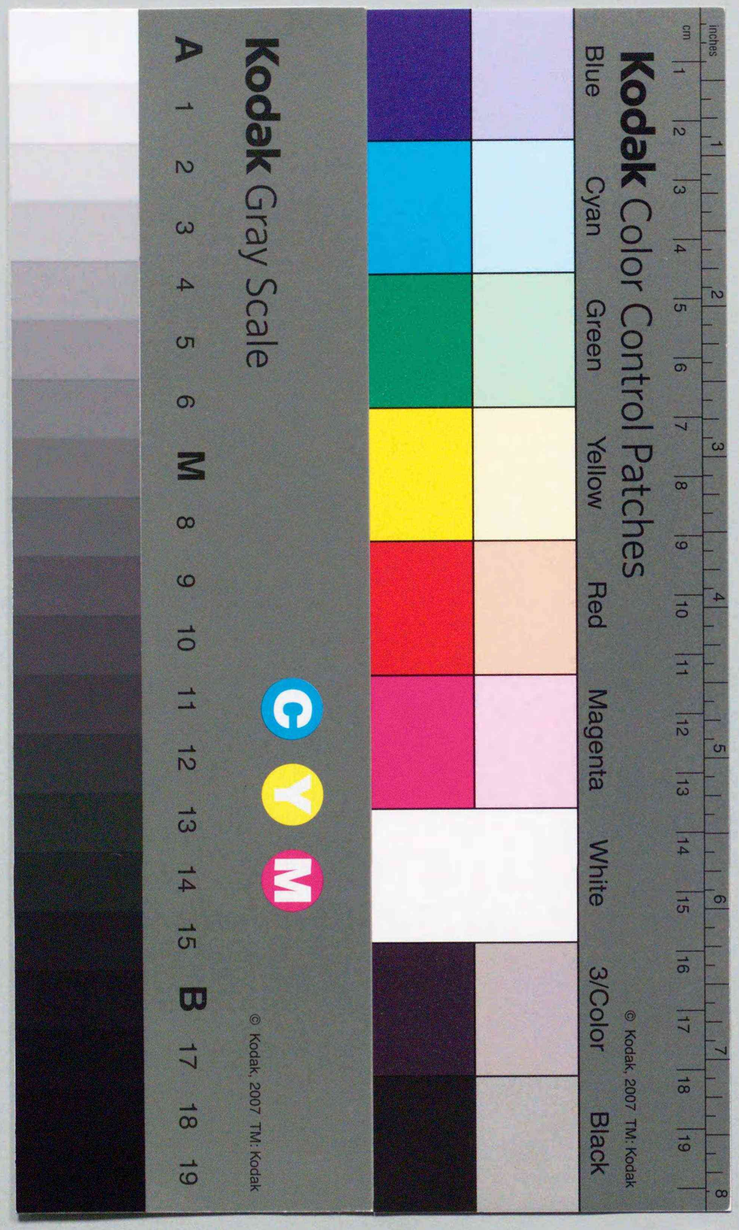
HOKKAIDO UNIVERSITY

| | |
|---|---|
| Title | 気流模型によるストーカ式ごみ焼却炉内のガス流動と混合に関する基礎的研究 |
| Author(s) | 角田, 芳忠 |
| Degree Grantor | 北海道大学 |
| Degree Name | 博士(工学) |
| Dissertation Number | 甲第4792号 |
| Issue Date | 1999-03-25 |
| DOI | https://doi.org/10.11501/3151473 |
| Doc URL | https://hdl.handle.net/2115/51601 |
| Type | doctoral thesis |
| File Information | 000000336664.pdf |

Hokkaido University Collection of Scholarly and Academic Papers : HUSCAP




(1)

# 気流模型による
# ストーカ式ごみ焼却炉内の
# ガス流動と混合に関する基礎的研究

1998年12月

角田　芳忠

# 目　次


第１章　序論

1－1. 研究の背景 1
1－2. 既往の研究 3
1－3. 研究の位置付け 5
1－4. 研究の目的 8
1－5. 本論文の構成 10

第２章　シャボン玉注入流跡法可視化実験

2－1. はじめに 14
2－2. 実験 14
2－2－1. 実験装置と実験方法 19
2－2－2. 実験データの座標化 20
2－2－3. 実験条件 20
2－3. 実験結果と考察 20
2－3－1. 流跡線図 27
2－3－2. 重なり度と混合指標 33
2－3－3. 流速ベクトル図 34
2－4. まとめ

第３章　トレーサ実験および反応実験

3－1. はじめに 40
3－2. 実験 41
3－2－1. 実験装置 45
3－2－2. 実験方法 48
3－2－3. 流速データの検討 52
3－2－4. 実験条件 52
3－2－5. 測定データの換算 55
3－3. 実験結果と考察 56
3－3－1. 実験の再現性 63
3－3－2. トレーサフラックス分布 67
3－3－3. シャボン玉トレーサとの比較 69
3－3－4. $O_3$との反応によるNO濃度分布の変化 71
3－3－5. 反応率 74
3－3－6. 重なり度および滞留時間と反応率の関係
3－4. まとめ

第４章　汎用熱流動解析ソフトウェアによる数値シミュレーション
4−1. はじめに 76
4−2. 解析方法
4−2−1. 幾何形状の定義と格子形成 77
4−2−2. 解析条件の設定 78
4−2−3. 流入境界条件 79
4−2−4. 反応計算条件 83
4−2−5. 計算の収束条件の検討 83
4−2−6. 乱流モデル定数 84
4−3. 結果と考察
4−3−1. 流入境界値における $k$ と $\varepsilon$ 85
4−3−2. 反応計算 122
4−3−3. 計算の収束条件 127
4−3−4. 乱流モデル定数の評価 129
4−4. まとめ 130

第５章　セミホットモデルによる研究
5−1. はじめに 137
5−2. 実験方法
5−2−1. 実験装置 138
5−2−2. 実験条件 138
5−2−3. 流量収支と熱収支の確認 141
5−3. 数値シミュレーション
5−3−1.解析条件 142
5−3−2.流入境界条件 143
5−4. 結果と考察
5−4−1.流跡線図と流速ベクトル図 144
5−4−2.トレーサフラックス分布 163
5−4−3.温度分布 168
5−4−4.コールドとホット条件の比較 171
5−4−5.温度条件およびレイノルズ数の影響に関する検討 176
5−5. まとめ 178

第６章　結論
6−1. 論文内容のまとめと研究の成果 180
6−2. おわりに 182

謝辞 184



# 第１章　序　論

## 1−1. 研究の背景

一般廃棄物（都市ごみ）の排出量は年々増加傾向を続けていたが，Fig. 1-1 に示すように年間 5,000 万トンという依然高い水準にあり，大量生産・大量消費・大量廃棄という社会構造の見直しが叫ばれ，発生抑制・リサイクル対策が推進される中で横ばい状態にある。一方，「容器包装リサイクル法」の 1997 年４月からの本格施行により，廃棄物の減量化対策として，ごみとなるものを作らない・使わないという発生抑制の努力と合わせて，再生・再利用というリサイクル対策が今後より一層推進されることが期待されている。

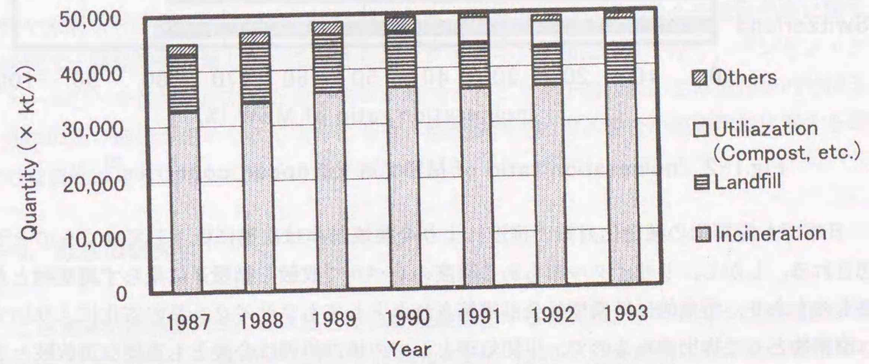



Fig.1-1 Time-variation of treatment process for municipal solid waste[1)]

焼却処理などの廃棄物の無機化・減容化を目的とする中間処理は，廃棄物政策全般からみると発生抑制・リサイクル対策に継ぐ優先順位として位置付けられている。日本では国土が狭く最終処分場である埋め立て用地の確保が難しいことから，減容率が高く処理の迅速性・衛生面での優位性などの理由により焼却処理が主流となってきた。Fig. 1-1 に示すように，資源化率に増加傾向がみられる中で焼却処理は依然全体の 75%程度を占め続けており，一般廃棄物の焼却処理施設も小規模分散型という状況で全国に約１８００ヵ所あまりが現在稼動している。

ごみ焼却率 75%程度という数字は諸外国と比べるとかなり高く，後述するダイオキシン類問題に関連して大量廃棄時代の産物として議論の的になっている一面がある。ヨーロッパ諸国ではごみの焼却処理が集約型のエネルギー利用という形で早くから行われてきたが，Fig. 1-2 に示すようにごみ焼却率は 50%以下のところが多く，それぞれの国情に応じて堆肥化・直接埋立・リサイクルなどの方策と合わせて廃棄物処理を行っている。

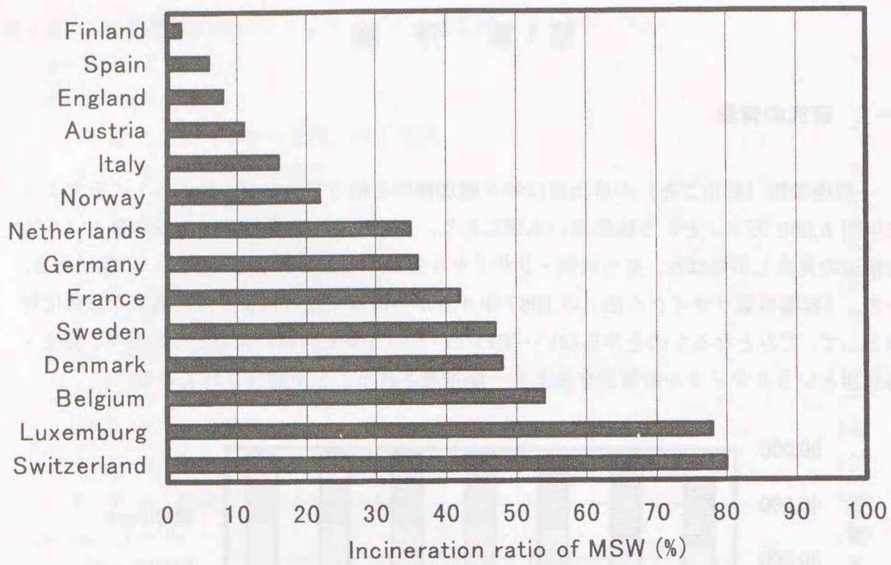



Fig.1-2 Incineration ratio of MSW in European countries[2)]

日本でも廃棄物の減量化対策の推進により今後焼却率は次第に低下してゆくものと予想される。しかし，リサイクル率もある程度のレベルで収斂し循環系に乗らず廃棄物となるものもあり，将来的に循環型社会が構築されたとしてもリサイクル品の劣化によりいずれ廃棄物として排出されるので，中間処理としての焼却処理は今後とも重要な選択肢として存在し続けると考えられる。また，ごみの燃焼排ガスが持つ熱エネルギーは現状では十分に活用されているとは言えず，未利用エネルギーの有効利用および将来的なエネルギー政策における廃棄物発電という観点から，今後はサーマルリサイクルとの位置付けで利用促進が考えられている。

ごみの焼却処理は現在，ダイオキシン類問題に直面している。ごみの焼却に伴い発生するダイオキシン類は，強い毒性・催奇性・生殖機能障害の可能性などをもつ危険物質として連日のようにマスコミに大きく取り上げられ社会問題化している。ダイオキシン類の発生源には廃棄物焼却・製鉄プラント・自動車排ガス・家庭暖房などがあるが，日本では都市ごみ焼却に由来するダイオキシン類の発生が大部分を占めると言われており[3)]，ごみの焼却処理はダイオキシン類発生の元凶と騒がれている。前述したように，日本では，高温で安定燃焼を持続しやすい全連続焼却施設（２４時間運転）に比べ不安定な燃焼になりがちな小規模焼却施設が圧倒的に多く，ヨーロッパ諸国に比べダイオキシン類削減対策が大幅に遅れたこと，さらにはダイオキシン類に関する情報開示が不十分であったことによりごみの焼却処理に対する不信感が広がっている。1990 年の「ごみ処理に係るダイオキシン類発生防止等ガイドライン」（旧ダイオキシン類ガイドライン）の厚生省通知，さらに 1997 年のダイオキシン類ガイドラインの改正，大気汚染防止法による法規制が行われ本格的なダイオキシン類削減対策が始まっており，ごみの焼却処理に対する信頼回復が急がれている。



ダイオキシン類の抑制手法としては燃焼改善による方法と排ガス処理による方法が提唱されている[4)]が，そのうち，燃焼改善による方法では，燃焼室内での高温反応の維持，ガス混合促進，反応時間（滞留時間）の確保の３要素が重要であることがよく知られている。1997 年厚生省通知の新ダイオキシン類ガイドラインでは，新設の焼却炉において燃焼室温度を 850℃以上，滞留時間を２秒以上としている。また，バグフィルタによる集じんや活性炭吹き込みなど排ガス処理による方法で大気中に放出するダイオキシン類の量を減らすことができても，分解せずに集じん飛灰へ移行するダイオキシン類が多ければ全体として環境への負荷を低減することはできず，発生源である焼却炉燃焼室内でのダイオキシン類や未燃成分の発生抑制は極めて重要となり，燃焼室内でのガス混合や流動現象に関する研究は一層重要性を増している。さらに，ダイオキシン類ばかりでなく，ベンゼン・フェノールなど今後規制の対象となる物質が増加することが予想され，ごみ焼却炉内ではより効率の高い燃焼が求められるようになり，燃焼室内でのガス混合や流動現象に関する研究の重要性はさらに増してゆくと考えられる。

## 1－2. 既往の研究

ごみ焼却炉燃焼室内でのガス混合や流動現象に関する研究は，ダイオキシン類問題が顕在化し，旧ダイオキシン類ガイドラインが通知された 1990 年以降次第にその数が増加してきているが，大別すると次の３つに分類することができる。

① 実炉における焼却炉形状や二次空気挿入の改造効果を確認したもの
② 模型実験による燃焼室内の流れ解析や反応研究
③ 熱流動解析ソフトウェアによる数値シミュレーション

①の代表例として，早田[5)] [1992]らが行なった既設ごみ焼却炉の改造効果報告がある。ここでは，燃焼室の壁にノーズとよばれる突出した部分を設けて焼却炉形状を改造し燃焼室内の混合効果を高めることにより，排ガス中の一酸化炭素（CO）やダイオキシン類の濃度を大幅に低減できたとしている。焼却炉形状の改造に先立ち，水流模型による可視化実験や熱流体解析ソフトウェア（STREAM）を用いて燃焼室内のガスの流速分布や温度分布を求めているが，燃焼室内に関しては炉形状変化による定性的評価にとどまっており操炉条件の改善に主眼がおかれている。

その他，宮田[6)][1992]らは，実機において二次燃焼室で二段階の空気吹き込みをすることにより排ガス中の CO 濃度やダイオキシン類を低減できたと報告している。さらに，茂木ら[7)][1992]は，流動床式ごみ焼却炉において二次空気ノズルを追加したり給じん装置を改

造するなどして，排ガス中のCO濃度が低く安定した運転が可能になったと報告している。

②に関する例としては，Fehr [8] [1992]らが実炉での操炉条件の最適化を図る目的で行なった1/33縮小透明水流模型（コールドモデル）を用いて酸・塩基中和反応によって燃焼を模擬した研究がある。彼らは二次空気噴流の分配・方向を制御パラメータとして特定し，渦流を含む流線プロットを作成している。しかし，概略の流線プロットにとどまっていること，一次空気と二次空気の異なった流量比での検討など幾つかの課題を残している。

また，前述の早田[5]らは，1/10水流模型による可視化実験において水面にアルミ粉を浮遊させる表面浮遊法を用いて，模型の形状および二次空気の吹き込み位置の違いによる燃焼室内のガス流れ変化を定性的に観察している。その他，山口[9] [1996]らは1/30透明アクリル模型を用いてプロピレングリコールを気化させた煙をレーザー光発生装置で観察し可視化しているが，これらはいずれも視覚的情報を得て定性的理解を深める程度にとどまっている。

また，模型を用いた反応実験研究として，石見[10] [1994]らは，二次燃焼室のホットモデルを用いて一酸化炭素（CO）と空気を混合させ，COの酸化反応におけるガス温度・$O_2$濃度・滞留時間の影響を調べている。さらに，COの酸化反応に関する反応速度式を求めその有用性に言及しているが，炉形状や噴流などの設定条件が反応に及ぼす影響については検討していない。

③に関しては，計算機の高速化・簡便性の向上・低廉化により近年特に研究が盛んになってきている。劉[11] [1993]らは，重合格子法を用いた数値シミュレーションソフトウェアを開発し，傾斜した壁部分の処理をして二次空気噴流による局部変化が激しい部分を細かく解析している。二次空気吹き込みパターンの違いによる燃焼室内のガス流速分布を示してガス混合に言及している。また，堀井[12] [1993]らは熱流動解析ソフトウェアを作成して数値シミュレーションによるごみ焼却炉内の現象把握を試み，多くの制約・仮定を設けつつも浮力効果を考慮する必要性を力説している。

Ravichandranら[13][1992]は，有限要素法を用いた二次元等温流の焼却炉数値シミュレーションの研究において，火格子からのガス流れや噴流からのトレーサ濃度分布を求めて前壁・後壁からの噴流による混合効果を計算によって評価している。

また，石見ら[14),15)] [1994]は，既設炉燃焼室内でのCO濃度・$O_2$濃度・温度分布測定による燃焼状況把握の後，汎用熱流動解析ソフトウェアFLUENTを用いて炉形状および二次空気吹き込みの最適化検討を行ない，既設炉の燃焼改善に有効に役立てることができたとしている。しかし，炉出口断面のみでの実測と炉形状変化や二次空気吹き込みによる改善効果の比較評価にとどまっており，十分な炉内の現象解析には至っていない。

今村ら[16] [1994]は，汎用熱流動解析ソフトウェアSTAR-CDを用いて，燃焼化学反応における渦消散モデル中のモデル定数をホットモデルを用いて得られたCO濃度の実験値と計算値との比較から特定しようと試み，３通りのモデル定数の組み合わせから実験値とより適合したモデル定数を得て反応速度を大き目に考えるべきだとしている。また，木下



ら[17] [1996]は同様に燃焼反応に渦消散モデルを適用し，既存施設でのCO濃度の測定値からモデル定数とごみ処理量とを関連づけ，ごみ処理量に応じた反応速度定数の選定が可能であるとし，これにより排ガス中のCO濃度予測が可能になったとしている。

その他，数値シミュレーションの検証に関するものとして，劉[18] [1998]が行なった実機の1/2のモデル炉を用いたごみ固形燃料（RDF）燃焼下での研究がある。ここでは，汎用熱流動解析ソフトウェアCFX-Flow3Dと放射伝熱解析ソフトウェアRAD-3Dを用いて，温度分布とCO濃度分布について実測値と計算値を比較し，傾向的によく一致し数値シミュレーションの有効性が検証できたとしている。パイロットスケールによる燃焼実験であり実炉の操炉条件に近い興味深い研究であるが，CO濃度の低濃度域における実測値と計算値の差が大きい。高温燃焼実験であるがゆえに流速データの実測値がなく，CO濃度の大きな差もガス流れ状況の不一致が影響しているものと考えられる。

## 1−3. 研究の位置付け

「1-1. 研究の背景」においてごみ焼却炉燃焼室内でのガス混合や流動現象に関する研究の重要性を述べ，「1-2. 既往の研究」では従来研究を整理して実用的な研究に主眼が置かれ，ガス流動や混合現象に関する基礎的・定量的な特性把握が不足していることを指摘した。合理的な焼却炉の設計や操炉条件の検討，例えば，燃焼室容積・炉形状・二次空気の吹込み位置や吹込み量などを適正化して微量有害物質などの低減化を図ろうとするためには，燃焼室内のガス流動・混合特性の定量的把握が不可欠となる。

一方，ストーカ式焼却炉によるごみの焼却技術は，ヨーロッパからの技術導入や石炭の燃焼技術を基にした日本の独自開発によるものなど４０年近い歴史を持ち，数多くの改良・開発の経験をへて燃焼室内でのごみの燃焼，燃焼ガスの混合や流動現象についての定性的理解は進んでいる。しかし，実用面での検討が優先され基礎的研究がおろそかになっていた側面があり，また以下に述べる燃焼室内での物理化学現象の複雑性もあって，基礎的・定量的な特性把握の研究が不足している。

ストーカ式焼却炉におけるごみの燃焼に関しては，成書 19)，20)，21)において詳しく述べられており，ごみの燃焼過程は模式的にFig.1-3のように示される[19]。

それらによると一般的には，第１燃焼室（または主燃焼室）では，燃焼過程により乾燥帯・燃焼帯・後燃焼（おき燃焼）帯に大きく分けられ，ごみ燃焼は乾燥・熱分解（ガス化）・着火・（火炎）燃焼・おき燃焼と各過程が時間的・空間的に多少の重複をしながら順次進行する。さらに，ガス流れ下流の第２燃焼室（または再燃焼室）では未燃ガスや浮遊炭素粒子の燃焼の完結が求められ，必要な燃焼室容積，二次空気との混合に適する炉形状・空気吹込み位置の選定が重要であると理解されている。

実際のストーカ式ごみ焼却炉内で起こると考えられている現象の特徴を，現象の複雑性という観点から整理すると以下のようになる。

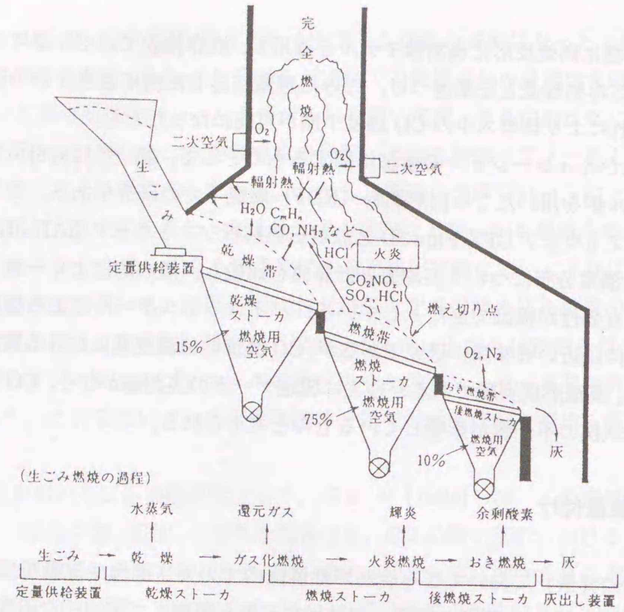



Fig.1-3 Schematic diagram of combustion process in a stoker type incinerator[19)]

①乾燥帯・燃焼帯・後燃焼帯で，ごみ層厚・発生ガスの性状が大きく異なる

乾燥帯では，高温燃焼ガスや天井アーチ部からの輻射乾燥，ストーカ下からの高温空気による通気乾燥による水分蒸発があり，ごみ層表面での可燃物のガス化・着火現象が起きる。燃焼帯では揮発分の盛んな火炎燃焼があり，後燃焼帯では残留炭素や難燃物などの残さ分の燃焼が行われる。

②第１燃焼室出口における異なる領域からのガスの合流・二次空気噴流の流入

ガスの組成・温度・流量などがそれぞれ異なる乾燥帯・燃焼帯・後燃焼帯からの流れが第１燃焼室出口付近で合流し，かつ二次空気噴流による混合・攪拌効果によりガス中の未燃成分の低減化が図られる。

③主燃焼域での高温燃焼

乾燥帯から燃焼帯にかけてのガス化燃焼，燃焼帯中央部での旺盛な火炎燃焼など異なる空気過剰率および高温での燃焼反応がある。

④種々の化学物質の生成

NOx，SOx，HCl，DXN 類などの生成や様々な物質の複合的な化学反応がある。

⑤燃焼ガスと炉壁との接触・輻射熱伝達，外部への放熱などの伝熱現象

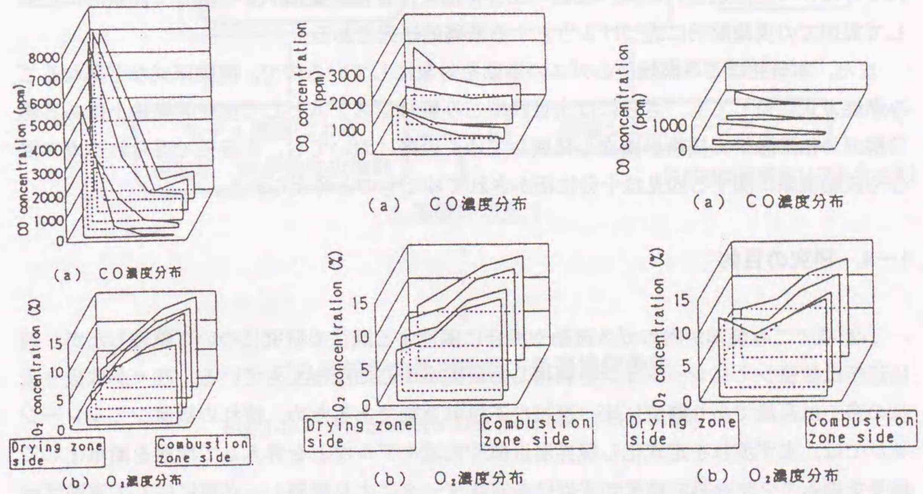
焼却炉壁面は，レンガ・ボイラ水管・空冷壁などにより構成され，燃焼室内では燃焼ガスによる接触および輻射熱伝達や壁面からの輻射や放熱など伝熱現象がある。



⑥その他，吹き抜け現象・ごみ質の変動

ごみは易燃物・難燃物・不燃物が混在しており，易燃物が先燃えして燃焼空気の吹き抜け（ブローホール）現象がおきたり，局部燃焼がおきる場合がある。また，供給装置から後燃焼ストーカに至る間では，ごみは反転・燃焼を伴いながら移動しその層厚を変化させていく。

以上のように，ストーカ式ごみ焼却炉内では高温での燃焼反応や様々な化学反応が複雑に絡み合って進行し，異なる流れの合流・二次空気噴流による混合や伝熱・輻射現象もあるなど極めて複雑で，実際のごみ焼却炉燃焼室内の現象を実験装置内で模擬することはほとんど不可能である。それゆえ，ごみ焼却炉燃焼室内の現象の特徴的な一部分のみではあるが，それを模擬した模型実験や数値シミュレーションによる研究が必要になる。




Case-Ⅰ (without Nose & OFA jet)　Case-Ⅱ (with Nose only)　Case-Ⅲ (with Nose & OFA jets)

Fig.1-4 Examples of the observed data of CO and $O_2$ concentration in a stoker-type incinerator[14), 15)]

上述した燃焼室内での現象の一部，例えば，ガス組成が異なる流れの合流や二次空気噴流による混合・攪拌効果に関しては，実際のごみ焼却炉における未燃ガス成分の挙動や温度分布に関する測定例でも表されている。50 t/d 全連続式焼却施設（24 時間運転炉）の第１燃焼室出口における CO と $O_2$ の濃度分布測定例[14), 15)][1994]では，ノーズと二次空気吹込みのない場合に前壁側（乾燥帯側）で CO 濃度が極端に高く，後壁側（燃焼帯側）で $O_2$ 濃度が高い状態（Fig.1-4 の case-Ⅰ）になっている。そして，後壁ノーズの適用（Fig.1-4

のcase-Ⅱ），さらには二次空気吹込みの追加（Fig.1-4のcase-Ⅲ）によりCO濃度の低減化・$O_2$濃度の平均化が観察されている。また，300 t/d全連続式焼却施設における温度分布測定例[22] [1995]では，ノーズと二次空気吹込みの適用により第２燃焼室内の炉壁から600mm離れた断面でのガス流れ方向の温度分布が820～860℃に均一化できたと報告されている。

本研究は，ごみ焼却炉内で起こると予想される様々の物理化学現象のうち，異なった流れの合流・二次空気噴流による混合などごみの燃焼後のガスの挙動に的を絞って研究を行うものである。実際の焼却炉内での現象を直接模擬するものではないが，コールドモデルによる基礎的な実験を積重ね，続いて汎用数値シミュレーションによる数値解析を行い，さらにセミホットモデルによる模型実験へと展開することにより，従来断片的にしか表されていなかった燃焼室内のガス流動・混合特性を，各種影響因子を考慮して体系的に把握して実炉での現象解明に近づけようとする基礎的研究である。

また，本研究はごみ燃焼後のガスの挙動を対象にしているので，流動床式など異なるごみ燃焼方式に対しても，さらには次世代型ごみ焼却システムとして現在開発途上にある熱分解ガス化溶融炉の技術が確立し発展してゆく段階においても，本研究で得られるガス混合や流動現象に関する知見は十分に活かされてゆくものと考えられる。

## 1－4. 研究の目的

1-2 項でごみ焼却炉内のガス流動や混合に関連する既往の研究について整理したが，特に近年は数値シミュレーションを利用した研究が中心になってきている。我々が取扱う流れの多くは乱流であり層流に比べ複雑な不規則運動であるため，流れの数値シミュレーションでは，まず流れを定式化し境界層近似や乱流モデルなどを導入して問題を簡単化して結果を得ることになる。結果の妥当性を実験データにより評価し，必要に応じて実験データから新たな経験関係式を導き乱流モデルやシミュレーションアルゴリズムの改善を行うというのが，一般的な乱流数値計算の流れである[23]。

ごみ焼却炉の燃焼室内は９００℃前後の高温状態でありパイロットプラントないしは実炉における精度の高い測定が難しいこと，さらにはごみの性状の不均一性に起因して定常状態を作り出すことが難しいことなどにより，系統だった実験値および実測値が不足しており数値シミュレーションの有効性・信頼性の検討も十分に行われていない。

Fig. 1-5に本研究の概要示す。本研究では，ごみ焼却炉内の現象を実験的に明らかにするとともに数値計算の妥当性・信頼性の検討には実験値が不可欠であるとの観点に立ち，以下に述べる目的をもって研究を行う。

まず，基礎的な研究の出発点として，ストーカ式焼却炉の幾何的二次元相似模型を用いたコールド条件下での流動・混合特性把握のために，



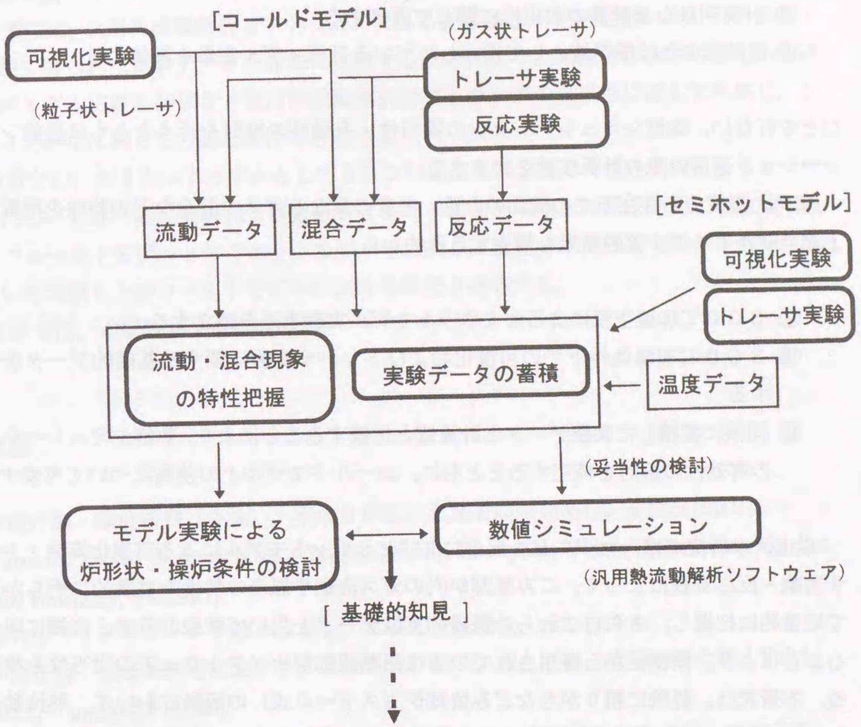



Fig.1-5　Framework and purpose of the study

① シャボン玉を粒子状トレーサとして模型実験による可視化手法を確立する
② 焼却炉形状や二次空気噴流などの各種影響因子を組み合わせた条件でのガス流動に関する基礎的実験データを得る
③ ガス成分を用いたトレーサ実験と反応実験の実験手法を確立する
④ NOを気体トレーサとして乾燥帯・燃焼帯・後燃焼帯から流入するガスが焼却炉模型内にどのように広がるのかを実験的に求める
⑤ NOと$O_3$の反応を利用して，乾燥帯・燃焼帯・後燃焼帯から流入するガス中の成分が模型内でどのように混合し反応するのかを実験的に求める

さらに，流速ベクトル・トレーサ分布などの蓄積した実験データを計算値と比較することにより，汎用熱流動解析ソフトウェアにおいて，

⑥ 流入境界条件等の設定条件の影響を評価する
⑦ 計算回数など計算の収束性に関して評価する
⑧ 標準値または推奨値として用いられている乱流モデル定数を評価する

などを行ない，数値シミュレーションの妥当性・有効性の検討を行うとともに数値シミュレーション適用の際の計算技術を確立する。

また，温度分布存在下での流れの合流，密度の異なるガスの混合などの特性を把握し，上記コールドモデル実験結果を補完する目的から，

⑨ ３００℃加温空気によるセミホットモデル実験手法を確立する
⑩ ３００℃加温条件下での可視化およびトレーサ実験に関する基礎的データを蓄積する
⑪ 同様に蓄積した実験データと計算値と比較することにより，数値シミュレーションの有効性の検討を補完するとともに，コールドモデルとの差異について考察する

以上，本研究では，コールドモデルおよびセミホットモデルによる可視化実験・トレーサ実験・反応実験によって，ごみ焼却炉内のガス流動や混合の特性を実験的に明らかにして定量的に把握し，さらにこれらの基礎的実験データを用いて数値計算値と詳細に照合することにより，簡便性から多用されている汎用熱流動解析ソフトウェアの妥当性を検討する。本研究は，経験に頼りがちなごみ焼却炉（ストーカ式）の設計において，熱流動数値シミュレーション手法の設計支援ツールとしての信頼性向上に寄与するばかりでなく，モデル実験による炉形状・操炉条件に対する示唆を得て，それらを相互に補完しあいごみ焼却炉の最適設計に結び付けようとするものである。

### 1－5.　本論文の構成

本章では，研究の背景について述べ，ごみ焼却炉燃焼室内の混合やガス流動に関する既往の研究を整理した。さらに，本研究の位置付けを明確にしつつ，研究の目的について詳述し本研究の方向性を明らかにした。以下に，本論文の構成に関して概略を述べる。

第２章では，シャボン玉を粒子状トレーサとするコールドモデルによる注入流跡法可視化実験法について述べ，得られた流跡データを用いて各種設定条件における燃焼室内でのガス流動および混合について考察する。

第３章では，一酸化窒素（ＮＯ）をガス状トレーサとするトレーサ実験と，ＮＯとオゾン（$O_3$）の常温での反応を利用した反応実験法について述べる。トレーサ分布・反応分布・反応率などにより，各種設定条件における混合特性を考察する。さらに，ガス状トレーサとシャボン玉による粒子状トレーサのデータ比較により，本研究における流動実験の妥当性に関して論ずる。



第４章では，汎用熱流動解析ソフトウェアによる計算値と，可視化実験・トレーサ実験・反応実験で得られた実験データを詳細に比較することにより，流入境界条件の設定法の評価・乱流モデル定数の評価など汎用熱流動解析ソフトウェアの妥当性に関して考察し，ソフトウェア利用に際しての適正条件等を述べる。

第５章では，セミホットモデルとして３００℃加温条件下での可視化実験法，トレーサ実験法について述べる。実験および数値シミュレーションの双方の結果を用いて数種の設定条件でコールドモデルとセミホットモデルを比較し，温度分布存在下でのガス流動・混合について考察し上記コールドモデルにおける研究を補完する。

第６章では，本研究結果を総括する。

### 参考文献


1）環境庁編：環境白書（各論），平成９年版，大蔵省印刷局発行，p.135(1997)
2）Vaccani, Zweig & Associates : Trends in the European Waste Treatment Market and Industry, p8(1997)
3）酒井伸一：ダイオキシン類のはなし，日刊工業新聞社，p.24(1998)
4）平岡正勝：廃棄物処理におけるダイオキシン類の生成と制御，廃棄物学会誌，Vol.1, No.1, pp.20-37 (1990)
5）平岡正勝，武田信生，酒井伸一，金田晃，大賀貞彦，瀬川道信，手島肇，西垣正秀，早田芳浩：既設ごみ焼却炉におけるダイオキシン類の抑制に関する研究，廃棄物学会論文誌，Vol.3，No.2，pp.26-35（1992）
6）宮田治男，長沢健之，佐藤保夫，浜崎政司，吉田善章，東信治，田川知久：ごみ焼却炉の二次燃焼室二段混合システム，第３回廃棄物学会研究発表会講演論文集，pp.291-294(1992)
7）茂木幹夫，大迫修平：流動床炉既設炉改造による燃焼改善，第３回廃棄物学会研究発表会講演論文集，pp.295-298(1992)
8）Manfred Fehr, Jiri Vaclavinek : A Cold Model Analysis of Solid Waste Incineration, International Journal of Energy Research, Vol.16, pp.277-283（1992）
9）山口尚夫，米田主，加藤正滋，前健一：都市ごみ焼却炉における熱流体解析の応用，クボタ技報，No.31，pp.51-56(1996)
１０）石見忠之，山口尚夫，黒石智，東村一弘，米田主：都市ごみ焼却炉燃焼ガスの二次燃焼条件把握のための基礎実験，廃棄物学会論文誌，Vol.5，No.2，pp. 73-81(1994)
１１）劉大偉，早田芳浩，内田佳代，中島健，池田裕二：ごみ焼却炉内ガス流動と混合のシミュレーション，第４回廃棄物学会研究発表会講演論文集，pp.775-778(1993)

１２）堀井重希，平岡正勝，武田信生。岡島重伸：都市ごみ焼却炉を対象とした数値シミュレーションに関する研究，第４回廃棄物学会研究発表会講演論文集，pp.779-778(1993)
１３）M.Ravichandran, F.C.Gouldin : Numerical Simulation of Incinerator Overfire Mixing, Combustion Science and Technology, Vol.85, pp.165-185(1992)
１４）石見忠之，小山正晴，東村一弘，平山直道：都市ごみ焼却炉における燃焼特性（第１報，燃焼状態把握のための実験とシミュレーション），日本機械学会論文集Ｂ編，Vol.60, No.573, pp.280-286(1994)
１５）石見忠之，小山正晴，東村一弘，平山直道：都市ごみ焼却炉における燃焼特性（第２報，シミュレーションを用いた燃焼状態の改善），日本機械学会論文集Ｂ編，Vol.60, No.573, pp.287-294(1994)
１６）今村建二，折田寛彦，吉良雅治，渡辺誠一：ごみ焼却炉内の燃焼流れの近似シミュレーション，環境工学総合シンポジウム'94 講演論文集，pp.92-95(1994)
１７）木下民法，小山謙一，須鎗護，高橋和雄：都市ごみ焼却炉の排ガス CO 濃度の予測手法，第７回廃棄物学会研究発表会講演論文集，pp.618-621(1996)
１８）劉大偉：熱流体シミュレーション技法の検証，タクマ技報，Vol.6, No.1, pp.12-21(1998)
１９）志垣政信：絵とき廃棄物の焼却技術（改訂２版），オーム社，p.30(1998)
２０）平山直道編著：ごみ処理施設の構造と管理，（財）日本環境衛生センター，pp.148-157(1977)
２１）厚生省水道環境部監修：ごみ処理施設構造指針解説（焼却施設・粗大ごみ処理施設・高速堆肥化処理施設），（社）全国都市清掃会議，pp.179-191(1990)
２２）劉大偉，西垣正秀，武谷亮，中村恒明：都市ごみ焼却炉内熱流体シミュレーション，第６回廃棄物学会研究発表会講演論文集，pp.309-311(1995)
２３）日本機械学会編：流れの数値シミュレーション，コロナ社，p.265-280(1988)

なお，本論文に関する既発表論文は以下のとおりである。

[ 論文 ]

１）角田芳忠，安達弘幸，田中信壽，松藤敏彦：「気流模型によるごみ焼却炉内のガス流動および混合に関する研究 ― コールドモデルにおける注入流跡法可視化実験」，廃棄物学会論文誌，Vol.8，No.1，pp.22－30（1997）
２）角田芳忠，田中信壽：「気流模型によるごみ焼却炉内のガス流動および混合に関する研究 ― 第２報 コールドモデルにおける模擬反応実験」，廃棄物学会論文誌，Vol.9，No.5，pp.171－180（1998）

[ 講演論文 ]

１）角田芳忠，安達弘幸，田中信壽，松藤敏彦，大谷昌平：「気流模型を用いたごみ焼却炉燃焼室内のガス混合に関する研究 ― 注入流跡法による流れの可視化と解析」，第５回廃棄物学会研究発表会（1994）
２）角田芳忠，劉大偉，田中信壽：「BFC 法を用いた気流模型によるごみ焼却炉内ガス流動実験の解析」，日本機械学会，第５回環境工学シンポジウム（1995）
３）角田芳忠，井上陽仁，田中信壽，松藤敏彦，山本勝一郎：「焼却炉ガス流れの混合及び反応特性に関する実験的研究」，第６回廃棄物学会研究発表会（1995）
４）赤石隆宏，角田芳忠，田中信壽，松藤敏彦：「温度分布を持つごみ焼却炉燃焼室モデル内のガス流動と混合に関する研究」，第９回廃棄物学会研究発表会（1998）

# 第２章 シャボン玉注入流跡法可視化実験

## 2-1. はじめに

本章では，研究の第一段階として位置づけているコールドモデルによるガス流動実験について述べる。本実験はごみ焼却炉模型内の流動現象を実験的に明らかにするとともに，模型実験による可視化手法を確立すること，および焼却炉の形状や二次空気噴流などの各種影響因子を組み合わせた条件での基礎的実験データを得ることを目的として，常温状態でシャボン玉をトレーサとして用いた注入流跡法[1]で行なった。また，模型実験による可視化手法[2]には水流と気流があるが，実験の容易性・ホットモデルへの展開を考慮して気流模型を用いた。

## 2-2. 実験

### 2-2-1. 実験装置と実験方法

Fig.2-1に実験装置の概要を示す。シャボン玉は，流体への追従性・識別性・取扱いの容易性の面でトレーサとして優れており，その発生方法はFig.2-2-1，Fig.2-2-2に示す装置によりヘリウムガスと圧縮空気を用いた。シャボン玉液は台所用合成洗剤35%溶液を使用した。また，シャボン玉は粒径8.5～10.0mm，平均9.2mmである。さらに，模型内における無風状態(誘引通風機停止)でのシャボン玉の終末移動速度は0.11～0.17m/s，平均0.14m/sであり，この値を用いて求めた空気に対する比重はほぼ0.77である。

燃焼室模型は，実際のストーカ式焼却炉と二次元で幾何学的に相似な1/10模型で，中が透けてみえるように厚さ10mmの透明アクリル板で作られている。その寸法は，長さ約1200mm，高さ約3000mm，ガス流路幅495mmであり，二次元流れを想定して奥行きは100mmと薄型にした(詳細寸法についてはFig.2-3を参照)。　また，炉の形状変化，二次空気吹き込み位置，滞留時間の影響に関する実験条件を変えられるように，ノーズ(炉壁突起部)・二次空気ノズル(OFA　Nozzle)・燃焼室高さ調節用スペーサをそれぞれ着脱可能なものとした。

流れの相似性については，装置の物理形状と二次燃焼室でのRe数を一致させることとした。Re数に関しては次のように定義することにより計算し実炉のものと比較した。

$$Re = Bu/\nu$$

ここで，　B ： 代表長さ(m)，模型内二次燃焼室部流路幅(=0.495)

u ： 代表速度(m/s)，トレーサの流れ方向成分平均流速(実測値)

$\nu$ ： 動粘性係数($m^2/s$)，模型内空気の値($=0.155\times10^{-4}$)

本実験でのRe数は39800～53200である。このRe数は実際のごみ焼却炉設計時の1/2～



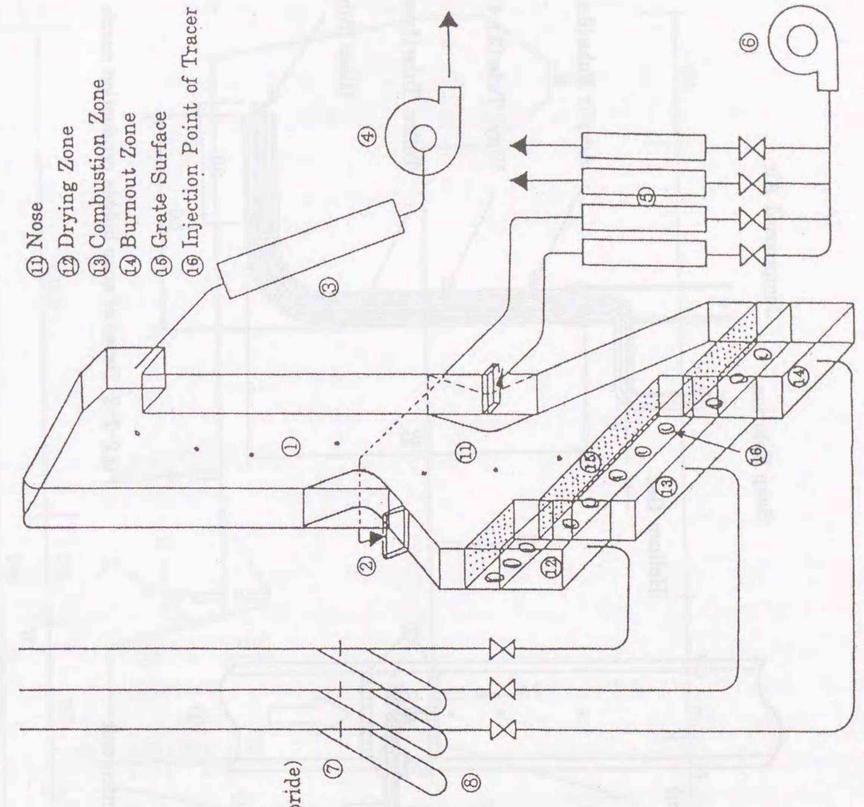



Fig.2-1 Schematic diagram of experimental apparatus

①Combustion Chamber Model
②Perforated Boards (The upper is grate surface.)
③Soap Bubble Production Nozzle
④Soap Solution
⑤Flow Meter
⑥Helium Gas Cylinder
⑦Air Compressor

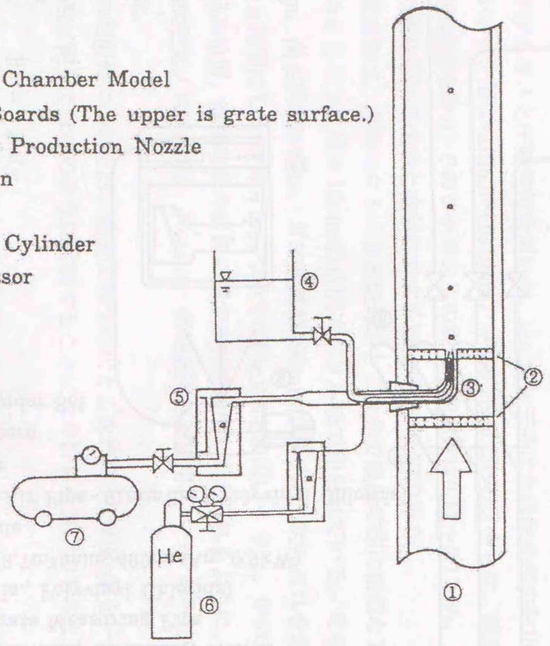



Fig.2-2-1 Schematic diagram of soap bubble production unit

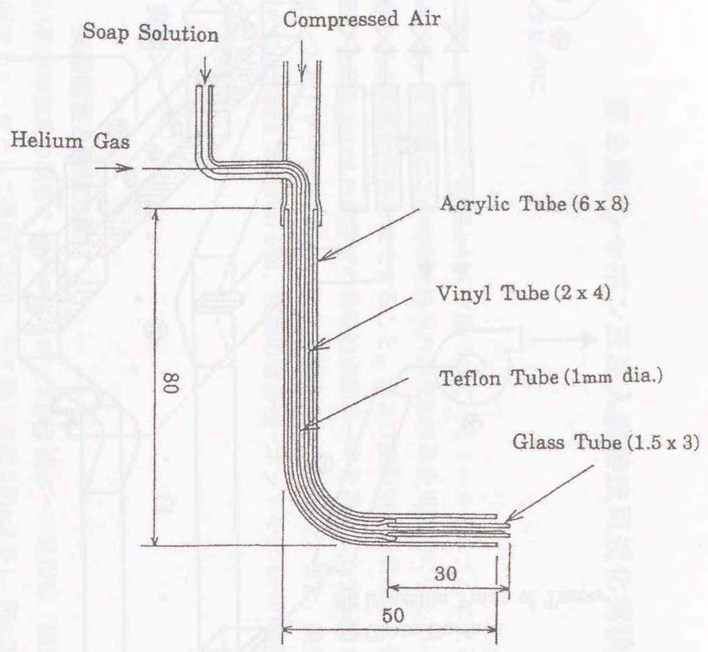



Fig.2-2-2 Detail of soap bubble production nozzle

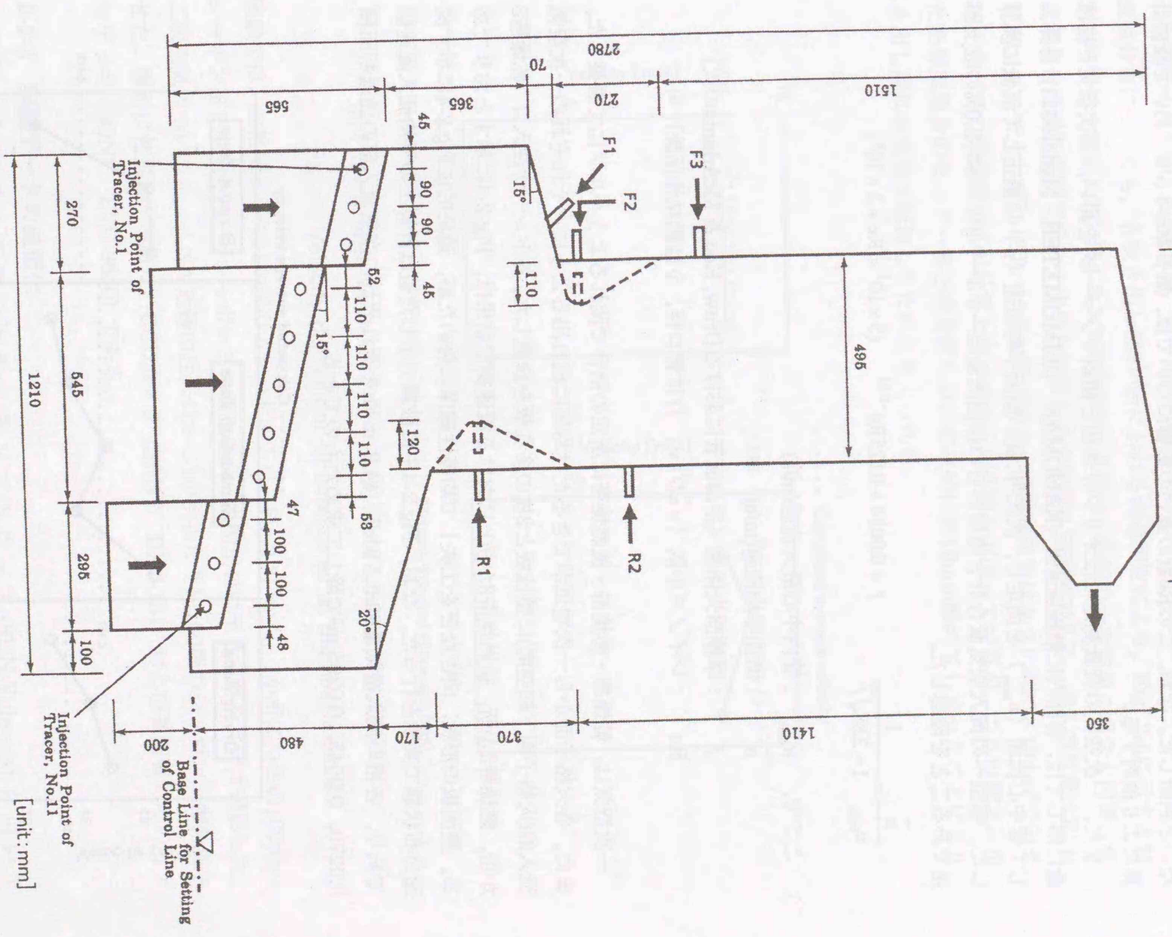



Fig. 2-3 Dimension of model chamber and Nose &OFA nozzle location

1/3程度であるが，Re数がかなり大きいのでこの程度の違いでは流れの現象に大きな差異はないと判断した。なお，このRe数の違いの影響については，第５章5-4-5項において数値計算により検討する。

また，一次空気の流量測定にはオリフィス板と傾斜マノメータを用い，二次空気と総流量に関しては，管路内に熱線風速計 (KANOMAX CLIMOMETER Model6511) を挿入して管中心流速（$u_{max}$）を測定し，次式[3]に従い断面平均流速（$\bar{u}$）に補正して流量に換算した。模型への流入空気量合計と模型からの排出流量は－5.3～7.2%，平均2.0%の収支誤差であることを確認した。

$$\frac{\bar{u}}{u_{max}} = \frac{1}{1+2.88\sqrt{f}} \qquad f = 0.0014 + 0.125\mathrm{Re}^{-0.32} \quad (3\times10^3 < \mathrm{Re} < 2\times10^6)$$

ここで，
- $u_{max}$ ：管内中心最大流速(m/s)
- $\bar{u}$ ：断面平均流速(m/s)
- $f$ ：摩擦損失係数（平滑面管におけるDrew, Koo & McAdamsの式）
- Re ：レイノズル数（$=\bar{u}D/\nu$，$D$は管口径，$\nu$は動粘性係数）

一次空気は，乾燥帯・燃焼帯・後燃焼帯に所定の割合で流れるようバルブにて調整した。また，各火格子面から一次空気ができるだけ均等に流れ出るように，それぞれの一次空気流入部(火格子面下部空間)に整流板と2枚の多孔板を設置した。各トレーサ注入口 (乾燥帯3か所，燃焼帯5か所，後燃焼帯3か所) における流速測定結果は，Fig.2-4に示すとおりである。整流板の形状，向きなどを工夫して均等性確保に努めたが，最終的にFig.2-4に示す流速分布状態で実験を行った。なお，Fig.2-4中に破線で示した値は計算上の平均流入流速値であり，各帯の流入空気量32.3，91.7，44.2 $m^3/h$をそれぞれの空気流入部の通過断面積0.0270，0.0545，0.0295 $m^2$で除して求めたものである。

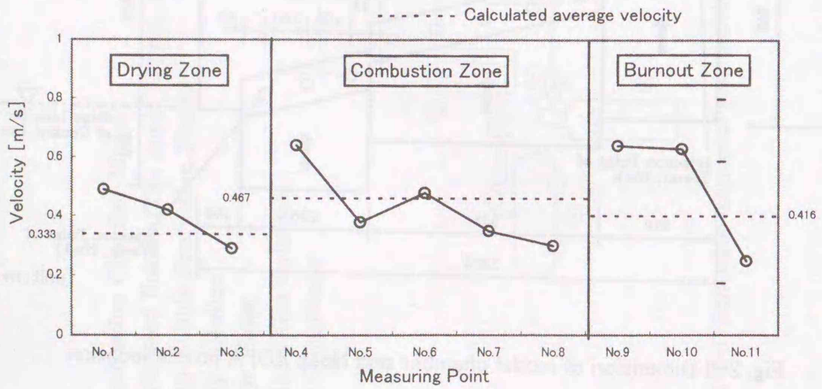



Fig.2-4 Velocity distribution of primary air under the grates



二次空気ノズルは，幅約5mm，奥行き約85mmの矩形開口である。ノズル部での二次空気流速分布についても，各吹き出し部3か所における流速測定により，Fig. 2-5に示すとおりその均等性を確認した。Fig. 2-5の破線で示した値は，前記の一次空気の場合と同様，流入空気量を通過断面積で除して求めた計算上の平均流入流速値である。流入空気量はF1およびF2ノズルでそれぞれ18.9，19.8 $m^3/h$であり，通過断面積はともに$4.25\times10^{-4}$ $m^2$である。なお，すべての流速測定値が計算上の平均流入流速値を下回っているが，これは測定に用いた熱線風速計のセンサー部と吹き出し口が結果的に約10mm離れてしまったことにより，吹き出し流れの流速が減衰したためと考えられる。

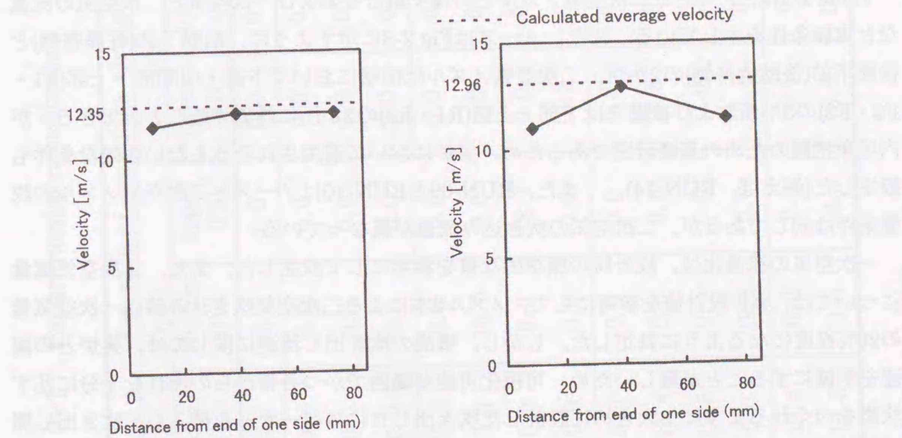



Fig.2-5 Velocity distribution of overfire air at the nozzle outlet

実験では，火格子面下の11か所のトレーサ注入口（Fig.2-3）から，1か所につき約100個のシャボン玉を発生させ，各シャボン玉の発生点から模型出口に至る流跡をビデオ撮影した。二次空気についても，ノズル近傍の注入口から1か所当たり約100個のシャボン玉を発生させた。撮影に使用した機材は，CCDカメラ (SONY DXC-151) および高画質対応のビデオデッキ (SONY EVO-9650) である。

### 2-2-2 実験データの座標化

撮影したビデオ画像を画像処理ソフトウェア (SUN-Videopix) を用いてEWS(Engineering Work Station)に画像入力し，画面上でマウス操作によりトレーサ流跡の座標化を行った。

EWSに入力されたビデオ画像の各画素にはそれぞれ(x, y)座標が割当てられるので，撮影されたトレーサは画面上での座標を得ることができる。ビデオをコマ送りしながら一つの

トレーサに注目して連続的に座標を記録してゆくことにより，そのトレーサの流跡データを得る。また，ビデオのコマ送り速度はあらかじめ知ることができるので，流跡データは速度情報も併せ持つ。コマ送り速度は，二次空気吹き込みのない実験RUN-01からRUN-04までは1/10秒で行い，二次空気吹き込みを伴うRUN-05以降はトレーサの流速が増加するため1/15秒で行った。

前述したように，撮影されたトレーサは注入口毎に100個ずつあるが，そのうち画像がはっきりしていてトレースし易いものを任意に10個ずつ選び座標化した。

### 2-2-3 実験条件

Table 2-1は，ノーズと二次空気ノズルとの種々組合せおよび一次空気と二次空気の流量など実験条件を示している。また，ノーズはFig.2-3に示すように，前壁下部(乾燥帯側)と後壁下部(後燃焼帯側)の2か所，二次空気ノズルは前壁において下部・中間部・上部(F1・F2・F3)の3か所および後壁では下部・上部(R1・R2)の2か所に設置することができる。炉内現象把握のための基礎研究であるため，実炉において適用されそうもない極端な条件も設定した(例えば，RUN-14)。また，RUN-09とRUN-10はノーズと二次空気ノズルの設置条件は同じであるが，二次空気の吹き込み流量が異なっている。

一次空気の流量比は，設計時の標準的な値を参考にして設定した。また，二次空気流量については，実炉設計値を参考にして，ノズル2本による二次空気吹き込み時に一次空気量の20%程度になるように設定した。しかし，噴流の吹き出し流速に関しては，実炉との関連を明確にすることが難しいため，可視化可能な範囲でかつ各帯からの流れを十分に乱す状態をつくれるように，大きめに設計した吹き出し口にスペーサーを挿入して吹き出し開口面積を調整し，最終的には5mm×85mm (=4.25×10$^{-4}$ mm$^2$) の吹き出し開口として固定した。基礎データ把握の観点から強力な噴流吹き込みによる現象の明確化が必要であると判断し，後述の流跡線図にみられるような十分な混合状態を作り出す二次空気噴流流速の設定とした。

## 2-3 実験結果と考察

### 2-3-1 流跡線図

流跡データはその存在位置を示す(x, y)座標データであり，それらを線で結ぶことにより流跡線を描くことができる。流跡線は，各RUN毎に一次空気については110本，二次空気に関しては1か所につき10本得られる。各RUNにおける流跡線図をFig.2-6-1～2-6-4に示す。

ストーカ式ごみ焼却炉では，乾燥・燃焼・後燃焼という過程で発生するガスの成分・濃度が異なり，乾燥帯に近い発生ガスほどCOなどの未燃成分の濃度が高く，燃焼・後燃焼と進むつれて酸素濃度が高くなっている。そこで，乾燥帯・燃焼帯前部・燃焼帯後部・後燃焼帯の4つのゾーンに大別し色分けして描くことにより，ガスの成分・濃度が異なる各ゾー



**Table 2-1 Experimental conditions**

| RUN No. | Flow rate of primary air (m$^3$/h) | | | | Flow rate of over-fire air (m$^3$/h) | | | | | | Flow rate of total air (m$^3$/h) | Nose setting and location | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | | | Front | | | Rear | | Sub-total | | Front | Rear |
| | Drying Zone | Combustion Zone | Burnout Zone | Sub-total | Lower (F1) | Medium (F2) | Upper (F3) | Lower (R1) | Upper (R2) | | | | |
| 01 | 32.3 | 91.7 | 44.2 | 168.2 | 0.0 | 0.0 | 0.0 | 0.0 | 0.0 | 0.0 | 168.2 | - | - |
| 02 | 32.3 | 92.6 | 44.2 | 169.1 | 0.0 | 0.0 | 0.0 | 0.0 | 0.0 | 0.0 | 169.1 | ○ | - |
| 03 | 32.3 | 92.6 | 44.2 | 169.1 | 0.0 | 0.0 | 0.0 | 0.0 | 0.0 | 0.0 | 169.1 | - | ○ |
| 04 | 32.3 | 92.6 | 44.2 | 169.1 | 0.0 | 0.0 | 0.0 | 0.0 | 0.0 | 0.0 | 169.1 | ○ | ○ |
| 05 | 30.8 | 91.7 | 43.2 | 165.7 | 18.2 | 0.0 | 0.0 | 0.0 | 0.0 | 18.2 | 183.9 | - | - |
| 06 | 30.8 | 92.1 | 44.2 | 167.1 | 0.0 | 18.0 | 0.0 | 0.0 | 0.0 | 18.0 | 185.1 | - | - |
| 07 | 30.8 | 92.1 | 44.2 | 167.1 | 0.0 | 0.0 | 18.7 | 0.0 | 0.0 | 18.7 | 185.8 | - | - |
| 08 | 32.3 | 91.7 | 44.2 | 168.2 | 0.0 | 0.0 | 0.0 | 18.2 | 0.0 | 18.2 | 186.4 | - | - |
| 09 | 32.3 | 92.1 | 44.2 | 168.6 | 9.5 | 0.0 | 0.0 | 9.7 | 0.0 | 19.2 | 187.8 | - | - |
| 10 | 32.3 | 92.1 | 44.2 | 168.6 | 18.4 | 0.0 | 0.0 | 19.8 | 0.0 | 38.2 | 206.8 | - | - |
| 11 | 30.8 | 91.2 | 43.2 | 165.2 | 19.6 | 0.0 | 0.0 | 0.0 | 19.8 | 39.4 | 204.6 | - | - |
| 12 | 30.8 | 91.2 | 43.2 | 165.2 | 0.0 | 19.4 | 0.0 | 19.8 | 0.0 | 39.2 | 204.4 | - | - |
| 13 | 32.3 | 91.2 | 44.2 | 167.7 | 19.4 | 0.0 | 0.0 | 18.4 | 0.0 | 37.8 | 205.5 | ○ | ○ |
| 14 | 32.3 | 90.7 | 44.2 | 167.2 | 19.8 | 0.0 | 18.4 | 18.9 | 19.8 | 76.9 | 244.1 | ○ | ○ |

Remarks ○: Install Nose -: Not install Nose

ンからの流れを識別できるようにした。

また，異なった色のシャボン玉の流跡線が重なったり近接するということは，異なった成分・濃度をもつガス同志の接触の可能性を示している。したがって，これら流跡線の様子によって炉内（模型内）のガス混合を論じることができると考えられる。

1）二次空気噴流がない場合

Fig.2-6-1にRUN-01～RUN-04の流跡線図を示す。RUN-01では，各ゾーンからの流れがほとんど混じり合うことなく，変化のない単純な流れとして下流に向かっている。RUN-02では前壁ノーズの背後に乾燥帯からの流れの旋回領域が，RUN-03では後壁ノーズの背後に後燃焼帯からの流れの小さな旋回領域みられるが，燃焼帯後部と後燃焼帯からのわずかな流れの重なりはあるものの全体としてはRUN-01の流れの様子と顕著な差はない。RUN-04では，前壁ノーズの背後に乾燥帯からの流れの大きな旋回領域が，後壁ノーズの背後には後燃焼帯からの流れの小さな旋回領域の存在が認められる。また，乾燥帯と燃焼帯前部，燃焼帯後部と後燃焼帯のそれぞれの流れは混合しているが，これらどうしの混合はみられない。第二燃焼室内（模型直胴部）でその1/3程度の幅を分け合って，二つの大きな流れとなっている。

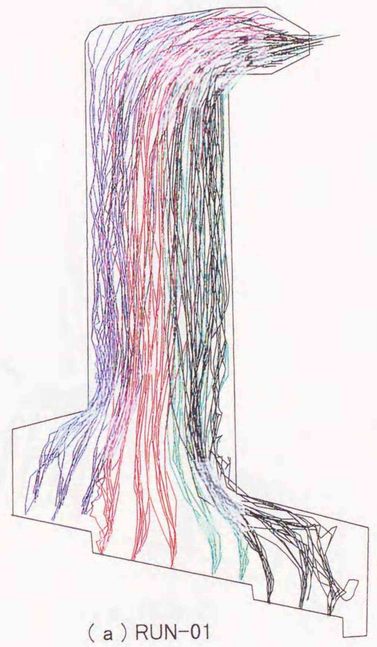
2）二次空気噴流が１ヵ所流入の場合

Fig.2-6-2にRUN-05～RUN-08の流跡線図を示す。RUN-05では，前壁からの強い噴流により乾燥帯・燃焼帯前部からの流れが後壁側に押出され燃焼帯後部と後燃焼帯からの流れと混合している。しかし，噴流背後に形成された大きな旋回領域には後燃焼帯からの流れの流跡は認められない。RUN-06はRUN-05に比べ噴流流入位置が下流にあるが，流れの混合状況はRUN-05と同様である。ただ，噴流背後の旋回領域には後燃焼帯からの流れの流跡が認められ，燃焼室直胴部での噴流流入により対面壁との距離がRUN-05に比べ狭まった影響と考えられる。噴流流入位置がより下流側にあるRUN-07ではRUN-06と類似傾向を示しているが，旋回領域には後燃焼帯からの流れの流跡は認めらず，流出口の近く旋回領域が小さくなった影響が考えられる。RUN-08は噴流流入位置がRUN-05とは反対の後壁側にあって流れも逆の様相を呈しており，噴流背後の旋回領域には最も遠い乾燥帯からの流れの流跡は認められない。

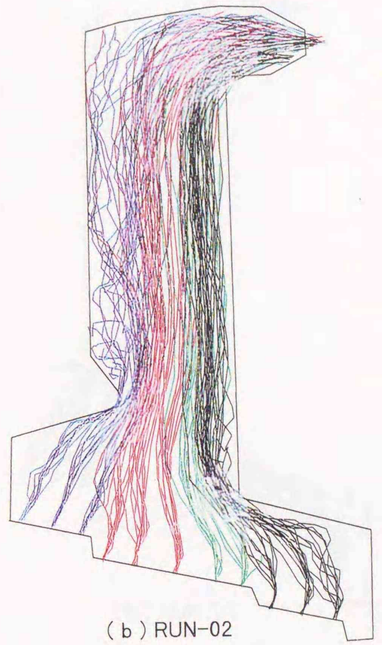
3）二次空気噴流が２ヵ所流入の場合

Fig.2-6-3にRUN-09～RUN-12の流跡線図を示す。RUN-09では，前壁・後壁の両方から噴流が流入しているが，後壁側噴流の背後に小さな旋回領域があるものの噴流が弱いため各帯からの流れの混合はよくない。また，RUN-10では後壁側二次空気ノズルの背後に燃焼帯後部と後燃焼帯からの流れによる旋回領域がある。さらに，双方の二次空気噴流により各ゾーンからの流れが混合され，第二燃焼室上部に拡がりを見せている。RUN-11で

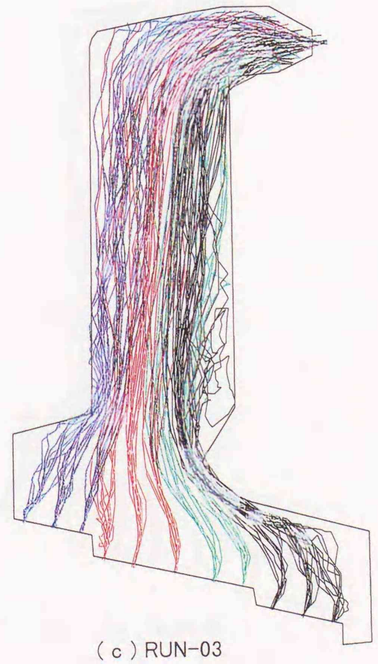




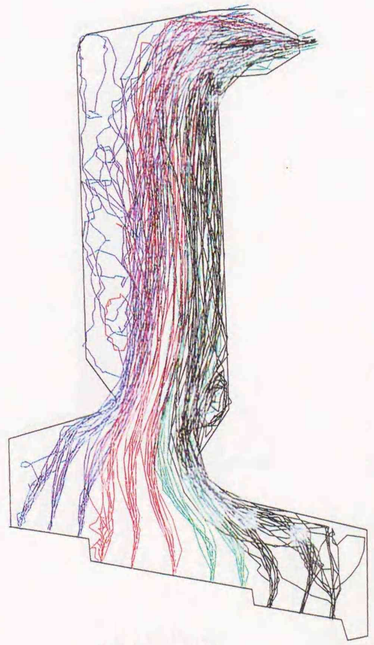
（ａ）RUN-01



（ｂ）RUN-02

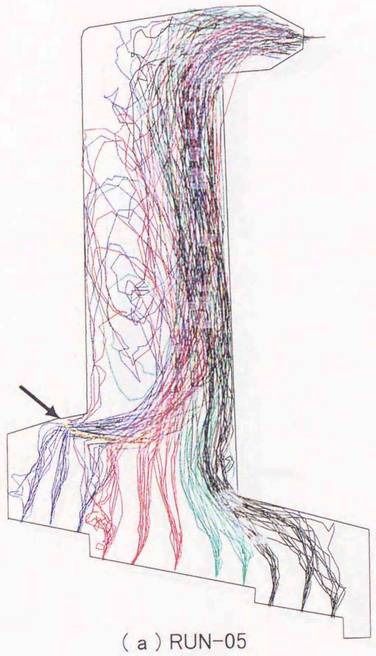


（ｃ）RUN-03

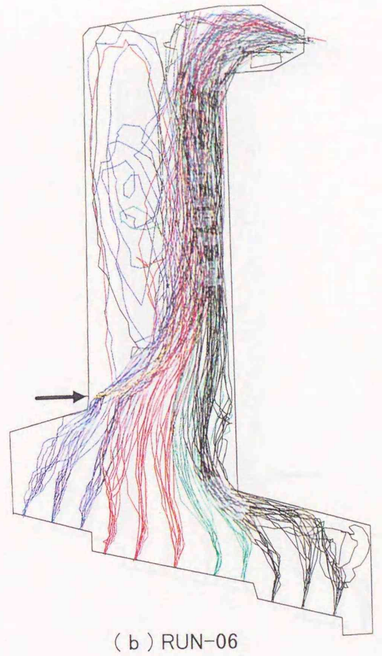


（ｄ）RUN-04

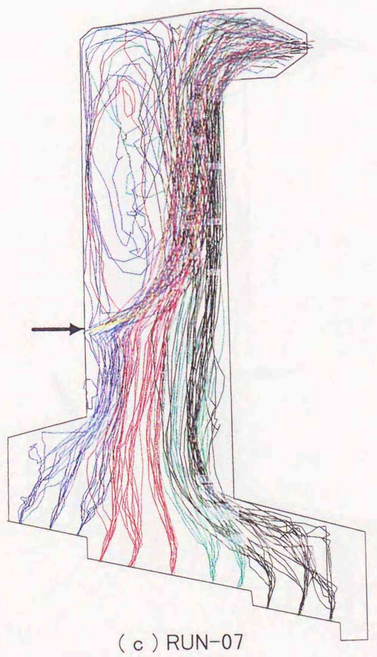
Fig. 2-6-1　Path lines for RUN-01～RUN-04



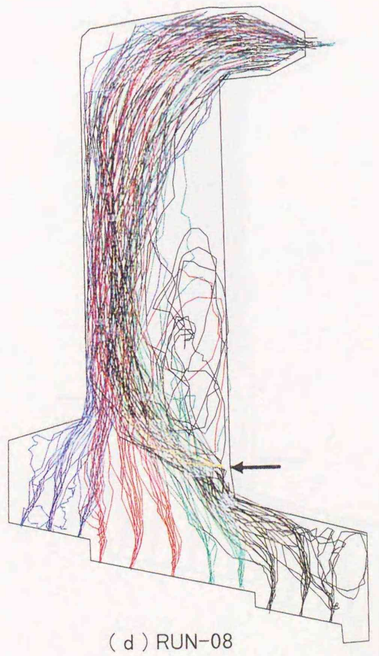
( a ) RUN-05



( b ) RUN-06

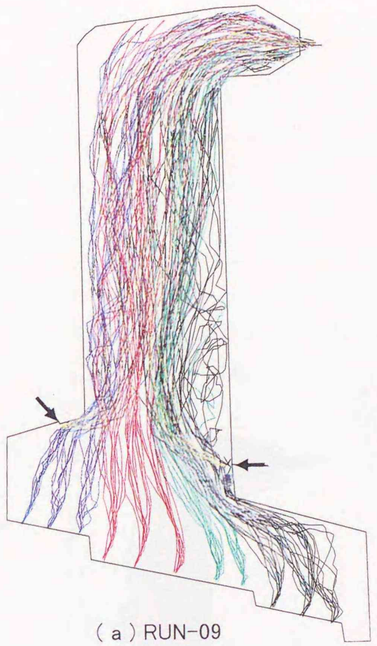


( c ) RUN-07

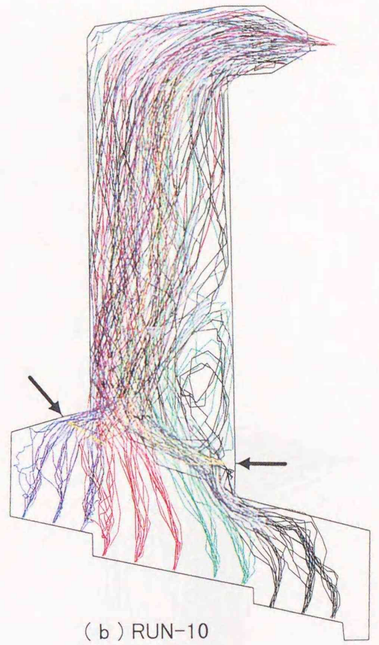


( d ) RUN-08

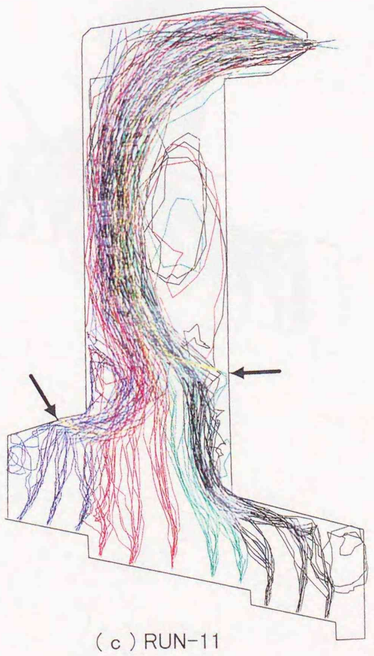
Fig. 2-6-2　Path lines for RUN-05～RUN-08



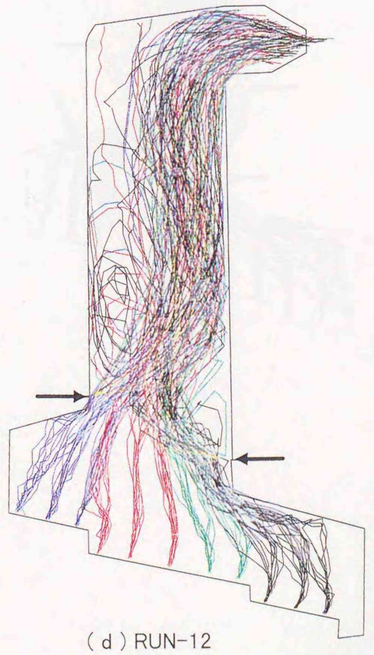
( a ) RUN-09



( b ) RUN-10

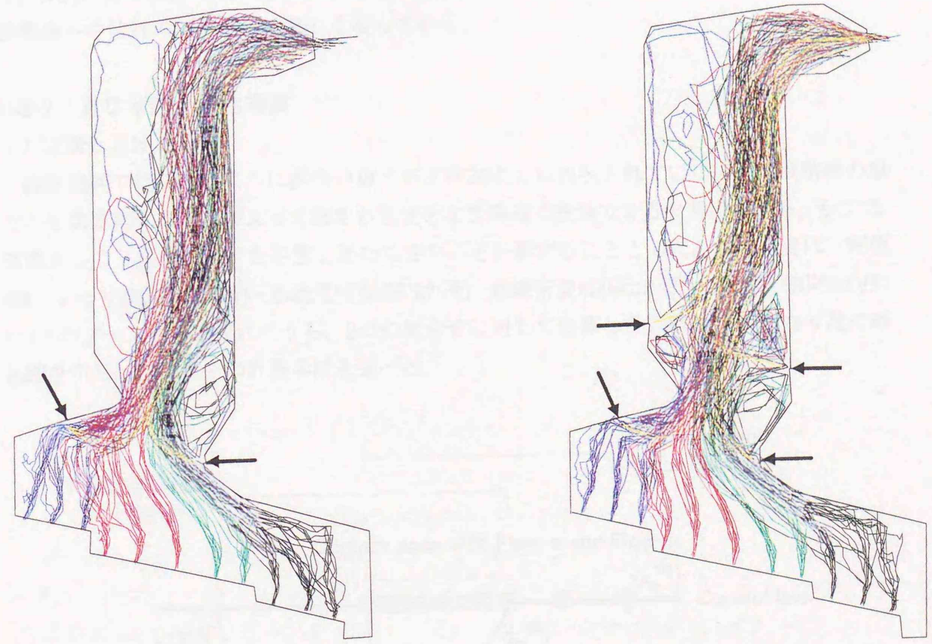


( c ) RUN-11



( d ) RUN-12

Fig. 2-6-3　Path lines for RUN-09～RUN-12



( a ) RUN-13　　( b ) RUN-14

Fig. 2-6-4　Path lines for RUN-13～RUN-14

は，向かい合う噴流どうしが離れていて下流側に寄っている後壁側噴流によって流れが支配され噴流の背後に大きな旋回領域を形成している。RUN-12ではRUN-11に比べ最下流の噴流が上流側にあり他方の噴流との距離も近いので，相互作用により良く混合して燃焼室での拡がりもよくなっている。

4）ノーズと二次空気噴流がある場合

Fig.2-6-4にRUN-13，RUN-14の流跡線図を示す。RUN-13では，ノーズと二次空気があいまって大きな旋回領域が存在し，流れの主流域が後壁側に極端に偏って混合が進んでいる。RUN-14は噴流の数が最も多く，流れの様子はRUN-13と類似しているが，下流側では後壁側への流れの偏りがより著しくなっている。

### 2-3-2　重なり度と混合指標

1）定義と算出方法

流跡線図では前述のように混合の様子が定性的にしか表現されていないが，流跡線の重なりを数値化することによって混合の程度をより明確に表現できると考えられる。そこで，指標として「重なり度」を定義し混合の度合いを計算することとした。重なり度は，乾燥帯(トレーサ注入口3か所)・燃焼帯前部(同3か所)・燃焼帯後部(同2か所)・後燃焼帯(同3か所)の4つのゾーンからの流れのうち，2つの組合せに対して計算した。Fig.2-7に重なり度の概念図を示し，以下にその計算手順を述べる。

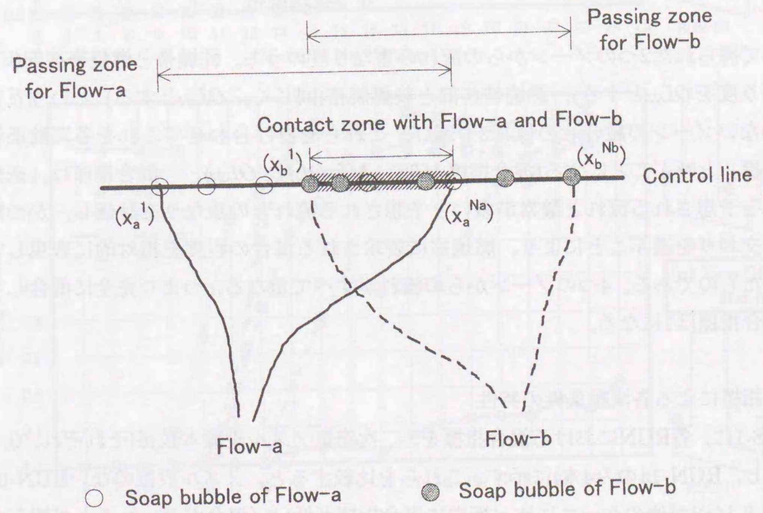



Fig.2-7　Concept of Overlap Index

①模型の断面において，底部(Fig. 2-3に記載のベースライン)を基準にしてその上方に(ガス流れ方向に)0.1m間隔でコントロールラインを設定する。（コントロールラインの位置については，Fig.2-11-1～2-11-4の流速ベクトル図を参照）

②各ライン上で，a，b２つのゾーンから放たれたトレーサの通過個数$N_a$，$N_b$およびそれらのｘ座標位置（流跡線とコントロールラインとの交点）$x_a^i$(i=1～$N_a$)，$x_b^i$(i=1～$N_b$)を求める。2つのゾーンから放たれたトレーサは20個または30個（座標化されたトレーサ流跡は各注入口で10個ずつあり，各ゾーンは2か所または3か所の注入口から構成されている）であるが，対象とする流れが及んだ全範囲を考慮に入れて渦による再通過分も含んでいる。

③上記存在位置から，対象とする2つのゾーンa，bからの流れの接触可能範囲（Fig.2-7の斜線部）を各ライン上に求める。

④接触可能範囲にあるトレーサの数$n_a$, $n_b$を求め，2つのゾーンa，bからの流れの入口流量$Q_a$，$Q_b$を用いて，接触可能範囲内にあるそれぞれの流量$Q_a \cdot \frac{n_a}{N_a}$，$Q_b \cdot \frac{n_b}{N_b}$を求める。

⑤上値の和を2つの流れの合計流量で割り，重なり度（$OL_{ab}$）を次式にて定義する。

$$OL_{ab} = \frac{Q_a \cdot \frac{n_a}{N_a} + Q_b \cdot \frac{n_b}{N_b}}{Q_a + Q_b}$$

a, b ＝１，２，３，４

１：乾燥帯

２：燃焼帯前部

３：燃焼帯後部

４：後燃焼帯

こうして得られた2つのゾーンからの流れの重なり度のうち，乾燥帯と燃焼帯後部(いま，この重なり度を$OL_{13}$とする)，燃焼帯前部と後燃焼帯(同じく，$OL_{24}$とする）という互いに隣り合わないゾーンの組合せの値を2つ選び，これらを掛け合わせてこれを各実験条件の「混合指標」と呼ぶことにする(混合指標$MI$は，$MI=OL_{13}\times OL_{24}$)。　混合指標は，未燃成分が多いと予想される流れと酸素が多いと予想される流れとの重なりを評価し，かつ離れた流れの交わりを選ぶことにより，燃焼室に要求される混合の程度を相対的に表現しようと意図したものである。4つのゾーンからの流れがすべて重なる，つまり完全に混合している時，混合指標は1になる。

２）混合指標による各流動条件の特性

Fig. 2-8-1に，各RUNにおける混合指標を，二次空気ノズル設置本数毎(それぞれ，0, 1, 2本。ただし，RUN-14のみ4本)に示す。これらを比較すると，ノズル設置のないRUN-01～04[Fig. 2-8-1(a)]が他のケースに比べ極端に混合指標が低い（混合が悪い）ことが明らかである。

次に，Fig. 2-8-1(b)でノズル1本設置の場合をみると，RUN-06と07において曲線の立ち



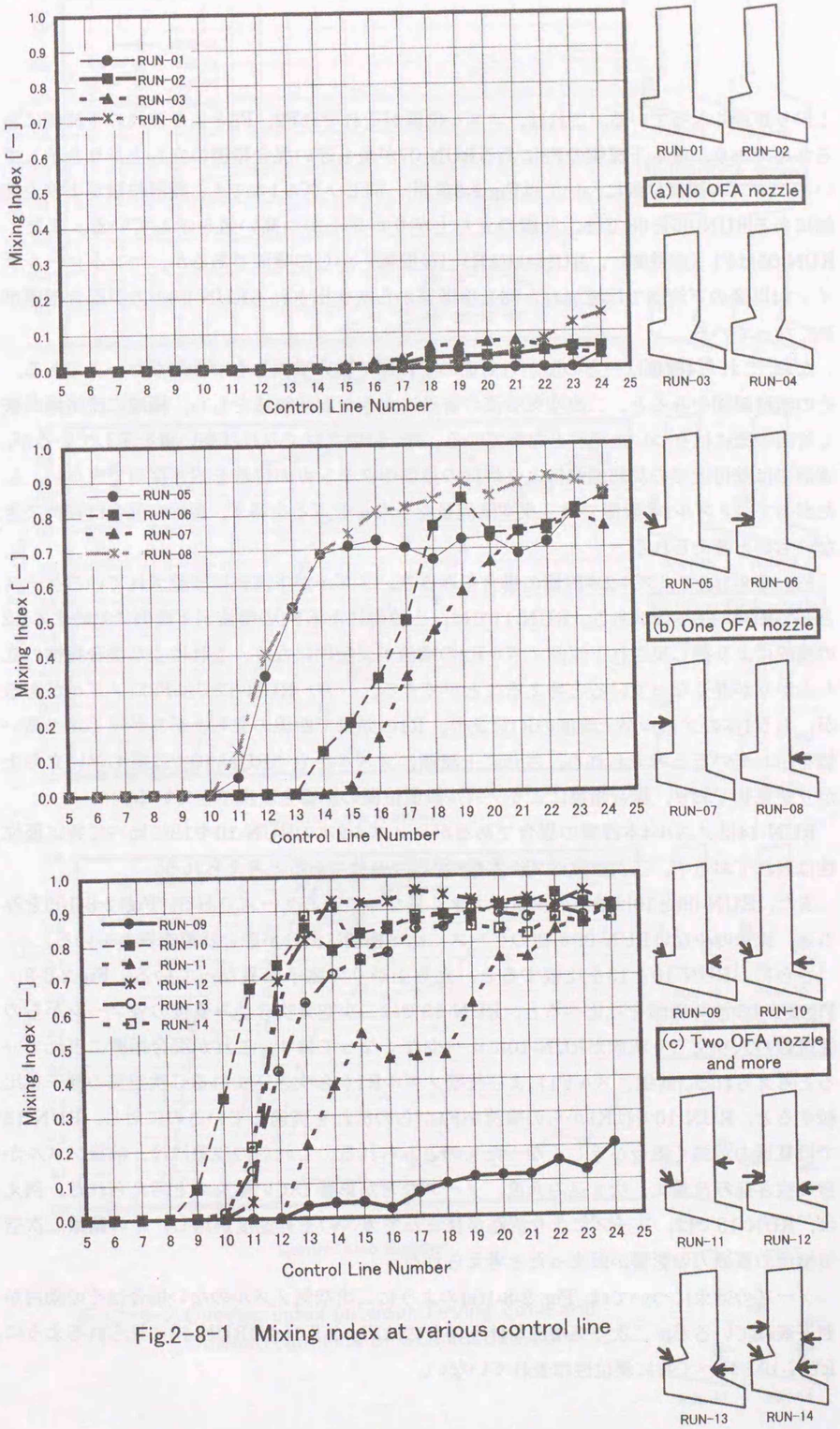



Fig.2-8-1　Mixing index at various control line

上がりが遅くなっている。これは，ノズル位置がそれぞれF2，F3とより流れの下流側にあるためであり，最も下流側のF3にあるRUN-07が最も遅い混合指標の立ち上がりを示している。(ノズル設置位置についてはFig.2-3参照) 同じノズル1本でも，設置位置がより上流側にあるRUN-05と08では，曲線の立ち上がりが早くかつ高い値を示している。また，RUN-05はF1（前壁側），RUN-08はR1（後壁側）からの噴流であるが，コントロールライン14以降の下流側では流出口と同じ後壁側から吹き出されるRUN-08の方が混合指標が高くなっている。

なお，これら4種類は一方の壁から対面の壁に届く強い噴流をもつ極端なケースである。その流跡線図をみると，二次空気噴流の背後に大きな旋回領域をもち，極端に流路幅が狭く対面の壁にはりついた流れとなっている。混合指標だけでみれば高い値を示しているが，実炉では壁付近での局部燃焼により炉材の損傷やクリンカの付着を招き採用できない。したがって，ノズル1本設置では二次空気流量を少なくせざるを得ず，良好な混合は期待できないものと考えられる。

Fig. 2-8-1(c)でノズル2本設置の場合をみると，ノズルが下流側に設置されているケースとしてRUN-11と12がある。RUN-11では，上流側にあるF1の噴流が下流側に対峙するR2の噴流により押し戻され下流側ノズルR2の噴流が支配的になり，これにより混合指標の立ち上がりが遅くなっていると考えることができる。一方，RUN-12ではF2にノズルがあるが，もう1本のノズルが上流側のR1にあり，R1の効果で曲線の立ち上がりが早くかつ高い値を示していると考えられる。さらに上流側にノズルをもつRUN-10では最も早い立ち上がりを見せており，混合指標によりノズル設置位置の影響を表現できている。

RUN-14はノズル4本設置の場合であるが，ノズル2本のRUN-10や12に比べて特に優位性は表れておらず，二次空気ノズル本数は2本で充分であると考えられる。

また，RUN-09と10は噴流の流量が大きく異なっているケースである。Fig. 2-8-1(c)をみると，流量の少ないRUN-09が他のケースに比べ極端に混合が悪い状態を表している。

さらに，RUN-10と13を比較すると，立ち上がりの様子が異なっている。Fig.2-6-3，Fig.2-6-4の流跡線図を見比べると，RUN-13では二次空気吹き込み直後の各ゾーンからの流跡線の入り交じり状態がRUN-10に比べ少なくなっており，これが混合指標に表れていると考えられる。前壁ノズルF1および後壁ノズルR1から吹き込まれる二次空気の様子を比較すると，RUN-10ではR1からの噴流がF1からの流れを貫通しているのに対し，RUN-13では貫通力が弱く混合が乏しくなったものとみられる。これらの現象には，前後ノズルからの吹き込み流量比，吹き込み角度，ノーズなどが影響しているものと考えられる。例えば，RUN-13では，ノーズにより流路が狭まってガスの上昇速度が増し，その結果二次空気噴流の貫通力の影響が弱まったと考えられる。

ノーズの効果については，Fig. 2-8-1(a)のように二次空気ノズルのない場合はその効用が若干表れているが，二次空気噴流を伴う場合にはFig. 2-8-1(c)のRUN-13に見られるように，RUN-10と比べて特に優位性は表れていない。



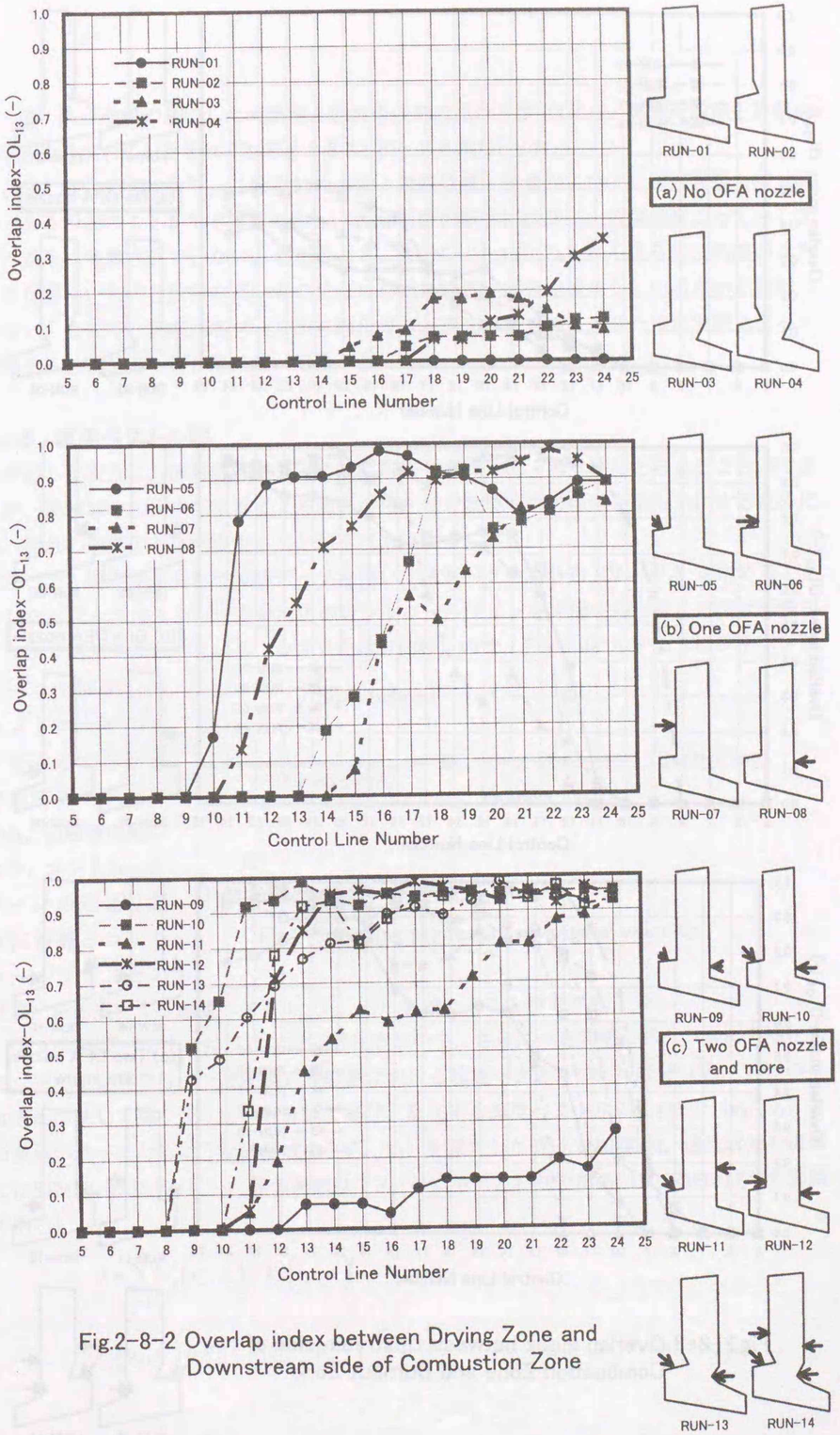



Fig.2–8–2 Overlap index between Drying Zone and Downstream side of Combustion Zone

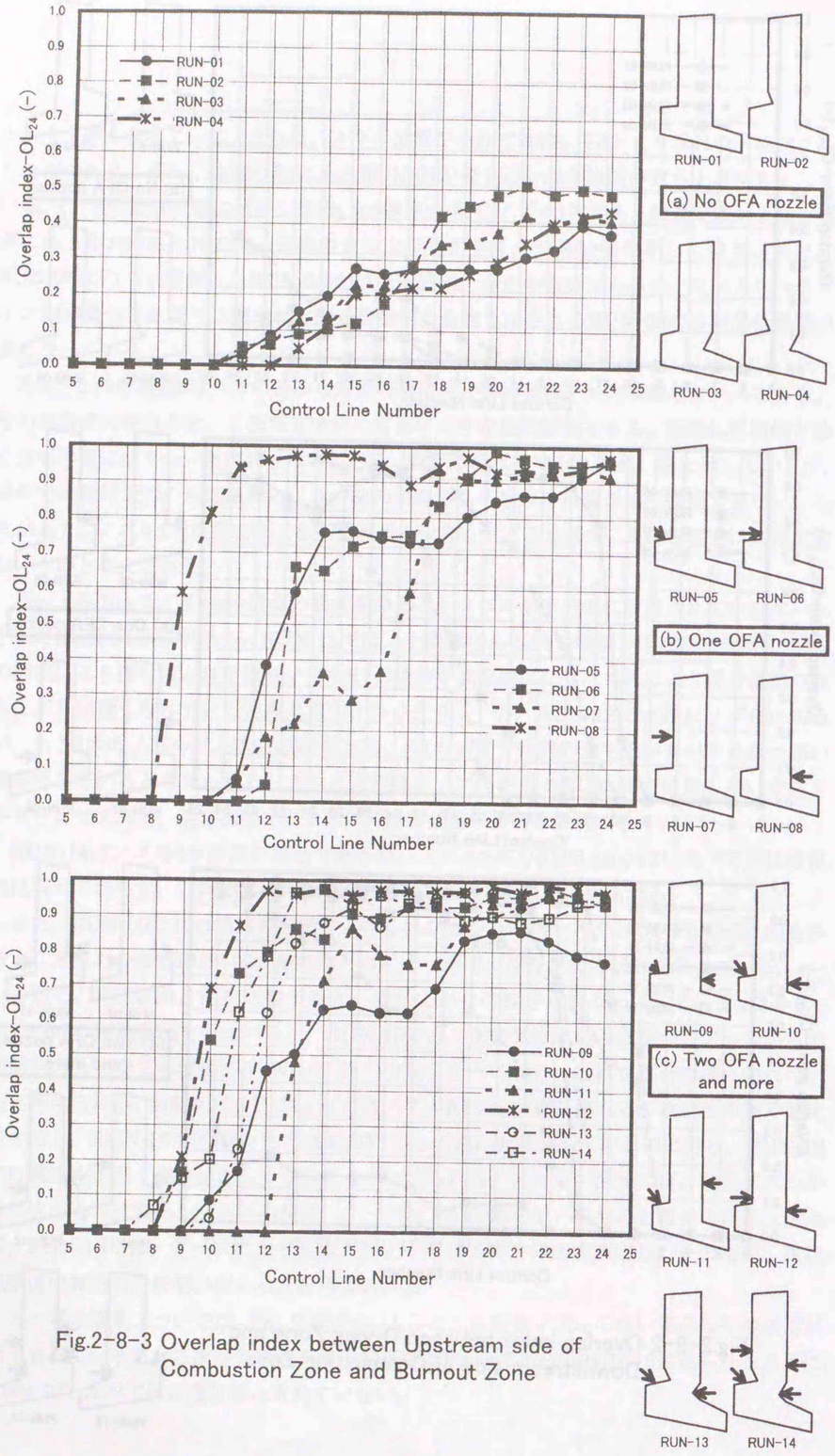



Fig.2-8-3 Overlap index between Upstream side of Combustion Zone and Burnout Zone



なお，混合指標の基にした乾燥帯と燃焼帯後部の重なり度（$OL_{13}$），燃焼帯前部と後燃焼帯の重なり度($OL_{24}$)をそれぞれFig. 2-8-2とFig. 2-8-3に示した。

以上，混合指標により，二次空気の本数・設置位置・流量およびノーズの影響を相対的ではあるが表すことができた。しかし，混合指標の概念には既に上流側で起こっている反応の効果は考慮されていない。したがって，RUN-10と12にみられるように，曲線の立ち上がりが早いものと数値の高いものでどちらがより良い混合を達成しているのかが判断できない。そこで，実際に各ゾーンから酸化ガスと還元ガスを流入させた反応実験によって判断する必要があり第３章において述べる。

### 2-3-3　流速ベクトル図

前述したように，流跡線図によって流れの様子を視覚的・感覚的にとらえることができたが，渦領域や二次空気噴流による流れの変化など燃焼室内の現象を明らかにするためには，流れの速度分布を把握することが不可欠になってくる。

そこで，速度情報をもつ流跡データを用いて流速ベクトル分布（$V_x$，$V_y$）を求めることとした。シャボン玉トレーサが所定のコントロールラインを通過するとき，ビデオ画像のコマ送り速度がわかっている（1/10または1/15秒）ので，Fig.2-9に示すようにシャボン玉が一コマ移動してコントロールラインを通過するときの流跡データが持つ(x，y)座標情報により，コントロールラインの通過位置（流跡線とコントロールラインとの交点）を始点とする速度ベクトル（$v_x$，$v_y$）を求めることができる。

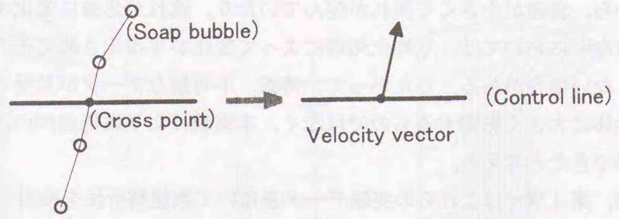



Fig.2-9 Finding procedure of original velocity

求めた速度ベクトルはライン上に散在するので，さらに一定間隔のベクトルに平均化した。平均化処理では，一定間隔の各位置における流速ベクトルのx, y成分（$V_x$，$V_y$）のそれぞれに関して隣り合うものと直線で結び，散在する速度ベクトルのx, y成分（$v_x$，$v_y$）との誤差が最小になるような速度成分（$V_x$，$V_y$）を探索した(Fig.2-10参照)。速度成分の探索にはSIMPLEX法[4]を用い，評価関数は下式のJに示すとおりである（x方向成分のJも同様である）。

$$J \equiv \sum_{i=1}^{n} \left| v_y^i\left(y_c, x^i\right) - V_y\left(y_c, x^i\right) \right|$$

$$V_y\left(y_c, x^i\right) \equiv V_y^{j-1} + \left(V_y^j - V_y^{j-1}\right)\frac{x^i - x_c^{j-1}}{x_c^j - x_c^{j-1}} \qquad \left(\text{このとき、} x_c^{j-1} \le x^i \le x_c^j\right)$$

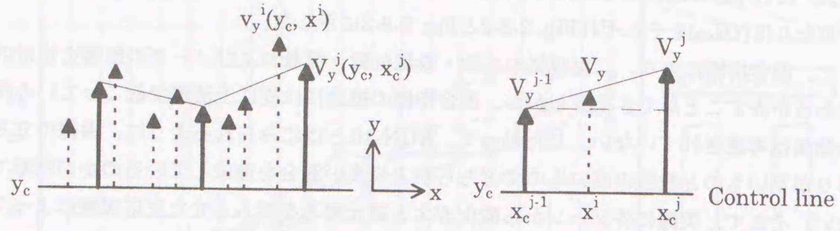



Fig.2-10 Concept of average velocity vector

コントロールラインはガス流れ方向に0.1mの間隔で設定し，平均化ベクトルは各ライン上に等間隔で16個ずつとして流速ベクトル図を作成した。

各RUNにおける流速ベクトル図をFig.2-11-1～2-11-4に示す。Fig.2-6-1～2-6-4の流跡線図と比べて明らかなように，流速ベクトル図は全体として可視化した流れの様子をよく表しており，本研究で適用した各ライン上の平均化ベクトル数16は有効であると判断した。しかし，平均化ベクトルは所定のライン上に存在する数多くのベクトルを平均したものであるから，流速が小さくて流れが淀んでいたり，流れが急激に変化する旋回領域の不安定な部分などにおいては，平均化処理によって変化が平滑化されてその近傍の流れの影響を反映しない場合がある。したがって，時折，不可解なデータが見受けられるが流速ベクトル図全体に大きく影響するものではなく，本実験により燃焼室内の速度分布を明確に表すことができたと考える。

なお，第４章ではこれらの実験データを用いて数値解析法を検討する。

## 2-4. まとめ

ごみ焼却炉内の現象を明らかにするために，シャボン玉による注入流跡法を用いて1/10縮小気流模型による可視化実験を実施し，コールドモデルにおいて焼却炉の形状や二次空気噴流などの影響因子の検討をおこなった。以下に得られた結果をまとめる。

1）透明アクリル製の気流模型とビデオ装置により，シャボン玉をトレーサとしたごみ焼却炉燃焼室内ガス流動の二次元可視化手法を確立した。
2）シャボン玉の流跡を画像処理して座標化することにより流跡線図を描いた。これにより，乾燥帯・燃焼帯前部・燃焼帯後部・後燃焼帯からの流れを識別し，焼却炉内の混合や拡がりを視覚的・感覚的にとらえることができた。
3）流跡データを用いて混合指標を作成し，流れの重なりにより混合の程度を表現した。混合指標により，二次空気の本数・設置位置・流量およびノーズの影響を相対的では



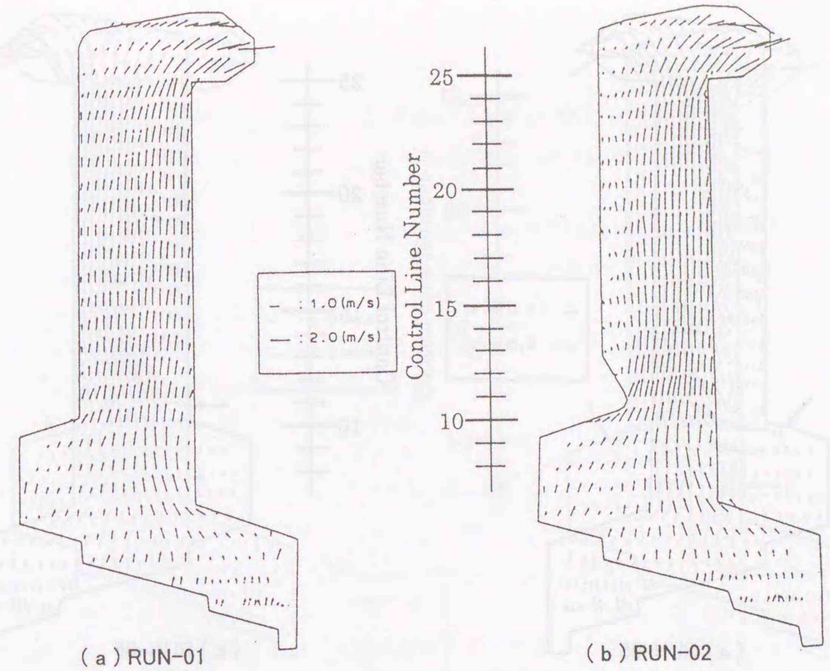
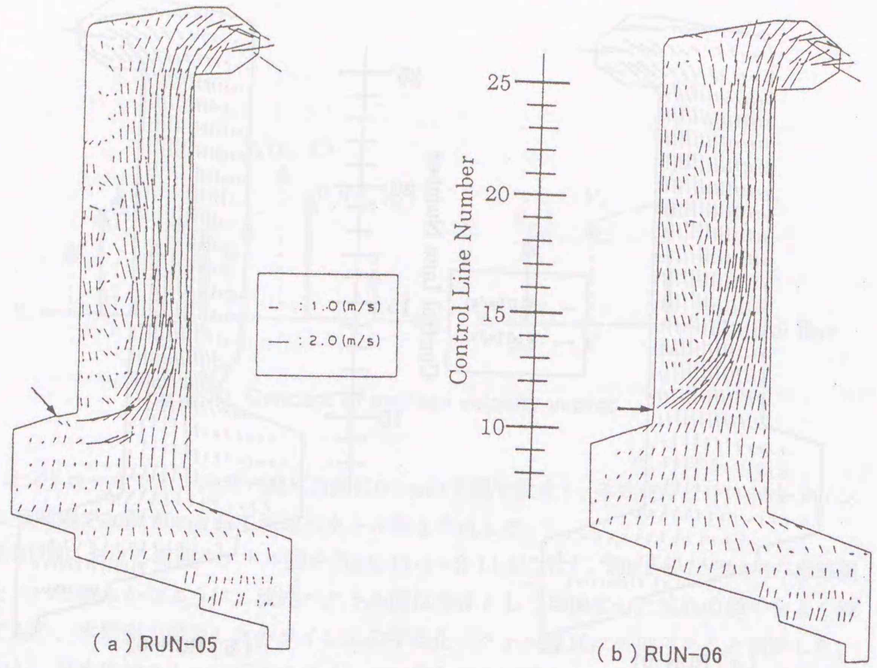
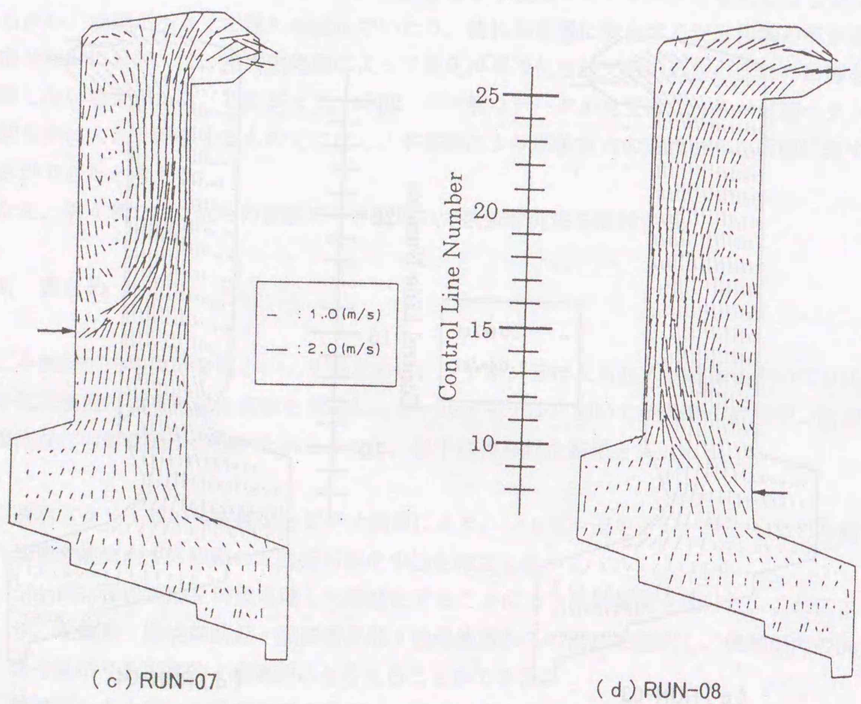



Fig. 2-11-1 Velocity vectors for RUN-01～RUN-04



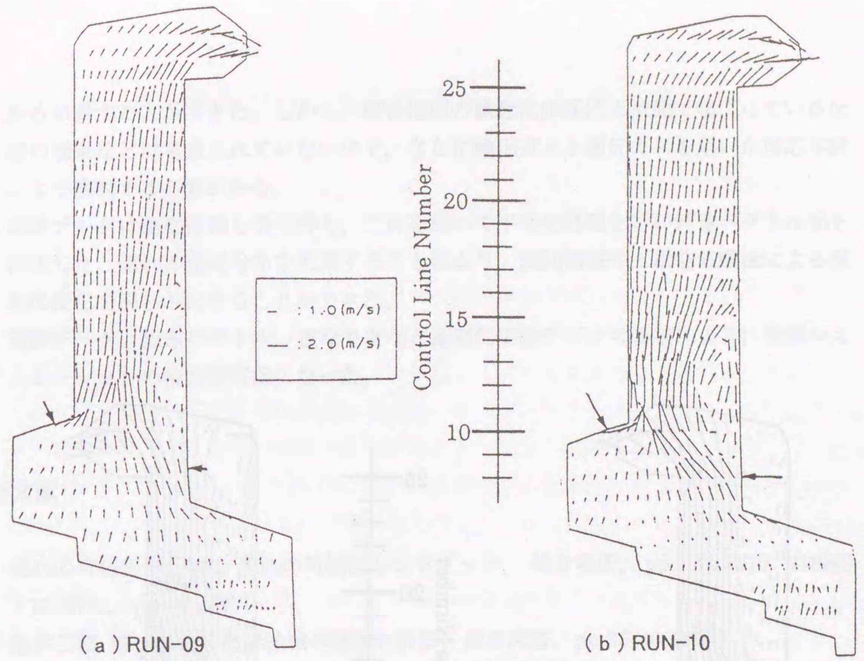

( a ) RUN-05　　( b ) RUN-06



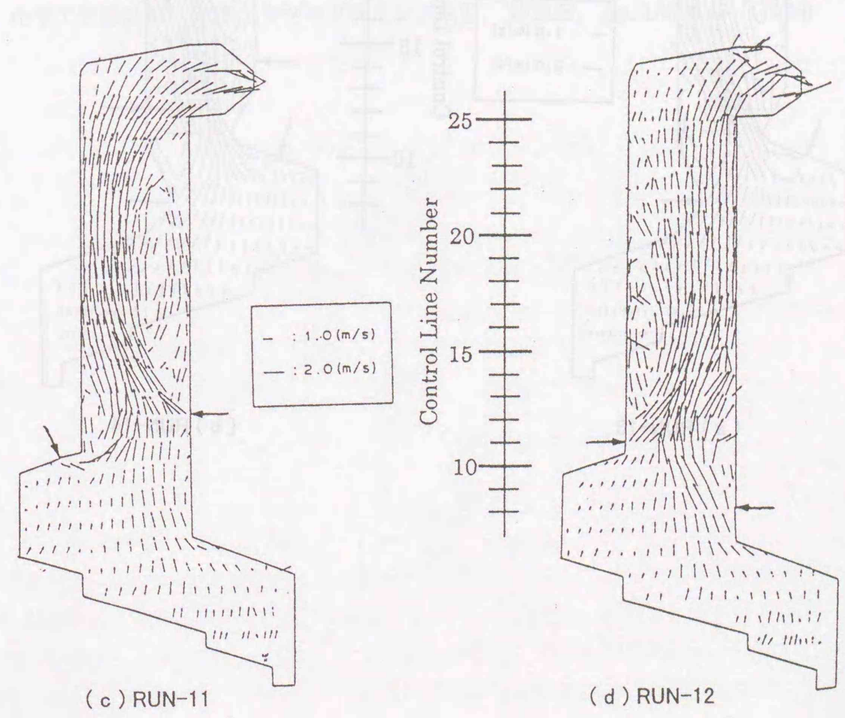

( c ) RUN-07　　( d ) RUN-08

Fig. 2-11-2　Velocity vectors for RUN-05～RUN-08



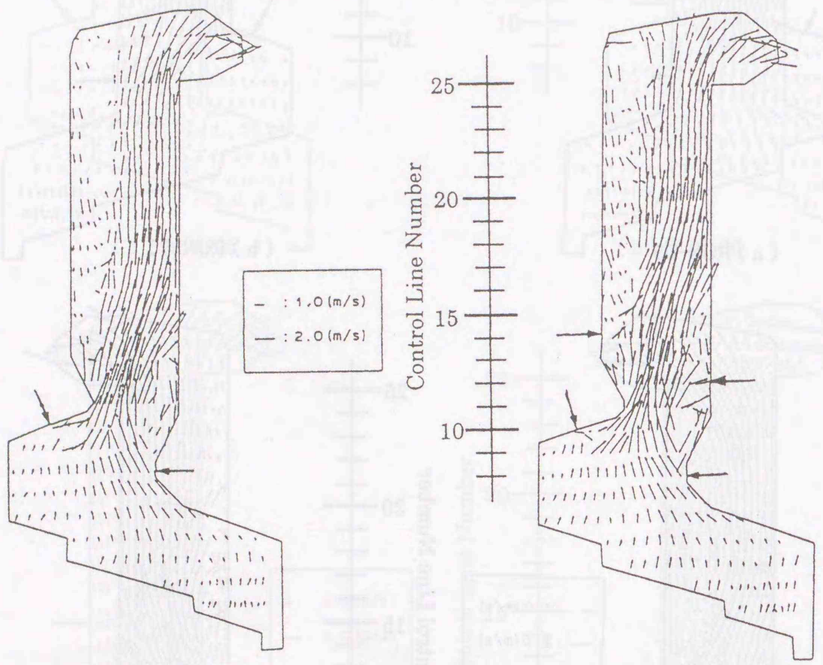



( a ) RUN-09　　( b ) RUN-10




( c ) RUN-11　　( d ) RUN-12

Fig. 2-11-3　Velocity vectors for RUN-09～RUN-12




( a ) RUN-13　　( b ) RUN-14

Fig. 2-11-4　Velocity vectors for RUN-13～RUN-14



あるが表すことができた。しかし，混合指標の概念には既に上流側で起こっている反応の効果などは考慮されていないので，さらに酸化ガスと還元ガスを用いた反応実験により検討する必要がある。

4）流跡データは速度情報も併せ持ち，これを用いて平均化処理を行い流速ベクトル図を作成した。流れの速度分布を把握することにより，旋回領域や二次空気噴流による流れの変化を明らかにすることができた。

5）流跡データ，流速ベクトル，重なり度など基礎的実験データの蓄積により，数値シミュレーションの検討が可能になった。

**参考文献**

1）流れの可視化学会編:　流れの可視化ハンドブック，朝倉書店，pp. 175 -179　(1986)

2）1)に同じ，pp. 46 -57

3）亀井三郎 編：新版・化学機械の理論と計算，産業図書，pp.35-40(1964)

4）化学工学協会編:　化学工学プログラミング演習，培風館，pp. 136 -143　(1979)

# 第３章 トレーサ実験および反応実験

## 3-1. はじめに

前章において，トレーサであるシャボン玉の流跡データから流跡線図・流速ベクトル図を得て焼却炉模型内のガス流動現象を実験的に明らかにした。また，ストーカ上の異なる位置から流入するガスの重なり（シャボン玉流跡の重なり）により定義した混合指標を用いて，焼却炉形状や二次空気噴流（以下，設定条件という）の影響を評価し炉内でのガス混合を論じた。しかし，粒子サイズのトレーサによる流れの重なりだけでは，ガス状物質が混合して衝突したことと同等であるとするには不十分であり，分子サイズの物質の拡がりや衝突を考慮して炉内での混合をより明確にするために，ガス状トレーサを用いた混合実験や実際に酸化性ガスと還元性ガスによる反応実験を行う必要がある。

本章では，焼却炉模型（コールドモデル）を用いたトレーサ実験および反応実験について述べる。トレーサガスとして一酸化窒素（NO）を用い，反応実験では少量の還元性ガスとしてNOと大量の酸化性ガスとしてオゾン（$O_3$）を選択した。なお，NOと$O_3$の反応では，化学反応式，反応速度，反応速度定数[1]は次のように表される。

$$NO + O_3 \rightarrow NO_2 + O_2$$

$$-\frac{d[NO]}{dt} = k[NO][O_3]$$

$$k = 1.8 \times 10^{-12} \exp(-1370/T) \quad cm^3\ molecule^{-1}\ s^{-1}$$

この反応速度定数は，288.15 K( =15℃ )のとき，次のように換算して

$$k = 1.8\times10^{-12} \times \exp\left(-\frac{1370}{288.15}\right) \qquad cm^3 \cdot molecule^{-1} \cdot s^{-1}$$

$$= 1.5504\times10^{-14} \times \frac{1}{\frac{1}{6.022\times10^{23}}mol} \qquad cm^3 \cdot s^{-1}$$

$$= 9.3363\times10^{9} \qquad cm^3 \cdot mol^{-1} \cdot s^{-1}$$

$$= 9.3363\times10^{9} \times \frac{cm^3}{22400\times\frac{288.15}{273}cm^3} \times \frac{1}{\frac{1}{60}\min}$$

$$= 23.7 \times \frac{1}{10^{-6}} \times \frac{cm^3}{cm^3} \times \frac{1}{\min}$$

$$= 23.7 \qquad ppm^{-1} \cdot \min^{-1}$$

$k = 23.7\ ppm^{-1}\ min^{-1}$ と表すことができる。



また，$O_3$が過剰に存在すればNOの擬一次反応として扱うことができ，その場合，反応速度式（積分式）は，下記のように表すことができる[2]。

$$k't = -\ln\frac{[NO]}{[NO]_0} \qquad [NO],\ [NO]_0 : t \text{ 時間後の}NO\text{濃度および初期}NO\text{濃度}$$

ここで，擬一次反応の反応速度定数は$k' = k[O_3]_0$と考えることができるので[3]，本実験での$O_3$の初期濃度 2.2ppm($O_3$注入量を１次空気合計流量で除した値)を与えると，$k' = 52.1\ (min^{-1})$となる。

したがって，完全混合のときNOの反応時間は，

90%反応では　$k't = \ln 10$　より，約 2.6 秒

50%反応では　$k't = \ln 2$　より，約 0.8 秒

等の関係が導かれる。

使用した焼却炉模型の滞留時間は 1.6～2.3 秒であり， NOと$O_3$の濃度を工夫することにより焼却炉内でのガス混合を伴う反応を実験的に模擬することが可能になる。

本章では，

（１）ガス成分を用いたトレーサ実験と反応実験の実験手法を確立する

（２）NOを気体トレーサとして乾燥帯・燃焼帯・後燃焼帯から流入するガスが焼却炉模型内にどのように広がるのかを実験的に求める

（３）NOと$O_3$の反応を利用して，乾燥帯・燃焼帯・後燃焼帯から流入するガス中の成分が模型内でどのように混合し反応するのかを実験的に求める

ことを中心として基礎的実験を行い，前章と同様，基本的な異なる設定条件において比較・検討し，分子サイズのトレーサの模型内での拡がりや反応による混合効果の評価など，粒子状トレーサであるシャボン玉による可視化実験では得ることができなかった焼却炉模型内での混合特性を実験的により詳細に明らかにして，炉形状や操炉条件の最適化に対する示唆を得るとともに基礎的実験データを蓄積しようとするものである。

## 3-2. 実験

### 3-2-1. 実験装置

実験装置の概要を Fig.3-1 に示す。焼却炉模型の本体は，第２章の可視化実験で使用した気流模型の背面に試料ガス採取口（Fig.3-1 の ②，φ 6mm，８列×３段＝２４か所，ガス流れ上流側から SL1, SL2, SL3 と呼ぶ）を付加したものである。試料ガス採取口の詳細配列は Fig.3-1 に示すとおりであるが，壁近傍での流れを阻害しないように両端は穴加工の可能な限り壁際に寄せ，他６か所のガス採取口は均等割付とした。また，誘引通風機(Fig.3-1 の ⑨) の後流に減音器（⑩），ガス洗浄装置（⑪）を付設した。

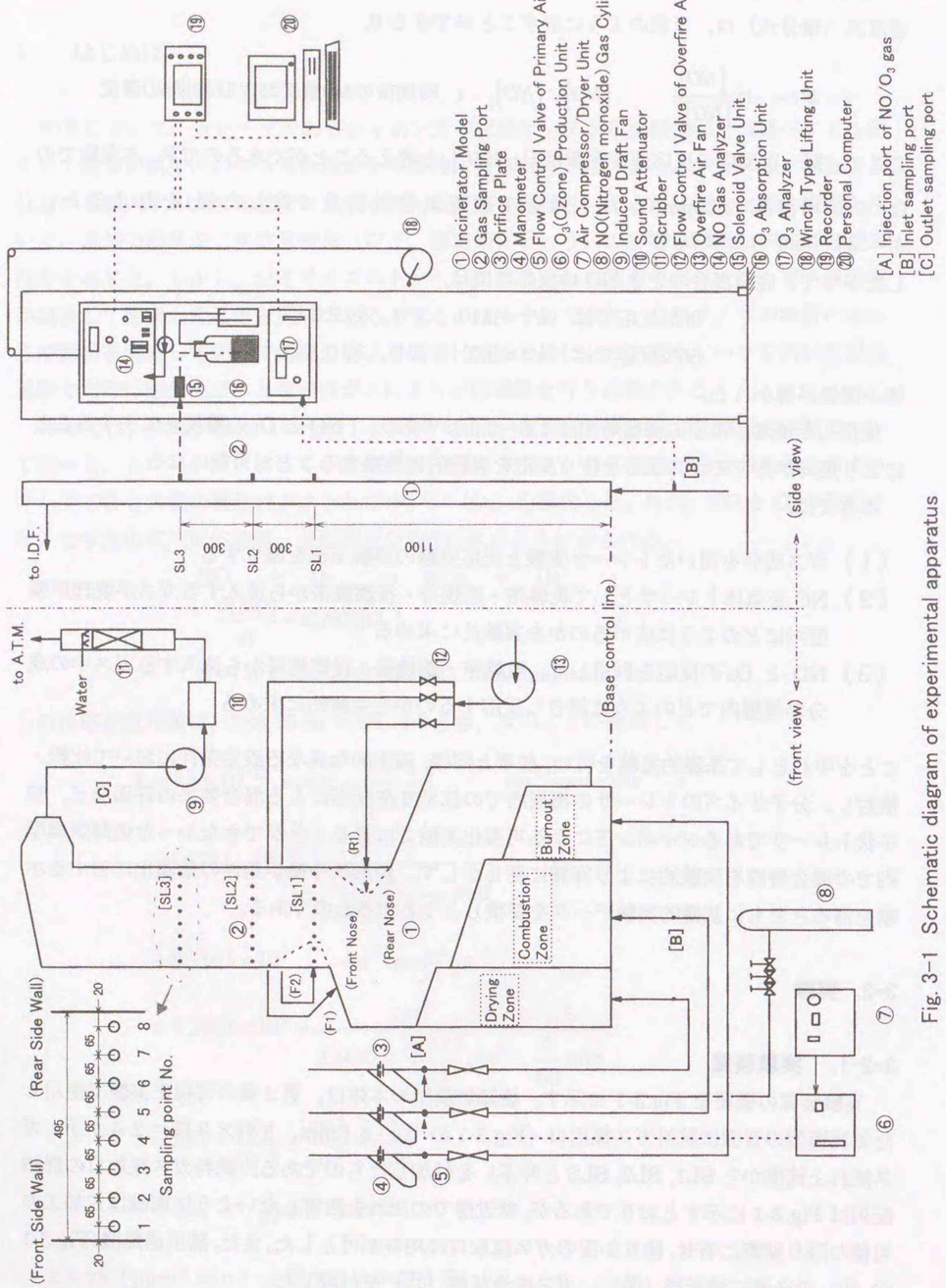



Fig. 3-1 Schematic diagram of experimental apparatus for gas tracer mixing and reaction experiment



その他，高感度 NOx 濃度計（真空式化学発光方式，島津製作所製 CLM-500，⑭），小型オゾン発生器（無声放電方式，荏原実業製 OZSD-3000A，⑥），オゾン濃度計（紫外線吸収式，ダイレック製 DY-1500，⑰），NO ガスボンベ（100%，⑧）および分析機器昇降装置（⑱）により実験設備は構成されている。NOx 濃度計は，0～1 および 0～2 ppm の測定範囲で使用し，最小指示値はそれぞれ 0.001 および 0.002 ppm である。また，オゾン濃度計は 0～10 ppm の測定範囲で使用し，最小指示値は 0.01 ppm である。

NO と $O_3$ は乾燥帯，燃焼帯，後燃焼帯の流入空気配管上流部（Fig.3-1 の [A]）から注入し，流量調整弁および 2 か所の直角曲げ部を通過した後の模型本体流入直前部（Fig.3-1 の [B]）でその濃度を測定し所定の濃度に調整した。特に，NO に関しては，100%の純ガスを 1ppm 程度にするためニードル弁を三重化して微調整した。

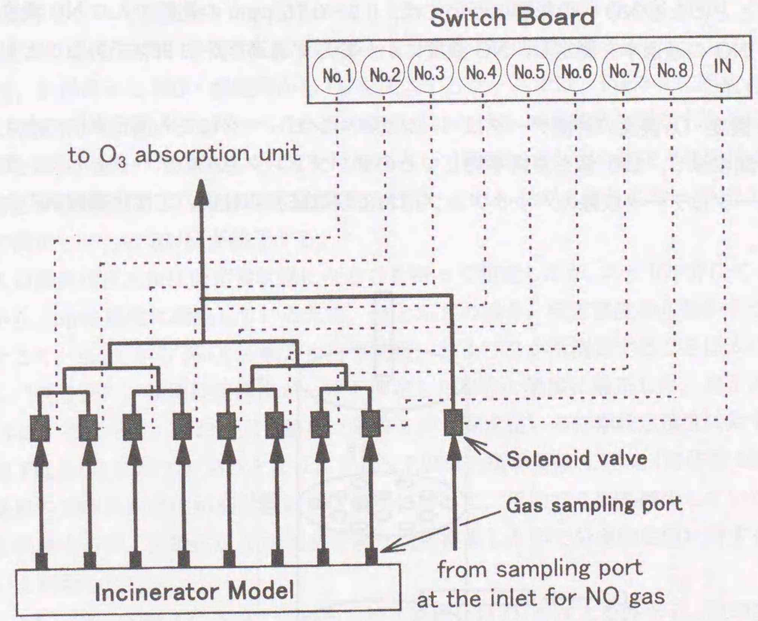



Fig.3-2 Schematic diagram of solenoid valve unit

NO と $O_3$ は常温でも反応が極めて速いので，サンプリング配管内での反応を極力少なくするために導管を短くし，かつ各導管の長さが同じになるように Fig.3-2 に示すようにトーナメント状に配管を接続した電磁弁の切替装置を用いた（Fig.3-1 では⑮）。電磁弁は SL1 から SL3 の各段の試料ガス採取口の数に対応する No.1 から No.8 までの 8 か所と入口 NO 濃度用 1 か所の合計 9 か所を設け，切替操作用のスイッチ盤には開閉表示ランプを設置した。

また，各段の試料ガス採取口から電磁弁までの導管長さを最短かつ一定にするために手

動ウィンチによる分析機器昇降装置を模型の背後に設け，SL1 から SL3 の各段での測定に応じて上下させた。また，試料ガス採取口から電磁弁までの導管中の滞留時間は約 0.18 秒であり，シャボン玉の流跡データから求めた各ストーカ上から SL1・SL2・SL3 までの模型内での流れの平均滞留時間（ただし，各 RUN の算術平均値），それぞれ 0.984，1.184，1.384 秒に対して 18.3%・15.2%・13.0%であるが，今回の実験ではこれを無視し測定値をそのまま用いることとした。

さらに，NO 分析計検出部までの配管中での反応を防止するため，電磁弁切替装置の直後に吸収管とグラスウールトラップで構成されるオゾン吸収装置を設けた（Fig.3-1 の ⑯）。オゾン吸収法は「JIS B 7957 よう化カリウム法」[4]に準拠した。また，オゾン吸収装置の性能に関しては，2～9 ppm の範囲で入口オゾン濃度を変化させてオゾンの吸収率を測定し，オゾン濃度にかかわらず吸収率が約 97%であることを事前に確認した。 一方，吸収装置を通ることによる NO への影響については，0.2～0.75 ppm の範囲で入口 NO 濃度を変化させて NO の通過率を測定し，NO 濃度にかかわらず通過率が約 96%であることも合わせて確認した。

NO 濃度・$O_3$ 濃度の計測データはパーソナルコンピュータにて各測定点につき 1 秒間隔で 2 分間収録し，120 個を算術平均してそのサンプリング点でのデータとした。また，ペンレコーダはデータ収録のバックアップ用および電磁弁切替後の定常状態確認のために使用した。

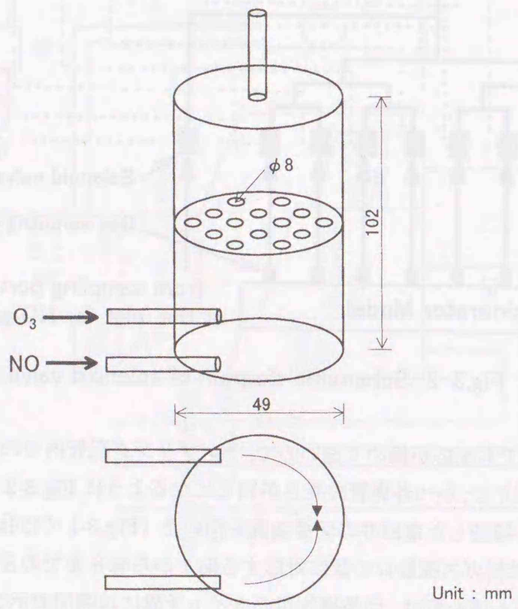



Fig. 3-3. Mini-vessel for reaction experiment



なお，Fig.3-3 に示すような実験模型と同じ滞留時間を持つ別の小型反応器を用いて，NO および $O_3$ の単独での室温状態での変化の有無を調べた。その結果，NO および $O_3$ それぞれの出入口収支誤差[（出口流量－入口流量）/入口流量×100 ]は平均で各々0.1%，2.2%となり，NO および $O_3$ が室温状態の空気中でそれぞれ単独では変化しないことを事前に確認し，反応実験の供試ガスとして有効であることを確かめた。

### 3-2-2. 実験方法

実験はすべての RUN において，

① 乾燥帯から NO・燃焼帯から $O_3$ を注入する

② 燃焼帯から NO・後燃焼帯から $O_3$ を注入する，

③ 後燃焼帯から NO のみを注入する，

という 3 通りのケースを実施した。①②ではトレーサ分布（混合のみの NO 分布）と反応分布（反応時の NO 分布）を測定し，③ではトレーサ分布を測定した。

例えば，乾燥帯から NO・燃焼帯から $O_3$ を注入するケースでは，Fig.3-4 に示すようにはじめに乾燥帯から NO を注入して 8 か所の測定点における NO 濃度を測定するトレーサ分布実験を行う。続いて燃焼帯から $O_3$ を付加注入して同様に 8 か所の測定点における NO 濃度を測定する NO／$O_3$ による反応分布実験を行う。これらをガス流れに沿って SL1 から SL3 まで測定し一つの RUN が終了する。

NO 入口濃度は注入後ほぼ定常状態になるのを待って測定したが，ニードル弁にて 100%純ガスから 1ppm 程度に調整しているため，ほとんどの場合，所定濃度から僅かずつ減少した。そこで，No.1 から No.8 の測定を行う前後，および 2 か所測定するごとに入口濃度を測定し（計 5 回），初期設定濃度が一定と仮定した場合の濃度に補正した。補正方法は後述の 3-2-5 項に示す。なお，入口濃度（最終 5 回目測定値）の初期設定濃度に対する変動傾向は Fig.3-5-1 に示すとおりとなり，平均－7.28%±標準偏差 4.76%（検体数 189）である。最終の NO 入口濃度が初期設定 NO 濃度に対して，平均で 7.28%減少していたということを意味するが，変動値が 10%程度であり比例換算したので分布測定値に対する影響は小さいと判断した。

また，SL1・SL2・SL3 の各段ごとの測定終了直前には $O_3$ の注入を停止し，焼却炉模型の出口（Fig.3-1 の [C]）にて NO 濃度を測定し，事前に測定した流量データと合わせて模型入口と出口の NO 収支を確認した。その結果，Fig.3-5-2 に示す傾向となり，平均 4.43%±標準偏差 4.61%（検体数 98）の収支誤差 [（出口 NO 量－入口 NO 量）/入口 NO 量×100 ]で，プラス側を中心に変動したが収支誤差も小さく一連の NO 濃度測定に問題はないと判断した。

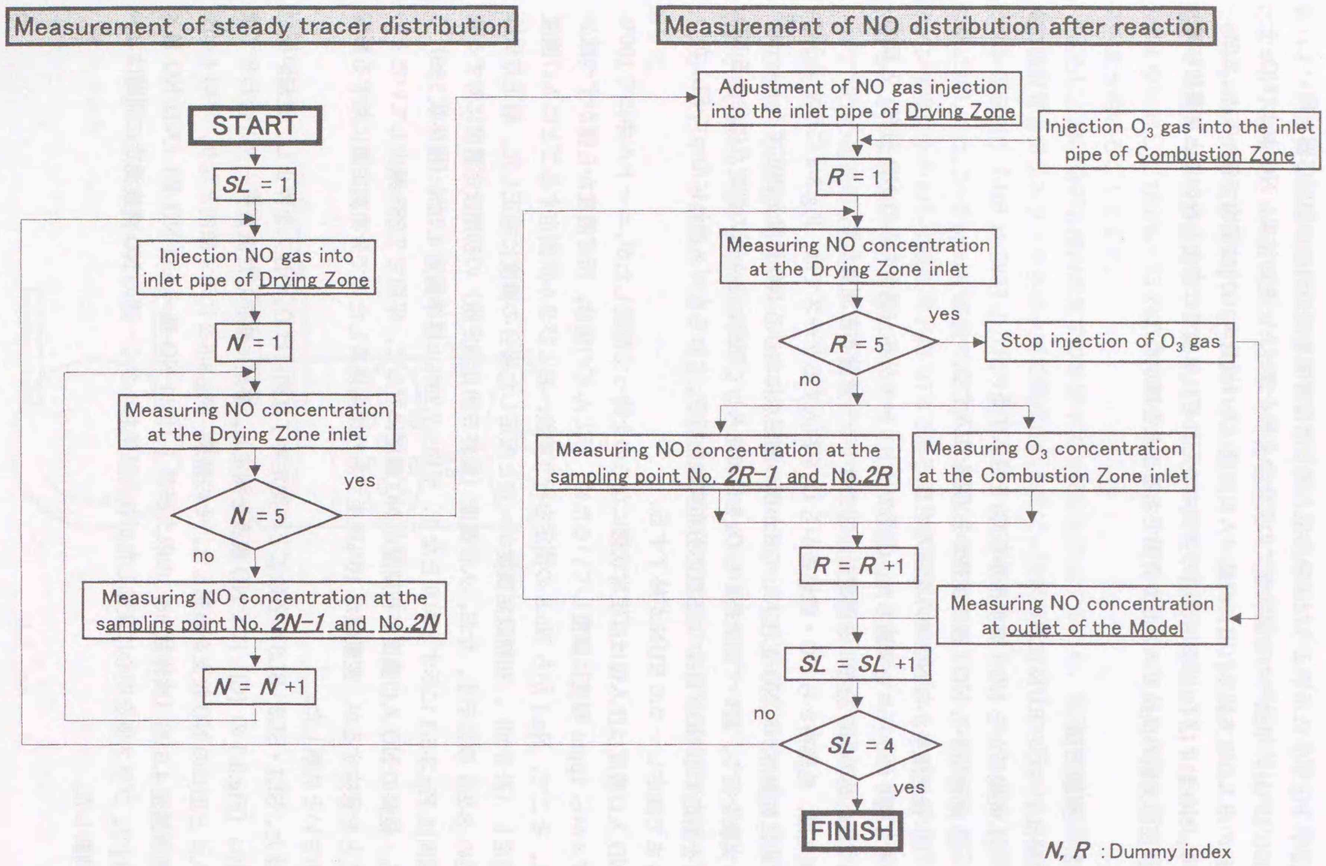



Fig. 3–4 Measuring procedure of reaction experiment by NO & $O_3$ gas



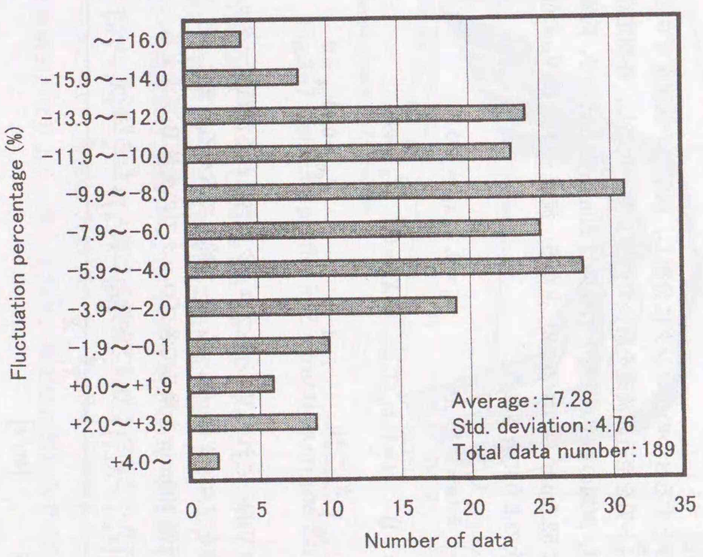



Fig.3–5–1 Fluctuation percentage of 5th measuring value to initial setting value of NO inlet concentration

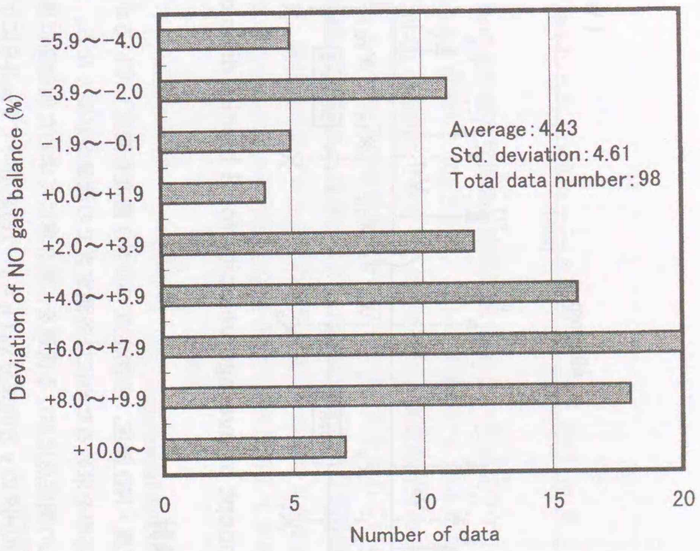



Fig.3–5–2 Deviation distribution of NO gas balance

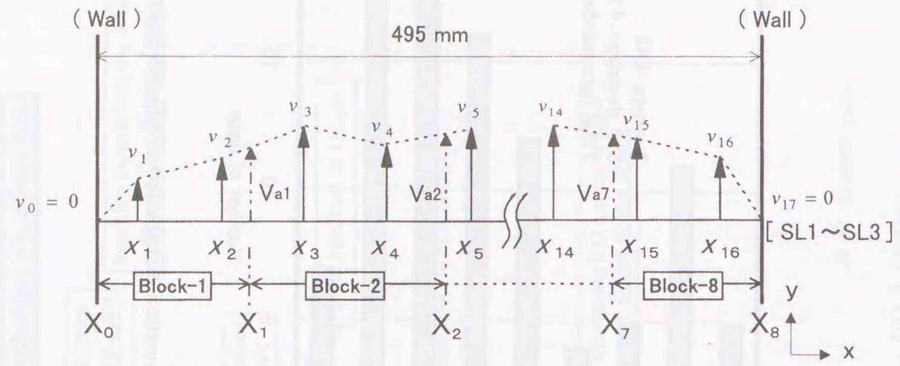



Fig.3-6 Concept of average velocity for 8 blocks division

### 3-2-3. 流速データの検討

本実験では入口での流量・NO 濃度，各測定点での NO 濃度を測定しているが，トレーサのフラックス分布や反応率を求めるためには各測定点での流量が必要となる。そこで，SL1 から SL3 での各 8 点の測定点における流速を，第 2 章にて求めた側壁面に垂直な断面での各 16 ヶずつの流速データの y 方向成分 $v_n$ ( n = 1～16)を用いて Fig.3-6 に示す要領にて推測した。

まず，各測定点を中心とする 8 つのブロックに分割し，両壁での流速をゼロとしブロック境界での流速($V_{ai}$ , i = 1～7)を至近の流速を用いて内挿した。ただし，各測定点の間隔は 65mm の等間隔であるが，両端の測定点と壁との間隔は 20mm としたので，両端のブロック 1 と 8 のブロック幅は 52.5mm（=20+65÷2）となる。流速 $v_n$ および $V_{ai}$ の位置の x 座標 $x_n$, $X_i$, さらに $V_{ai}$ は次のように表される。

$$x_n = \frac{495}{16} \times \left( n - \frac{1}{2} \right) \qquad n = 1 \ \ to \ \ 16 \qquad x_0 = 0, \quad x_{17} = 495$$

$$X_i = 52.5 + 65 \times (i - 1) \qquad i = 1 \ \ to \ \ 7 \qquad X_0 = 0, \quad X_8 = 495$$

$$V_{ai} = v_{2i} + (v_{2i+1} - v_{2i}) \frac{X_i - x_{2i}}{x_{2i+1} - x_{2i}} \qquad i = 1 \ \ to \ \ 7 \qquad V_{a0} = 0, \ V_{a8} = 0$$

各ブロックでの平均流速 $V_i$ は，これら $V_{ai}$ と各ブロックに含まれる流速データ $v_n$ から台形近似により得られる面積をブロック幅（$X_i - X_{i-1}$）で除して求める。また，各ブロックでの平均流速 $V_i$ と装置奥行幅 100mm を乗じて各ブロックでの流量 $B_i$ が求まる。

$$V_i = \frac{\left\{ \frac{v_{2i-1} + V_{i-1}}{2} \left( x_{2i-1} - X_{i-1} \right) + \frac{v_{2i} + v_{2i-1}}{2} \left( x_{2i} - x_{2i-1} \right) + \frac{V_i + v_{2i}}{2} \left( X_i - x_{2i} \right) \right\}}{X_i - X_{i-1}}$$

$$i = 1 \ \ to \ \ 8 \qquad \left[ m / s \right]$$



$$B_i = V_i \times (X_i - X_{i-1}) \times 0.1 \times \frac{1}{1000} \times 3600 \qquad i = 1 \ \ to \ \ 8 \qquad \left[ m^3 / h \right]$$

ところで，$B_i$ の合計値は空気流入量実測値 $Q_0$ に比べすべてのケースで大きな値となっている（Table3-1-1 参照）。Fig.3-7 は，ピトー管を用いて SL1 における装置奥行方向の流速分布を RUN-01 の条件にて測定した例であるが，装置奥行方向の中心部で最大流速として表れている。シャボン玉は装置奥行方向の中心部付近を流れていると考えられるので，シャボン玉の流跡から得られた流速データ $v_n$ は装置内断面での平均流速よりも大きいとなる。したがって，最終的に各ブロックでの平均流量[ そのブロックを流れる NO 量（フラックス）を計算するためのガス量 ]$Q_i$ は $Q_0$ を用いて比例換算して求めた。

$$Q_i = Q_0 \times \frac{B_i}{\sum_{j=1}^{8} B_j} \qquad i = 1 \ \ to \ \ 8 \qquad \left[ m^3 / h \right]$$

where,

$Q_0$: Experimetal data of air flow rate at the inlet

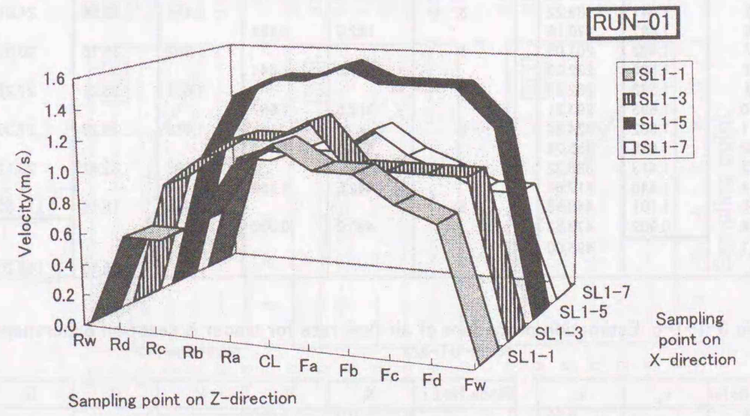



Fig.3-7 Velocity profile in Z-direction on the SL1

推定流量の算出結果の一部を Table 3-1-1-a～3-1-1-c として示す。

以上の要領にて推定した平均流速 $V_i$ の妥当性を確認するために，一部のケースについてピトー管を用いて模型奥行方向の中心での流速を測定した。推定値と実測値の比較結果を Fig.3-8 として示す。流速のマイナス値は渦領域における逆向きのガス流れ状態を示している。全てのケースについて確認してはいないが，Fig.3-8 に示すように異なった条件において推定値と実測値がかなりよく一致しており，推定値は測定点での流速を代表していると判断した。

Table 3-1-1-a. Estimation procedure of air flow rate for tracer & reaction experiment

RUN-01-1/3 SL1(line11)

| Point No.(n) | $v_n$ | $x_n$ | Block No.( i ) | $X_i$ | $V_{ai}$ | $V_i$ | $B_i$ | $Q_i$ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 0 | | 0.00 | | 0.0 | 0.000 | | | |
| 1 | 0.996 | 15.47 | 1 | | | 0.906 | 17.12 | 12.04 |
| 2 | 1.128 | 46.41 | | 52.5 | 1.166 | | | |
| 3 | 1.321 | 77.34 | 2 | | | 1.317 | 30.82 | 21.67 |
| 4 | 1.392 | 108.28 | | 117.5 | 1.373 | | | |
| 5 | 1.328 | 139.22 | 3 | | | 1.385 | 32.41 | 22.79 |
| 6 | 1.435 | 170.16 | | 182.5 | 1.474 | | | |
| 7 | 1.533 | 201.09 | 4 | | | 1.487 | 34.79 | 24.47 |
| 8 | 1.428 | 232.03 | | 247.5 | 1.531 | | | |
| 9 | 1.633 | 262.97 | 5 | | | 1.699 | 39.75 | 27.95 |
| 10 | 1.796 | 293.91 | | 312.5 | 1.743 | | | |
| 11 | 1.707 | 324.84 | 6 | | | 1.687 | 39.47 | 27.76 |
| 12 | 1.683 | 355.78 | | 377.5 | 1.623 | | | |
| 13 | 1.598 | 386.72 | 7 | | | 1.266 | 29.61 | 20.83 |
| 14 | 1.062 | 417.66 | | 442.5 | 1.052 | | | |
| 15 | 1.050 | 448.59 | 8 | | | 0.804 | 15.19 | 10.69 |
| 16 | 0.843 | 479.53 | | 495.0 | 0.000 | | | |
| 17 | | 495.00 | | | | | | |
| | | | | | | | 239.16 | 168.20 |

Table 3-1-1-b. Estimation procedure of air flow rate for tracer & reaction experiment

RUN-01-2/3 SL2(line14)

| Point No.(n) | $v_n$ | $x_n$ | Block No.( i ) | $X_i$ | $V_{ai}$ | $V_i$ | $B_i$ | $Q_i$ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 0 | | 0.00 | | 0.0 | 0.000 | | | |
| 1 | 0.629 | 15.47 | 1 | | | 0.692 | 13.09 | 9.33 |
| 2 | 1.004 | 46.41 | | 52.5 | 1.039 | | | |
| 3 | 1.181 | 77.34 | 2 | | | 1.223 | 28.62 | 20.41 |
| 4 | 1.359 | 108.28 | | 117.5 | 1.383 | | | |
| 5 | 1.441 | 139.22 | 3 | | | 1.451 | 33.96 | 24.21 |
| 6 | 1.487 | 170.16 | | 182.5 | 1.489 | | | |
| 7 | 1.492 | 201.09 | 4 | | | 1.502 | 35.16 | 25.07 |
| 8 | 1.506 | 232.03 | | 247.5 | 1.541 | | | |
| 9 | 1.576 | 262.97 | 5 | | | 1.633 | 38.21 | 27.25 |
| 10 | 1.695 | 293.91 | | 312.5 | 1.687 | | | |
| 11 | 1.682 | 324.84 | 6 | | | 1.636 | 38.28 | 27.30 |
| 12 | 1.649 | 355.78 | | 377.5 | 1.483 | | | |
| 13 | 1.413 | 386.72 | 7 | | | 1.386 | 32.42 | 23.12 |
| 14 | 1.446 | 417.66 | | 442.5 | 1.169 | | | |
| 15 | 1.101 | 448.59 | 8 | | | 0.855 | 16.16 | 11.52 |
| 16 | 0.902 | 479.53 | | 495.0 | 0.000 | | | |
| 17 | | 495.00 | | | | | | |
| | | | | | | | 235.90 | 168.20 |

Table 3-1-1-c. Estimation procedure of air flow rate for tracer & reaction experiment

RUN-01-3/3 SL3(line17)

| Point No.(n) | $v_n$ | $x_n$ | Block No.( i ) | $X_i$ | $V_{ai}$ | $V_i$ | $B_i$ | $Q_i$ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 0 | | 0.00 | | 0.0 | 0.000 | | | |
| 1 | 0.760 | 15.47 | 1 | | | 0.743 | 14.04 | 10.18 |
| 2 | 0.987 | 46.41 | | 52.5 | 1.018 | | | |
| 3 | 1.146 | 77.34 | 2 | | | 1.146 | 26.82 | 19.43 |
| 4 | 1.214 | 108.28 | | 117.5 | 1.194 | | | |
| 5 | 1.148 | 139.22 | 3 | | | 1.278 | 29.89 | 21.66 |
| 6 | 1.432 | 170.16 | | 182.5 | 1.435 | | | |
| 7 | 1.439 | 201.09 | 4 | | | 1.406 | 32.90 | 23.84 |
| 8 | 1.348 | 232.03 | | 247.5 | 1.440 | | | |
| 9 | 1.531 | 262.97 | 5 | | | 1.599 | 37.41 | 27.11 |
| 10 | 1.668 | 293.91 | | 312.5 | 1.717 | | | |
| 11 | 1.749 | 324.84 | 6 | | | 1.709 | 40.00 | 28.99 |
| 12 | 1.713 | 355.78 | | 377.5 | 1.618 | | | |
| 13 | 1.577 | 386.72 | 7 | | | 1.425 | 33.34 | 24.16 |
| 14 | 1.398 | 417.66 | | 442.5 | 1.167 | | | |
| 15 | 1.110 | 448.59 | 8 | | | 0.936 | 17.69 | 12.82 |
| 16 | 1.079 | 479.53 | | 495.0 | 0.000 | | | |
| 17 | | 495.00 | | | | | | |
| | | | | | | | 232.10 | 168.20 |



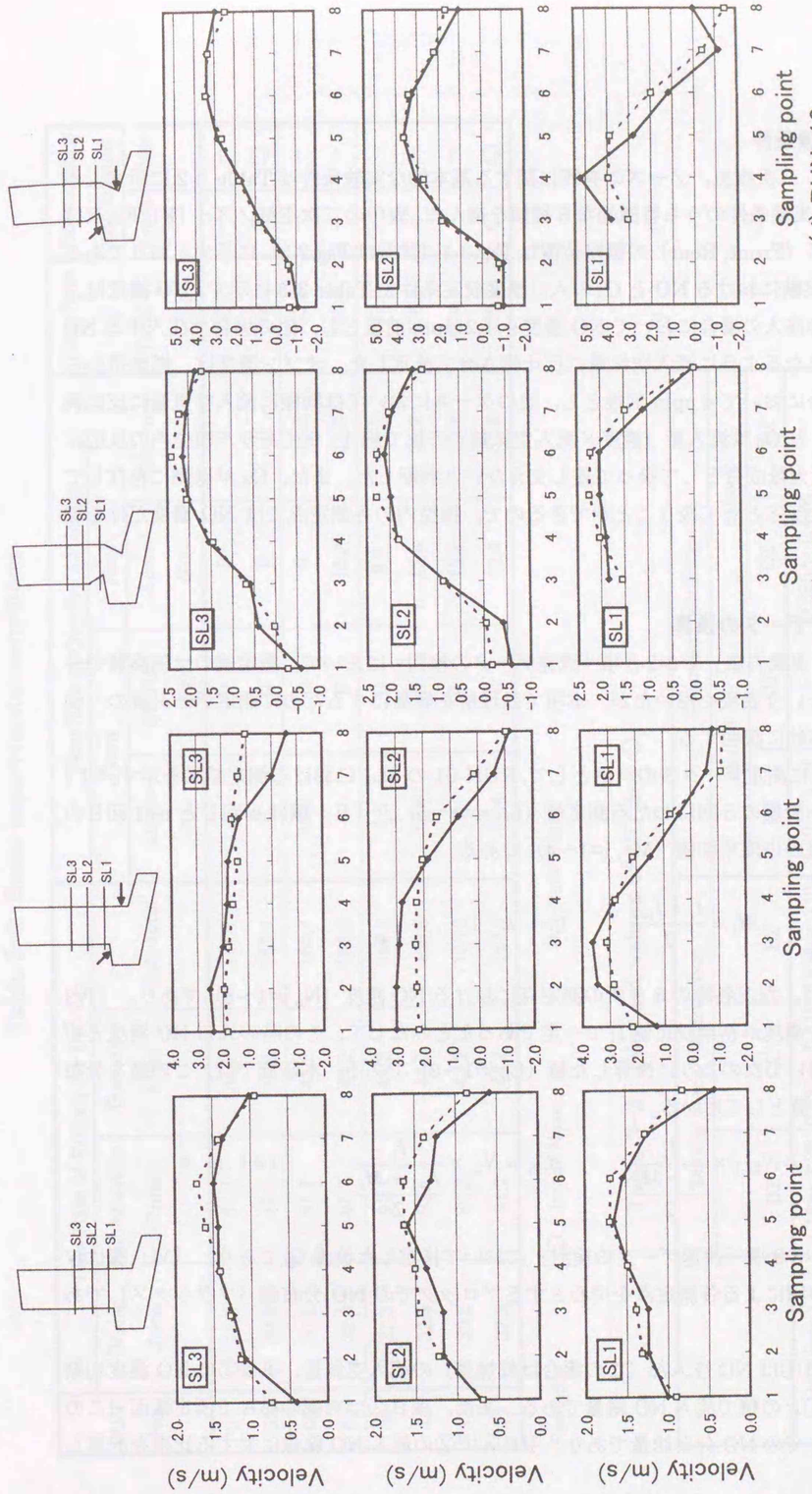



Fig. 3-8 Comparison of gas velocity between Pitot tube method and soap bubble tracer method

### 3-2-4. 実験条件

一次空気，二次空気，ノーズの有無に関する基本的な実験条件は Table 3-2 に示すように，第２章の実験条件のうち特徴的な８種類を選んだ。表中の二次空気ノズル（F1, F2, R1）およびノーズ（Front, Rear）の概略位置は.Fig.3-1（詳細は Fig.2-3）に示すとおりである。

次に，各実験における NO と $O_3$ の入口濃度設定条件を Table 3-3 に示す。NO 濃度は，乾燥帯からの注入の場合において NO 濃度を 1.2 ppm 前後とし，他の場合は注入する NO 量が同程度となるように流入空気量に反比例させて決定した。オゾン濃度は，燃焼帯からの注入の場合において 4 ppm 前後とし，他のケースにおいては同様に流入空気量に反比例させた。NO と $O_3$ は流入量（濃度×流入空気量）の比で約 1 : 9 であり，模型内の反応において $O_3$ を大量成分として扱って差し支えないと判断した。また，$O_3$ が過剰に存在して NO の擬一次反応として扱うことができるので，模型内の各測定点では NO 濃度だけを測定した。

### 3-2-5. 測定データの換算

3-2-2 項「実験方法」や 3-2-3 項「流速データの検討」において，測定値の比例換算や分布量の算出という表現を用いたが，本項では理解を容易にするために測定データ表の一例を用いて具体的に説明する。

Table 3-4 に測定データ表の一例として，RUN-01 の SL1 における測定結果を示す。「Ⅰ」欄は入口 NO 濃度の５回にわたる測定値（$I_n$, n=1～5），「Ⅱ」欄は n 回目と n+1 回目の入口 NO 濃度の中間平均値（$M_i$, i=1～4）である。

$$M_i = \frac{I_i + I_{i+1}}{2} \qquad i = 1 \ \ to \ \ 4$$

「Ⅲ」欄は SL1 など各段の８ヵ所の測定点における NO 濃度（$N_j$, j=1～8）であり，「Ⅳ」欄は入口 NO 濃度が初期設定値 $I_1$ で一定であったとみなして，その時の入口 NO 濃度と中間平均値を用いて次のように換算した値（$C_j$, j=1～8）である。本研究では，この値を分布 NO 濃度測定値として用いる。

$$C_{2i-1} = N_{2i-1} \times \frac{I_1}{\dfrac{I_i + M_i}{2}} \qquad C_{2i} = N_{2i} \times \frac{I_1}{\dfrac{I_{i+1} + M_i}{2}} \qquad i = 1 \ \ to \ \ 4$$

「Ⅴ」欄は 3-2-3 項「流速データの検討」において推定した流量 $Q_i$ であり，「Ⅵ」欄はⅣ欄とⅤ欄との積による各測定点を中心とするブロックでの NO 分布量（フラックス）である。

一方，項目①は NO 注入部（この場合は乾燥帯）の流入空気量，項目②は NO 濃度初期設定値 $I_1$ と①との積で流入 NO 総量である。また，項目③はⅥ欄の総和で所定断面（この場合は SL1）での NO 分布総量であり，項目④で②の流入 NO 総量に対する比率を計算し



**Table 3-2 Basic experimental conditions**

| RUN No. | Flow Rate of Primary Air ($m^3/h$) | | | | Flow Rate of Overfire Air ($m^3/h$) | | | | Flow Rate of Total Air ($m^3/h$) | Nose setting and location | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | Drying Zone | Combustion Zone | Burnout Zone | Sub-total | Front Medium (F2) | Front Lower (F1) | Rear Lower (R1) | Sub-total | | Front | Rear |
| 01 | 32.3 | 91.7 | 44.2 | 168.2 | 0 | 0 | 0 | 0 | 168.2 | — | — |
| 04 | 32.3 | 92.6 | 44.2 | 169.1 | 0 | 0 | 0 | 0 | 169.1 | ○ | ○ |
| 05 | 30.8 | 91.7 | 43.2 | 165.7 | 0 | 18.2 | 0 | 18.2 | 183.9 | — | — |
| 08 | 32.3 | 91.7 | 44.2 | 168.2 | 0 | 0 | 18.2 | 18.2 | 186.4 | — | — |
| 09 | 32.3 | 92.1 | 44.2 | 168.6 | 0 | 9.5 | 0 | 9.7 | 187.8 | — | — |
| 10 | 32.3 | 92.1 | 44.2 | 168.6 | 0 | 18.4 | 0 | 19.8 | 206.8 | — | — |
| 12 | 30.8 | 91.2 | 43.2 | 165.2 | 19.4 | 0 | 19.8 | 39.2 | 204.4 | — | — |
| 13 | 32.3 | 91.2 | 44.2 | 167.7 | 0 | 19.4 | 18.4 | 37.8 | 205.5 | ○ | ○ |

Remarks ○ : Install Nose , — : Not install Nose

**Table 3-3 Inlet set values of NO and $O_3$**

| | Steady Tracer Distribution | | | Reaction Distribution case-1 | | | Reaction Distribution case-2 | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | DZ | CZ | BZ | DZ | CZ | BZ | DZ | CZ | BZ |
| NO (ppm) | 1.19～1.35 | 0.426～0.510 | 0.834～1.01 | 1.19～1.29 | — | — | — | 0.385～0.448 | — |
| $O_3$ (ppm) | — | — | — | — | — | — | 3.86～4.05 | — | 7.89～8.02 |
| Air Flow Rate($m^3/h$) | 32.3 | 91.7 | 44.2 | 32.3 | 91.7 | 44.2 | 91.7 | 91.7 | 44.2 |

Remarks DZ : Drying Zone , CZ : Combustion Zone , BZ : Burnout Zone

Note : Room temperature 21～25 ℃

## Table 3-4 Tracer & reaction experimental data

RUN01－SL1　　NO from Drying Zone, $O_3$ from Combustion Zone

Ambient temperature : 20.8℃

I　II　III　IV　V　VI

**Tracer Distribution**

| Inlet NO data Times | Conc. $[I_n]$ (ppm) | Interval ave (ppm) | Distributed NO data Sampling point | Conc. (ppm) | Corrected conc.(ppm) | Estimated air flow rate ($m^3/h$) | NO distribution ($\times 10^{-6}$ $m^3/h$) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 1 | 0.644 | $[M_i]$ | | $[N_j]$ | $[C_j]$ | | |
| | | 0.648 | 1 | 0.623 | 0.621 | 12.04 | 7.478 |
| | | | 2 | 0.617 | 0.611 | 21.67 | 13.247 |
| 2 | 0.652 | | | | | | |
| | | 0.651 | 3 | 0.092 | 0.091 | 22.79 | 2.073 |
| | | | 4 | 0.022 | 0.022 | 24.47 | 0.534 |
| 3 | 0.649 | | | | | | |
| | | 0.650 | 5 | 0.025 | 0.025 | 27.95 | 0.693 |
| | | | 6 | 0.024 | 0.024 | 27.76 | 0.660 |
| 4 | 0.650 | | | | | | |
| | | 0.650 | 7 | 0.024 | 0.024 | 20.83 | 0.495 |
| | | | 8 | 0.024 | 0.024 | 10.69 | 0.254 |
| 5 | 0.650 | | | | | | |
| | | | | | Sum of NO distribution ($\times 10^{-6}$ $m^3/h$) | | 25.435 ← ③ |
| Initial set | 0.644 ppm | | | | | | |
| ① → Air flow rate in Drying Zone ($m^3/h$) | | 32.300 | | | Sum of NO／Inlet NO (%) | | 122.27 ← ④ |
| ② → Inlet NO ($\times 10^{-6}$ $m^3/h$) | | 20.801 | | | | | |

**Reaction Distribution**

| Inlet NO data Times | Conc. (ppm) | Interval ave (ppm) | Distributed NO data Sampling point | Conc. (ppm) | Corrected conc.(ppm) | Estimated air flow rate ($m^3/h$) | NO distribution ($\times 10^{-6}$ $m^3/h$) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 1 | 0.619 | | | | | | |
| | | 0.609 | 1 | 0.582 | 0.587 | 12.04 | 7.064 |
| | | | 2 | 0.536 | 0.549 | 21.67 | 11.904 |
| 2 | 0.599 | | | | | | |
| | | 0.596 | 3 | 0.023 | 0.024 | 22.79 | 0.543 |
| | | | 4 | 0.005 | 0.005 | 24.47 | 0.127 |
| 3 | 0.593 | | | | | | |
| | | 0.593 | 5 | 0.004 | 0.004 | 27.95 | 0.117 |
| | | | 6 | 0.004 | 0.004 | 27.76 | 0.116 |
| 4 | 0.593 | | | | | | |
| | | 0.593 | 7 | 0.004 | 0.004 | 20.83 | 0.087 |
| | | | 8 | 0.004 | 0.004 | 10.69 | 0.045 |
| 5 | 0.593 | | | | | | |
| | | | | | Non-reacted NO ($\times 10^{-6}$ $m^3/h$) | | 20.003 ← ⑤ |
| Initial set | 0.619 ppm | | | | | | |
| Air flow rate in Drying Zone ($m^3/h$) | | 32.300 | | | Reaction ratio(%) | | 18.18 ← ⑥ |
| Inlet NO ($\times 10^{-6}$ $m^3/h$) | | 19.994 | | | | | |

Ozone concentration in Combustion Zone : 3.92–3.98 ppm



ている。項目⑤は下段VI欄の総和で未反応 NO 分布総量を表し，項目⑥で反応率を算出している。反応率に関しては「3-3-5. 反応率」の項で後述する。

## 3-3. 実験結果と考察

### 3-3-1. 実験の再現性

「3-2-2. 実験方法」において，装置出入口での NO の収支誤差が約 4.4%と小さく NO 濃度測定に問題はないと述べた。しかし，本実験では1 ppm 程度の低濃度の NO ガスのトレーサ分布や $O_3$ ガスとの反応を，流れを阻害しないように装置背面からのサンプリングという方法で測定しているので，装置内での分布測定の適否を論じるためには実験の再現性を確認する必要がある。

そこで，乾燥帯から NO，燃焼帯から $O_3$ を注入するケースにおいて，2回ずつ測定を行ない1回目と2回目のデータを比較した。RUN-01，04，05，10，13 という5種類の異なった設定条件を選び，各 RUN とも SL1・SL2・SL3 において測定したので合計15個のデータで比較した。比較対象とするデータは，前述の Table 3-4 の項目④および項目⑥に相当する分布総量比と反応率とを用いた。

Fig.3-9-1 に分布総量比，Fig.3-9-2 に反応率のそれぞれ1回目と2回目データをプロットして示す。両図において，各データが再現性を示す直線 y = x に集約されていることから，本実験における装置内での分布測定は極めて再現性が高いと言うことができる。

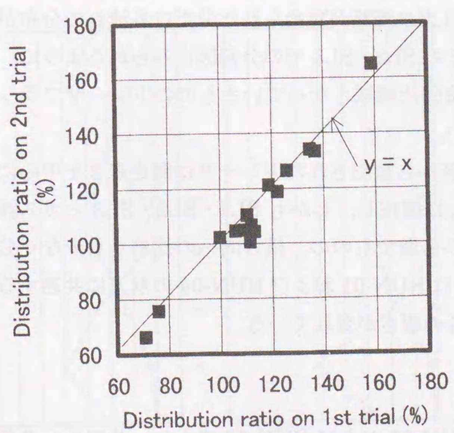



Fig.3-9-1 Repeatability of Tracer Experiment

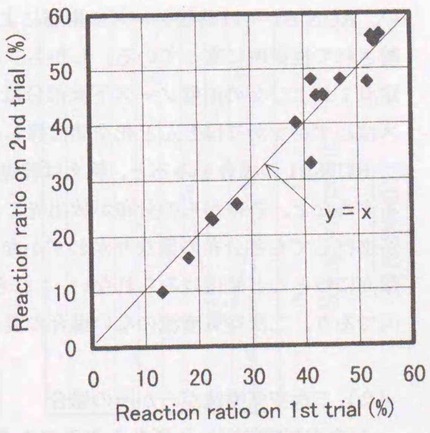



Fig.3-9-2 Repeatability of Reaction Experiment

### 3-3-2. トレーサフラックス分布

シャボン玉を粒子状トレーサとして流跡線図によって流れの様子を視覚的・感覚的にとらえることができたが，本項では，乾燥帯・燃焼帯・後燃焼帯から気体トレーサとして定常的に放出される NO のフラックス分布によってより明確に炉内の混合現象を表すことを試みた。

Fig.3-10-1～3-10-4 に乾燥帯・燃焼帯・後燃焼帯から放出されたトレーサの SL1, SL2, SL3 それぞれにおけるフラックス分布を各 RUN ごとに示す。グラフの縦軸は各測定点での分布割合を示し，次式に示す要領にて算出した。「3-2-5. 測定データの換算」の Table 3-4 で述べたように，ある測定点での NO 濃度（$C_i$）と推定流量（$Q_i$）の積により NO フラックスを求め，それを測定点 1 から 8 までの総和（Table 3-4 の項目③）で除して分布割合を百分率で表した。

$$d_i = \frac{C_i \cdot Q_i}{\sum_{j=1}^{8} C_j \cdot Q_j} \cdot 100 \qquad i = 1 \ \ to \ \ 8$$

また，各図の右端ないしは左端には，それぞれの RUN の炉形状・二次空気噴流吹き込み要領・SL1 等の測定レベル（位置）を表示した。なお，図中のマイナス値は旋回流領域における逆向きの流れ状態を示している。

（1）二次空気噴流のない場合

Fig.3-10-1 に示す二次空気噴流のない RUN-01 および RUN-04 では，各帯からの分布の重なりは非常に少なく，特に乾燥帯と後燃焼帯からの分布はほとんど交じり合っていない。RUN-04 では前壁ノーズの影響によりガス流路が狭められた分だけ各流れの分布が圧縮されて後壁側に寄っている。しかも，その SL2・SL3 での分割図にみられるように，測定点 1 および 2 の前壁ノーズ下流部分は旋回流領域となっているもののトレーサフラックスはわずかでありほとんど死空間に等しい。

RUN-01 の場合をみると，例えば乾燥帯から放出されたトレーサは測定点 2 を中心に分布するなど，各帯からの分布が放出先ごとに偏在し，しかも SL1・SL2・SL3 とガス流れが進行しても各分布の重なりがわずかながら増すものの，横方向への拡がりも少なく分布傾向にほとんど変化はみられない。これらは RUN-01 および RUN-04 の双方に共通する傾向であり，二次空気噴流のない場合の混合の悪さが表れている。

（2）二次空気噴流が一か所の場合

二次空気噴流が一ヵ所から流入する RUN-05 および RUN-08 のトレーサフラックス分布を Fig.3-10-2 に示す。これらは，噴流側に旋回流領域をつくる一方で噴流によって各帯からの流れが対面壁側へ押されるように分布しているという傾向で共通している。さらに，RUN-05 では SL2・SL3 において乾燥帯と燃焼帯からのトレーサフラックス分布はほとん



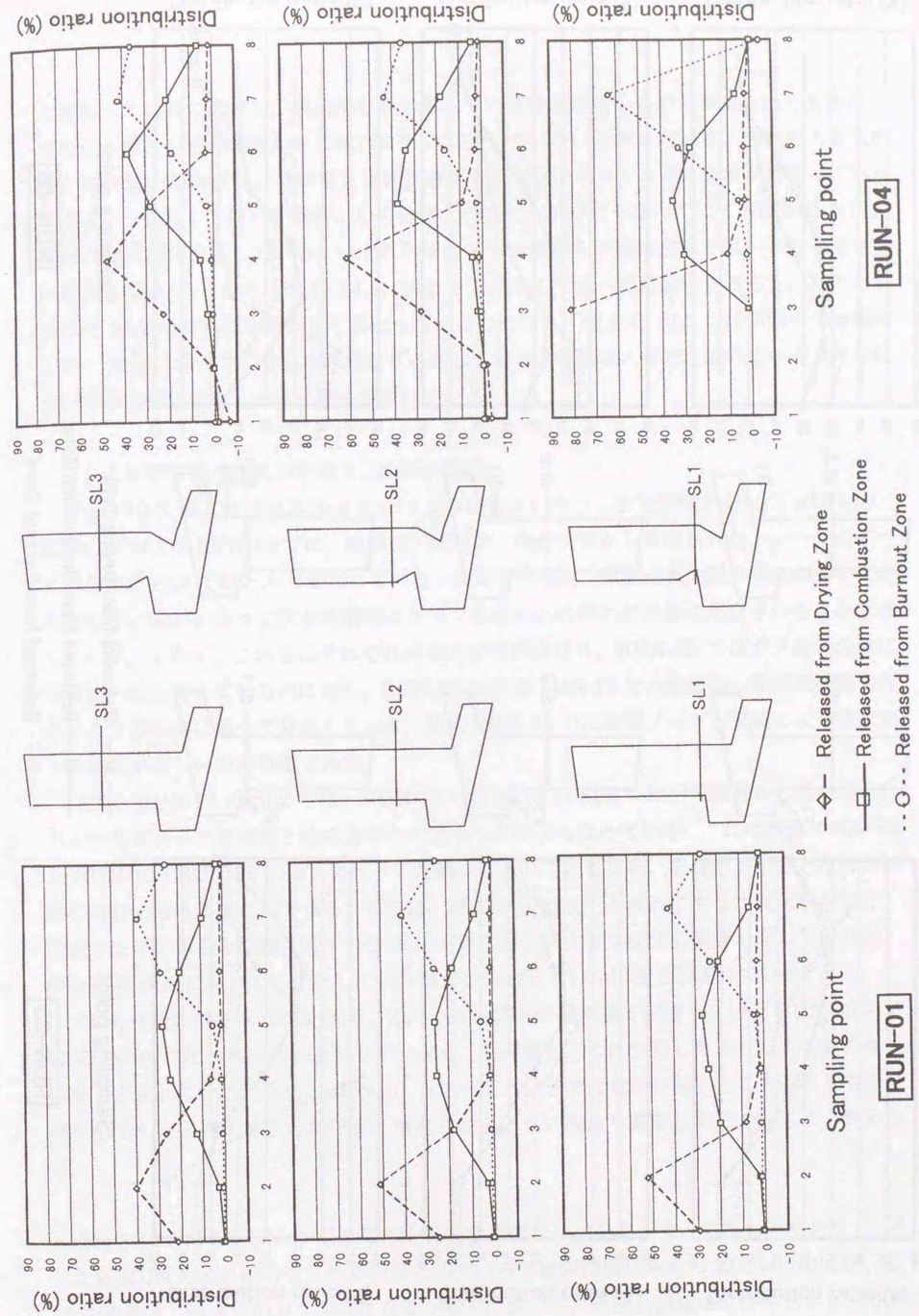



Fig. 3-10-1 Tracer flux distribution for RUN-01 & RUN-04

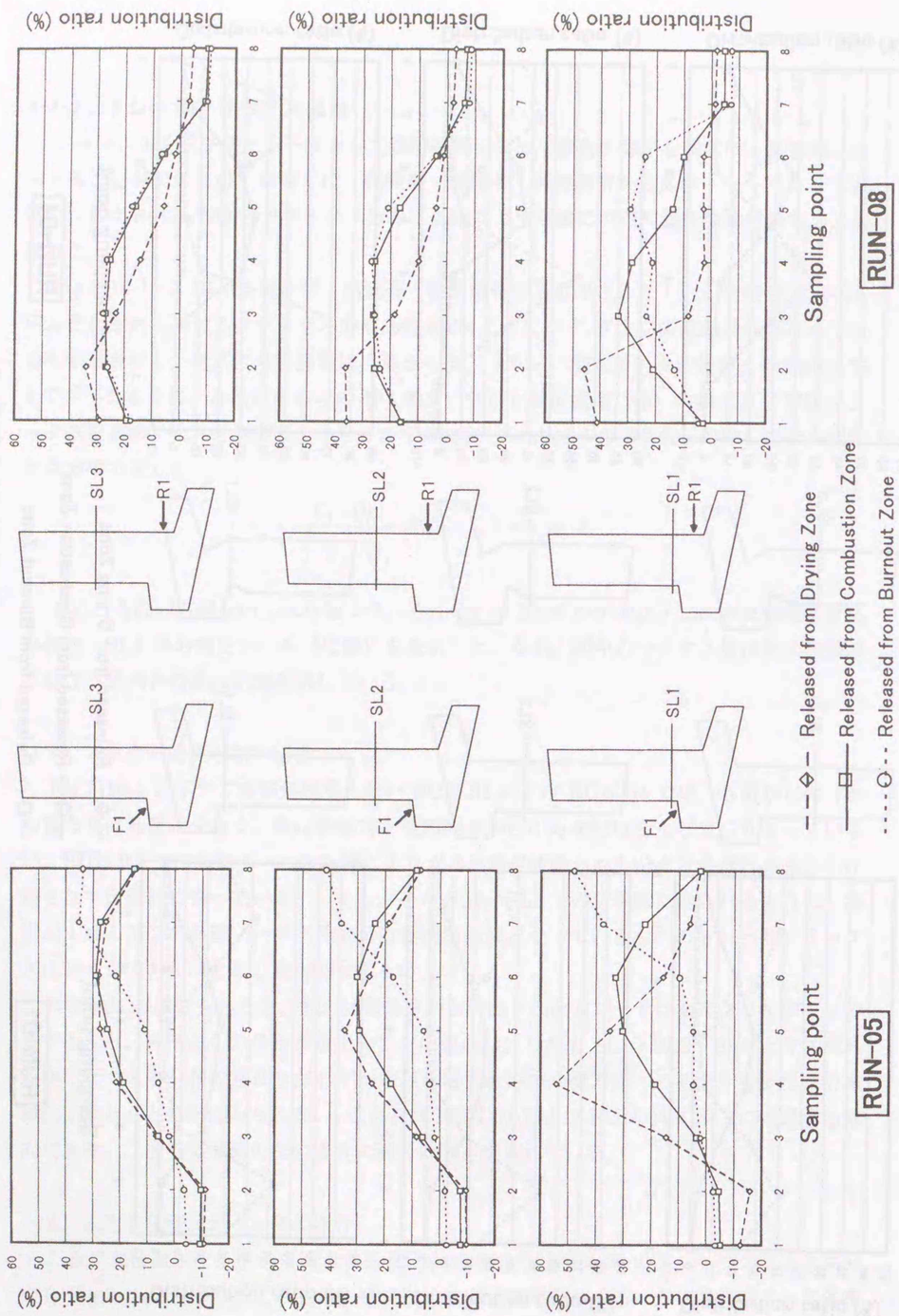



Fig. 3-10-2 Tracer flux distribution for RUN-05 & RUN-08



ど重なっているのに対し，噴流から最も離れている後燃焼帯からの分布はそれらと異なっており，噴流が後燃焼帯からの流れに十分到達していないと考えられる。噴流流入方向が全く逆の RUN-08 では，燃焼帯と後燃焼帯からのトレーサフラックス分布が重なっているのに比べ，噴流から遠い乾燥帯からの分布との重なりが少なくなっていて RUN-05 とは正反対の分布状況を呈している。いずれの場合も一ヵ所からの噴流流入では，十分な混合状況が表れていない。また，SL1，SL2，SL3 と上流から下流へ至る変化をみると，双方とも SL1 と SL2 の分布傾向が大きく異なっているのに対し，SL2 と SL3 では類似の分布傾向を示し SL3 においてより分布の重なりが増しており，噴流流入後の比較的速い時点から混合が進み次第に収束してゆく様子が表れている。

（3）二次空気噴流が向かい合う二か所の場合

Fig.3-10-3 および Fig.3-10-4 に示すように向かい合う二次空気噴流をもつ RUN-10, RUN-12 および RUN-13 では，乾燥帯・燃焼帯・後燃焼帯から放出されたトレーサのすべての分布が SL3 でほとんど重なっている。焼却炉の形状・噴流流入位置の多少の違いにかかわらず，向かい合う二次空気噴流によって各帯からの流れが良好に混合されることを表している。しかし，これらはそれぞれ分布の状況が異なり，RUN-10 ではガス流路全体にほぼ均一に分布しているのに対し，RUN-12 および RUN-13 では前壁側の旋回流領域の存在により後壁側に偏って分布しており，特に RUN-13 では前壁ノーズと噴流により後壁側への偏在が著しいのが特徴である。

また，RUN-12 の SL2 では，RUN-10・RUN-13 の SL2 に比べ乾燥帯から放出されたトレーサフラックス分布と他の分布との重なりが少なくなっている。これは噴流ノズル F2 が RUN-10・RUN-13 の F1 に比べ下流側に位置しているため，混合が不十分となった結果の表れと考えることができる。さらに，SL1 から SL3 へと流れに沿った変化をみると，噴流一ヵ所の場合と同様，SL1 から SL2 で分布傾向が大きく変化し混合が進んでいるが，SL2 から SL3 においても変化しており混合が収束していない様子が表れている。

なお，Fig.3-10-3 に示すとおり，RUN-09 は噴流の総流量で似通っている RUN-05 および RUN-08 に比べ各分布の重なりが少なく，噴流量を二つに分割したことによる混合効果の低下が表れている。また，RUN-10 と比べると，各噴流量が半減したことにより混合効果が低下したと考えることができ，噴流の数とともに流量も重要な因子であることがわかる。

Fig.3-10-5 は各 RUN の SL3 でのトレーサフラックス分布をまとめたものであり，上述した各 RUN の流れの特性比較を容易にしている。旋回流領域をもつ RUN-04, 05, 08, 12, 13 をみると，SL3 でのガス流れに垂直な断面において，旋回流領域に存在するトレーサフラックスは全体の約 5～20%と少なく，大部分のガスは主流域に存在していることがわかる。

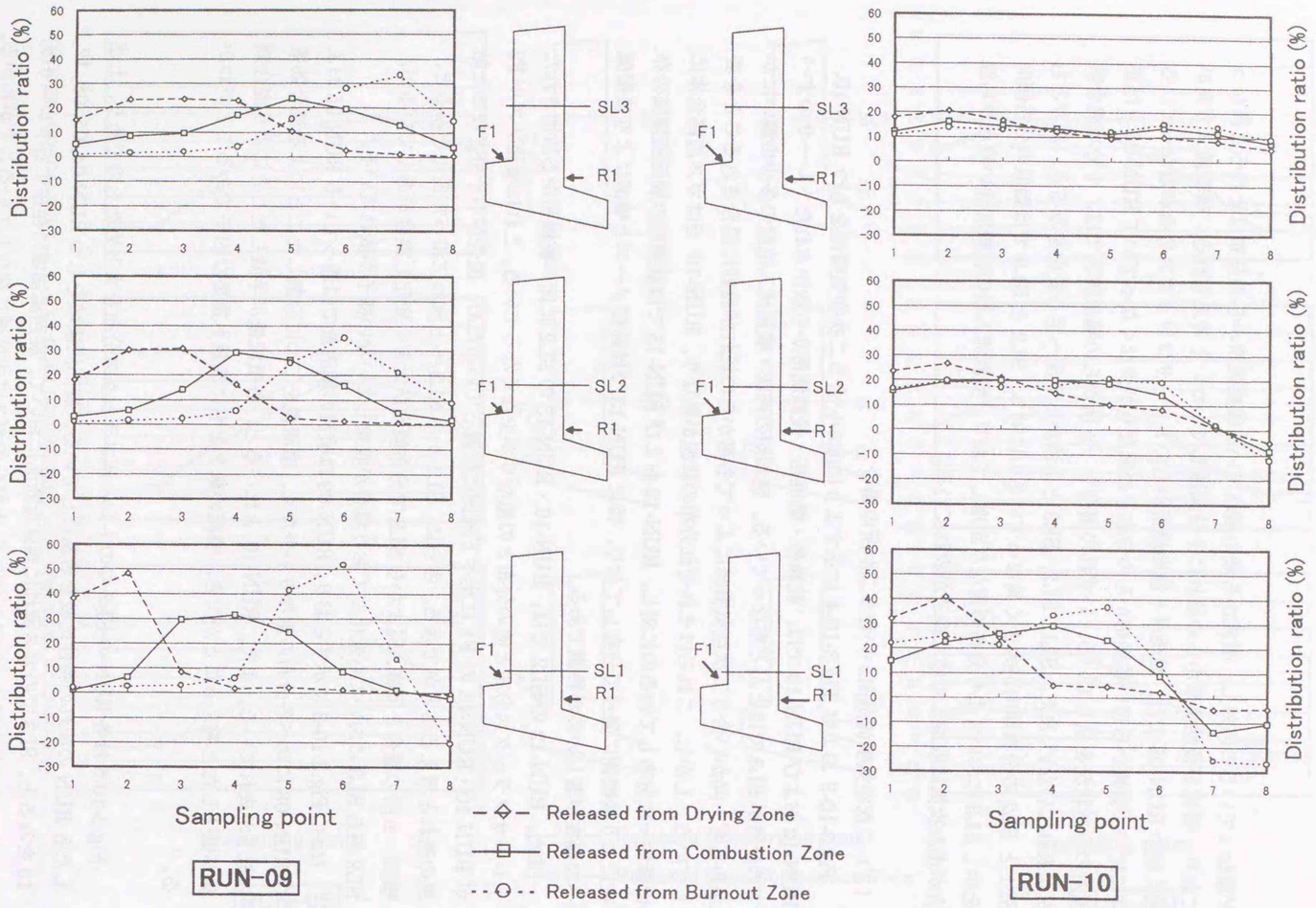



Fig. 3-10-3 Tracer flux distribution for RUN-09 & RUN-10



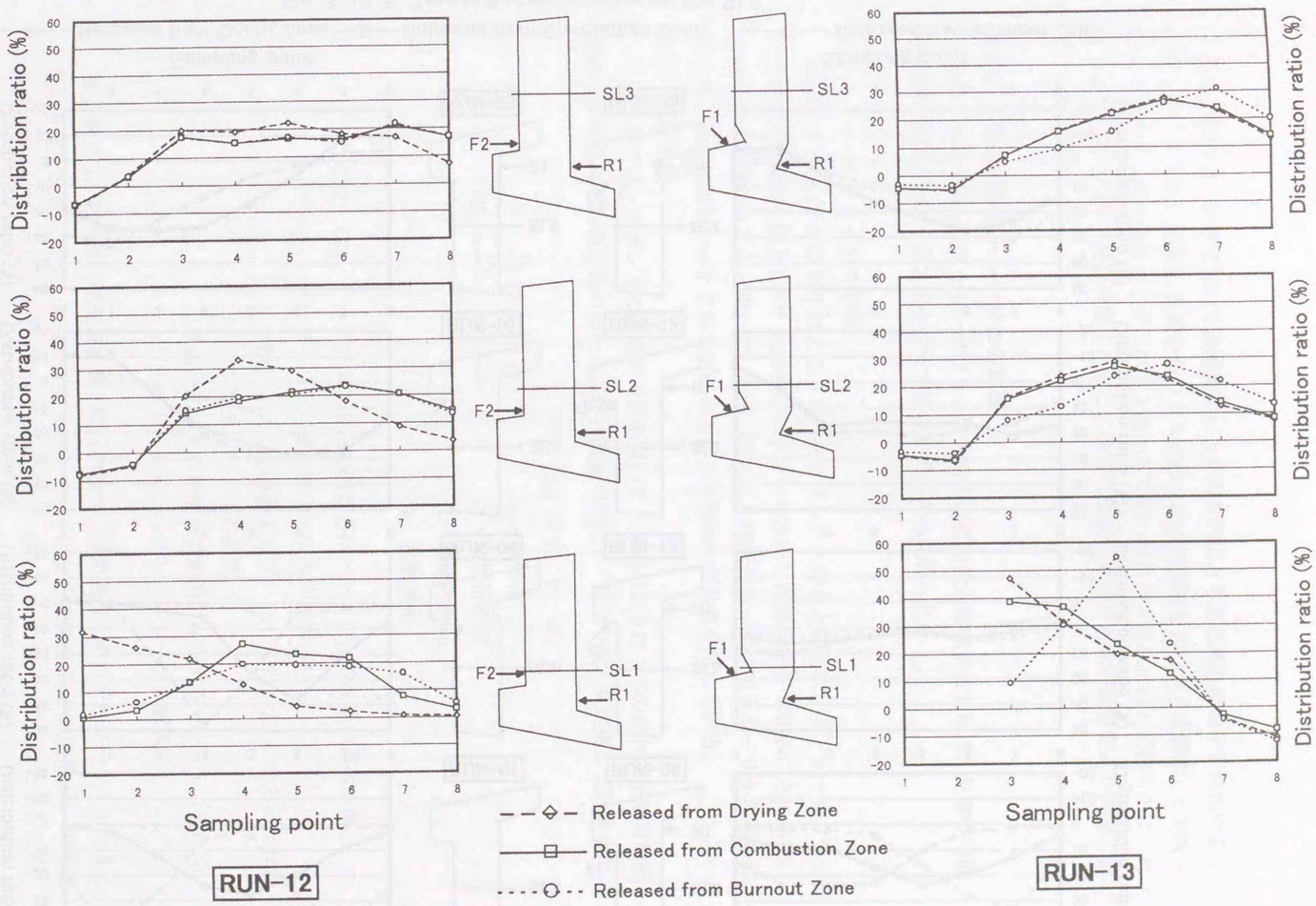



Fig. 3-10-4 Tracer flux distribution for RUN-12 & RUN-13

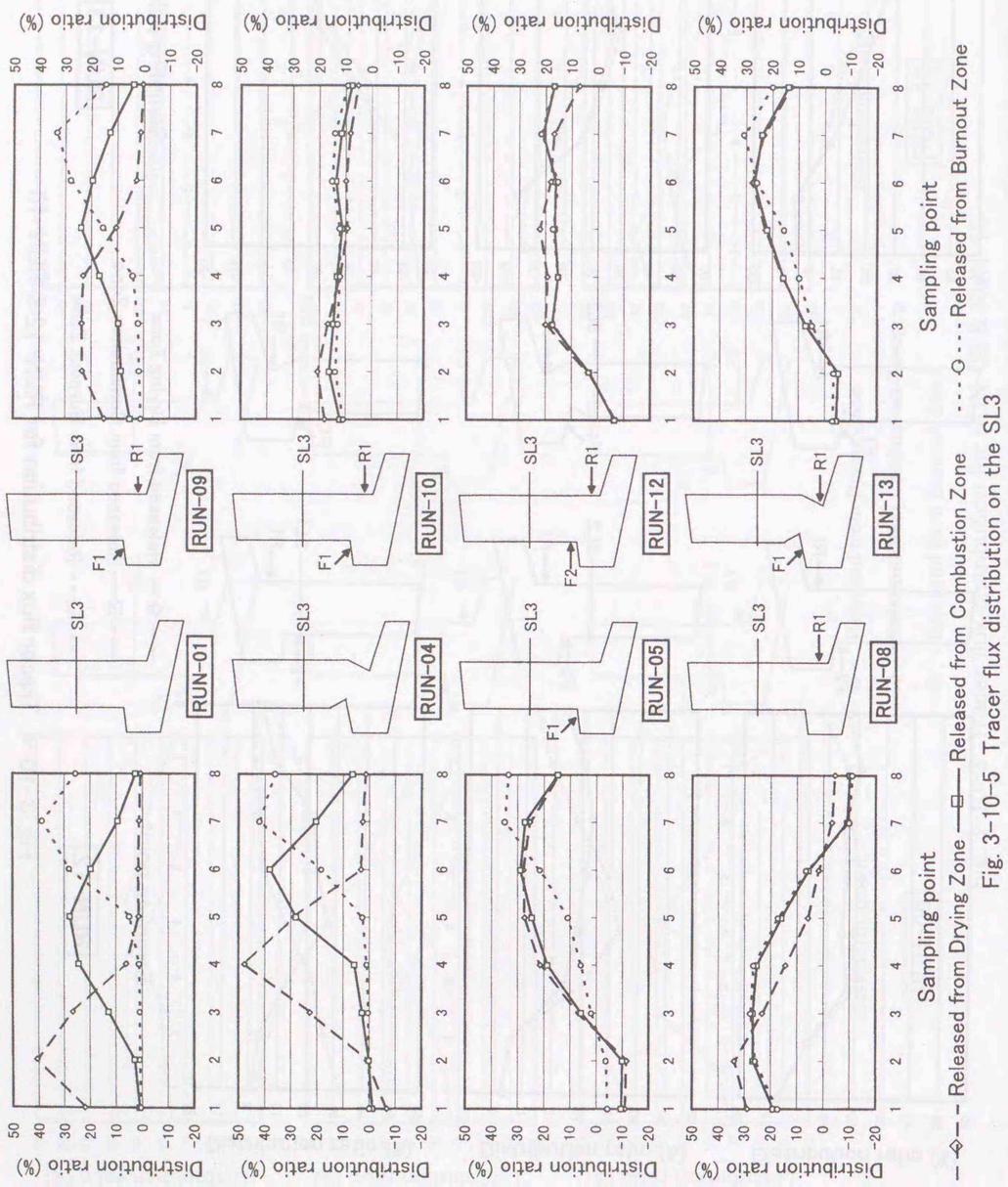



Fig. 3-10-5



以上の結果は，前章において流跡線図により視覚的にとらえた流れの様子と非常によく一致しているばかりでなく，各帯からのガス流れを旋回流領域を含むガス流路幅（ x 方向 ）におけるフラックス分布として，かつ上流から下流に至るガス流れに沿って明らかにしたことより，炉内のガス混合現象に対する二次空気噴流・焼却炉形状の影響をより明確に表すことができた。

### 3-3-3. シャボン玉トレーサとの比較

次に，本章で得られたトレーサフラックス分布の妥当性を補完するために，前章の可視化実験で得られたシャボン玉トレーサによるデータと比較した。

（1）トレーサフラックス分布

Fig.3-11-1, 3-11-2 に NO によるトレーサフラックス分布とシャボン玉トレーサフラックス分布の比較の一例として，乾燥帯からトレーサ放出した場合を各 RUN ごとに示す。これらは分布傾向がよく一致しているが，限られた個数のシャボン玉トレーサから得られた分布に比べ気体トレーサである NO の方がより滑らかな分布を示している。

（2）重なり度

2-3-2 項ではシャボン玉の流跡データを用いて，次式のように二つの流れの接触可能範囲内にあるそれぞれの流量の和を入口合計流量で除して「重なり度」を定義して計算した。

$$OL_{ij} = \frac{\frac{n_i}{N_i} Q_i + \frac{n_j}{N_j} Q_j}{Q_i + Q_j}$$

i, j ＝1，2，3，4

1：乾燥帯

2：燃焼帯前部

3：燃焼帯後部

4：後燃焼帯

ここで，$OL_{ij}$ ：ゾーン i からの流れとゾーン j からの流れの重なり度

$Q$ ：ゾーン i （または j ）の入口流量

$N$ ：当該ライン上を通過するゾーン i （または j ）から放たれたシャボン玉トレーサの個数

$n$ ：当該ライン上の接触可能範囲に存在するゾーン i （または j ）から放たれたシャボン玉トレーサの個数

第２章では，乾燥帯・燃焼帯前部・燃焼帯後部・後燃焼帯をそれぞれゾーン１から４とし重なり度を計算したが，本項ではガス状トレーサによる乾燥帯(D)と燃焼帯(C)，燃焼帯と後燃焼帯(B)放出の重なり度（それぞれ $GOL_{DC}$ ， $GOL_{CB}$ とする）との比較となるため，第２章で得られた重なり度データを次のように算術平均してシャボン玉トレーサによる重なり度とした。

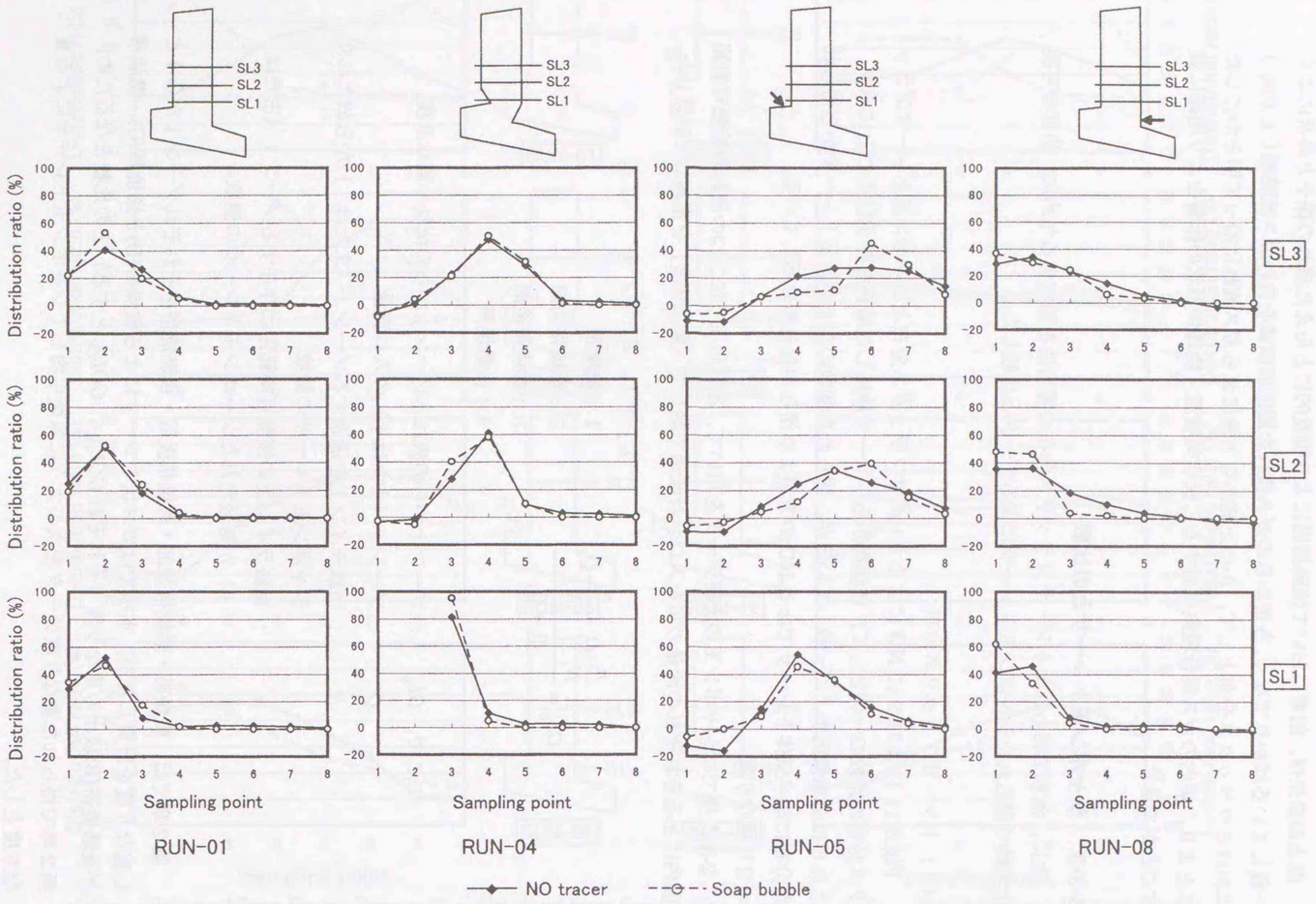



Fig. 3-11-1 Comparison between NO tracer method and soap bubble method in case of release from drying zone



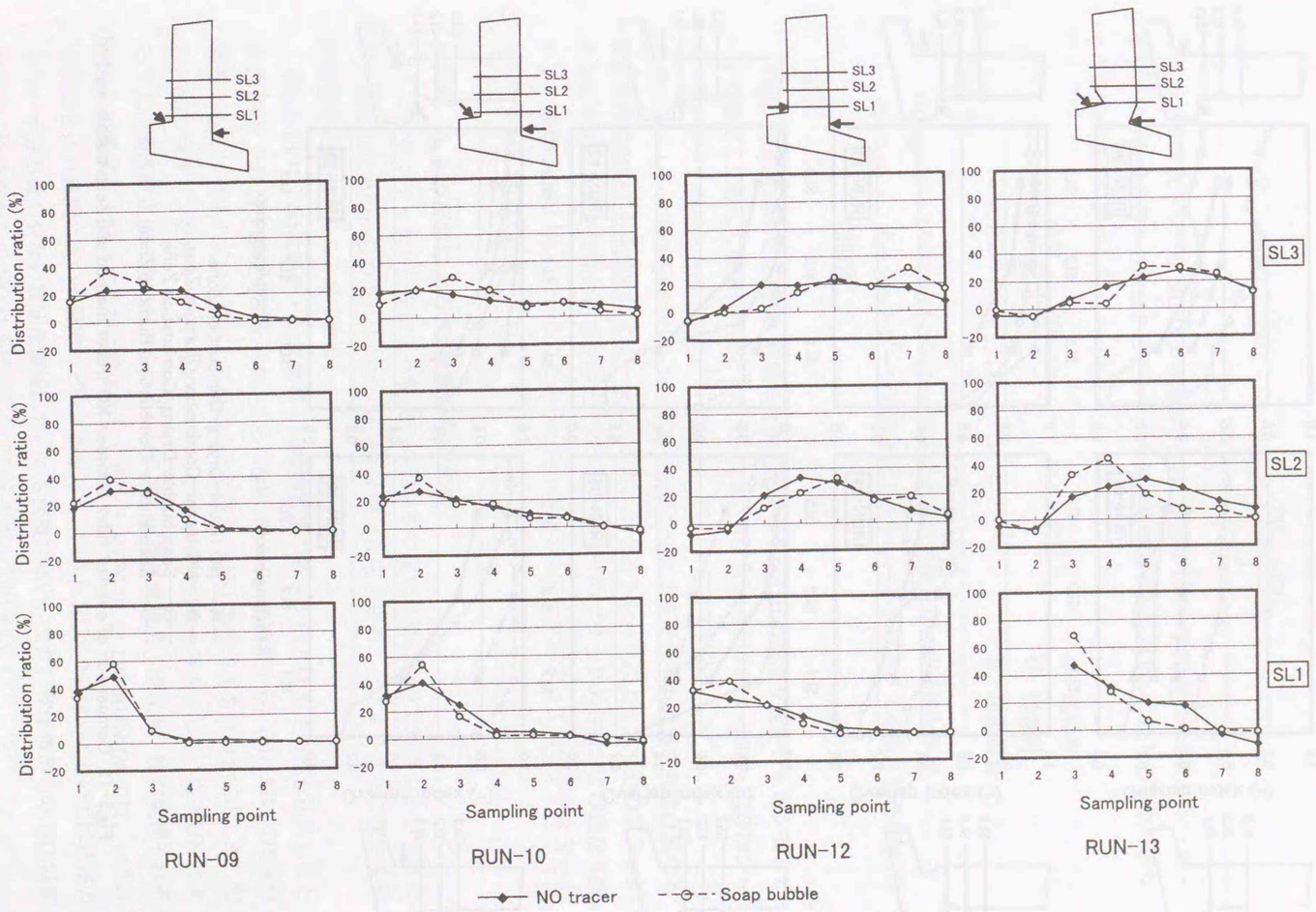



Fig. 3-11-2 Comparison between NO tracer method and soap bubble method in case of release from drying zone

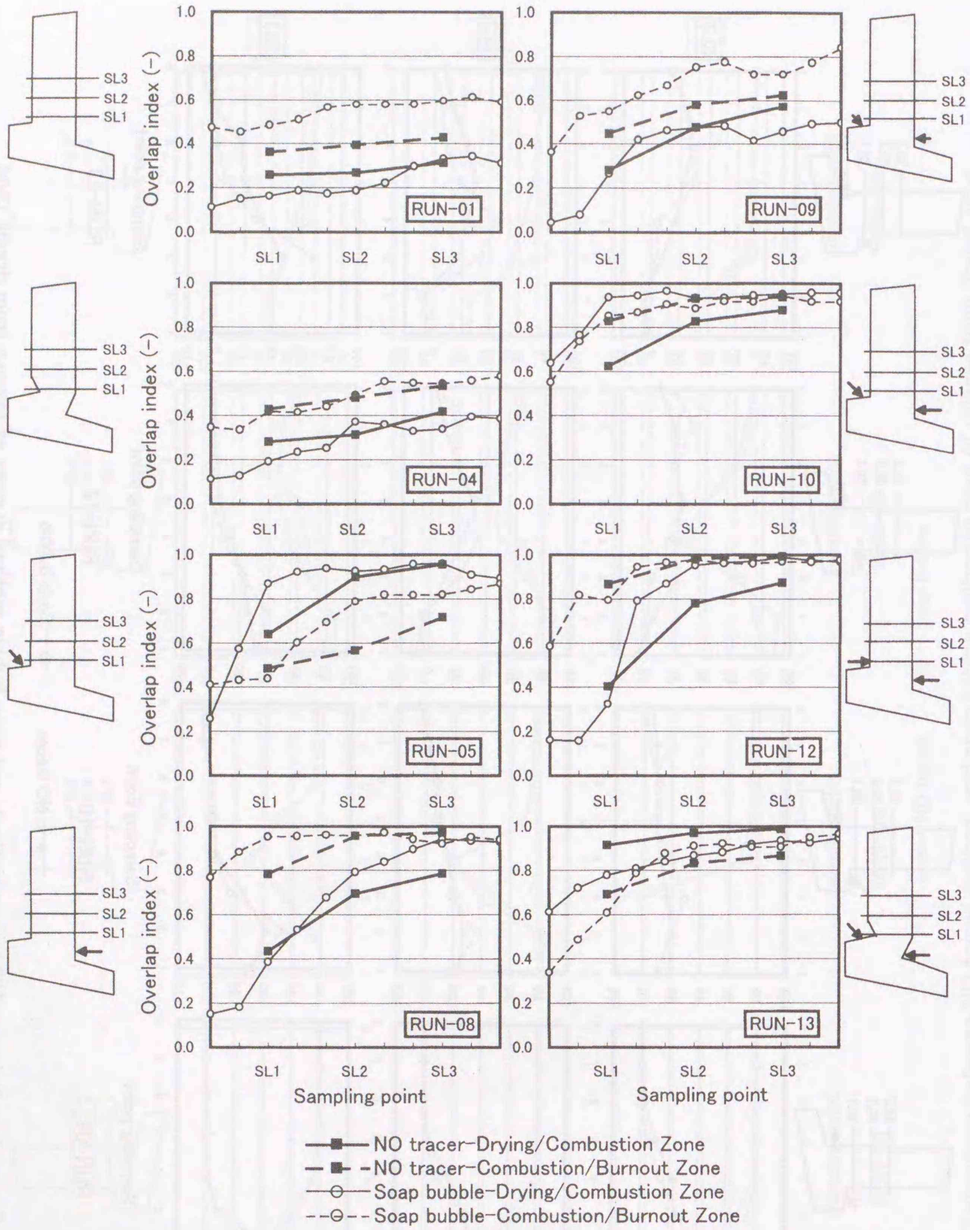



Fig.3-12 Comparison of overlap index between NO tracer method and soap bubble method



$$OL_{DC} = \frac{OL_{12} + OL_{13}}{2}, \qquad OL_{CB} = \frac{OL_{24} + OL_{34}}{2}$$

また，ガス状トレーサNOによる重なり度は，Fig.3-10-1～3-10-4に示したトレーサフラックス分布が各帯から放出されたトレーサの流量情報であるので，これらの分布の重なりから次のように算出した。

$$GOL_{mn} = A(m \cap n) \qquad m,n = D,C,B$$

D：乾燥帯
C：燃焼帯
B：後燃焼帯

ここで，

$GOL_{mn}$ ：ゾーンmとゾーンn放出によるガス状トレーサの重なり度

$A(m \cap n)$ ：ゾーンmとゾーンn放出によるトレーサフラックス分布の重なり部分の面積

Fig.3-12に乾燥帯と燃焼帯，燃焼帯と後燃焼帯のそれぞれの重なり度をシャボン玉トレーサの場合と比較して各RUNごとに示す。なお，NOトレーサのSL1・SL2・SL3はシャボン玉トレーサのコントロールライン11，14，17に対応している。

ガス状トレーサNOと粒子状トレーサのシャボン玉によるそれぞれの重なり度は異なる設定条件においても全般的によく一致しており，異なるトレーサによってもそのフラックス分布や重なり度で同様の結果を得た。ガス状トレーサのフラックス分布および重なり度はより信頼性の高いものであることから，シャボン玉トレーサによっても分子サイズでもトレーサ混合をほぼ表現できることが分かった。

### 3-3-4. $O_3$との反応によるNO濃度分布の変化

トレーサフラックス分布により各流れの拡がりや重なり度について知ることができたが，異なった場所からの流れ中のガス成分を実際に反応させることによりさらに設定条件の影響を明確にすることができる。

Fig.3-13に，(a)乾燥帯・(b)燃焼帯・(c)後燃焼帯の各々からNOガスのみを注入したときのSL3でのNO濃度分布を示す。さらに(a)においては燃焼帯から，(b)においては後燃焼帯からそれぞれオゾンも注入して反応させた場合のNO濃度分布を合わせて示した。なお，(c)ではオゾンを注入していないのでNOによる濃度分布のみを示した。各RUNによって入口濃度設定値に違いがあるため，グラフの縦軸は乾燥帯・燃焼帯・後燃焼帯それぞれの入口濃度を100とする相対濃度として表した。RUN-01およびRUN-04では，いずれの場合も入口濃度に近い高濃度のピークを示し，このうちRUN-04の(a)においては前述のトレーサ分布量が少ない旋回流領域においても濃度は高い。また，乾燥帯からのNOは前壁側で，燃焼帯からのNOは後壁側しかで反応が進んでいない。

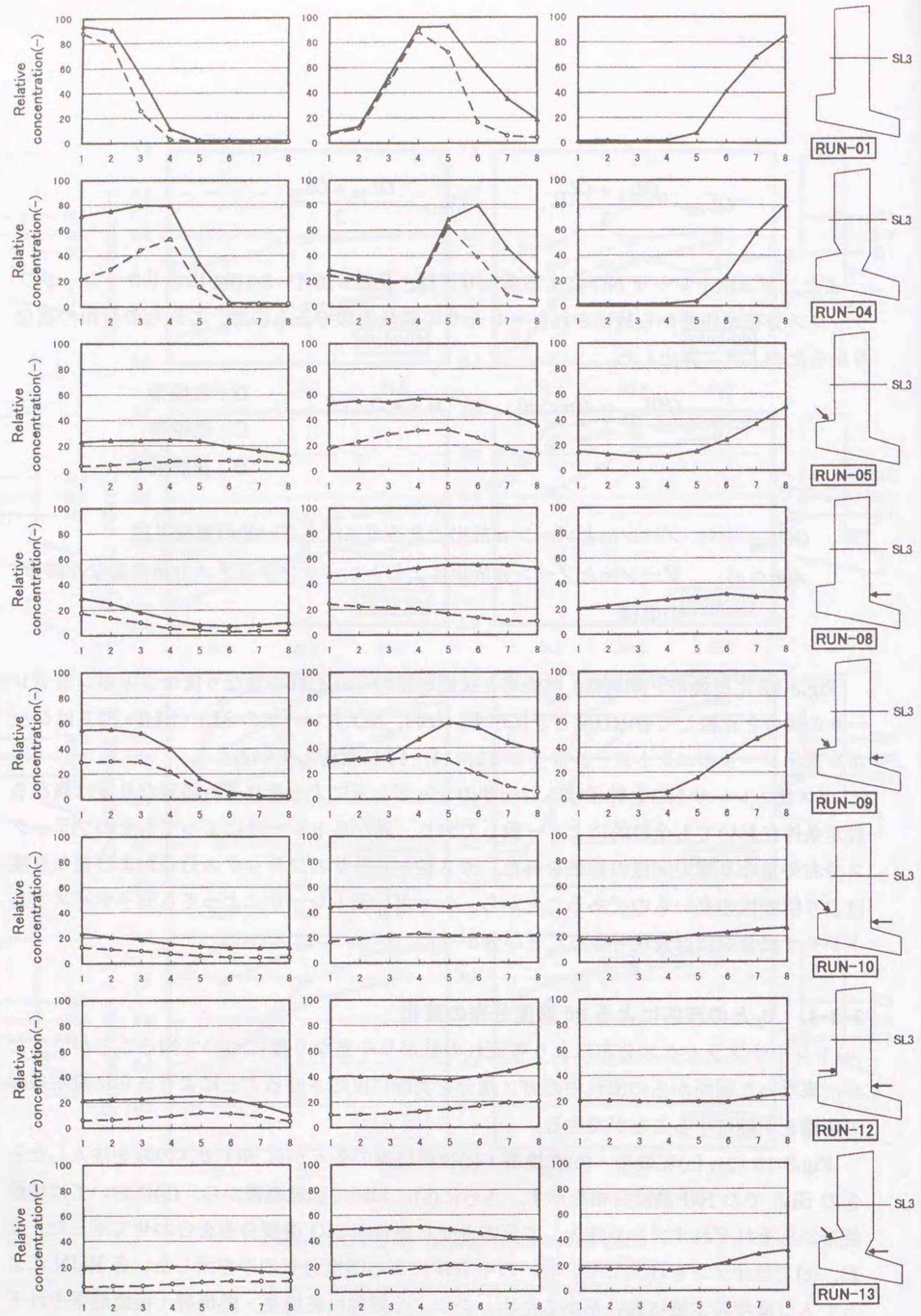



Fig. 3-13 Examples of NO relative concentration distribution on the SL3 based on each inlet concentration



RUN-05 では，噴流により濃度は各サンプリング点にわたり均一化されているが，いずれの図をみても噴流が十分到達していない後壁側のサンプリング点 6～8 では，サンプリング点 1～5 での濃度の均一性比べ濃度分布が不均一となっている。これは，乾燥帯 NO と燃焼帯 $O_3$ との反応[Fig.3-13 の(a)]に比べ燃焼帯 NO と後燃焼帯 $O_3$ の反応[Fig.3-13 の(b)]が進んでいないことにも表れている。

RUN-10，RUN-12 および RUN-13 では，各帯からの流れが十分に均一化されてガス流路全体にわたって均一な濃度分布を示し，反応も全体的に進んで二次空気噴流流入による混合促進の効果が表れている。

### 3-3-5. 反応率

Fig.3-13 に示した反応前後の濃度分布では，定性的な評価だけで反応の効果を明確に判断できないため以下に示す要領で「反応率」を定義して各種設定条件での比較やガス流れ方向の推移を検討した。

反応 NO 量の入口 NO 量に対する割合を百分率で表し反応率 r とした。

$$r = \frac{[\text{入口}NO\text{量}] - [\text{未反応}NO\text{量}]}{[\text{入口}NO\text{量}]} \times 100 \quad , \qquad r = \left(1 - \frac{\sum_{j=1}^{8} C_j \cdot Q_j}{C_{r0} \cdot Q_0}\right) \cdot 100$$

ここで，$C_j$ ：反応実験時における測定点 j での NO 濃度 (ppm)

$Q_j$ ：測定点 j における推定流量 ($m^3/h$)[ 3-2-3 項で示した推定法による ]

$C_{r0}$ ：反応実験時における入口 NO 濃度 (ppm)

$Q_0$ ：入口流入空気量 ($m^3/h$)

ところで，反応分布測定直前に測定しているトレーサフラックス分布において，入口 NO 量と分布 NO 量の総和が必ずしも一致せずバラツキがみられた(入口 NO 量に対する分布 NO 総量の割合で，平均 111.0%±標準偏差 17.7，検体数 60）。これは主として推定した流量データの誤差に起因していると考えられる。そこで，トレーサフラックス分布の結果を用いて入口 NO 量を換算することにした。

$$[\text{換算入口}NO\text{量}] = [\text{入口}NO\text{量}] \times \frac{[\text{トレーサフラックス分布測定時の分布}NO\text{総量}]}{[\text{トレーサフラックス分布測定時の入口}NO\text{量}]}$$

したがって，最終的な反応率 R は次式にて算出した。

$$R = \left(1 - \frac{\sum_{j=1}^{8} C_j \cdot Q_j}{C_{r0} \cdot Q_0} \cdot \frac{C_{to} \cdot Q_o}{\sum_{i=1}^{8} C_i' \cdot Q_i}\right) \cdot 100$$

ここで，$C_{t0}$ ：トレーサフラックス分布測定時の入口 NO 濃度 (ppm)

$C_i'$ ：トレーサフラックス分布測定時の測定点 i での NO 濃度 (ppm)

$Q_i$ ：測定点 i における推定流量 ($m^3/h$) [ 3-2-3 項で示した推定法による ]

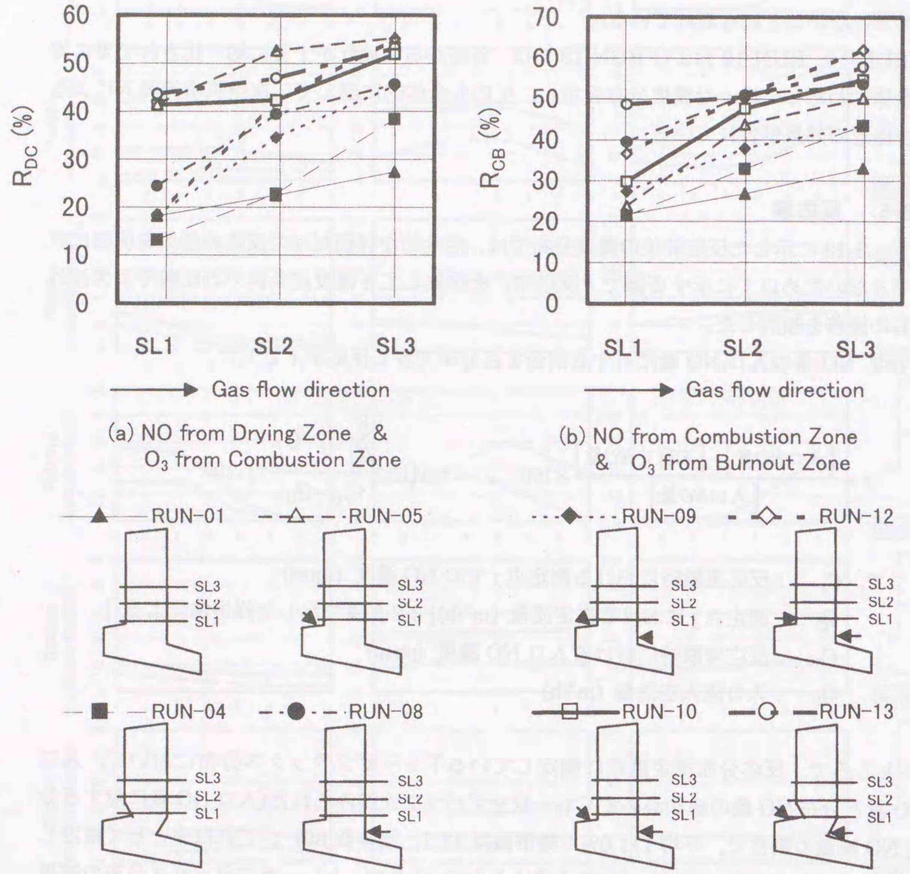



Fig. 3-14 Variation of reaction rate with gas flow

Fig.3-14 に(a)乾燥帯と燃焼帯との流れによる反応率（$R_{DC}$），(b)燃焼帯と後燃焼帯との流れによる反応率（$R_{CB}$）のガス流れに沿った推移を示す。Fig.3-14 には各設定条件の特徴が表れており，以下にそれらを列記する。

(1) 二次空気噴流のない RUN-01, 04 および噴流量が少なく分割流入した, RUN-09 はその他のパターンと比較して反応率が明らかに低い。

(2) (a)の SL1 において RUN-05，10，13 の反応率が高くなっているが，これは前壁ノズル F1 による効果と考えられる。



(3) (b)の SL1 において RUN-13 が他のパターンと比べ特に高い反応率を示すという違いをみせているが，これはノーズの張り出しにより相対的に噴流到達距離が増したことおよび噴流流入直後でノーズによりガス流路が狭まったために混合が促進されたものと考えることができる。

(4) RUN-05 は(a)においてのみ，RUN-08 は(b)においてのみ反応率が高くなっており，一方向からの噴流吹き込みでは対面壁側の混合が不充分になる。

(5) RUN-12 は(a)の SL1 における反応率が他に比べ低くなっており，前壁ノズル F2 が F1 より下流側にある結果が表れている。さらに，(a)，(b)双方の SL3 において最も反応率が高くなっているが，これは前壁ノズル F2 が下部燃焼室に比べガス流路幅の狭まった部分に位置しているため，混合が促進されたものと考えられる。

また，反応率の実験誤差（1 回目と 2 回目の反応率の差の絶対値をそれらの平均値で除して求めた。Fig.3-9-2 参照）は，平均 4.74%±標準偏差 2.31%（検体数 12）であり，このばらつきを用いて有意差検定を行うと，Fig.3-14 の(a)の SL3 においては RUN-05，10，12, 13 の反応率に有意な差は認められない。また，(b)の SL3 において RUN-12 と RUN-13，RUN-13 と RUN-10 との間に有意な差は認められない。

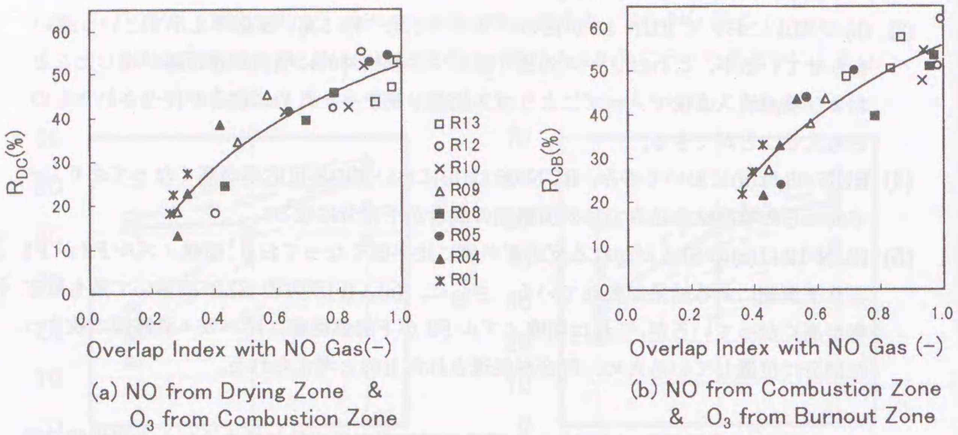
反応率により各種設定条件の特徴や優劣をある程度明確にすることができたが，本実験の範囲内では優劣を評価できないものもあった。

### 3-3-6. 重なり度および滞留時間と反応率の関係

重なり度は流れの交わりや拡がりにより混合の程度を表している指標であり，一方，滞留時間は反応時間に対応した指標の一つである。本項では，重なり度や滞留時間が反応率の重要な因子であると考えてこれらの影響を検討した。

Fig.3-15 に各 RUN の SL1，SL2，SL3 における NO トレーサによる重なり度と反応率の関係を示す。(a)，(b)の分類は Fig.3-14 と同様である。全 RUN において重なり度の増加とともに反応率は増加する傾向にあり，しかも設定条件に関係なく Fig.3-15 に示すように対数曲線近似[ (R vs Ln(Overlap Index) ]において，(a)では 0.927，(b)では 0.910（特異点 2 ヶを除外）という相関係数が得られ，重なり度と反応率には強い相関関係が認められた。

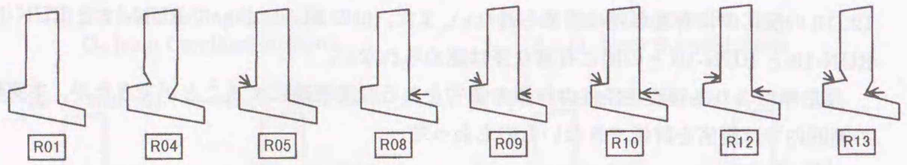
一方，滞留時間と反応率の関係は Fig.3-16 に示すとおりである。なお，滞留時間は第 2 章で得たシャボン玉流跡データを利用し，被酸化物である NO を対象として(a)では乾燥帯からのガス流れ，(b)では燃焼帯からのガス流れ中のシャボン玉トレーサがそれぞれ各サンプリングラインに達するまでの平均時間を用いた。各 RUN ごとにみるとこれらの間には関係が認められるが，全体的にみると関係はみられず滞留時間が同じであっても反応率はまちまちであり設定条件によって異なっている。

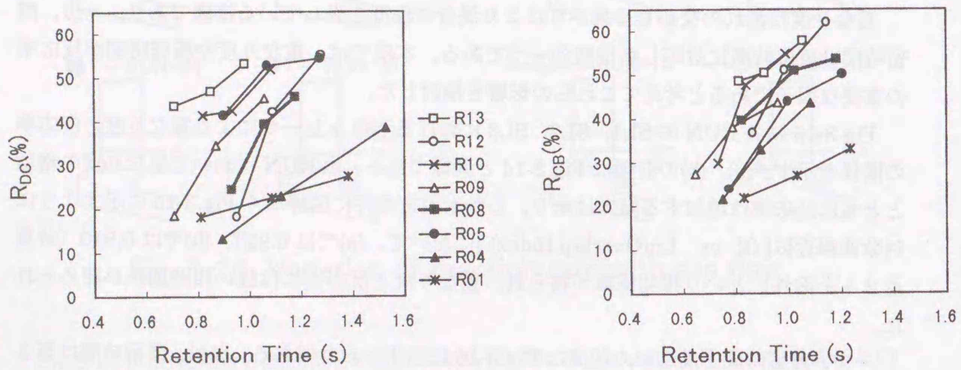



(a) NO from Drying Zone & $O_3$ from Combustion Zone

(b) NO from Combustion Zone & $O_3$ from Burnout Zone

Fig.3-15 Relation between overlap index and reaction rate




(a) NO from Drying Zone & $O_3$ from Combustion Zone

(b) NO from Combustion Zone & $O_3$ from Burnout Zone

Fig.3-16 Relation between retention time and reaction rate



これらの結果は，反応率が主として燃焼室内での混合に支配されているということを意味している。本研究はコールドモデルによる実験であるので温度の依存性に関しては言及できないが，ごみ焼却炉燃焼室内での未燃成分の低減では滞留時間などの因子に比べガス混合が最も重要な因子であるということが示唆された。

ところで，第１章で述べたように，新ダイオキシン類ガイドライン（1997 年厚生省通知）では 850℃で２秒以上の滞留時間を確保するように求められている。一方，ごみ焼却炉燃焼室における燃焼ガスの滞留時間を考えるとき，一般的には次式のように燃焼室容積を体積流量で割って平均の滞留時間を求めている。つまり二次燃焼室全体に燃焼ガスが均一に分布すると仮定して燃焼室内での滞留時間を求めている。ところが，ノーズや二次空気噴流を伴うガス流れでは，「3-3-2 項トレーサフラックス分布」で述べたように，ノーズや二次空気噴流の背後にできる大きな旋回流領域のトレーサフラックスはわずかであり，死空間に等しい旋回流領域によって大部分のガスが流れ混合し反応する燃焼室の有効容積が減少することになるので，上記のような平均滞留時間の概念では必要な滞留時間を確保できないことになる。

$$\tau = \frac{V}{Q}$$

ここで、$\tau$：燃焼ガスの平均滞留時間$(s)$

$V$：燃焼室容積$(m^3)$

$Q$：平均温度における燃焼ガスの体積流量$(m^3/s)$

Fig.3-17 は，本実験における流動パターンと燃焼室での滞留時間の関係を示したもので，装置内を流れるガスの流量（１次空気と２次空気の合計流入量）は二次空気噴流量の違いによって３種類に大別される。ここで，燃焼室での滞留時間は，各流動条件においてシャボン玉トレーサが焼却炉模型直胴部のコントロールライン 10 から 24（Fig.2-11 参照）まで達するのに要した平均時間をシャボン玉の流跡データから求めた。また，図中，細い実線で示す曲線は，ノーズもなく二次空気噴流もない最も基本的な流動条件である RUN-01 を基準にして燃焼室容積を考えた場合の流入空気量と滞留時間の関係を示している。

流量が少なく前壁・後壁にノーズをもつ RUN-04 では，RUN-01 に比べわずかに滞留時間が短くなっている。中程度流量グループの RUN-05，08，09 では，噴流分割流入で小さな旋回流領域がある RUN-09 に比べ，大きな旋回流領域がある RUN-05，08 の滞留時間がわずかに短くなっている。最も流量の多いグループである RUN-10，12，13 では，比較的小さな旋回流領域がある RUN-10 に比べ，ノーズと大きな旋回流領域がある RUN-13，最下流に噴流が位置し大きな旋回流領域がある RUN-12 の順で滞留時間が短くなっている。

以上，本検討は，混合や反応による効果を考えず滞留時間だけに着目し，実際の燃焼室の設計に際して，ノーズや噴流の背後にできる死空間となる旋回流領域の存在を考慮する必要性を指摘するものである。

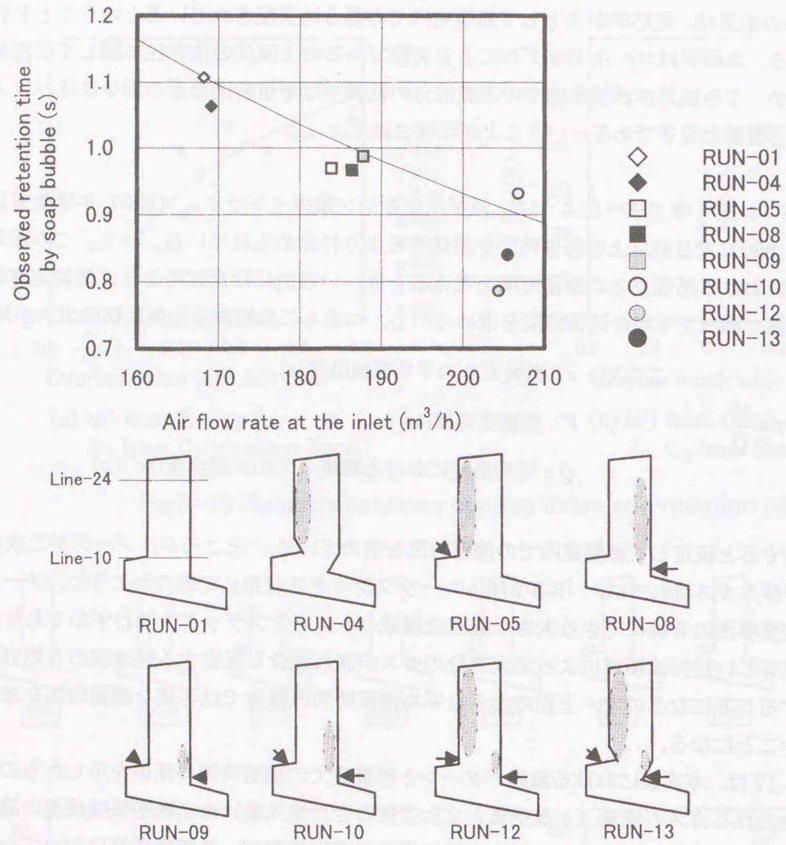



Fig.3-17 Retention time by the difference of flow pattern

### 3-4. まとめ

気体トレーサ NO を用いたトレーサ実験と NO と $O_3$ の常温での反応を利用した反応実験を行い，ごみ焼却炉内における二次空気噴流や炉形状の影響を検討した。本研究は実炉の燃焼室内ガス中の未燃成分の挙動や反応現象を直接模擬したものではないが，形状や流動条件が異なる燃焼室内のガス流れの分布や混合現象を，気体トレーサや酸化ガスと還元ガスとの反応を利用して詳細に明らかにすることができた。以下に，得られた結果を要約する。

(1) NO と $O_3$ を用いて気流模型によるトレーサ実験と反応実験手法を確立した。実験に際しトレーサである NO の装置出入口における収支誤差が小さいことを確認し，さらにトレーサ実験および反応実験の再現性が高いことも確かめた。

(2) 可視化実験で得た流速ベクトル測定値とトレーサ実験による NO 濃度測定値によりトレーサフラックス分布を求め，乾燥帯・燃焼帯・後燃焼帯からの流れの燃焼室内での詳細分布を定量的に表し，二次空気噴流や炉形状など各種設定条件での混合特性を明らかにした。

(3) トレーサフラックス分布および重なり度に関してシャボン玉による可視化実験データと比較し，NO トレーサとシャボン玉トレーサによる結果がよく一致することを確かめた。このことにより本流動実験の妥当性を相互に補完することができた。

(4) 異なる流れ領域から NO と $O_3$ を注入して実際に反応を起こさせ，ガス流れに沿った反応前後の NO 濃度分布を表すとともに，反応率の推移を求めて各種設定条件の特徴や優劣を評価した。実験誤差によりその優劣を評価できなかったものがあった。

(5) 反応率と重なり度・滞留時間との関係を検討し，反応率が混合の程度を表す指標である重なり度と強い相関関係にあることを明らかにした。これによりごみ焼却炉燃焼室内での反応では混合が最も重要であると示唆された。

(6) 焼却炉模型内の滞留時間と各種流動条件との関係を検討し，燃焼室の設計に際しノーズや噴流の背後にできる死空間となる旋回流領域の存在を考慮する必要性を指摘した。

(7) トレーサ濃度分布・トレーサフラックス分布・反応率の基礎的実験データの蓄積により，数値シミュレーションの検証が可能になった。

### 参考文献

1) R. Atkinson, D. L. Baulch, R. A. Cox et al.: Evaluated Kinetic and Photochemical Data for Atomospheric Chemistry Supplement Ⅳ, J. Phys. Chem. Ref. Data, Vol.21, No. 6, p.1129 (1992)
2) 日本化学会編：化学便覧基礎編，改訂２版，丸善，p.1008(1975)
3) 小宮山宏：反応工学－反応装置から地球までー，培風館，p.76(1995)
4) 日本工業規格：大気中のオキシダント自動計測器 B7957，（財）日本規格協会，pp.8-10(1992)

# 第４章 汎用熱流動解析ソフトウェアによる数値シミュレーション

## 4−1. はじめに

第１章でも述べたように，ごみ焼却炉燃焼室内のガス混合に関する研究において汎用熱流動解析ソフトウェアが多用されるようになり，実用面においても焼却炉設計支援ツールとして期待されている。しかし，炉内ガス混合に関する実測値・実験値が不足しており妥当性の検証が十分に成されていないため，熱流動解析ソフトウェアによる解析結果は信頼性に乏しく，ごみ焼却炉の設計においては未だ参考値の域を出ていないのが現状である。したがって，焼却炉設計支援ツールとしての立場を確立するためには実験値等による数値シミュレーションの検証が不可欠である。

本稿では，第２章の可視化実験および第３章のトレーサ実験・反応実験に対して，汎用熱流動解析コード CFX-F3D （英国，Harwell Laboratory 製）を適用し，ごみ焼却炉模型内のガス混合における数値シミュレーション値を得て実験値と比較した。このことを通して数値計算法の検討を行なう。

汎用熱流動解析ソフトウェアには，CFX-F3D のほか，STAR-CD，PHOENICS，FLUENT，STREAM，α-FLOW などが知られている[1,2,3]。CFX-F3D は，Fig.4-1 に示すように他の市販汎用ソフトウェアと同様，前処理部・数値計算部・後処理部により構成されている。

これらの解析ソフトウェアは，

- 格子形成が容易である
- 境界形状に沿った曲線座標系である境界適合座標[4]（Boundary Fitted Coordinate, BFC）を用いて多様な形状に対応できる
- 計算結果を多彩なグラフィック機能で表現できる

などの特徴を持っている。

CFX-F3D の主な解析機能には次のようなものがあり，特に Star-CD がもつ機能とかなり類似している[1]。

- 非圧縮性，圧縮性流体
- ニュートン，非ニュートン流体
- 層流，乱流（乱流モデル）

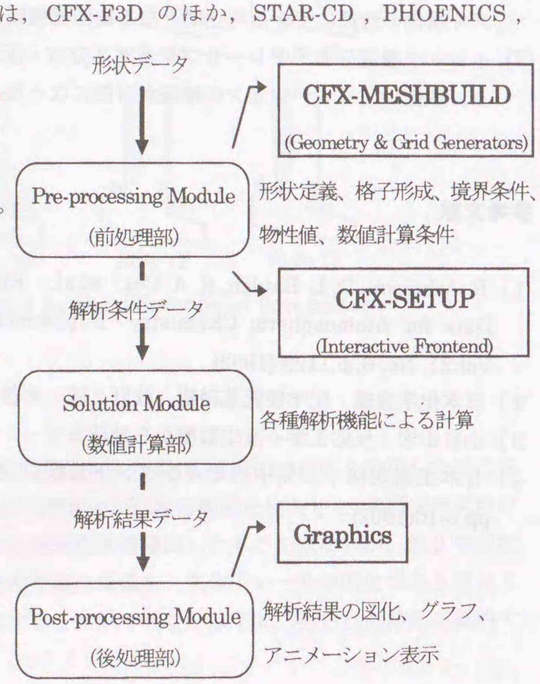



Fig.4-1 Framework for a software of general purpose computational simulation[1, 5]



- 燃焼，化学反応
- 熱連成（固体・流体の伝達，伝導，輻射）
- 多孔質媒体
- 初心者，中級者，上級者モードの選択
- ブロック自動格子生成機能
- 局部格子自動細分割機能
- ユーザーサブルーチン

また，乱流モデルには，標準 $k$-$\varepsilon$ モデル，低レイノルズ数型 $k$-$\varepsilon$ モデル，レイノルズ応力モデルなど多数の乱流モデルが用意されている。

本稿では，コールドモデルでの実験で得られた流速ベクトル図・トレーサフラックス分布・トレーサ濃度分布の結果を用いて計算値と比較することにより，

- 流入境界条件等設定条件の影響評価
- 計算回数などの収束条件の影響評価
- 乱流モデル定数の評価

などを行ない，数値シミュレーション適用の際の計算技術の確立を目的とするものである。

## 4−2. 解析方法

### 4−2−1. 幾何形状の定義と格子形成

Fig4-1 に示すように，CFX-F3D の前処理部に用意されているツール CFX-MESHBUILD を用いて，Fig4-2 に示す手順にて幾何形状を定義し計算格子を作成した。計算格子は，RUN-01 用，RUN-04 用，RUN-05/09/10 用，RUN-08/12 用，RUN-13 用の５種類を作成した。

以下に，作成手順を述べる。実験模型の寸法図を用いて大まかな格子面を分割定義し，各格子の節点の座標を整理する。節点座標データを CFX-MESHBUILD 内のツール Geometry / Point / Free Point を用いて入力設定し，各々４個の節点を選択しツール Make Face にて格子面を作成する。全体で焼却炉模型断面ができるので，全体面をツール Group により一体化した後，ツール Extrude /Translate を用いて模型幅と同じ 100mm だけ z 方向に拡張し３次元の幾何形状が完成する。各格子の x 方向，y 方向の線分をツール

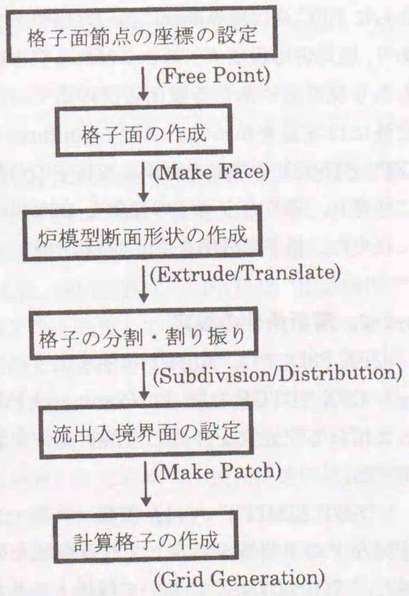



Fig.4-2 Procedure of grid generation

Table 4-1 Number of grid for each experiment

| RUN No. | 格子数 |
|---|---|
| 01 | 8,502 |
| 04 | 9,558 |
| 05 | 8,502 |
| 08 | 15,938 |
| 09 | 8,502 |
| 10 | 14,399 |
| 12 | 15,938 |
| 13 | 14,363 |

Subdivision を用いて任意に細分化し，さらにツール Distribution の等間隔(Uniform)・等比級数的分割(G.P.)・対称形等比級数的分割(SYMGP)を利用して割り振りする。なお，z 方向は分割せず１つのセルとし，セル中心の２次元断面で評価することとした。最後に，流入境界面・流出境界面を設定し計算格子作成が完了する。

Table 4-1 に各 RUN における格子数を示す。RUN05，09，10 および RUN08，12 はそれぞれ同一の格子データファイルを使用している。格子形成に際しては，一般的に以下の留意点が指摘されている[6]。

① 隣り合う格子との変化を滑らかにする
② 格子形状は直交または出来るだけ直交に近づける
③ 関数が急激に変化する噴流流入近傍は格子を細かくする

本研究においても，上記留意点を念頭おき，特に噴流流入近傍の格子細分化に注意し，さらに BFC 法は境界形状に沿った座標系であり，焼却炉形状はノーズとよばれる突出部もあり境界面にあたる壁面近傍の格子の直交性には注意を払った。また，Uniform・G.P.・SYMGP の機能を利用して格子の分割に注意し，隣り合う格子の変化を 20%以内に収めた。格子形成例を Fig.4-3 に示す。

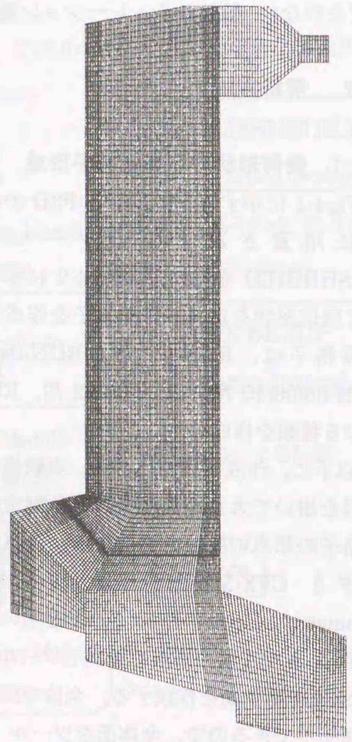


Fig.4-3 Calculation grid for RUN-10

### 4-2-2. 解析条件の設定

CFX-F3D では，Fig4-1 に示すようにツール CFX-SETUP を用いて Command File とよばれる記述文を作成して解析条件を設定する。

“SET LIMITS” では，整数・実数・文字列などの上限値を設定して計算領域を確保し，“OPTIONS” において解析上の基本条件を設定する。流速ベクトルなどの実験値は２次元を想定した薄型のコールドモデルとして得られた値であるので，次のように選択した。



- Two dimensions（２次元）
- Body fitted grid (適体格子，CFX-F3D では境界適合格子をこのように呼ぶ。)
- Cartesian coordinates（デカルト座標系[4]，直交座標系）
- Turbulent flow（乱流）
- Isothermal flow（等温流体）
- Incompressible flow（非圧縮性流体）
- Steady state（定常状態）
- Mass fraction equation 1（１種類のトレーサを使用）

“MODEL TOPOLOGY” では，Geometry File から幾何形状データを読み込み，“CREATE PATCH” では２ヵ所からの二次空気噴流の流入箇所を設定している。“MODEL DATA” では，壁面境界条件に対数則を適用し，気体トレーサとしての NO の拡散係数・分子量を記述，乱流モデル（$k$-$\varepsilon$ モデル）におけるモデル定数を設定している。乱流モデル定数は主にデフォルト値（あらかじめプログラム内に組み込まれた設定値）を用いた。“SOLVER DATA” では，収束判断条件として反復計算の回数と計算許容誤差を設定して，いずれか一方が到達した時点で計算が終了し出力ファイルが作成される。“CREAT GRID” で格子データが読み込まれ，“MODEL BOUNDARY CONDITIONS” で一次空気・二次空気の流入境界条件を設定する。流入境界条件では，流速のほか乱流の運動エネルギー$k_{in}$とエネルギー消散率 $\varepsilon_{in}$ を与える必要がある。

### 4-2-3. 流入境界条件

境界条件は流れの様子を決定する重要な要素であり，流入境界・壁面境界・流出境界など境界の状態に即して流れの方程式中に含まれる変数のそれぞれに対して設定される[7]。このうち，壁面についてはすべりなし（no slip）条件[7]，壁面近傍の速度分布は対数則[7]に従うとし，CFX-F3D 内の ” WALL TREATMENT ” で設定した。流出境界は，” PATCH ”指定操作で所定の流出境界面を ” MASS FLOW BOUNDARY ” と指定して自由流出として設定される。流入境界では，” PATCH ”指定操作で所定の流入境界面を”INLET”と指定し，流入口条件として１次空気・２次空気のそれぞれについて流速のほかに乱流の運動エネルギー$k_{in}$とエネルギー消散率 $\varepsilon_{in}$ の値を与える必要がある。なお，圧力に関しては全てゼロとした。大きな渦の挙動はおもに境界条件によって決まると言われており[8]，流入流速の他に乱流を特性づける $k_{in}$ と $\varepsilon_{in}$ の境界条件の設定は重要になってくる。$k_{in}$ と $\varepsilon_{in}$ の設定方法では，特に噴流に対しての適用に関する報告が少なく，本研究では，これらの設定方法の妥当性に着目して検討を行なった。以下に，流入流速値の他，$k_{in}$ と $\varepsilon_{in}$ の流入境界値の設定方法の検討について述べる。

#### 1）流入流速の設定・補正

第 3 章の Fig.3-7 に示すように，実験模型は 100mm 幅（奥行き）の薄型であるため流

速は奥行方向では均一とならず模型の中心部で最大となっている。シャボン玉の流跡は中心部の流れを反映していると考えられるので，その流跡データから得られる流速ベクトルの実験値は実験時の流量設定値から計算される流速値とは一致しない。いま，流速ベクトルの実験値と計算値との比較検討を行おうとしているので，流入流速値はシャボン玉による実測流速ベクトルから求めた流量のうち，コントロールライン Line8～Line23 の 16 個のデータを算術平均した値を用いて決定した。（コントロールラインについては第２章 2-3-2 項参照）

各 RUN における流入流速値は以下の要領で算出した。例えば，RUN-10 の場合，シャボン玉による実測流速ベクトルから求めた流量データ 303.13($m^3/h$)を実測流入流量比[ １次空気量 168.6($m^3/h$) : ２次空気量 38.2($m^3/h$) ]を用いて比例配分し，１次空気量 247.14($m^3/h$)と２次空気量 55.99($m^3/h$)から構成されていると考える。仮想１次空気量 247.14($m^3/h$)と実験時設定流入流量 168.6($m^3/h$)との比 1.4658 を乾燥帯・燃焼帯・後燃焼帯の実験時設定流入流量 32.3，91.7，44.2 のそれぞれに乗じて流入面の各断面積で除し，各帯の流速ベクトル計算のための流入速度とする。一方，２次空気に関しては，同様に流量比 1.4658 を２本のノズルの実験時設定流入流量 18.4($m^3/h$)および 19.8($m^3/h$)に乗じて，吹き出し面積で割って計算用流入速度を決定した。各 RUN における１次および２次空気の流入流速値を Table 4-2 に示す。

**Table 4-2 Inlet setting values for numerical simulation**

| RUN No. | Corrected velocity for primary air (m/s) | | | Corrected velocity for primary air (m/s) | |
|---|---|---|---|---|---|
| | Drying Zone | Combustion Zone | Burnout Zone | Front nozzle | Rear nozzle |
| 01 | 0.460 | 0.656 | 0.579 | – | – |
| 04 | 0.450 | 0.649 | 0.567 | – | – |
| 05 | 0.445 | 0.666 | 0.575 | 18.88 | – |
| 08 | 0.463 | 0.661 | 0.583 | – | 18.17 |
| 09 | 0.459 | 0.657 | 0.578 | 9.96 | 10.97 |
| 10 | 0.471 | 0.676 | 0.594 | 17.63 | 18.97 |
| 12 | 0.455 | 0.677 | 0.587 | 18.80 | 19.19 |
| 13 | 0.456 | 0.647 | 0.575 | 19.29 | 18.29 |

なお，仮想空気量と実験時設定流入流量との比は，各 RUN に応じて 1.3998～1.4831 の値となったが，これは次式[9]で得られる円管内の中心流速と断面平均流速との比 1.2119（ただし，実験における Re の平均値は 46500）に比べ大きな値である。

$$\frac{\bar{u}}{u_{max}} = \frac{1}{1+2.88\sqrt{f}} \qquad f = 0.0014 + 0.125\,\mathrm{Re}^{-0.32} \quad (3\times10^3 < \mathrm{Re} < 2\times10^6)$$



ここで，$u_{max}$ ：管内中心最大流速
$\bar{u}$ ：断面平均流速
$f$ ：摩擦損失係数（平滑面管における Drew, Koo & McAdams の式）
Re ：レイノズル数（$=\bar{u}D/\nu$，$D$は管口径，$\nu$は動粘性係数）

この理由としては，以下のことが考えられる。

①実験装置のガス流路断面が 495 mm×100 mm の極端に幅の狭い矩形断面であること
②乾燥帯・後燃焼帯からの流れが燃焼帯上部で合流して燃焼室直胴部に流入すること
③２次空気噴流の吹き出し流速がノズルの中心部（奥行方向）ほど大きいこと

特に，②・③に関する影響については Line8～Line23 の流速ベクトル実験値から計算した流量データが下流に行くに従い次第に減少してゆくことからも推量することができる。さらに，第３章の Fig.3-7 で示したように，ガス流路中心部でのピトー管による流速実測値が流速ベクトル実験値で得られた値とほぼ等しいことを確認しているので，実測流速ベクトルによる流量データを用いた流入流速決定法は問題ないと判断した。

### ２）$k$および$\varepsilon$

乱流の運動エネルギー$k$とエネルギー消散率$\varepsilon$の流入境界値の設定方法に関して幾つかの推定式が提案されている。本研究では，乱れの大きさが明らかに異なる一次空気と二次空気噴流に別々の設定式を適用して計算値と実験値を比較することにより，$k$と$\varepsilon$の流入境界設定条件の適合性を検討した。

#### ①一次空気の場合

棚橋[10]は入口での乱れが平均流の 10%のとき，下式を用いるのが妥当だとしている。

$$k_{in} = \frac{1}{2}\left(0.1\times\bar{u}_{in}\right)^2 = 0.005\bar{u}_{in}^{\,2} \qquad \text{(形式-A)}$$

$$\varepsilon_{in} = \frac{C_\mu k_{in}^{\,3/2}}{l_{in}} \qquad l_{in} = \frac{1}{2}D$$

ここで，$\bar{u}_{in}$ ：入口流速値
$C_\mu$ ：定数（=0.09）
$l_{in}$ ：入口での混合距離
$D$ ：直径（円穴のとき）
または相当直径（矩形または複雑形状のとき$=4\times\dfrac{\text{断面積}}{\text{周囲長}}$）

また，CFX-F3D のユーザーマニュアル[11]では，経験定数を用いて次のような類似の推定

式を推奨している。

$$k_{in} = 0.002\bar{u}_{in}^{2} \qquad \varepsilon_{in} = \frac{k_{in}^{3/2}}{0.3D} \qquad \text{(形式-B)}$$

これらは上記の場合と同様，入口での乱れ影響が小さい場合とか，比較的小さな入口から大きな流れに入っていく場合に適用すべきであるとしている。

さらに，Khalil ら[12]は渦のない等温流において，次式の適用を推奨しており，これらは形式-A とかなり類似している。

$$k_{in} = 0.003\bar{u}_{in}^{2} \qquad \varepsilon_{in} = \frac{C_{\mu} k_{in}^{3/2}}{l_{in}} \qquad \text{(形式-C)}$$

一方，劉[13]は，入口での乱れの大小にかかわらず，すなわち，一次空気および二次空気の双方において次式のように固定の係数を用いて $k$ と $\varepsilon$ の流入値を設定しており，実用面でも従来からこれらの関係式が利用されている。

$$k_{in} = C_d \times \bar{u}_{in}^{2} \qquad \varepsilon_{in} = C_t \times k_{in}^{3/2} \qquad \text{(形式-D)}$$
$$C_d = 0.15 \qquad C_t = 1.5$$

本研究では，まず，二次空気噴流がなく乱れの少ない RUN-01 および RUN-04 において，形式-A と形式-D の方法を比較し設定式の妥当性を検討した。なお，焼却炉模型の火格子面はごみ層による抵抗と吹き抜け現象を考慮して直径 8mm の穴を 10mm ピッチ，碁盤目配列で施しその結果開口率 44%となったが，１次空気の流入流速値を決定する際の流入口はこの穴加工を無視して矩形断面と仮定した。これは，RUN-01・RUN-04 に関する前述の流速ベクトル実験値による流量データのうち，各帯からの流れが合流して燃焼室直胴部に入る直前の Line8～Line10 での流量変動が小さく，火格子表面の穴加工の影響はないと判断したことによる。

**②二次空気噴流を伴う場合**

乱れの少ない場合には前述したように幾つかの類似の推定式が提案されているが，噴流を伴う乱れの激しい場合には前出の形式-D のほかにはほとんど見当たらない。$k$ と $\varepsilon$ に関する下記関係式から算出している例[14]があり，これらは形式-D と同じ形式であるが $\bar{u}_{in}^{2}$，$k_{in}^{3/2}$ それぞれの係数が大きく異なっている。

$$k_{in} = C_{\mu}^{-1/2}\bar{u}_{in}^{2} = 3.33\bar{u}_{in}^{2} \qquad [\ C_{\mu} = 0.09\ ]$$

$$\varepsilon_{in} = \frac{\bar{u}_{in}^{3}}{\kappa y} = \frac{(C_{\mu}^{1/4} k_{in}^{1/2})^{3}}{\kappa y} = \frac{0.82}{D} k_{in}^{3/2} \qquad \left[\kappa = 0.4, y = \frac{1}{2}D \ \text{(円管の場合)}\right]$$



本研究では，形式-D に示すような $k$ と $\varepsilon$ の流入値に関する係数 $C_d$, $C_t$ が流れの種類などにより異なる経験定数ではないかと考えて，本研究で得られた実験値を用いて $C_d$, $C_t$ の最適値を探索することを試みた。

**4-2-4. 反応計算条件**

NO と $O_3$ の反応実験結果を計算値と照合するために，CFX-F3D に用意されている化学反応モデル(Chemical kinetic model)を用いて計算した。このモデルでは化学種の単純単一反応（本研究の場合は $NO+O_3 \rightarrow NO_2+O_2$）と仮定して，反応物・生成物を指定しそれらの分子量（$M_i$）・拡散係数（$\Gamma_i$）などを設定する。さらに反応速度定数はアレニウス型に従うとして頻度因子・活性化エネルギー（または温度）を設定して，流入境界値を入力することになる。

化学種 i の保存式は，その質量分率 $m_i$ [ ある体積中の全混合気質量に対する化学種 i の質量の比[15] ]を用いて一般に次のように表される[16]。

$$\rho \frac{\partial m_i}{\partial t} + \rho \overline{u_n} \frac{\partial m_i}{\partial x_n} = \frac{\partial}{\partial x_n}\left((\Gamma_i + \frac{\mu_t}{\sigma_i})\frac{\partial m_i}{\partial x_n}\right) + M_i \cdot R_i$$

このうち，反応速度 $R_i$ は反応速度定数と化学種 i の濃度を用いて，本計算では，

$$R_i = k[NO][O_3] \qquad \left(= -\frac{d}{dt}[NO] = -\frac{d}{dt}[O_3] = \frac{d}{dt}[NO_2] = \frac{d}{dt}[O_2]\right)$$

と表される。また，NO と $O_3$ の反応速度定数に関する諸数値には，第３章 3-1 項で述べたように，次式に示す頻度因子・活性化温度の値を適用した。

$$k = 1.084 \times 10^{12} \times \exp\left(-\frac{1370}{T}\right) \qquad cm^3 \cdot mol^{-1} \cdot s^{-1}$$

反応実験と同様，乾燥帯から NO・燃焼帯から $O_3$ を注入する場合，燃焼帯から NO・後燃焼帯から $O_3$ を注入する場合の２通りにおいて，RUN-01 から RUN-13 までの８ケースについて反応計算を行なった。なお，空気中における NO の拡散係数は，文献 17)による計算法で得られた値 0.204 $cm^2/s$ を使用し，他の化学種（$O_3$, $NO_2$, $O_2$）についてはそれらの影響が小さいので NO と同じ値を設定した。

**4-2-5. 計算の収束条件の検討**

汎用数値シミュレーションにおける計算の収束判断には明確な判断基準はなく，Fig.4-4 に示すような反復計算の結果として表示される推定値と近似解との残差がおよそ $10^{-6}$ のオーダーになるのを目安にしたり[18]，適当な計算回数を設定して計算回数と許容誤差のいずれか一方が判断条件に到達した時点を収束条件としている。収束判断は流れの種類や計

算格子の数などにより異なり簡単に決めることができないが，本研究では，流速ベクトル・トレーサ濃度などの実験値と計算値との誤差を用いて，計算回数が計算結果に及ぼす影響を検討した。収束条件は対象となる流れの種類，計算格子の点数，さらには計算機の精度や容量などにも影響され普遍的な判断として示すことはできないが，本研究では，反復計算における不足緩和条件[18]や他の収束判断を明示し，収束条件の一つである計算回数の影響を検討した。

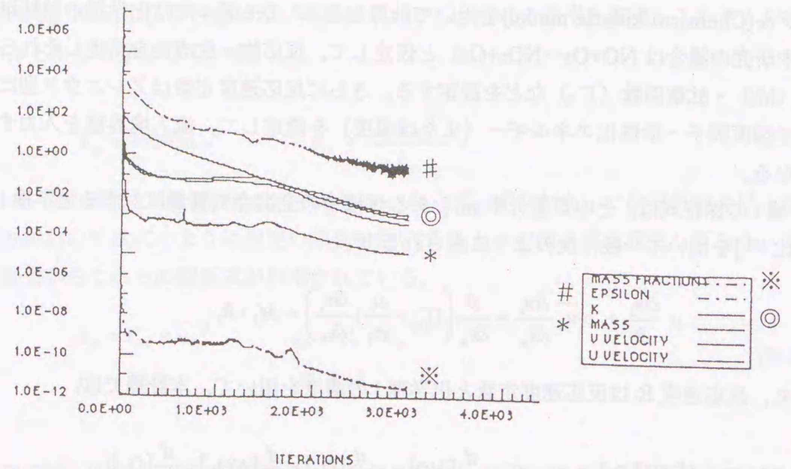



Fig.4-4　Example of the residual plot in numerical simulation

### 4-2-6. 乱流モデル定数

乱流モデルは，適用性の広さ・経済性・信頼性などの点でバランスがよいと言われ広く利用されている $k$-$\varepsilon$ 2方程式モデル[19),20)]を用いている。

乱流の運動エネルギー$k$とエネルギー消散率$\varepsilon$の支配方程式は，一般に次のように表される[21),22)]。

$$\rho\frac{\partial k}{\partial t}+\rho\overline{u_i}\frac{\partial k}{\partial x_i}=\frac{\partial}{\partial x_i}\left(\frac{\mu_t}{\sigma_k}\frac{\partial k}{\partial x_i}\right)+\mu_t\frac{\partial\overline{u_i}}{\partial x_j}\left(\frac{\partial\overline{u_i}}{\partial x_j}+\frac{\partial\overline{u_j}}{\partial x_i}\right)-\rho\varepsilon$$

$$\rho\frac{\partial\varepsilon}{\partial t}+\rho\overline{u_i}\frac{\partial\varepsilon}{\partial x_i}=\frac{\partial}{\partial x_i}\left(\frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon}\frac{\partial\varepsilon}{\partial x_i}\right)+C_1\mu_t\frac{\varepsilon}{k}\frac{\partial\overline{u_i}}{\partial x_j}\left(\frac{\partial\overline{u_i}}{\partial x_j}+\frac{\partial\overline{u_j}}{\partial x_i}\right)-C_2\rho\frac{\varepsilon^2}{k}$$

$$\mu_t=\rho C_\mu\frac{k^2}{\varepsilon}$$

上式には，$C_\mu$，$C_1$，$C_2$，$\sigma_k$，$\sigma_\varepsilon$のモデル定数が含まれ，これらはいろいろな流れ場における実験データに適合するように経験的に決められている[22)]。標準的に使用されているモデル定数の値は次のとおりである[20),21),22)]。

$$C_\mu=0.09,\quad C_1=1.43\sim1.45,\quad C_2=1.9\sim1.92,\quad \sigma_k=1.0,\quad \sigma_\varepsilon=1.3$$

また，CFX-F3Dのユーザーマニュアル[23)]およびKhalilら[12)]の研究では，$\sigma_\varepsilon$を次式のように定義している。ここで，$\kappa$はカルマン定数で0.40～0.42が用いられ[12),24)]，CFX-F3Dでのデフォルト値は0.4187である。さらに，$C_2$の値は次式のように表され，n値は1.0～1.35の値が報告されている[21)]。

$$\sigma_\varepsilon=\frac{\kappa^2}{(C_2-C_1)\sqrt{C_\mu}}\qquad C_2=\frac{n+1}{n}\qquad n=1.0-1.35$$

これらのモデル定数は普遍定数ではなく，実験結果などとの比較により妥当性・信頼性を十分吟味すべきであると言われている[22)]。例えば，城戸ら[25)]は，エンジンシリンダ内の乱れ特性に関する研究で$C_1$=1.40，$C_2$=1.40を推奨しており，塩路ら[26)]は類似のモデル定数の再評価に関する研究で$C_1$=1.44，$C_2$=1.92を推奨しているなど，モデル定数の妥当性に関する研究はさかんに行われている。

ごみ焼却炉内のガス流動・混合において乱流モデル定数の妥当性を検討した研究例は少なく，本研究では$C_\mu=0.09$，$\kappa=0.4187$，$\sigma_k=1.0$を固定して，nを変化させることにより$C_2$を変動させ，さらに$\sigma_\varepsilon$を推奨値1.3前後で変動させて，本研究で得られた実験データを用いて乱流モデル定数$C_1$，$C_2$の評価を行なった（4-3-3項参照）。

## 4−3.　結果と考察

### 4-3-1. 流入境界値における$k$と$\varepsilon$

乱れの状態が異なる一次空気と二次空気噴流に別々の設定式を適用して，$k$と$\varepsilon$の流入境界値における設定条件の妥当性を計算値と実験値を比較することにより検討した。なお，乱流モデル定数は，下記に示す汎用熱流動解析ソフトウェアCFX-F3Dのデフォルト値が前述の一般的な推奨値とほぼ同値であることからデフォルト値のまま使用することにした。

$$C_\mu=0.09,\quad C_1=1.44,\quad C_2=1.92,\quad \sigma_k=1.0,\quad \sigma_\varepsilon=1.22,\quad \kappa=0.4187$$

流速ベクトルおよびトレーサ濃度の実験測定値の位置と記号図をFig.4-5に示す。流速ベクトルおよびトレーサ濃度の測定値に関しては，それぞれ第2章2-3-3項，第3章3-2-1項で述べたが，本項では実験値と計算値の比較検討を行うので，改めてそれらの位置関係について詳述する。

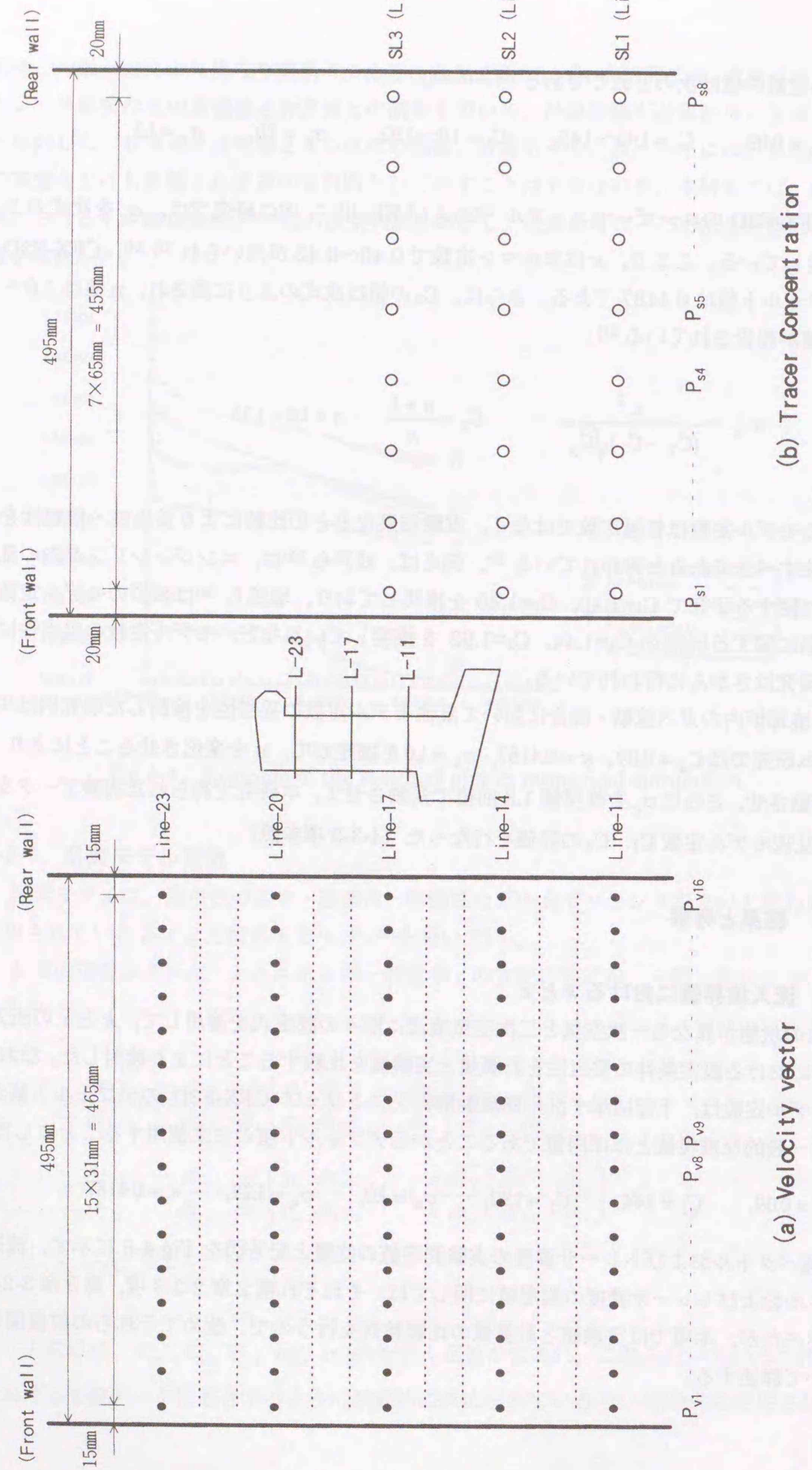



Fig.4-5 Position diagram of the observed data



流速ベクトルの実験測定値は，コントロールライン 11 から 23（Fig.4-5 の Line-11 から Line-23）まで 100mm 間隔で各ライン上に１６個(Fig.4-5 の $P_{v1}$ から $P_{v16}$)ずつ存在する。Line-11 はコントロールライン基準線から 1,100mm，Line-23 は同じく 2,300mm の高さにあり，焼却炉模型での概略の位置関係は Fig4-5 の中央部に示す通りである（基準線については第２章 Fig.2-3 参照）。各ライン上の点 $P_{v1}$・$P_{v16}$ は前壁・後壁からそれぞれ 15mm の位置にあり，$P_{v1}$ から $P_{v16}$ まで 31mm 間隔としている。ただし，RUN-04，13 では前壁側（乾燥帯側）のノーズのため，Line-11 と Lne-12 においてガス流路幅がそれぞれ 400mm，450mm となるが，$P_{v1}$ から $P_{v16}$ までを等間隔とし壁との間隔がその２分の１になるように測定値の位置を定めている。

一方，ガス状トレーサ NO の濃度測定値は，SL1 から SL3 に 300mm 間隔で各ライン上に８点(Fig.4-5 の $P_{s1}$ から $P_{s8}$)，65mm 間隔で得られる。測定ライン SL1，SL2，SL3 はコントロールライン 11，14，17 に対応している。また，RUN-04，13 では前壁側のノーズのため，SL1 においては $P_{s1}$・$P_{s2}$ の２点が欠け６点のみとなる。

CFX-F3D による計算値との照合は，設定条件として幾何形状および計算格子の割り振りが判っているので，出力データリストから実験値に該当するラインおよび位置のデータを読み取った。なお，計算値はセルの中心に配置されている[27]ので濃度計算値は当該位置のデータをそのまま用い，流速データはスタッカード格子[28),29)]の考え方に従い格子半分だけずれるとして当該位置至近の４つデータを算術平均して使用した。

検討結果を１次空気のみの RUN-01 および RUN-04 の場合と，二次空気噴流を伴う RUN-05，08，09，10，12，13 の場合の２通りに大別して以下に述べる。

### １）１次空気のみの場合

#### ① トレーサ濃度分布

Fig.4-6-1 に，RUN-01 におけるガス状トレーサ NO による濃度分布を計算値と実験値とを比較して示す。９個の分割図は，左からトレーサの放出先が乾燥帯・燃焼帯・後燃焼帯であり，下からトレーサの分布評価レベルを SL1・SL2・SL3 というガス流れの上流から下流に向けて表している。各図において２種類の計算値を示しているが，このうち太い実線で示したものが $k$ と $\varepsilon$ の流入境界値に形式-A を適用した場合であり，細かい破線で示した結果が形式-D を適用した場合である。棒グラフで示す値は実験値であり，各分布図で８個ずつプロットされている。なお，乾燥帯・燃焼帯・後燃焼帯でトレーサの流入濃度が異なるので，各図の縦軸のフルスケールはそれぞれの測定値に応じて変えている。

ガス流れの上流から下流（SL1 から SL3）さらには乾燥帯・燃焼帯・後燃焼帯すべての放出先からの分布において，太い実線で示した形式-A を適用した計算値が実験値とよく一致している。細かい破線で示した形式-D を適用した場合は，形式-A の場合に比べすべての分布図において一致が悪くなっている。

また，RUN-04 の場合を Fig.4-6-2 に示す。RUN-01 に比べ乾燥帯を放出先とする濃度

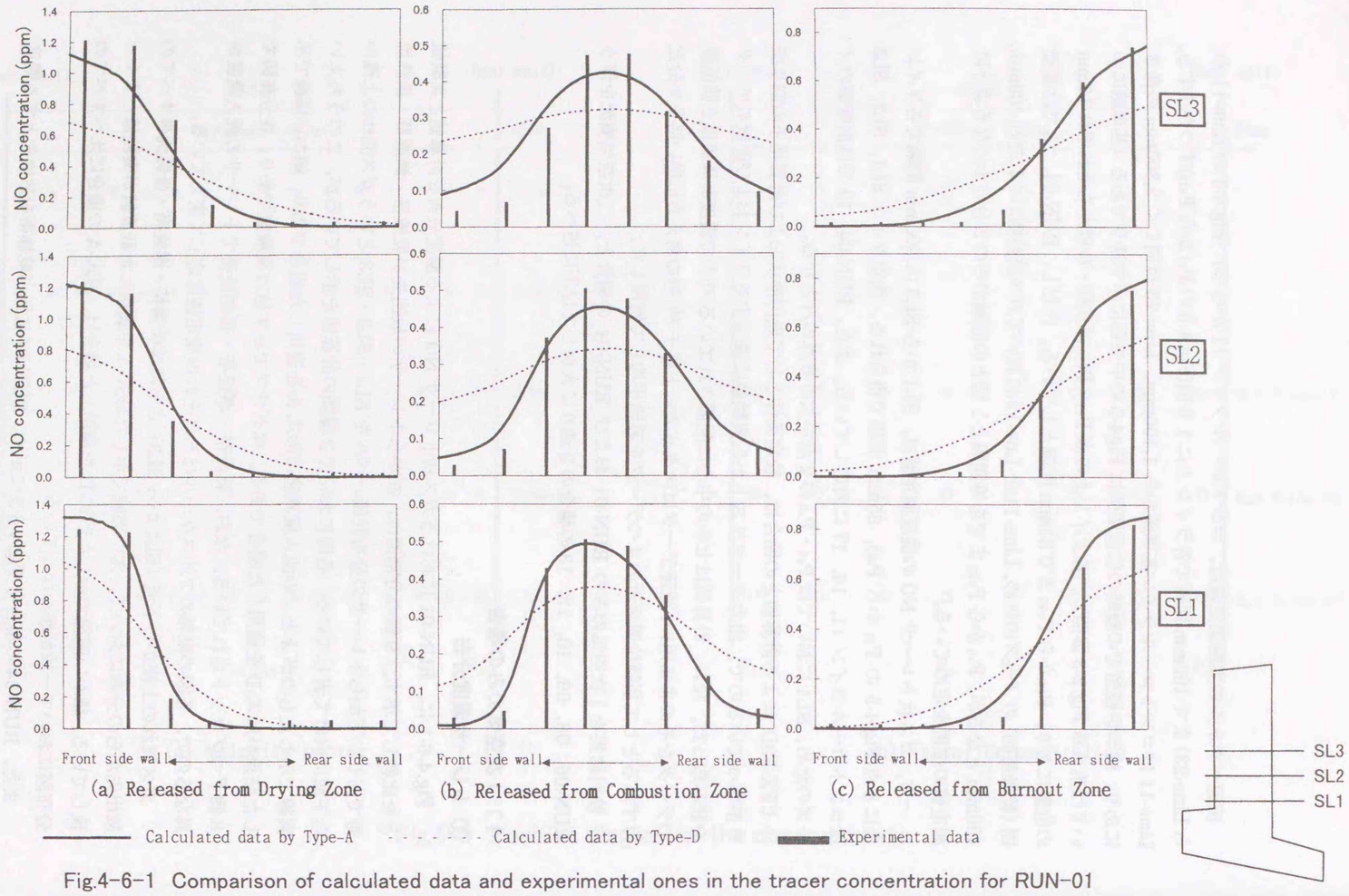



Fig.4-6-1 Comparison of calculated data and experimental ones in the tracer concentration for RUN-01



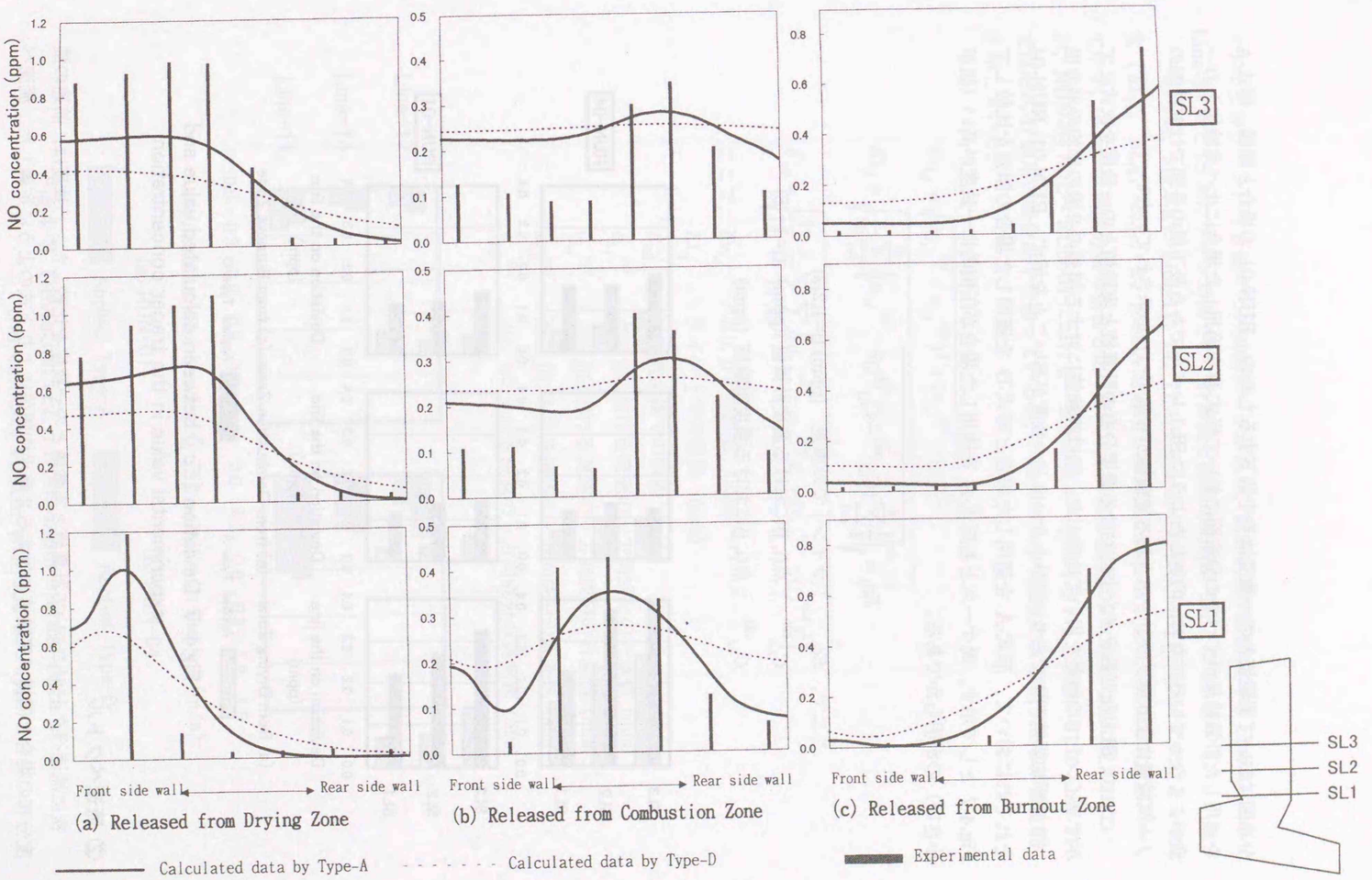



Fig.4-6-2 Comparison of calculated data and experimental ones in the tracer concentration for RUN-04

分布図において実験値との一致度はやや低下するものの，RUN-01 の場合と同様，形式-A を適用した計算結果がすべての分布図において形式-D を適用した場合に比べ実験値との一致がよくなっている。なお，前述したように SL1 レベルである最下段の各図では前壁側のノーズ設置により棒グラフで示される実験値が 6 個ずつしか示されていない。

ここで，SL1 など各ライン上における濃度分布の計算値と実験値との一致度を次式にて示すライン上での誤差を用いて比較した。値は実験値に対する誤差の 2 乗の平均の平方根（2 乗平均誤差[30]）であり，値が小さいほど一致度が高いことを示す。RUN-01, RUN-04 それぞれにおいて，形式-A を適用した場合と形式-D を適用した場合の誤差を比較して Fig.4-7 として示す。両ケースとも形式-A を適用した場合が圧倒的に一致度が高い（値が小さい）のが明らかである。

$$Ec_j = \sqrt{\frac{1}{8}\sum_{i=1}^{8}(C_{i,j}{}^{cal} - C_{i,j}{}^{obs})^2}$$

ここで，$Ec_j$ ：ライン j での誤差 (ppm) (j=1,2,3)

$C_{i,j}{}^{cal}$ ：点(i, j)における濃度計算値 (ppm) (i=1～8)

$C_{i,j}{}^{obs}$ ：点(i, j)における濃度実験値 (ppm)

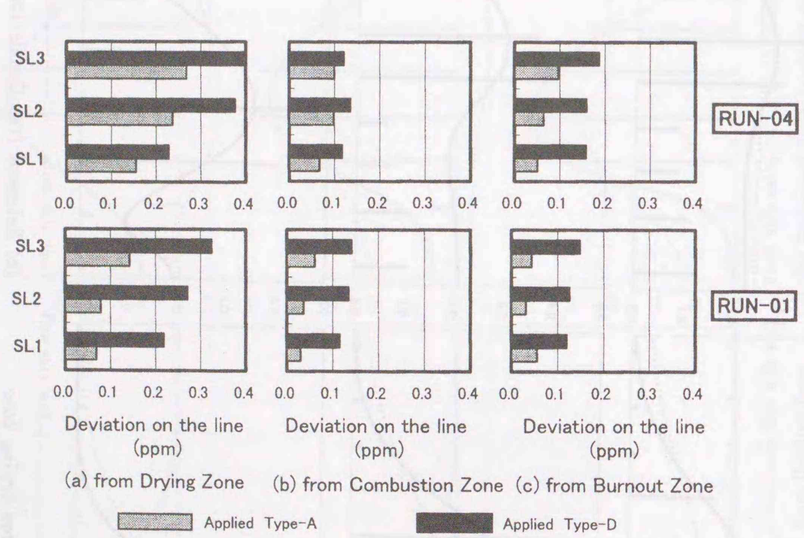



Fig.4-7 Deviation ($Ec_j$) between calculated value and experimental value in the tracer concentration

### ② 流速ベクトル

次に流速ベクトルについて計算値と実験値との一致度を比較した。一致度は，前述の濃度分布の場合と同様，実験値に対する 2 乗平均誤差により下式のように定義した。流速ベクトルは各ラインに 16 個ずつの実測データがあり，燃焼室模型直胴部では Line-11 から Line-23 まで 13 本のラインがあるので計算値と詳細な比較が可能となる。



このうち，Fig.4-8 に Line-11, 14, 17 のライン上での RUN-01, RUN-04 における一致度（$EL_{11}$, $EL_{14}$, $EL_{17}$）を，形式-A を適用した場合と形式-D を適用した場合とで比較して示す。トレーサ濃度分布の場合と比べ形式-A・形式-D 適用の間に顕著な差は見られないが，RUN-04 に比べ RUN-01 における一致度が高く（値が小さい），RUN-01 の Line-11 では形式-D 適用の場合がやや勝っているが，下流に向うにつれ形式-A 適用ケースが優位性を示している。

$$Ev_{i,j} = \sqrt{(u_{i,j}{}^{cal} - u_{i,j}{}^{obs})^2 + (v_{i,j}{}^{cal} - v_{i,j}{}^{obs})^2}$$

$$EL_j = \sqrt{\frac{1}{16}\sum_{i=1}^{16}\left\{(u_{i,j}{}^{cal} - u_{i,j}{}^{obs})^2 + (v_{i,j}{}^{cal} - v_{i,j}{}^{obs})^2\right\}}$$

$$E_{all} = \sqrt{\frac{1}{13}\cdot\frac{1}{16}\sum_{j=1}^{13}\sum_{i=1}^{16}\left\{(u_{i,j}{}^{cal} - u_{i,j}{}^{obs})^2 + (v_{i,j}{}^{cal} - v_{i,j}{}^{obs})^2\right\}}$$

ここで，$Ev_{i,j}$ ：点(i, j)での誤差 (m/s)

$EL_j$ ：ライン j での誤差 (m/s)

$E_{all}$ ：燃焼室全体での誤差 (m/s)

$u_{i,j}{}^{cal}$ ：点(i, j)における流速の x 方向成分の計算値 (m/s)

$v_{i,j}{}^{cal}$ ：点(i, j)における流速の y 方向成分の計算値 (m/s)

$u_{i,j}{}^{obs}$ ：点(i, j)における流速の x 方向成分の実測値 (m/s)

$v_{i,j}{}^{obs}$ ：点(i, j)における流速の y 方向成分の実測値 (m/s)

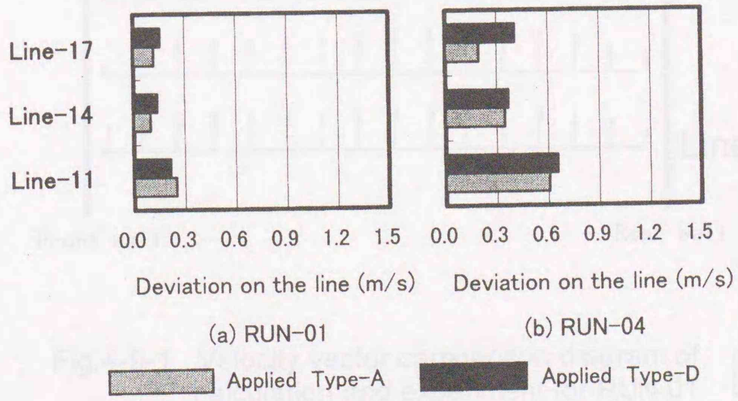
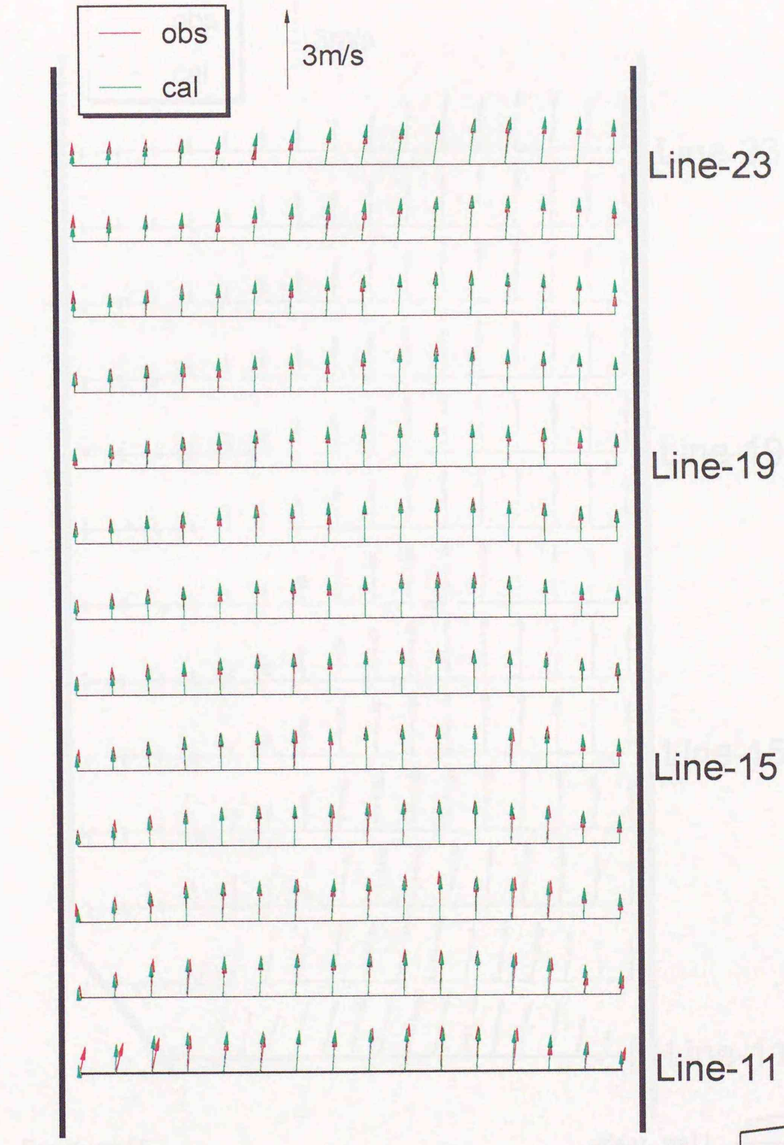



Fig.4-8 Deviation ($EL_j$) from experimental data of the velocity vector without OFA jet



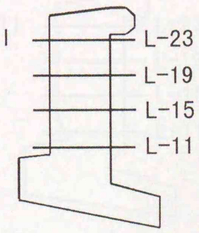




Fig.4-9-1 Velocity vector camparison diagram of calculation and experiment for RUN-01

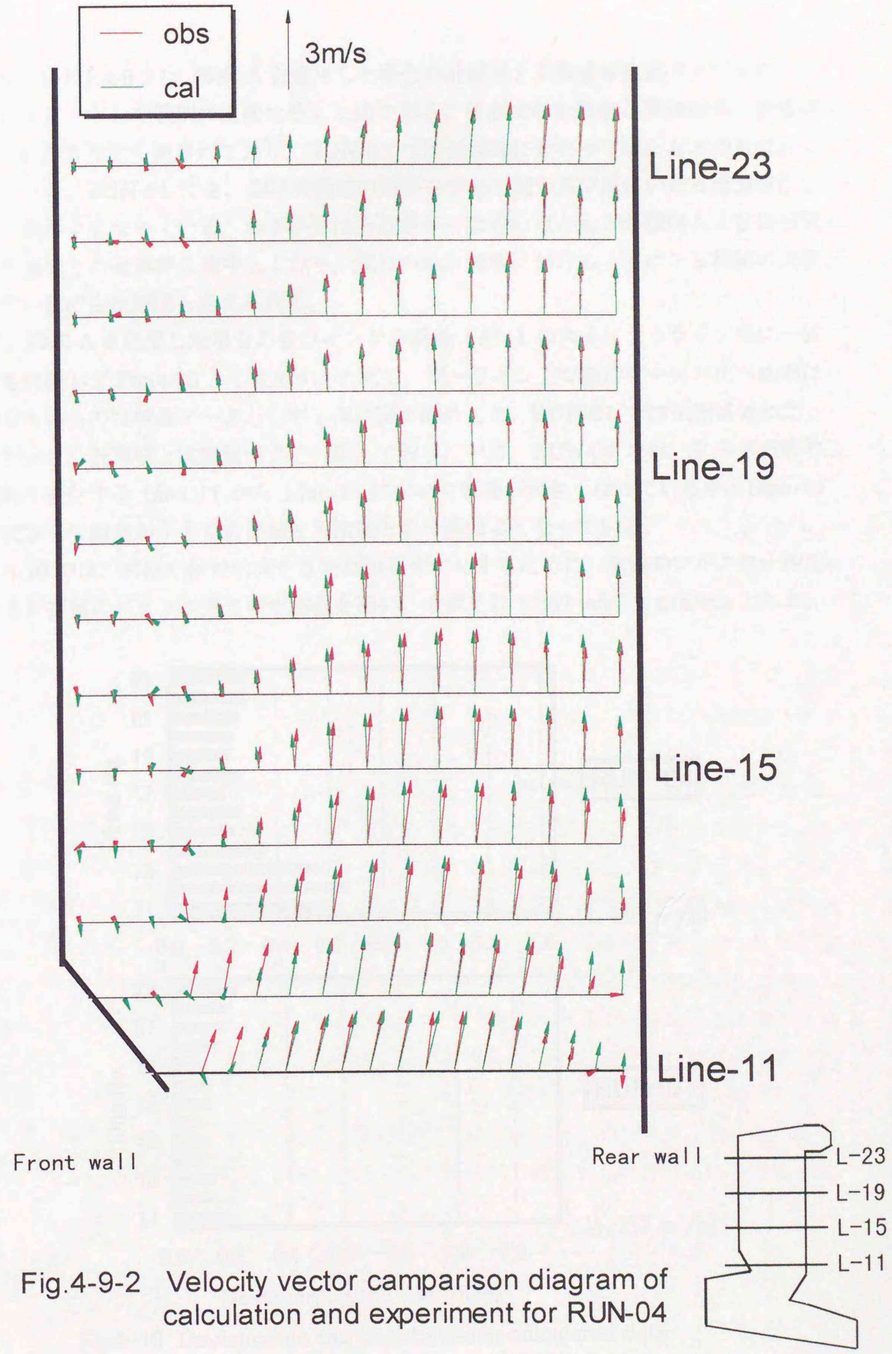



Fig.4-9-2 Velocity vector camparison diagram of calculation and experiment for RUN-04

Fig.4-9-1, Fig.4-9-2 は，形式-A を適用した場合の計算値と実験値の流速ベクトルを各ライン上にプロットして個別に直接比較した図である。各点での計算値と実験値の一致度が視覚的にわかりやすく表されており，RUN-01 では全領域にわたってほとんどの点でよく一致している。RUN-04 でも，旋回流領域の形状を含め上流から下流にいたる全領域にわたって一致がよくなっている。わずかではあるが不一致点のほとんどが壁面および旋回流領域と主領域との境界部に集中しており，流れの乱れ領域におけるシャボン玉流跡の実測誤差が不一致の主な原因と考えられる。

また，形式-A を適用した場合の各ラインでの誤差（$EL_j$）の大小によりライン毎に一致の程度を比較して Fig.4-10 として示す。ただし，同一ライン上で他のデータと比べ極端に誤差の大きいものは特異データとして 1 個に限り除外した。RUN-01 では全領域にわたって誤差が小さく計算値と実験値がよく一致しており，一方，RUN-04 では，ノーズ直後のやや流れが変化する Line-11 から Line-13 において誤差が大きくなっているが，Line-14 以降は安定して誤差が小さく計算値と実験値との一致はよくなっている。

Fig.4-10 では，誤差の相対的大きさをわかりやすくするために，横軸のフルスケールを該当する計算値のベクトル長さの平均値を用い，それぞれ 1.357 m/s，1.448 m/s とした。

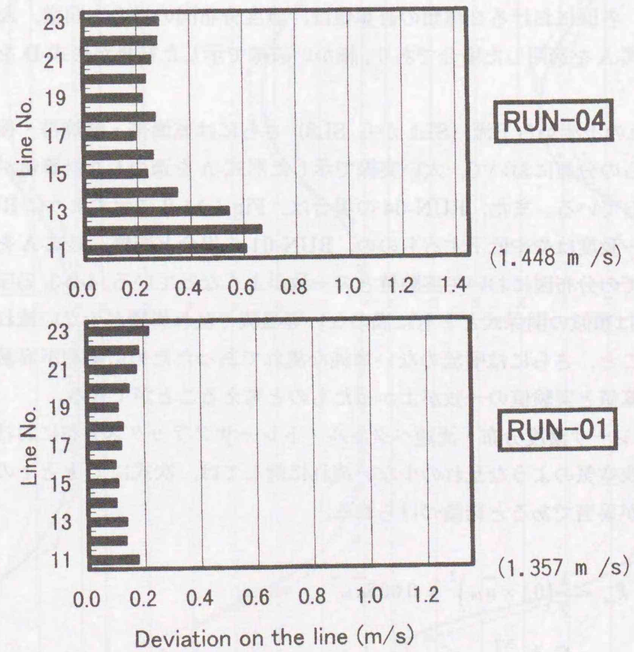



Fig.4-10 Deviation on the lines between calculated data and experimental data in the velocity vector

なお，Line-11 から Line-23 までの燃焼室模型直胴部全体での誤差（$E_{all}$）は，RUN-01，RUN-04 においてそれぞれ 0.144 m/s, 0.366 m/s となり，計算値ベクトル長さの平均値に対する相対値はそれぞれ 0.106，0.252 である。ここで，RUN-04 の相対誤差 0.252 は誤差として比較的大きな値の印象を受けるが，Fig.4-9-2 のベクトル比較図でみると実験値と計算値とはかなり一致がよく，x 成分・y 成分のそれぞれの実験値に対する誤差を用いる 2 乗平均誤差によるベクトル比較では，一般的な誤差に対する概念よりも大きな値が許容できると考えられる。

**③ トレーサフラックス分布**

上記では濃度分布と流速ベクトルについて個別に比較してきたが，本項ではさらに，第 3 章で示したように濃度分布データと流速データの双方の情報を併せ持つトレーサフラックス分布によって，計算値と実験値の一致の程度を検討した。

Fig.4-11-1 は，RUN-01 における乾燥帯・燃焼帯・後燃焼帯からガス状トレーサ NO を放出した場合のトレーサフラックス分布の計算値と実験値との比較図である。9 個の分割図は，前出の濃度分布図と同様，左からトレーサの放出先が乾燥帯・燃焼帯・後燃焼帯であり，下からトレーサの分布評価レベルを上流から下流に向けて SL1・SL2・SL3 として表している。各図における 2 種類の計算値は，濃度分布図の場合と同様，太い実線で示したものが形式-A を適用した場合であり，細かい破線で示した結果が形式-D を適用した場合である。

ガス流れの上流から下流（SL1 から SL3）さらには乾燥帯・燃焼帯・後燃焼帯すべての放出先からの分布において，太い実線で示した形式-A を適用した計算値が実験値と大変良好に一致している。また，RUN-04 の場合は，Fig.4-11-2 に示すように RUN-01 に比べ実験値との一致度はやや低下するものの，RUN-01 の場合と同様，形式-A を適用した計算結果がすべての分布図において実験値との一致がよくなっている。4-2-3. 2)項で述べたように，形式-A は類似の関係式とともに渦のない等温流や乱れ影響が少ない流れに対して適用されていること，さらには噴流のない単純な流れであったために実測が容易であったことにより，計算値と実験値の一致がよかったものと考えることができる。

以上，トレーサ濃度分布・流速ベクトル・トレーサフラックス分布における比較検討結果から，1 次空気のような乱れの少ない流れに対しては，次式にて $k$ と $\varepsilon$ の流入境界値を設定するのが妥当であると結論づけられる。

$$k_{in} = \frac{1}{2}\left(0.1 \times \bar{u}_{in}\right)^2 = 0.005\bar{u}_{in}^2 \qquad \text{(形式-A)}$$

$$\varepsilon_{in} = \frac{C_\mu k_{in}^{3/2}}{l_{in}} \qquad l_{in} = \frac{1}{2}D$$

ここで，$\bar{u}_{in}$ ：入口流速値



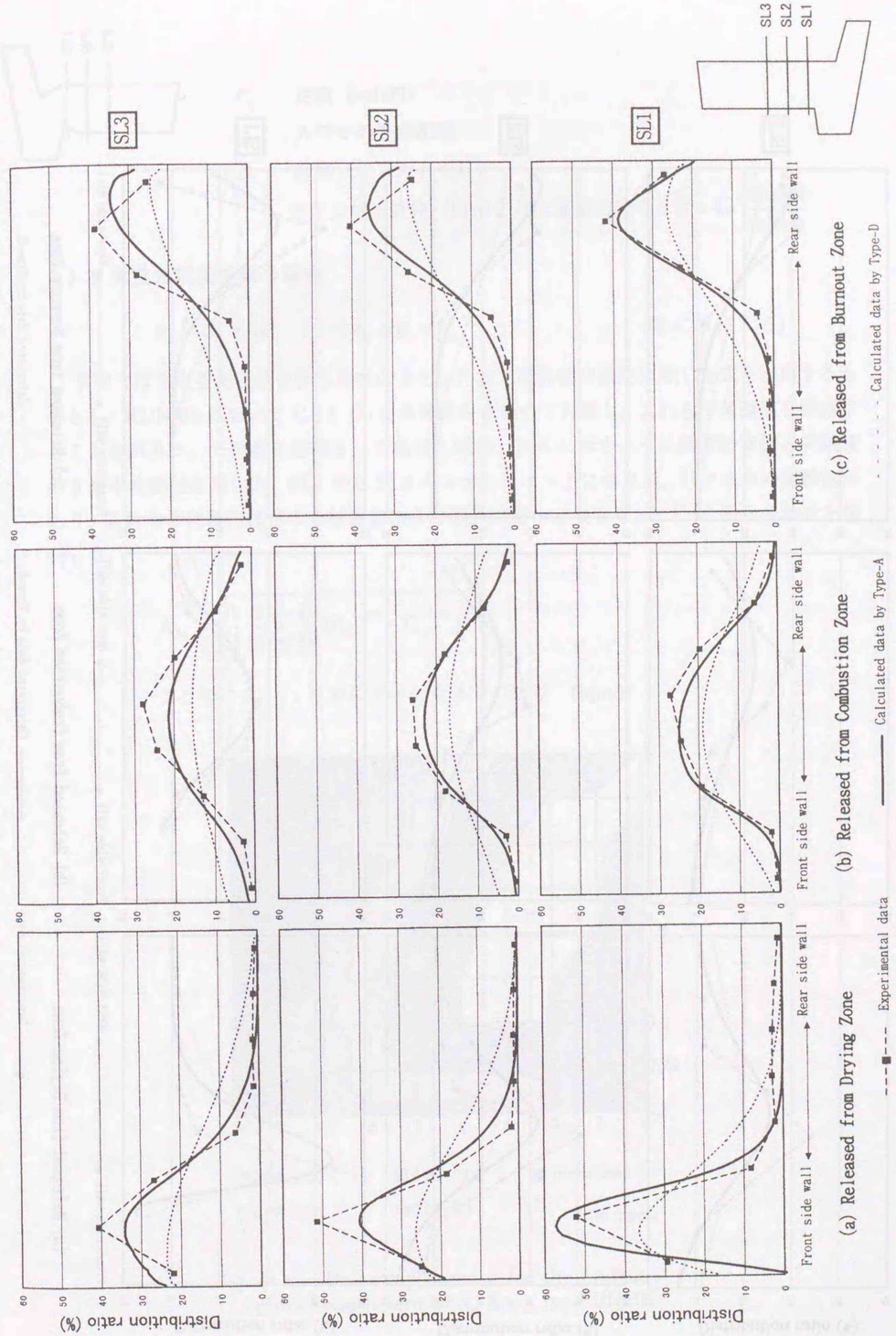



Fig.4-11-1 Comparison of calculated data and experimental ones in the tracer flux distribution for RUN-01

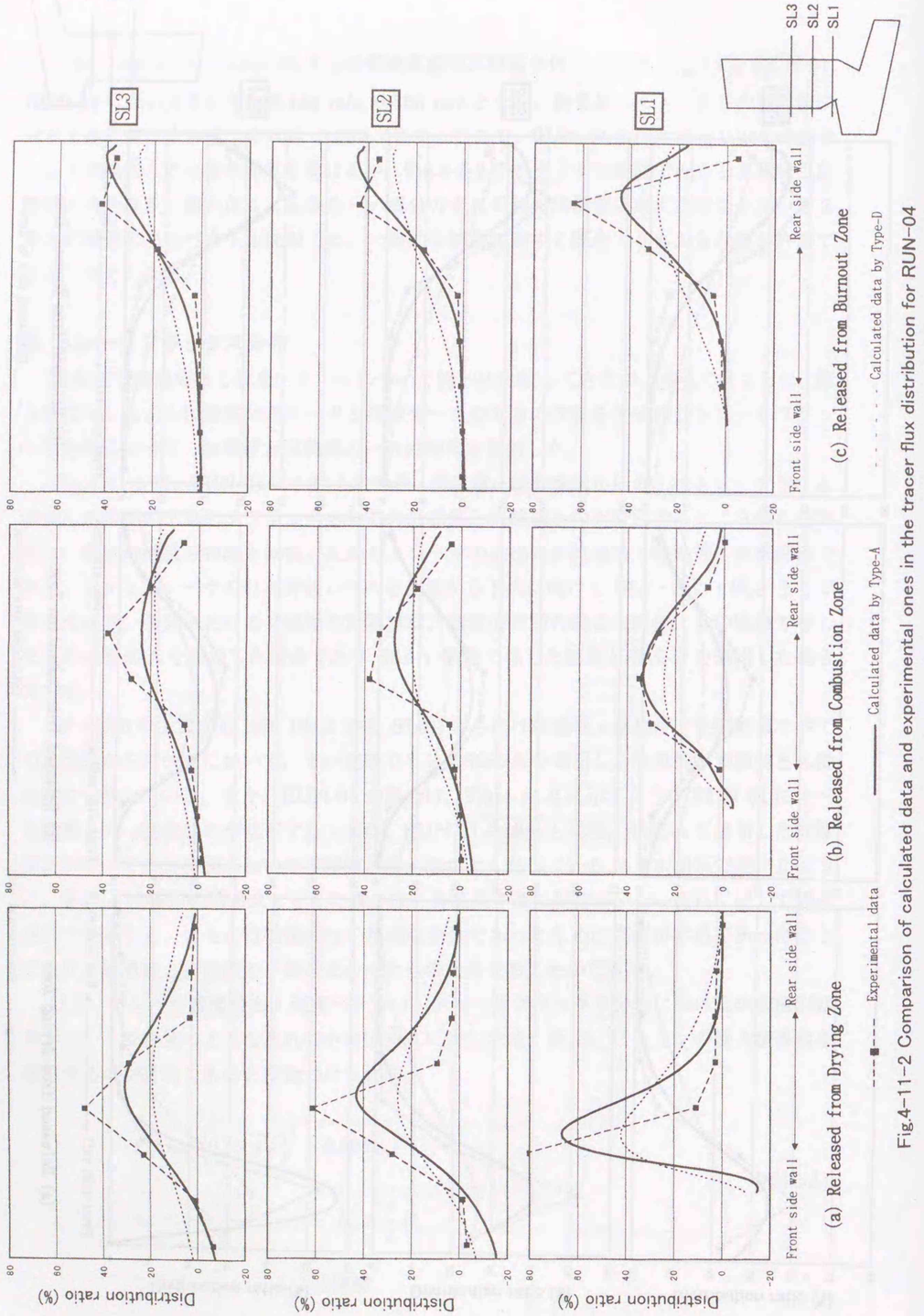



Fig.4-11-2 Comparison of calculated data and experimental ones in the tracer flux distribution for RUN-04



$C_\mu$ ：定数（=0.09）

$l_{in}$ ：入口での混合距離

$D$ ：直径（円穴のとき）

または相当直径（矩形または複雑形状のとき $=4\times\frac{\text{断面積}}{\text{周囲長}}$）

### 2）２次空気噴流を伴う場合

$$k_{in}=C_d\times\bar{u}_{in}{}^2 \qquad \varepsilon_{in}=C_l\times k_{in}{}^{3/2} \qquad \text{（形式-D による）}$$

本項では２次空気噴流を伴う場合の $k$ と $\varepsilon$ の流入境界値の設定に際し上式を適用するものとし，RUN-05 において $C_d$ と $C_t$ を各種組み合わせて計算し，これらの最適値を探索することを試みた。一致度の指標として前述と同様，次式に示すように濃度計算値と実験値の２乗平均誤差を用いた。SL1 から SL3 の３本のライン上に各８点，計２４点の実験値があり，これらの位置に該当する計算値により誤差が最小となる $C_d$ と $C_t$ の組み合わせを検討した。

$$E_{3L}=\sqrt{\frac{1}{3}\cdot\frac{1}{8}\sum_{j=1}^{3}\sum_{i=1}^{8}(C_{i,j}{}^{cal}-C_{i,j}{}^{obs})^2}$$

ここで，$E_{3L}$ ：３本のライン全体での誤差 (ppm)

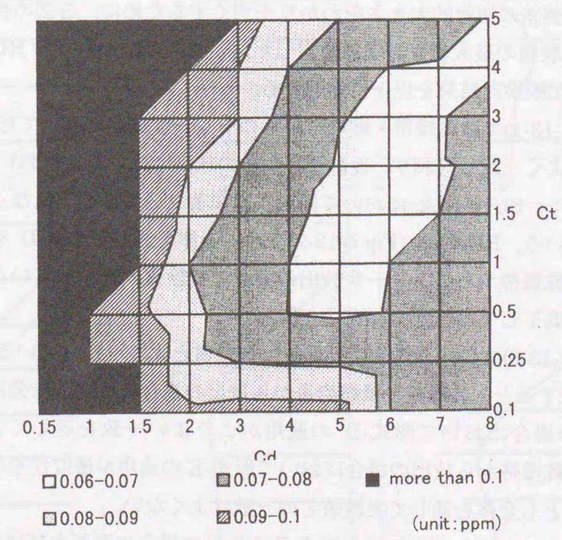



Fig. 4-12 Deviation contour for the finding of optimal coefficient of $k_{in}$ & $\varepsilon_{in}$ for RUN-05

$C_{i,j}^{cal}$ ：点(i, j)における濃度計算値 (ppm)

$C_{i,j}^{obs}$ ：点(i, j)における濃度実験値 (ppm)

Fig.4-12 に検討結果を２乗平均誤差の等高線図として示す。$C_d$が 4.0～8.0 かつ $C_t$が 0.5～5.0 の白色部において誤差が最小になった。また，$C_d$と $C_t$が大きくなるにつれて計算の不安定性が増し発散し易くなる傾向がみられたため，本研究では $C_d$=5.0，$C_t$=0.5（下記の形式-E）としこの形式による計算値を求め，実験値および従来値形式-D を適用した計算値と比較した。「 1）1 次空気のみの場合」と同様，濃度分布・流速ベクトル・トレーサフラックス分布について RUN-05, 08, 09, 10, 12, 13 の全ての流動パターンに関して比較検討した。

$$k_{in} = 5.0 \times \bar{u}_{in}^{\,2} \qquad \varepsilon_{in} = 0.5 \times k_{in}^{\,3/2} \qquad (形式-E)$$

**① トレーサ濃度分布**

Fig.4-13-1～Fig.4-13-6 に，RUN-05 から RUN-13 までの濃度分布図を前出の場合と同様，左からトレーサの放出先が乾燥帯・燃焼帯・後燃焼帯，下からトレーサの分布評価レベルが SL1・SL2・SL3 という９個の分割図として示す。さらに，前記同様，$k$ と $\varepsilon$ の流入境界値の設定において形式-D を適用した場合と形式-E を適用した場合の計算値と実験値との誤差（$Ec_j$）によって３つのライン上での一致度を比較して Fig.4-14 として示す。なお，Fig.4-14 では誤差の相対的大きさをわかりやすくするために，各図の横軸のフルスケールを SL2 での実験値の最大値を目安に設定した。これらの図から，各 RUN におけるトレーサ濃度分布の比較検討結果を以下に整理する。

RUN-05 (Fig.4-13-1)では乾燥帯・燃焼帯からのトレーサ放出において形式-E を適用した場合が実験値とよく一致しており，後燃焼帯からの放出では，SL3 において形式-D 適用の方が一致度はよく，SL1・SL2 において両形式に顕著な一致度の差はなく双方とも実験値とよく一致している。RUN-08 (Fig.4-13-2)では，全体を通じて形式-D を適用した場合が優っているが，乾燥帯からのトレーサ放出の場合で実験値と一致しているものの他のケースでは一致度が低下している。

RUN-09 (Fig.4-13-3)では，全体的に計算値は実験値とよく一致している。形式-D と形式-E の適用を比較すると，乾燥帯・後燃焼帯から放出の場合には顕著な差は見られないが燃焼帯から放出の場合において形式-D の適用がよりよい一致を示している。RUN-10 (Fig.4-13-4)では，乾燥帯から放出の場合において形式-E の適用が優位性を示しているものの，双方の計算値とも全体を通じて実験値との一致はよくない。

RUN-12 (Fig.4-13-5)では，形式-D と形式-E の適用の場合に顕著な差はなく，また乾燥帯・燃焼帯から放出の SL1 および後燃焼帯から放出の場合にかなり実験値との一致が悪い。RUN-13 (Fig.4-13-6)では，乾燥帯から放出の場合において形式-E 適用の優位性が表れてい



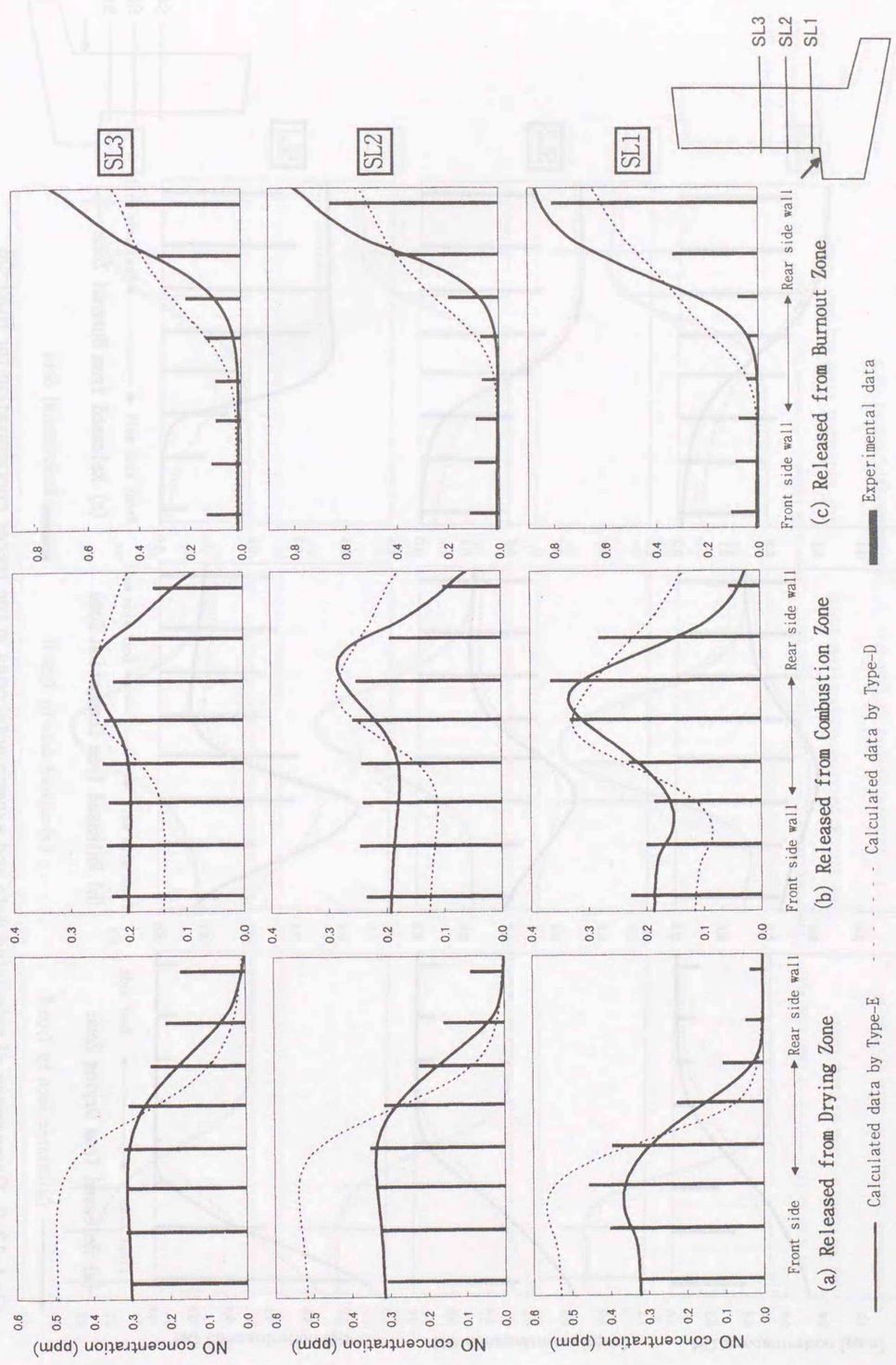



Fig.4-13-1 Comparison of calculated data and experimental ones in the tracer concentration for RUN-05

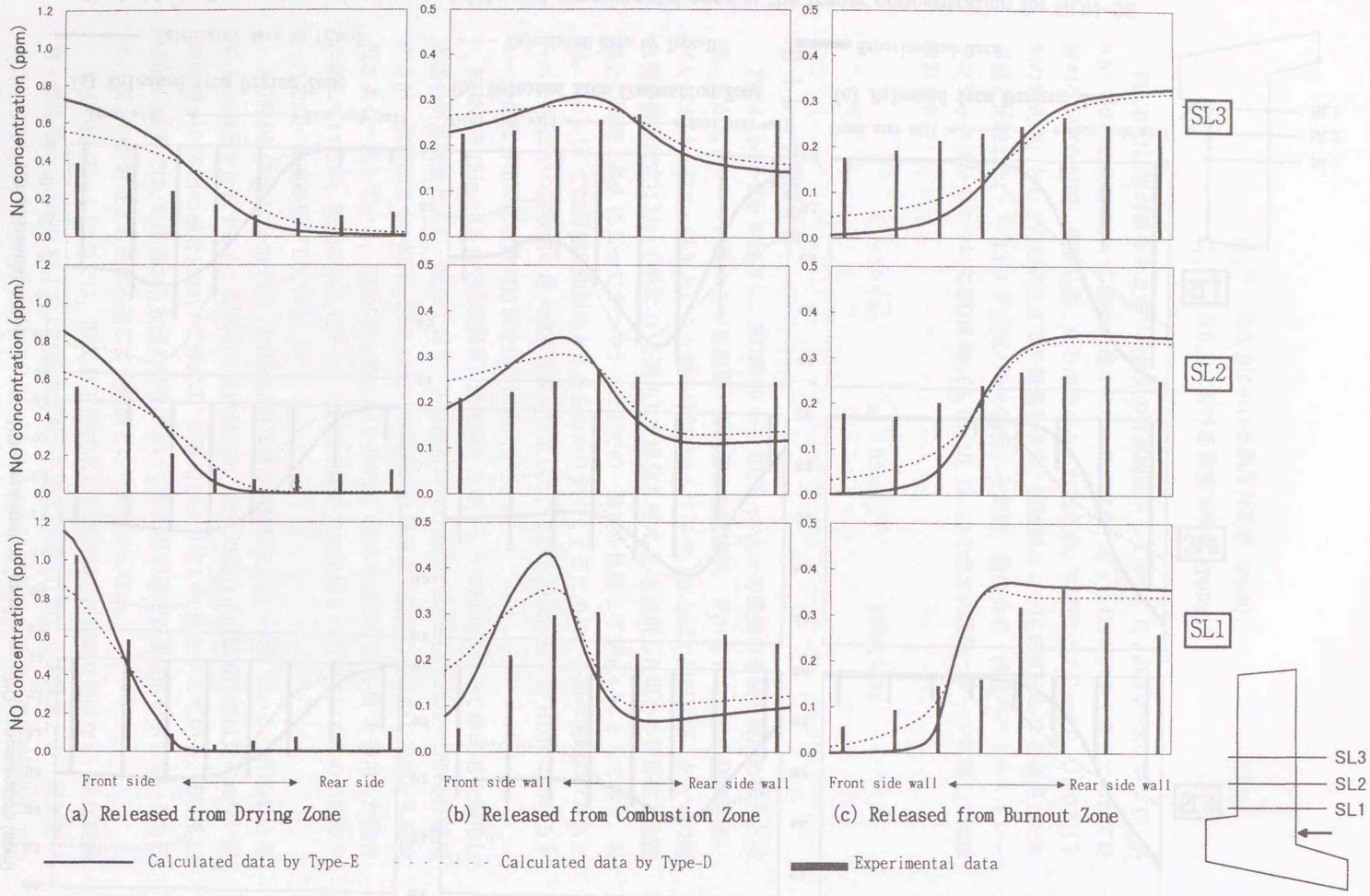



Fig.4-13-2 Comparison of calculated data and experimental ones in the tracer concentration for RUN-08



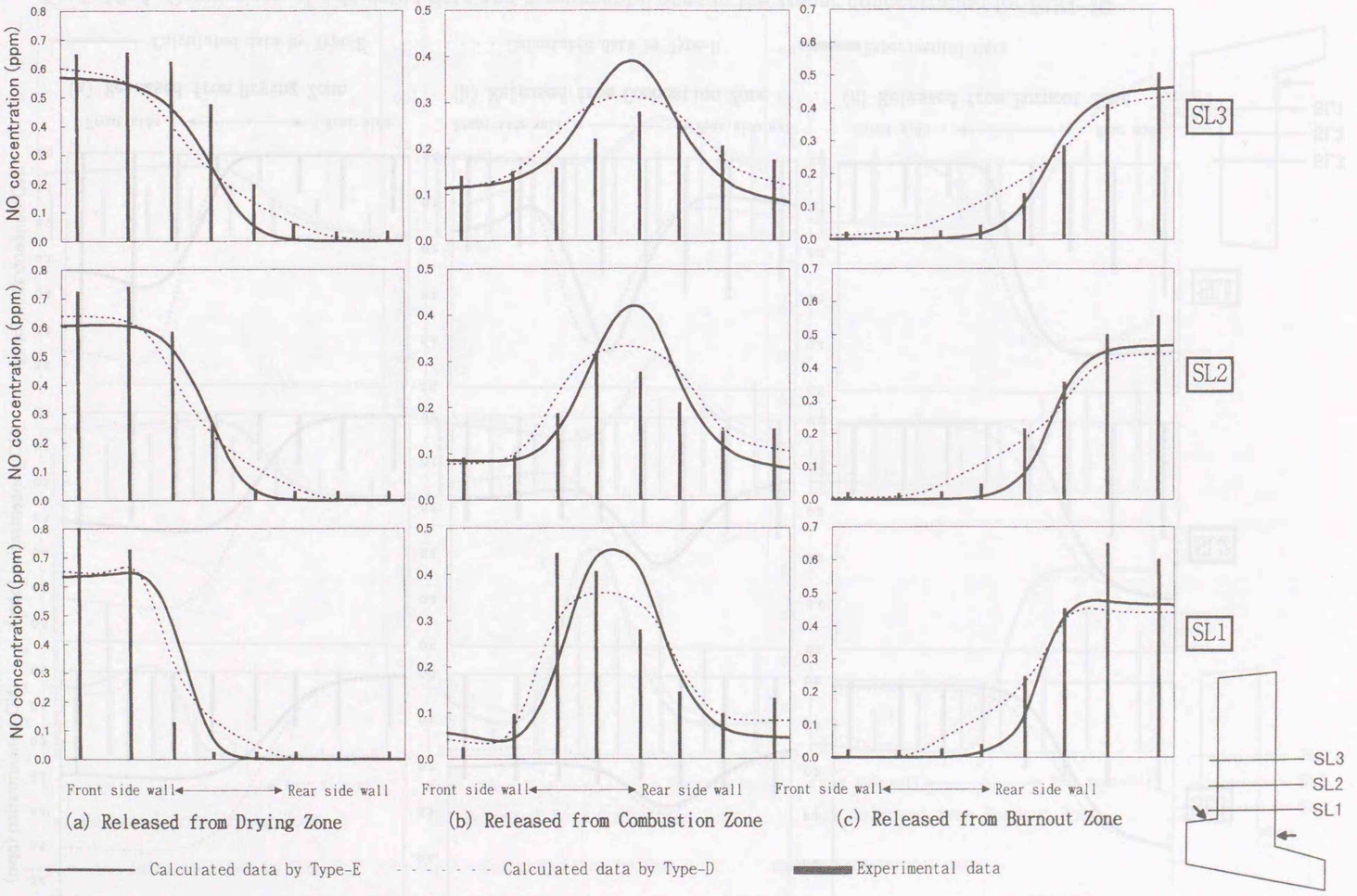



Fig.4-13-3 Comparison of calculated data and experimental ones in the tracer concentration for RUN-09

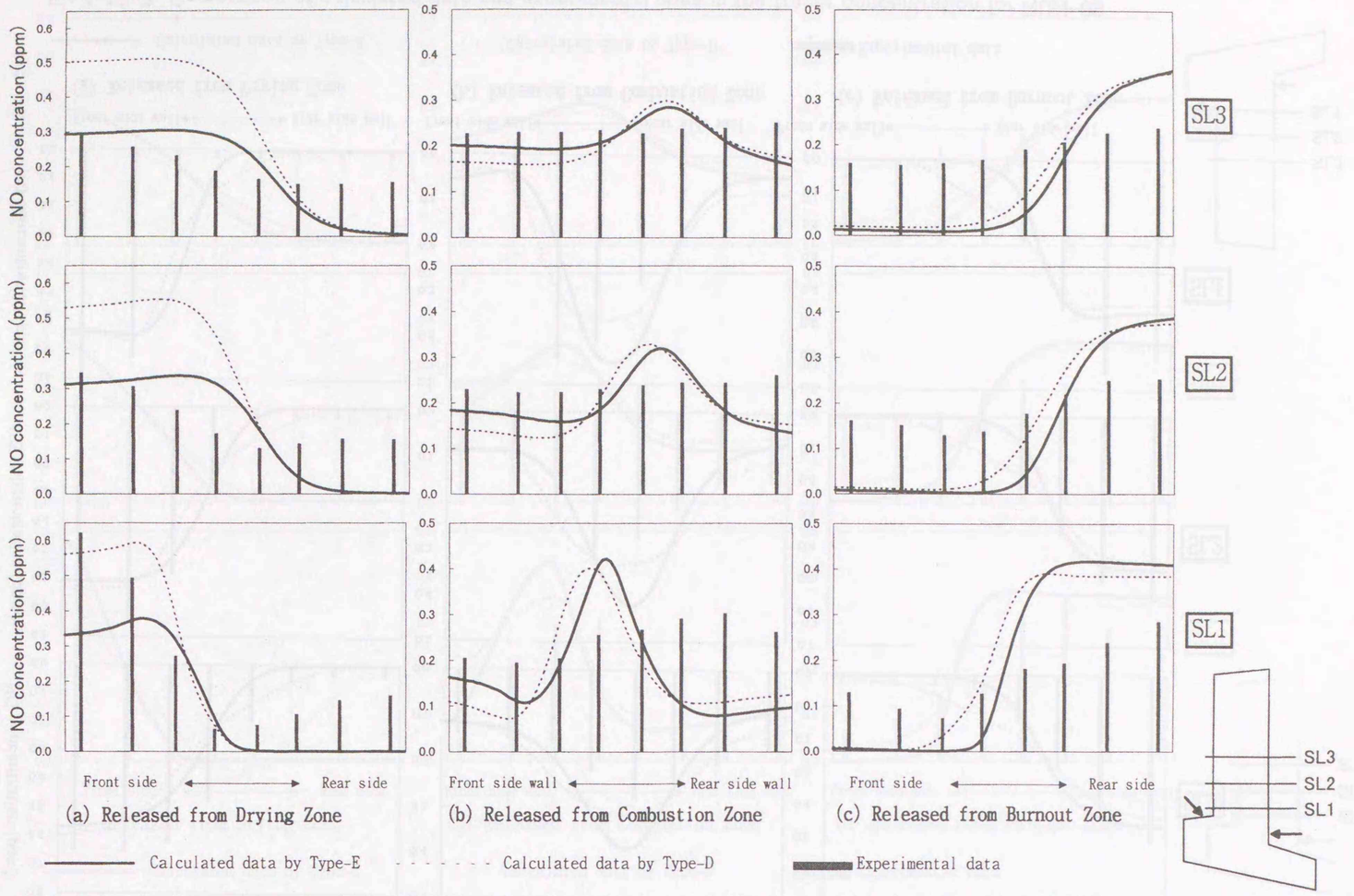



Fig.4-13-4 Comparison of calculated data and experimental ones in the tracer concentration for RUN-10



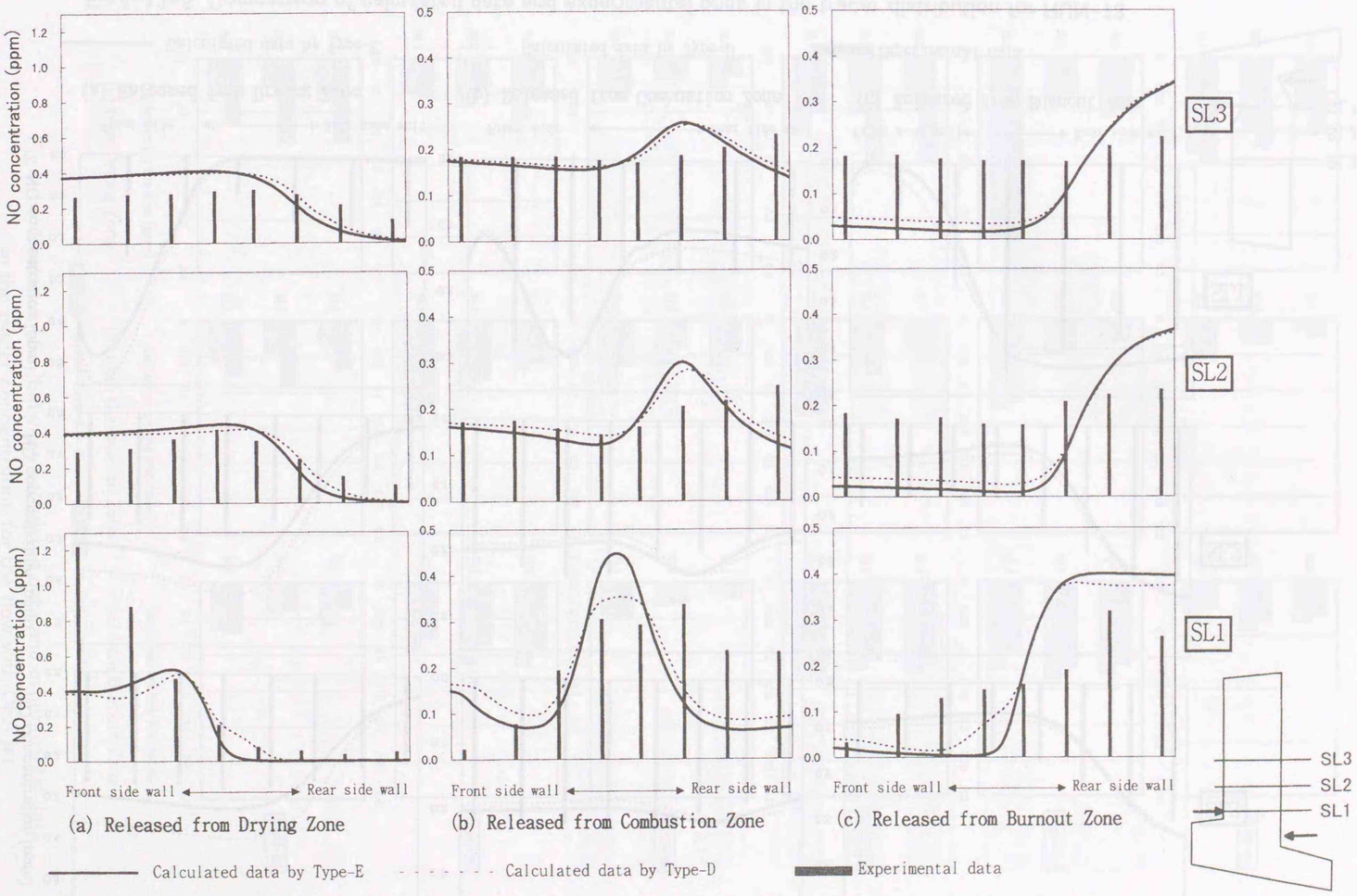



Fig.4-13-5 Comparison of calculated data and experimental ones in the tracer concentration for RUN-12

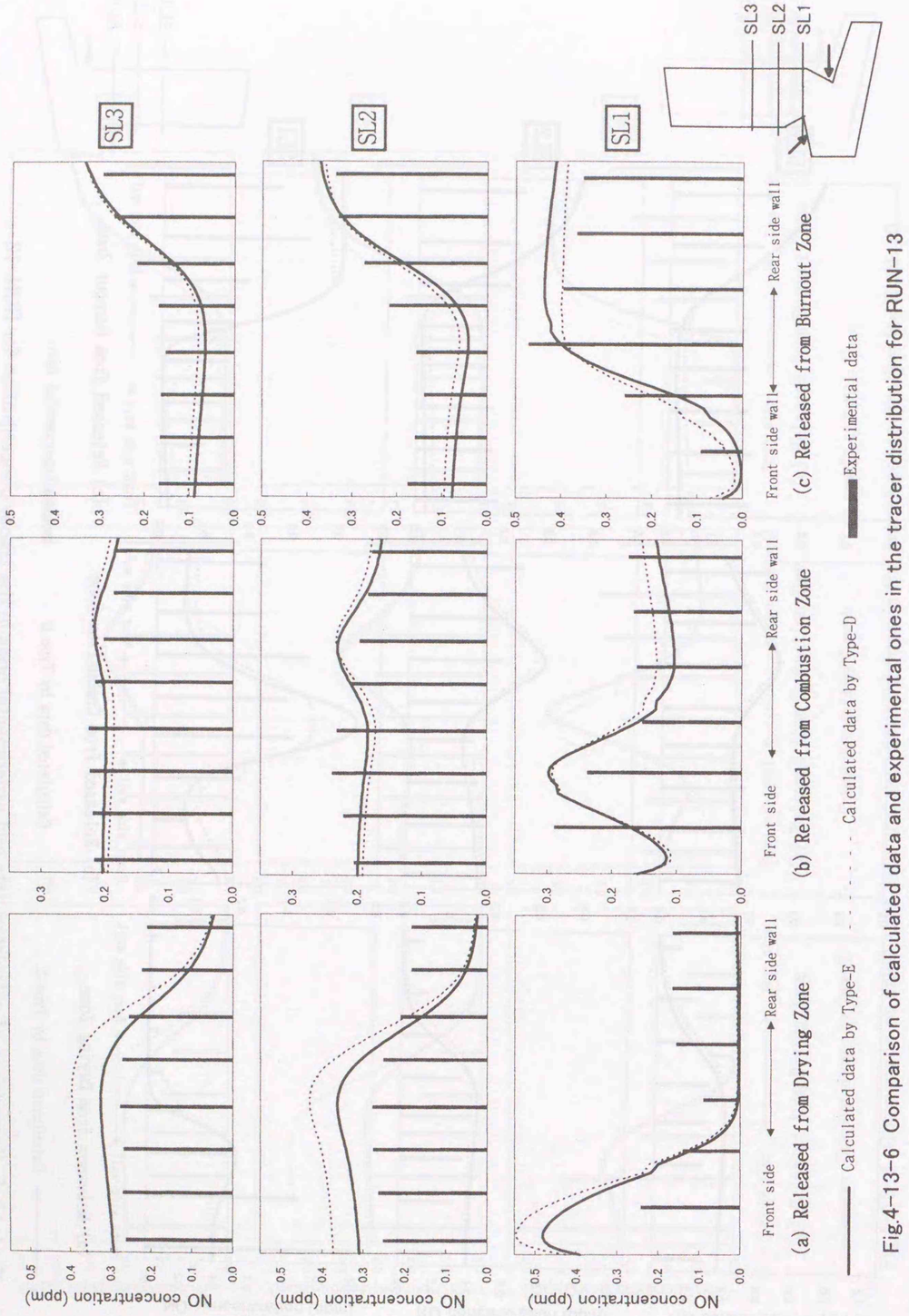



Fig.4-13-6 Comparison of calculated data and experimental ones in the tracer distribution for RUN-13

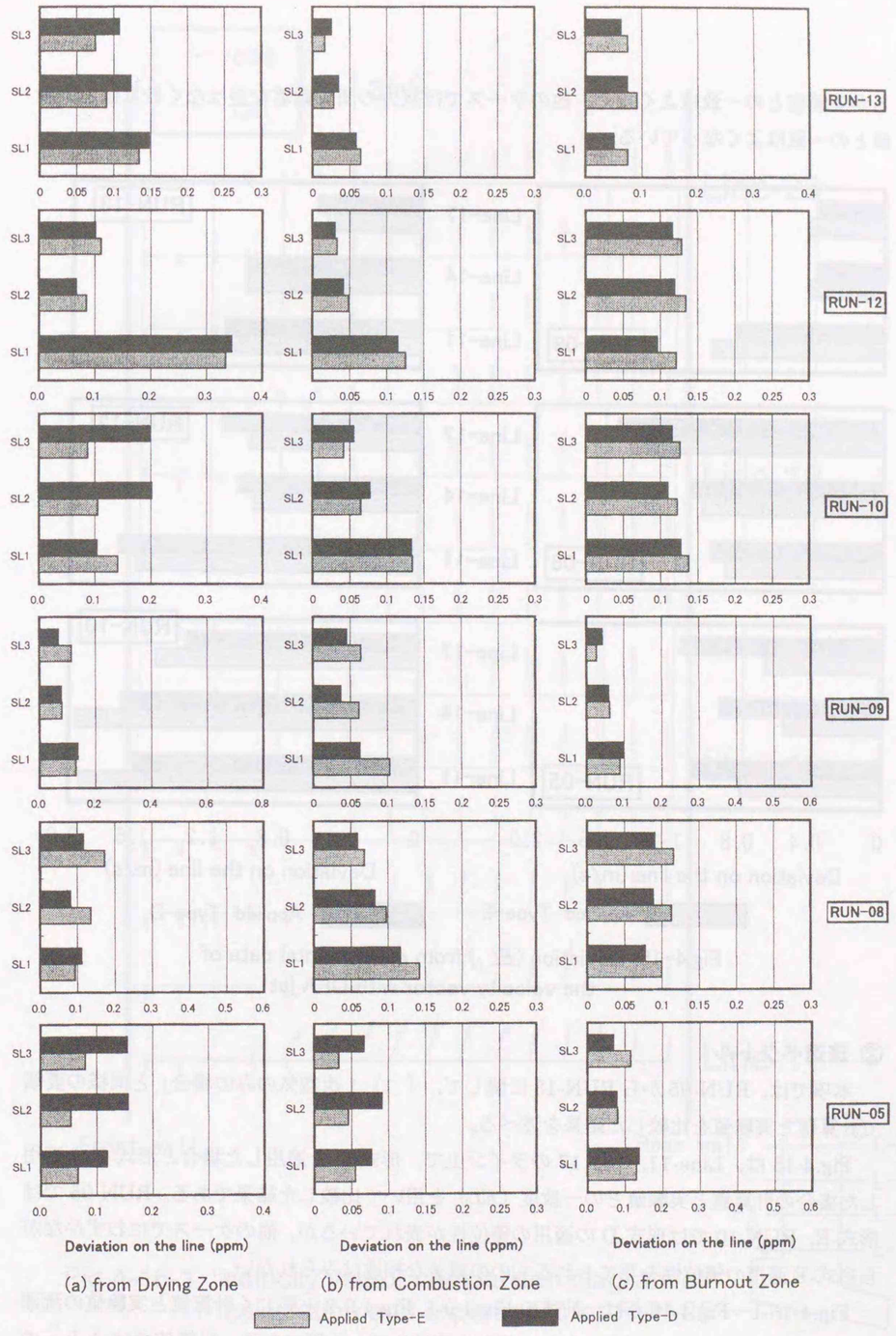



Fig.4-14 Deviation ($Ec_j$)between calculated data and experimental data in the tracer concentration for the flow with OFA jet

るが実験値との一致はよくなく，他のケースでは双方の間で顕著な差はなく計算値と実験値との一致はよくなっている。

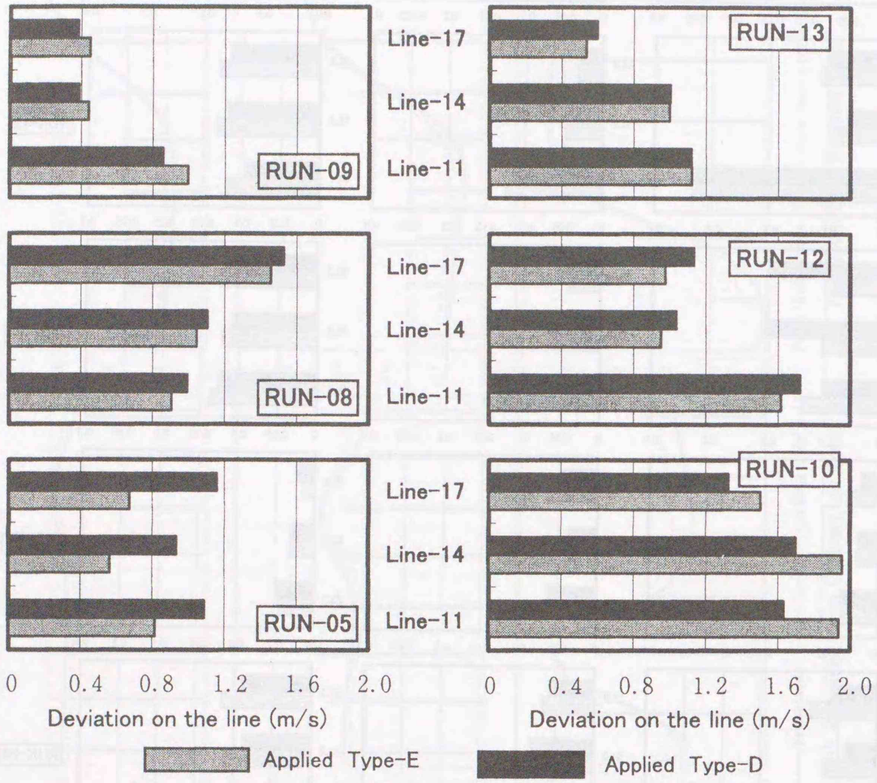



Fig.4-15 Deviation ($EL_j$) from experimental data of the velocity vector with OFA jet

**② 流速ベクトル**

本項では，RUN-05 から RUN-13 に関して，「 1) 1 次空気のみの場合」と同様の要領で計算値と実験値を比較した結果を述べる。

Fig.4-15 は，Line-11，14，17 のライン上で，形式-D を適用した場合と形式-E を適用した場合の計算値と実験値との一致度（$EL_j$）を用いて比較した結果である。RUN-05 では形式-E，RUN-10 では形式-D の適用の優位性が表れているが，他のケースではわずかながら形式-E 適用の優位性を見てとれるものの顕著な相違はみられない。

Fig.4-16-1～Fig.4-16-6 は，前述の Fig.4-9-1, Fig.4-9-2 と同じく計算値と実験値の流速ベクトルを各ライン上にプロットして個別に直接比較した図であり，計算値では $k$ と $\varepsilon$ の流入境界値の設定において形式-E を適用している。



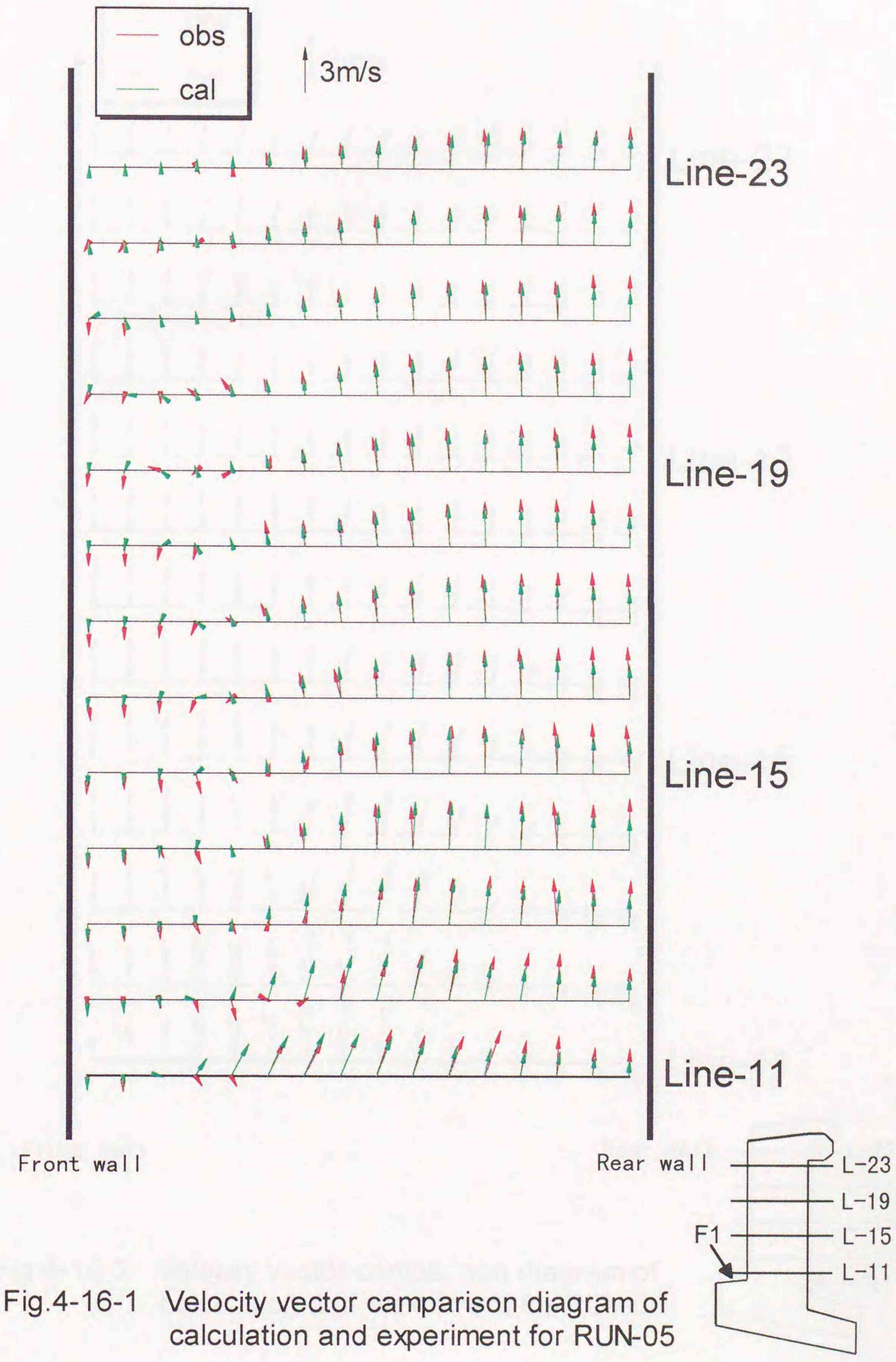



Fig.4-16-1 Velocity vector camparison diagram of calculation and experiment for RUN-05

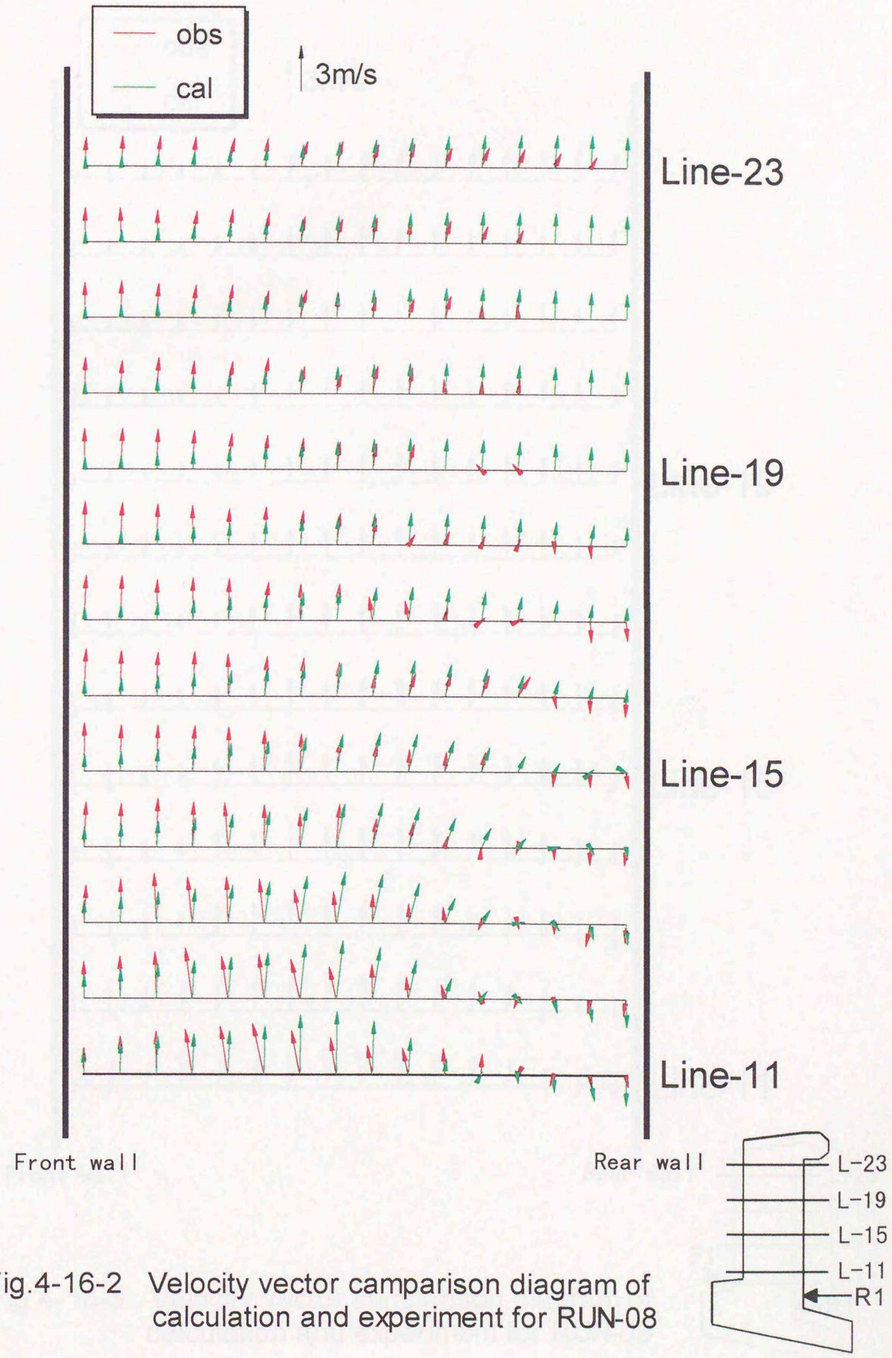
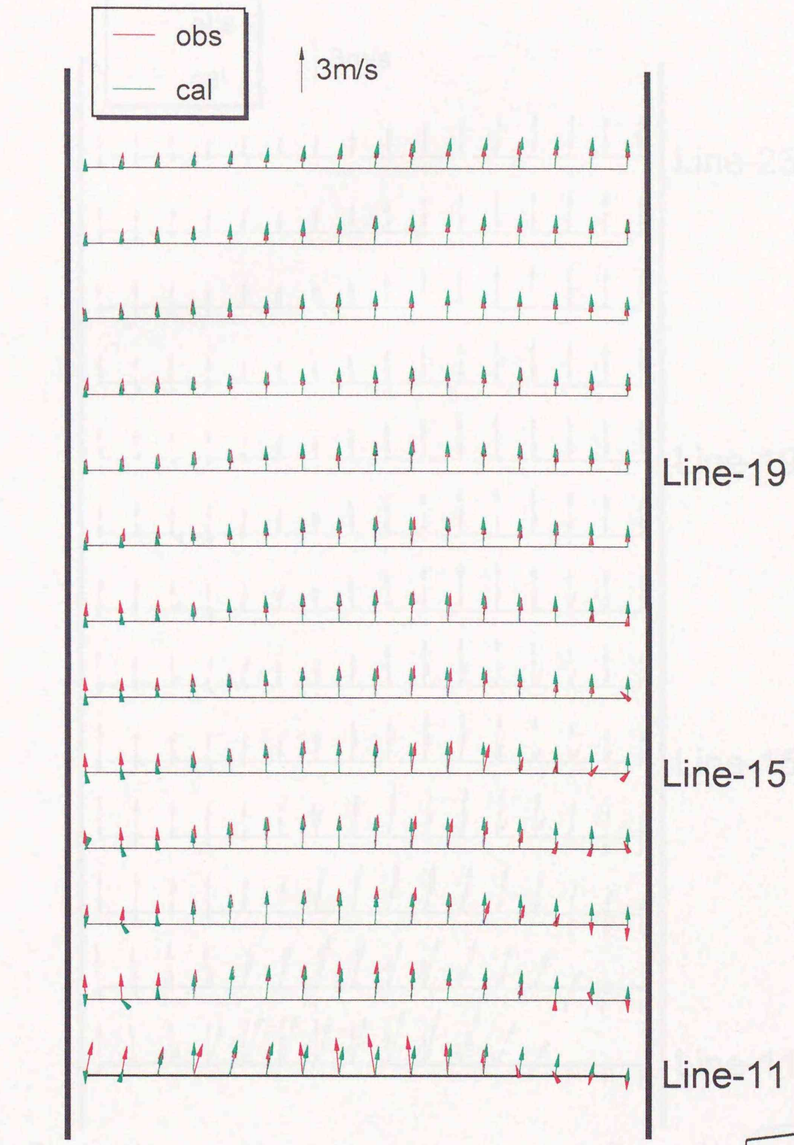



Fig.4-16-2 Velocity vector camparison diagram of calculation and experiment for RUN-08



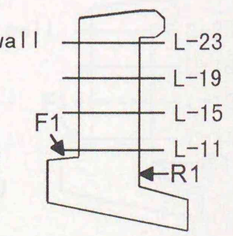




Fig.4-16-3 Velocity vector camparison diagram of calculation and experiment for RUN-09

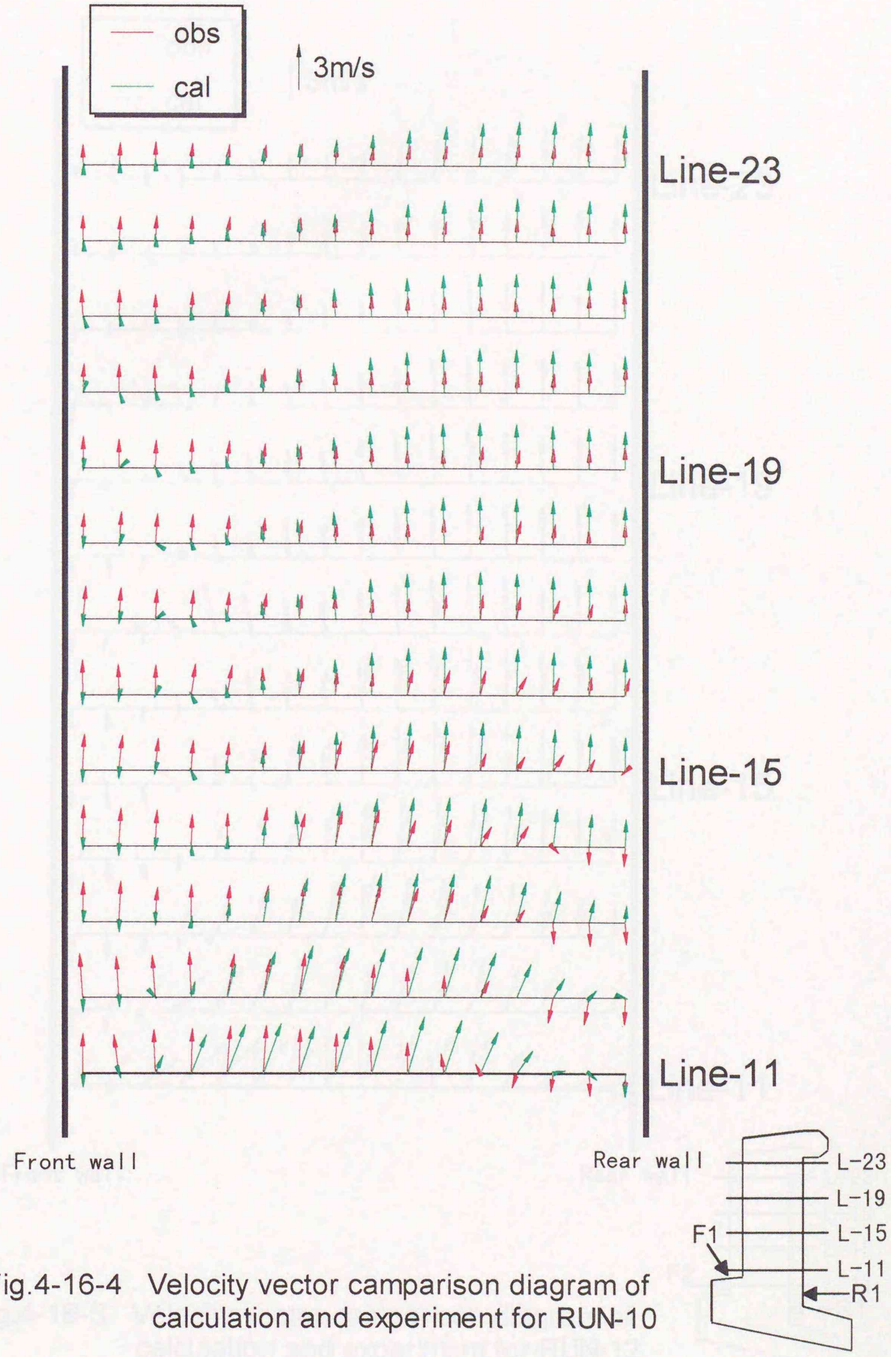






Fig.4-16-4 Velocity vector camparison diagram of calculation and experiment for RUN-10

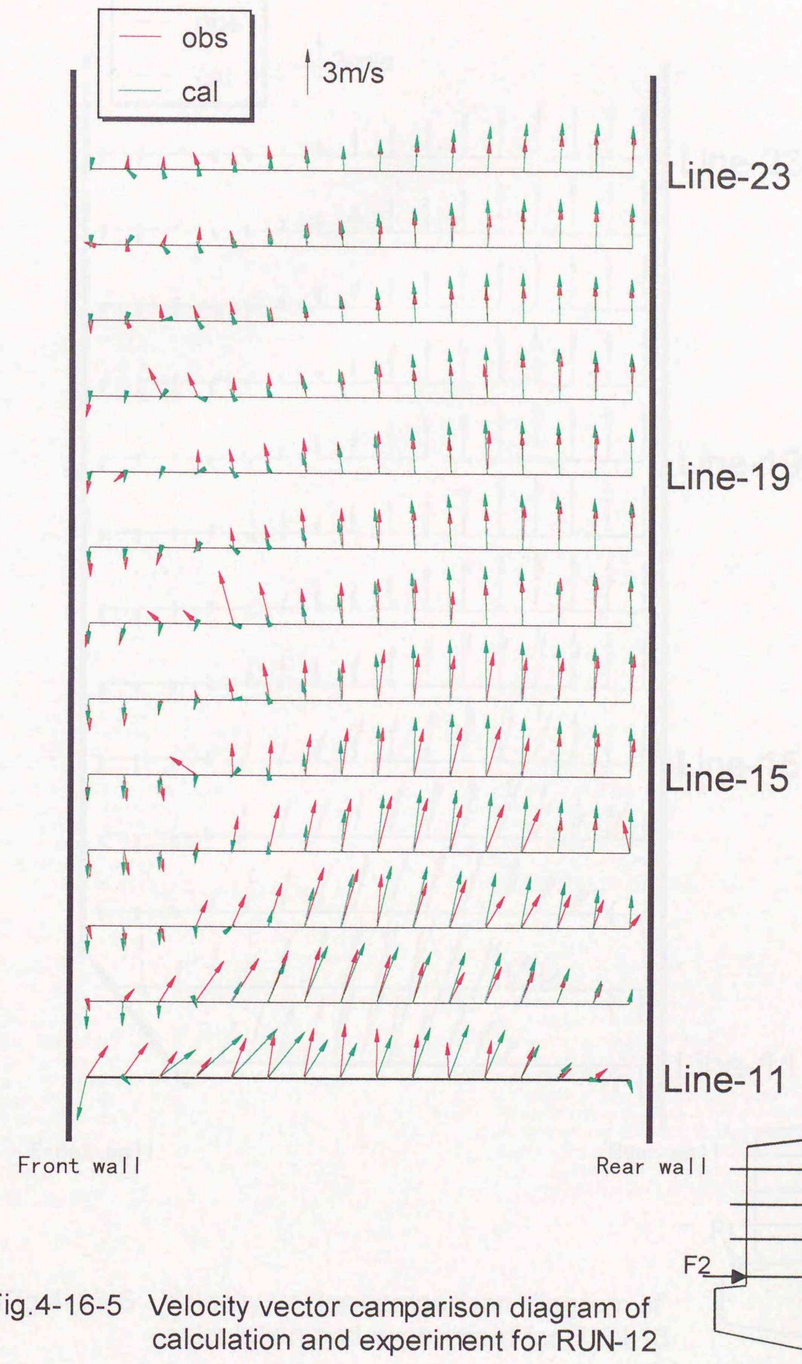



Fig.4-16-5 Velocity vector camparison diagram of calculation and experiment for RUN-12

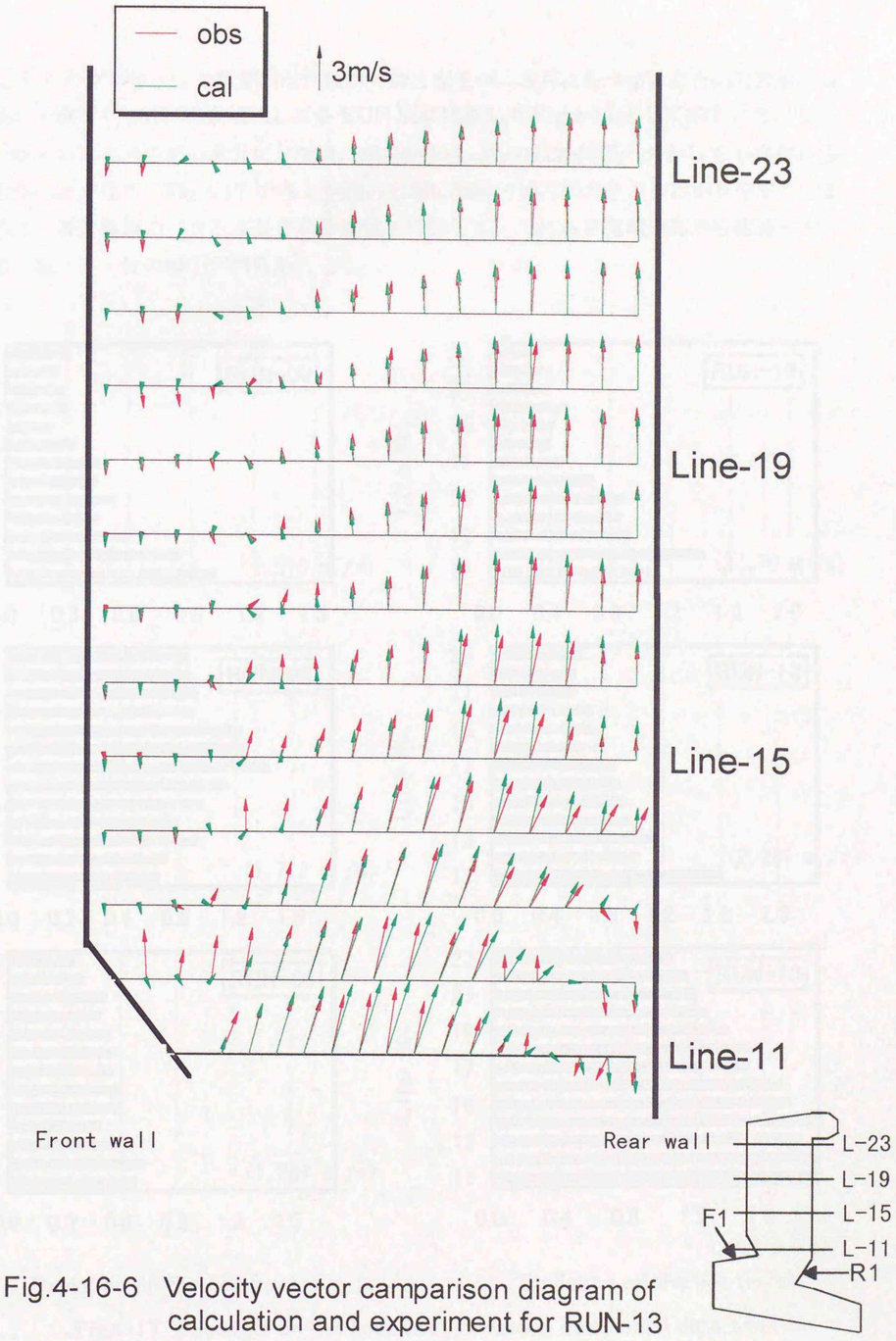



Fig.4-16-6 Velocity vector camparison diagram of calculation and experiment for RUN-13

これらのプロット図で視覚的な比較が可能となるが，さらに各ラインごとの計算値と実験値の一致度（$EL_j$）を数値化して各 RUN 別に比較して Fig.4-17 として示す。ただし，同一ライン上で他のデータと比べ極端に誤差の大きいものは特異データとして 1~2 個に限り除外した。なお，Fig.4-17 の各分割図の右端に誤差の相対的大きさをわかりやすくするために，各計算値のベクトル長さの平均値を付記した。これら 2 種類の図から流速ベクトルの一致・不一致の様子が明らかになる。

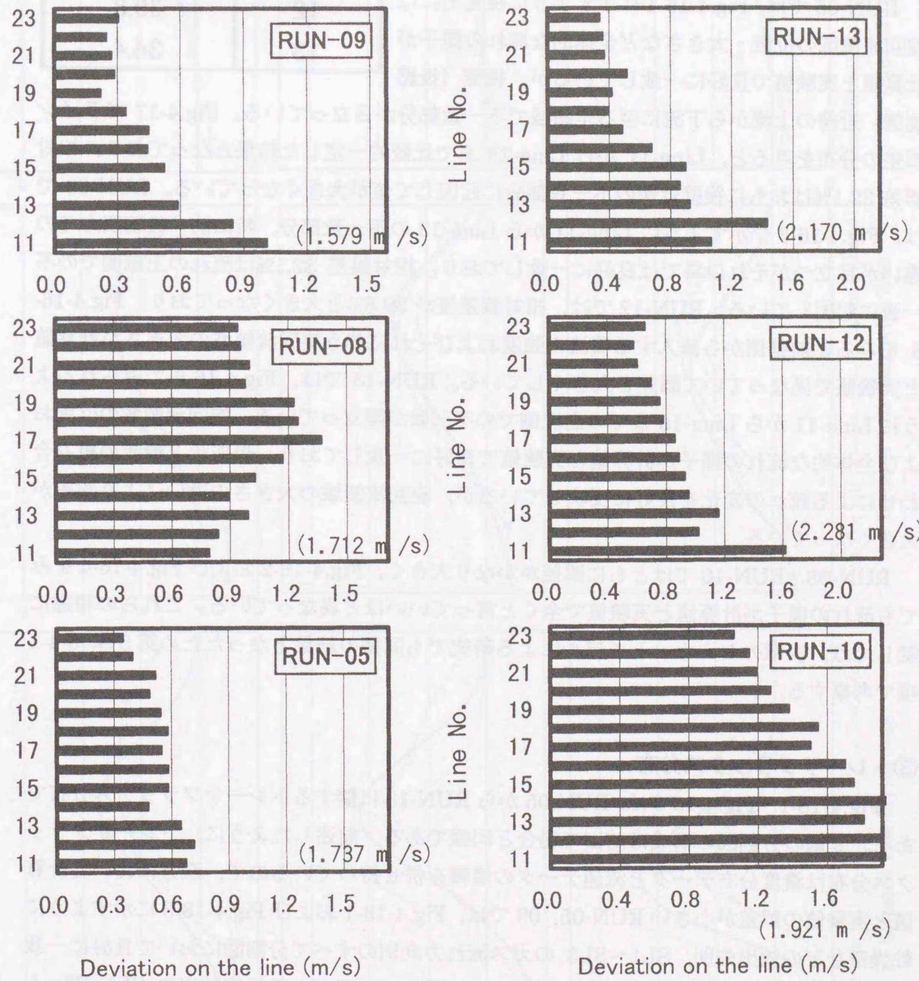



Fig.4-17 Deviation on the lines ($EL_j$) between calculation data and experimental data in the velocity vector for the flow with OFA jet

また，各 RUN での Line-11 から Line-23 までの燃焼室模型直胴部全体での誤差（$E_{all}$）を上述のベクトル長さの平均値に対する相対誤差として表し Table 4-3 にまとめた。

**Table 4-3. Relative deviation of velocity vector**

| RUN No. | R.D.(%) |
|---|---|
| 05 | 32.1 |
| 08 | 61.8 |
| 09 | 32.1 |
| 10 | 81.7 |
| 12 | 39.8 |
| 13 | 34.4 |

以下では，計算値と実験値の比較的一致のよい RUN-05，09，12，13 とかなり一致が悪い RUN-08，10 の 2 通りに大別して検討結果を述べる。

RUN-05 では，Fig.4-16-1 に示すように視覚的には旋回流領域の位置・大きさなど全体的な流れの様子が計算値と実験値で良好に一致しているが，後壁（後燃焼側）近傍の上流から下流に至る全領域で不一致部分が目立っている。Fig.4-17 でライン誤差の分布をみると，Line-11 から Line-23 まで比較的一定した結果となっており，相対誤差 32.1%はおもに後壁近傍の不一致部分に起因して値が大きくなっている。RUN-09 では，Fig.4-16-3 に示すように Line-11 から Line-13 の不一致部分，特に前・後壁双方での違いが目立つがそれ以降では良好に一致しており，相対誤差 32.1%は流れの上流側での不一致に起因している。RUN-12 では，相対誤差値が 39.8%と大きくなっており，Fig.4-16-5 をみると前壁側から流入する噴流の強度およびそれに伴う旋回流領域の大きさが計算値と実験値で異なっていて誤差を大きくしている。RUN-13 では，Fig.4-16-6 でみられるように Line-11 から Line-16 までの上流側での不一致が際立っている。旋回流領域の位置および全体的な流れの様子が計算値と実験値で良好に一致しており，炉形状と噴流の組み合わせによる流れの変化を良好に反映しているが，旋回流領域の大きさの違いにより誤差が大きくなっている。

RUN-08，RUN-10 ではともに誤差がかなり大きく，Fig.4-16-2 および Fig.4-16-4 をみても流れの様子が計算値と実験値で全くと言っていいほど異なっている。これらの相違に関しては，次章のセミホットモデルによる研究でも同様の結果となったため第 5 章 5-4-1 項で考察する。

### ③トレーサフラックス分布

Fig.4-18-1～Fig.4-18-6 は，RUN-05 から RUN-13 に関するトレーサフラックス分布である。9 個の分割図の構成は前出の場合と同様である。前述したように，トレーサフラックス分布は濃度分布データと流速データの情報を併せ持っているので，双方において計算値と実験値の誤差が小さい RUN-05，09 では，Fig.4-18-1 および Fig.4-18-3 に示すように乾燥帯などの放出先別，SL1～SL3 のガス流れ方向別のすべて分割図において良好に一致している。また，RUN-13 でも全般的によく一致しているが，乾燥帯放出の SL1（Fig.4-18-6 の左下図）での一致が悪くなっており，これは Fig.4-13-6 に示す濃度分布での一致の悪さが原因であると考えられる。



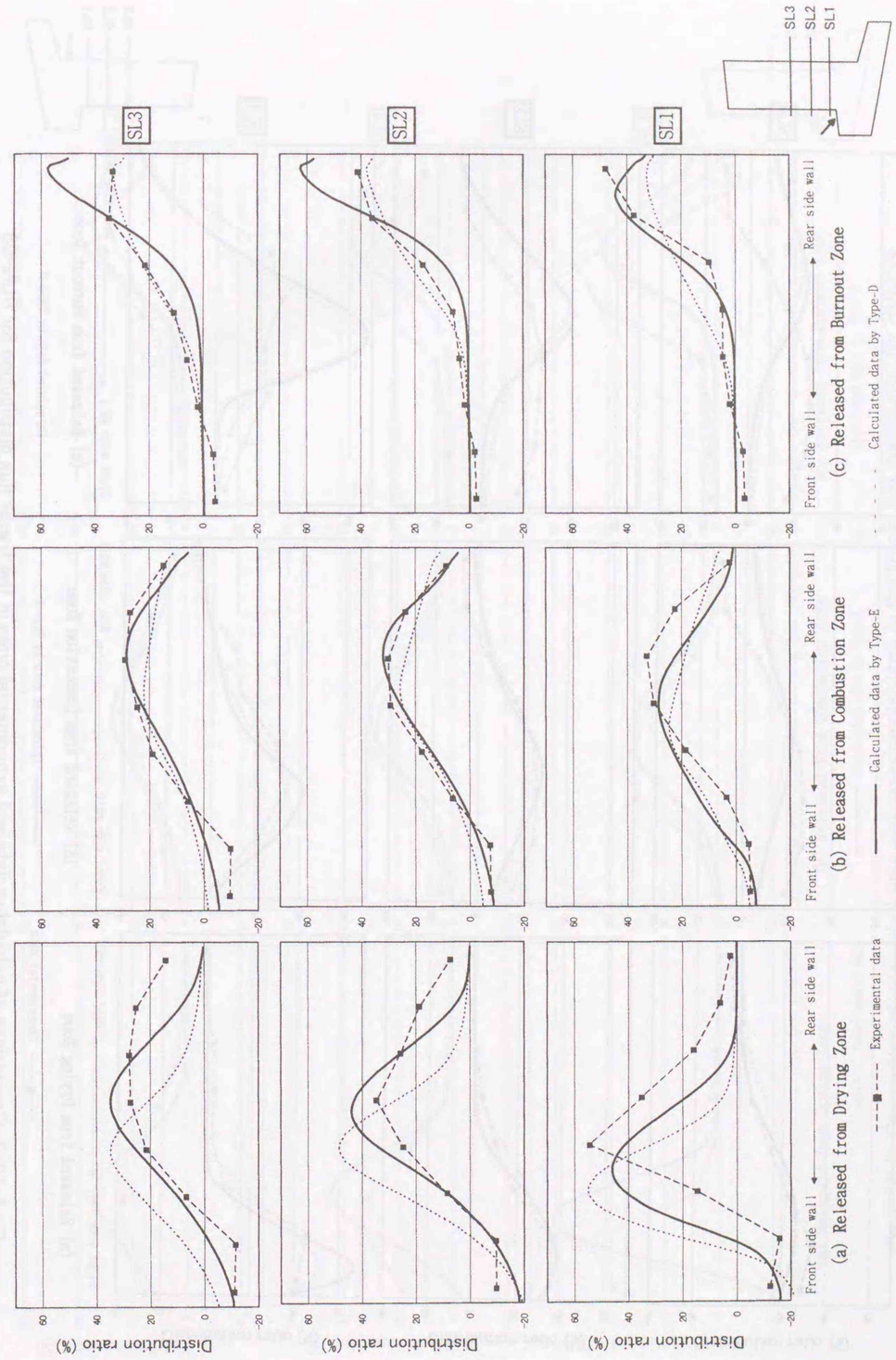



Fig.4-18-1 Comparison of calculated data and experimental ones in the tracer flux distribution for RUN-05

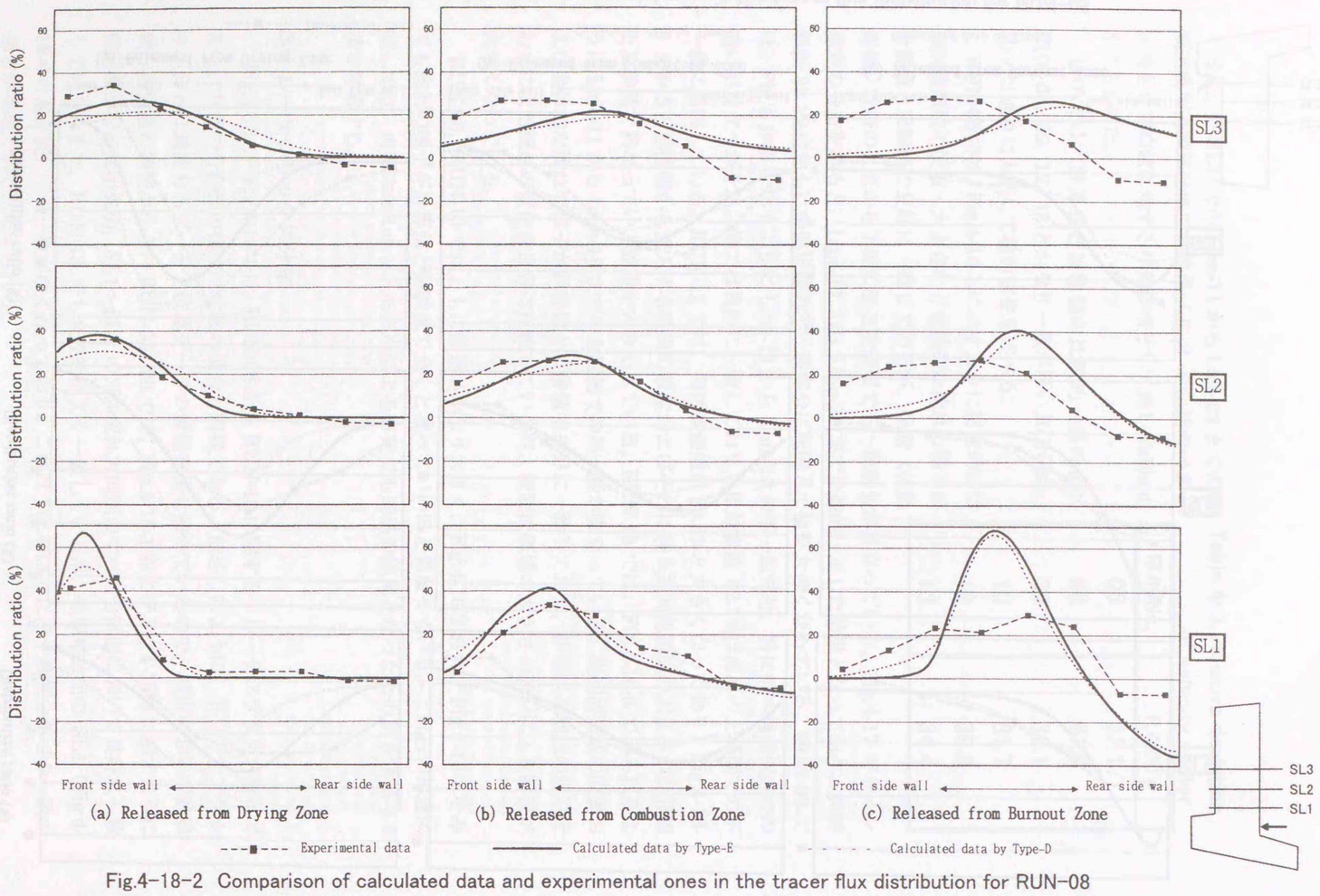



Fig.4-18-2 Comparison of calculated data and experimental ones in the tracer flux distribution for RUN-08



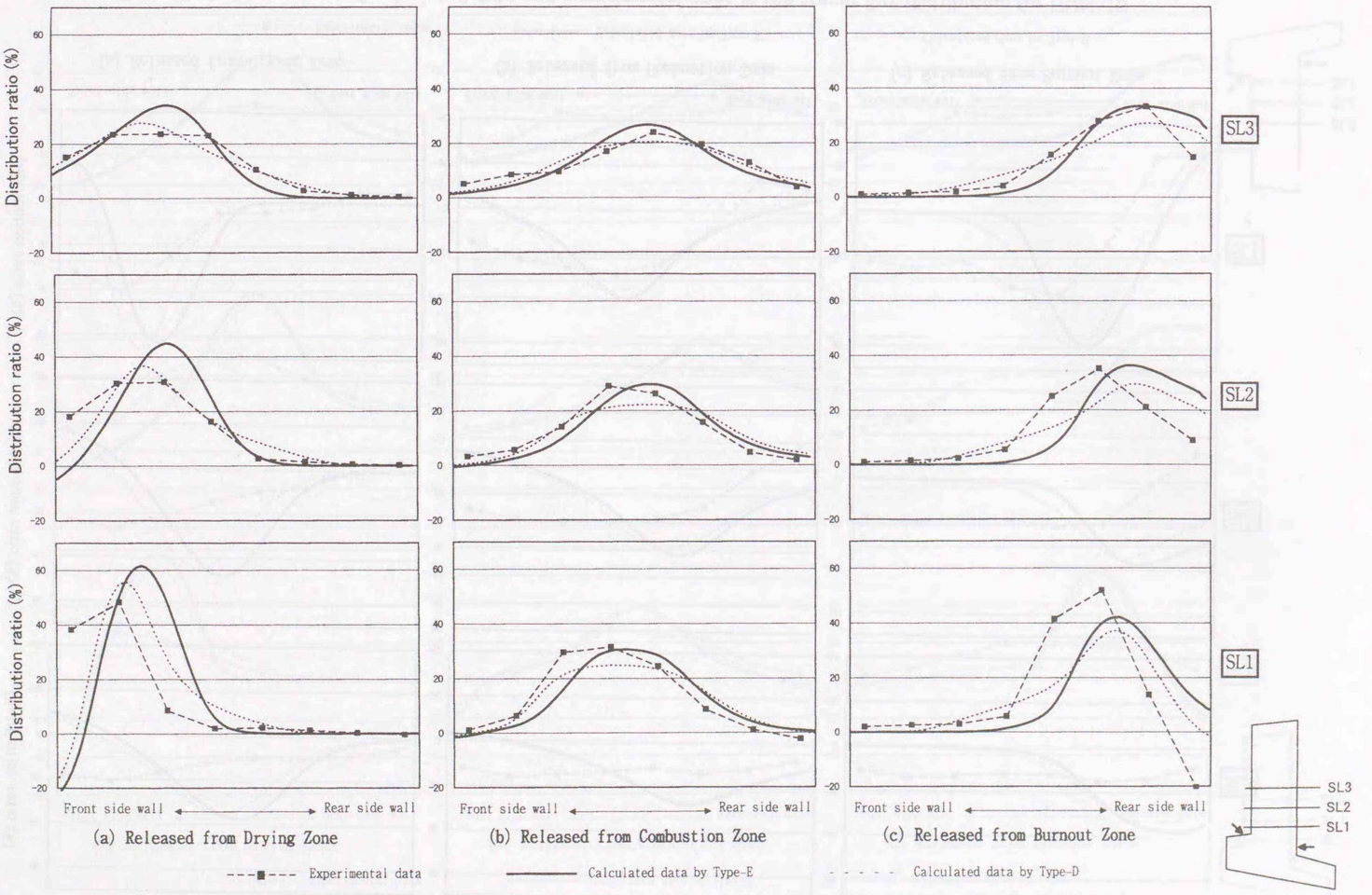



Fig.4-18-3 Comparison of calculated data and experimental ones in the tracer flux distribution for RUN-09

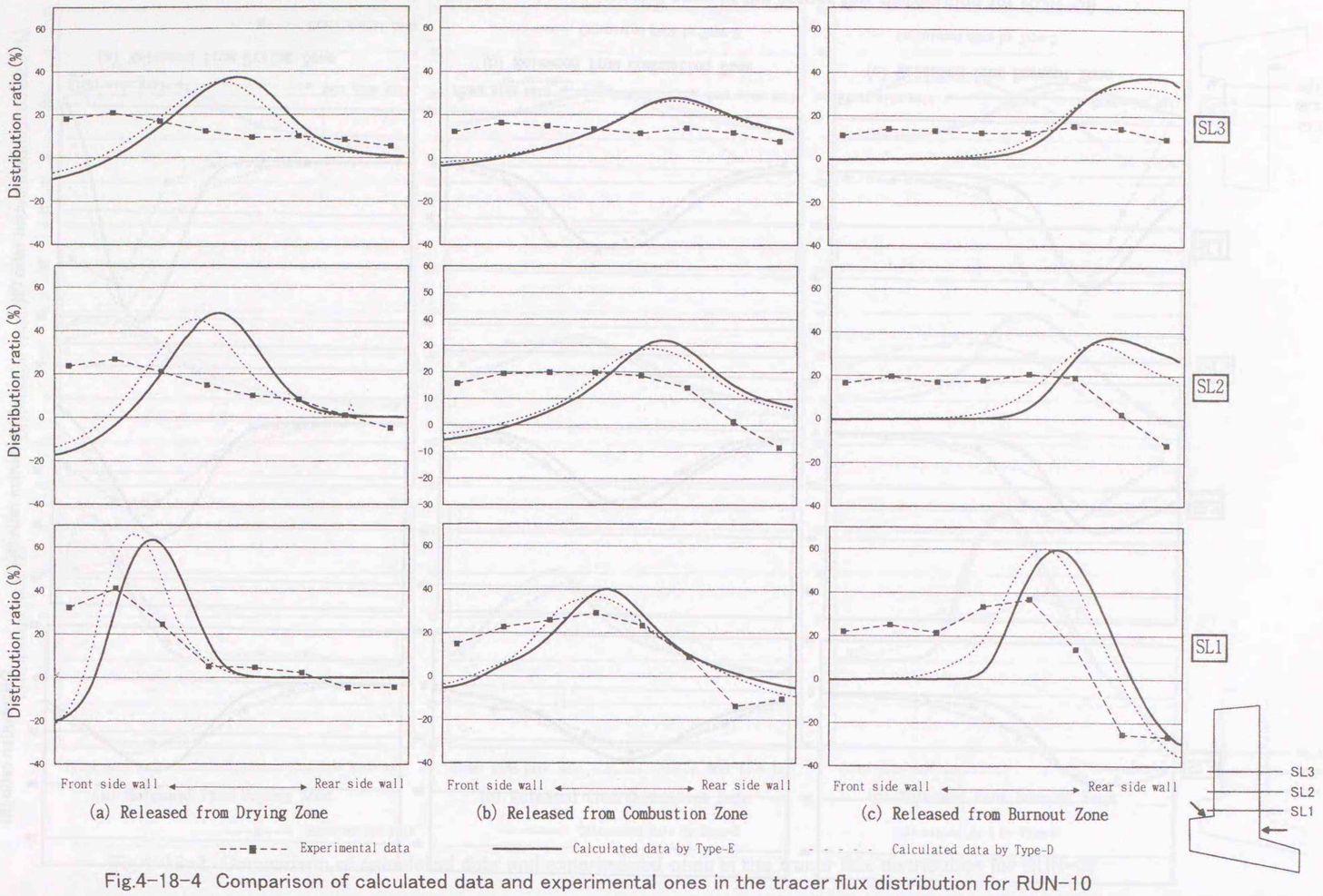



Fig.4-18-4 Comparison of calculated data and experimental ones in the tracer flux distribution for RUN-10



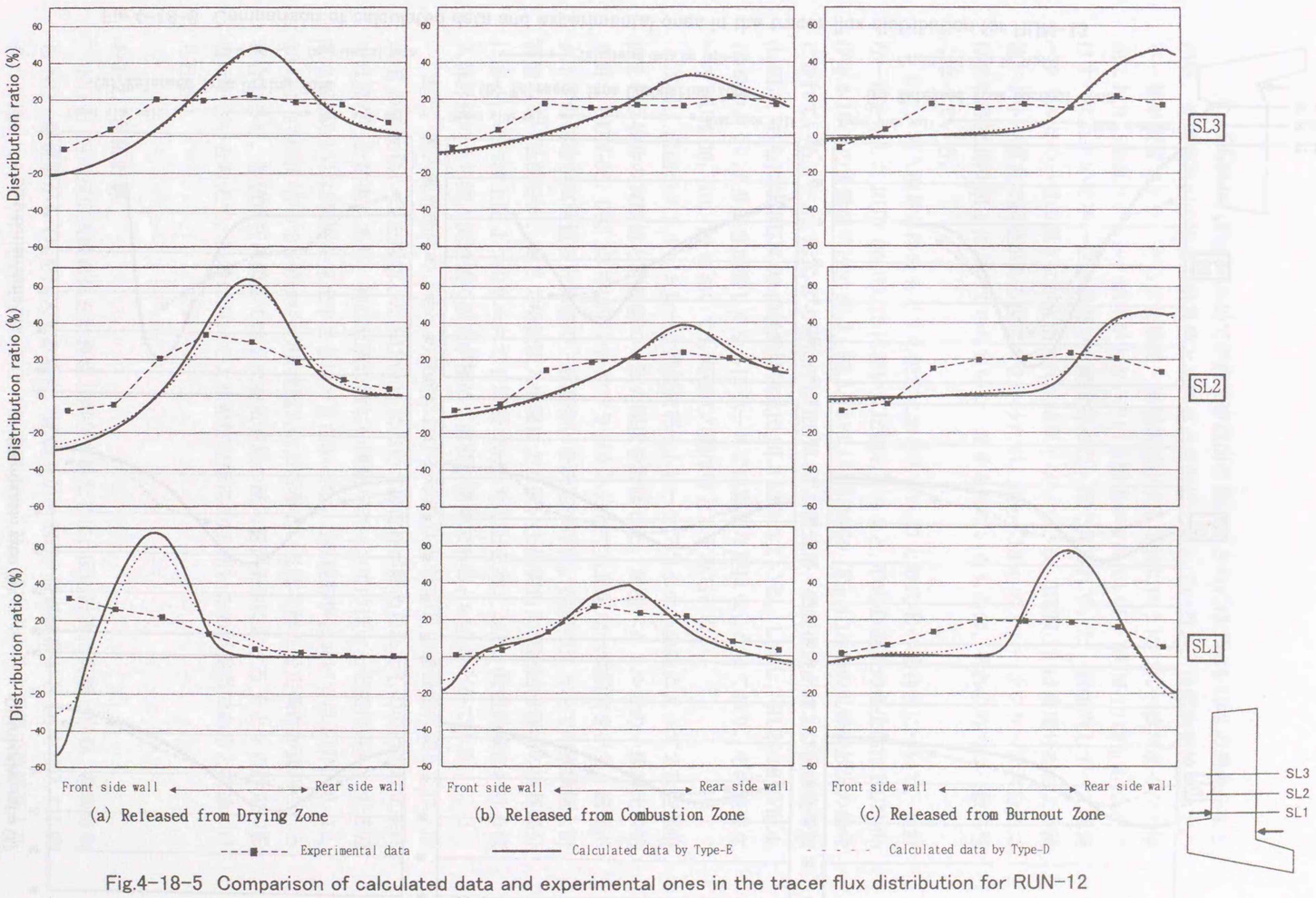



Fig.4-18-5 Comparison of calculated data and experimental ones in the tracer flux distribution for RUN-12

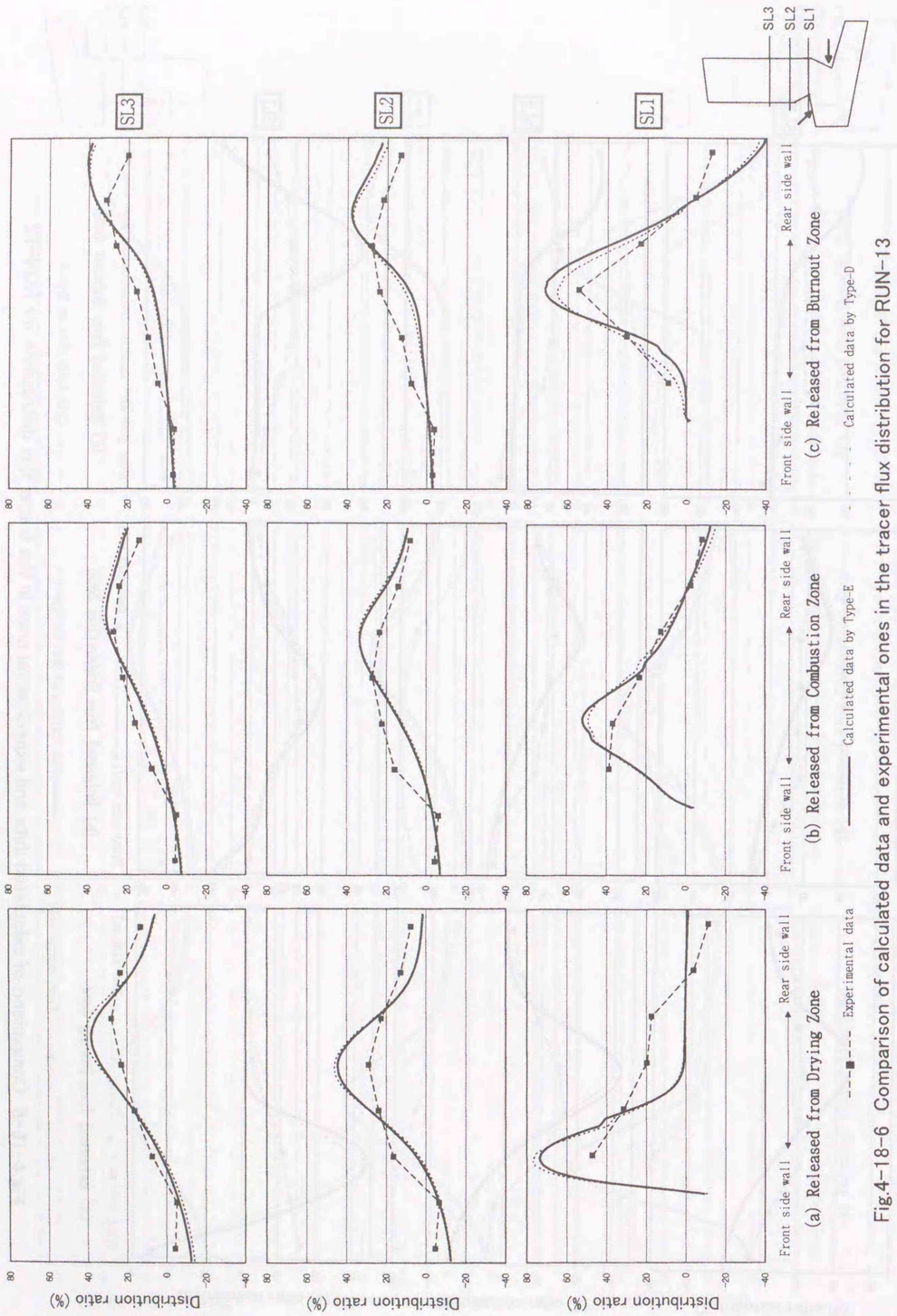



Fig.4-18-6 Comparison of calculated data and experimental ones in the tracer flux distribution for RUN-13



一方，RUN-08 (Fig.4-18-2)では燃焼帯放出の SL1，さらには Fig.4-13-2 の濃度分布と同様，乾燥帯放出の場合で計算値と実験値が良好に一致しているが，後燃焼帯放出部での不一致が顕著であり，さらに乾燥帯・燃焼帯放出でも下流に向うにつれ一致が悪くなる傾向にあり，流速ベクトルの誤差が大きいという影響が表れている。RUN-10 (Fig.4-18-4)ではすべてにおいて不一致が顕著で，濃度分布の一部で見られていた一致傾向もすべて流速ベクトルでの一致の悪さにかき消された結果となっている。RUN-12 は濃度分布および流速ベクトル双方で誤差がある程度大きかったが，Fig.4-18-4 のトレーサフラックス分布では燃焼帯放出の SL1 においてのみ良好な一致をみせているものの，それ以外では一致が悪くなっている。

また，流入境界条件の $k$ と $\varepsilon$ の設定における形式-D と形式-E の適合性について，良好な一致を示した RUN-05, 09, 13 において比較してみると，形式-D 適用の優位性は RUN-05 (Fig.4-18-1)の後燃焼帯放出 SL2・SL3，および RUN-09 (Fig.4-18-3)の乾燥帯放出の場合に表れている。一方，形式-E の優位性は RUN-05 の乾燥帯・燃焼帯放出および後燃焼帯放出 SL1，さらには RUN-09 の後燃焼帯放出 SL3 に表れている。しかし，RUN-13 (Fig.4-18-6)のようにより混合が激しくなるにケースでは顕著な差はなくなっており，その他のケース RUN-08，10，12 においても両形式の差はほとんどみられない。

以上，流速ベクトル・トレーサ濃度分布・トレーサフラックス分布によって２次空気噴流を伴う場合の実験値と計算値の一致の程度を評価した。流速ベクトルでの一致が比較的良好な RUN-05，09，13 ではトレーサフラックス分布でも良好な一致傾向を示し，流速ベクトルの相違が実験値と計算値の一致度合いを決定づけた。流速ベクトルでの実験値と計算値の不一致部分が，総じて噴流流入位置により近い上流側および旋回流領域の境界部分に多く，それは上記３つのケースでも同様であったことを考えると，数値計算における流入境界値のうち流入流速値の設定が極めて重要な要素であるということができる。

また，流入境界条件の $k$ と $\varepsilon$ の設定における形式-D と形式-E の適合性に関しては，形式-E の係数 $C_d$，$C_t$ を探索した RUN-05 において優位性が認められたものの他の設定条件では異なった結果もあり，特に乱流の激しい流動パターンではほとんど差はみられず普遍的な係数ないしは関係を見出すことはできなかった。ごみ焼却炉においては RUN-10，12，13 のような向い合う２か所からの噴流流入による激しい乱流を伴う設定条件が適用される場合が多く，数値解析に際しては２次空気噴流の流入境界条件における $k$ と $\varepsilon$ の設定の影響は小さいと考えて，計算においてより安定な形式-D を用いるのが妥当であると結論づけられる。

### 4-3-2. 反応計算

NO と $O_3$ の反応実験結果を計算値と照合するために，反応計算は実験と同様，乾燥帯から NO・燃焼帯から $O_3$ を注入する場合，燃焼帯から NO・後燃焼帯から $O_3$ を注入する場合の２通りで行ない，それぞれの NO の反応率 $R_{DC}$，$R_{CB}$ は次式に示す要領で乾燥帯また

は燃焼帯から注入したNO量とコントロールライン11，14，17，20，23に相当するレベルに反応せずに残存しているNO量から求めた。

ここで，$R_{mn}{}^{L}$ ：コントロールライン$L$におけるNOの反応率(%)
（m，nは乾燥帯と燃焼帯，または燃焼帯と後燃焼帯）
$C_0{}^{m}$ ：乾燥帯または燃焼帯での流入NO濃度(ppm)

$$R_{mn}{}^{L} = \frac{\left[\text{注入}NO\text{量}\right] - \left[\text{未反応}NO\text{量}\right]}{\left[\text{注入}NO\text{量}\right]} \times 100$$

$$= \left[\, 1 - \frac{\sum_i (C_i{}^{L} \times V_i{}^{L} \times A_i)}{C_0{}^{m} \times Q_0{}^{m}} \,\right] \times 100$$

$Q_0{}^{m}$ ：乾燥帯または燃焼帯での流入空気量($m^3/s$)
$C_i{}^{L}$ ：コントロールライン$L$上の計算セルiでのNO濃度計算値(ppm)
$V_i{}^{L}$ ：コントロールライン$L$上の計算セルiでのガス流れ方向の流速計算値(m/s) [85頁の4-3-1項で述べたように，格子iを含む至近4つの流速計算値の算術平均値]
$A_i$ ：計算セルiのガス流れに垂直な面積 ($m^2$)[各ラインに共通]

なお，1次空気・2次空気の流入速度およびNO・$O_3$の流入濃度の設定では均一に流入するという条件とし，流入流速値は80頁のTable 4-2に示す値を用い，流入濃度は実験時の各RUNでの設定値（53頁のTable 3-3参照）を与えた。また，流入境界値における$k$と$\varepsilon$の係数の設定に関しては，二次空気噴流のないRUN-01およびRUN-04の場合には形式-Aを適用し，その他の噴流を伴う場合には形式-Dを適用した。

Fig.4-19-1に乾燥帯からNO・燃焼帯から$O_3$を注入する場合，Fig.4-19-2に燃焼帯からNO・後燃焼帯から$O_3$を注入する場合の計算結果を示す。各図において(a)が計算値，(b)が実験値である。なお，(b)には比較対照のため二次空気噴流のないRUN-01およびRUN-04の計算値を実験値と合わせて示した。

Fig.4-19-1では，二次空気噴流がなくノーズのあるRUN-04（太い破線）の場合がコントロールライン17以降で最も反応率が高くなっており，次いで噴流1ヵ所流入（RUN-05, 08）や噴流2ヵ所分割少量流入（RUN-09）の場合となっていて，噴流2ヵ所流入（RUN-10, 12, 13）の場合は最も反応率が小さく，噴流がなく最も単純な流れであるRUN-01（太い実線）と顕著な差がないという計算結果となっている。Fig.4-19-1の右図(b)の実験値をみると，二次空気噴流を伴う場合は噴流のないRUN-01およびRUN-04に比べ反応率が高く顕著な差を示しており，左図(a)で示される噴流を伴う場合の計算結果は実験値と大きく異なっている。一方，噴流のないRUN-01およびRUN-04では，右図(b)で示すように計算値と実験値はよく一致している。



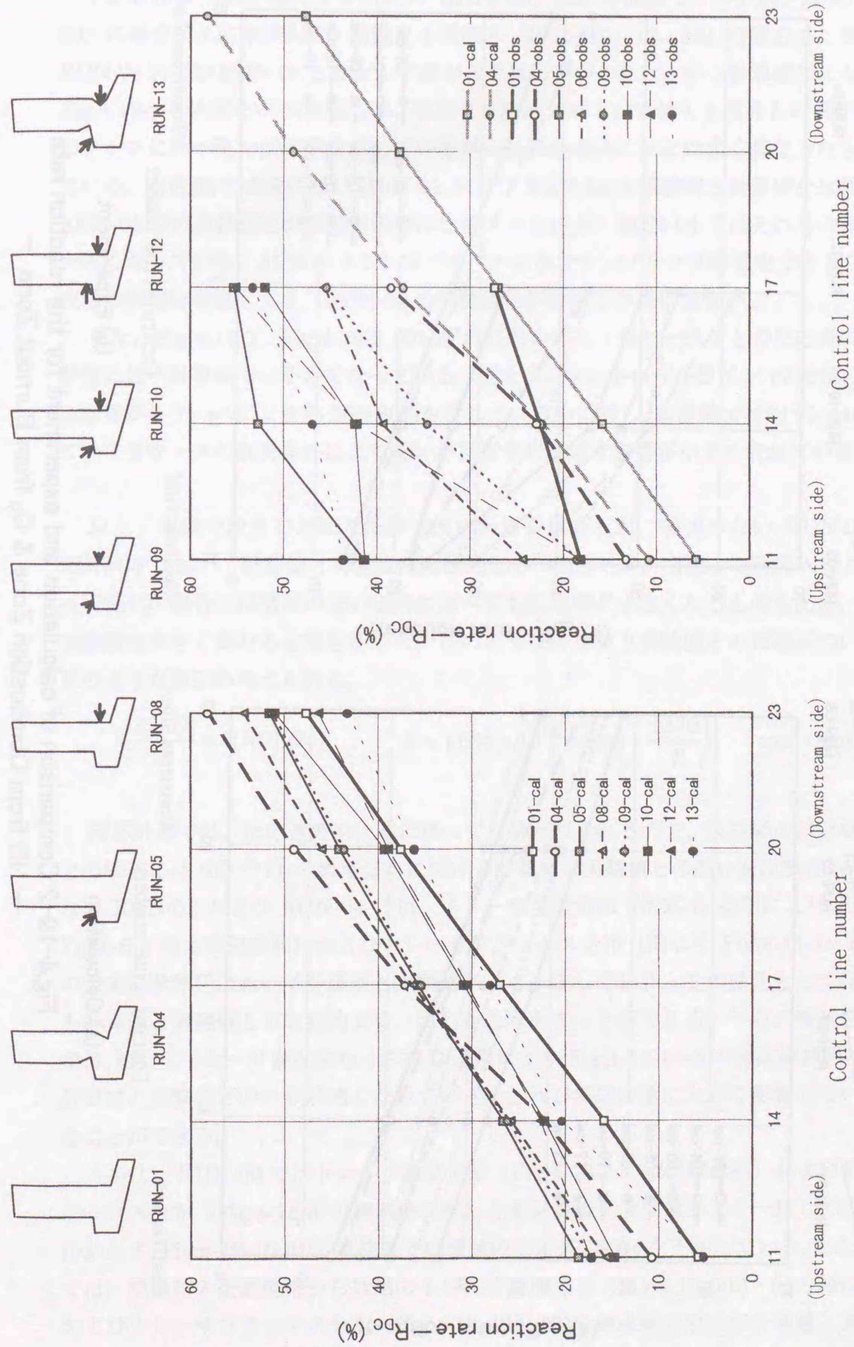



Fig.4-19-1 Comparison of calculation and experiment for the reaction rate — NO from Drying Zone & $O_3$ from Combustion Zone —

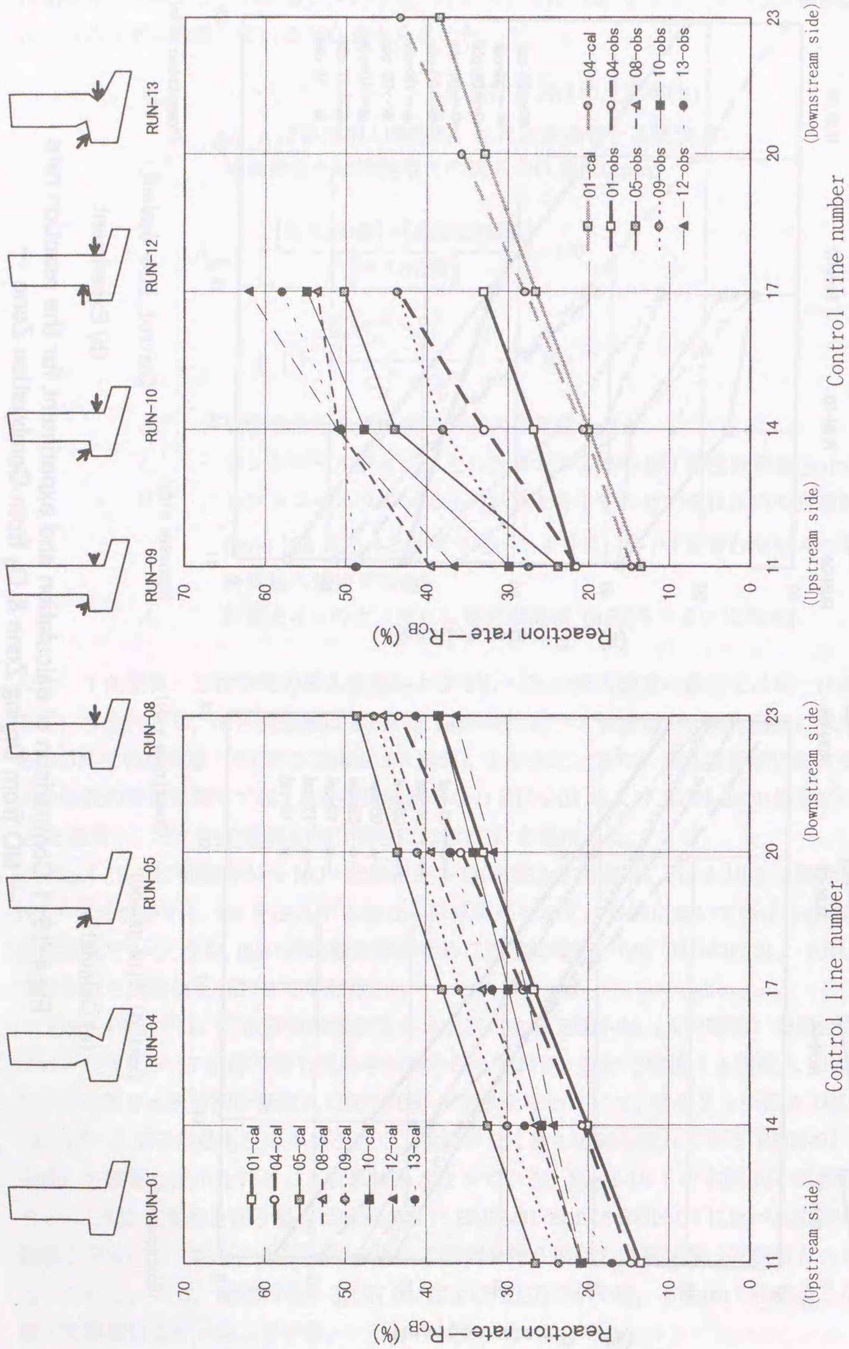



Fig.4-19-2 Comparison of calculation and experiment for the reaction rate — NO from Combustion Zone & $O_3$ from Burnout Zone —



Fig.4-19-2 では，噴流１ヵ所流入（RUN-05，08）や噴流２ヵ所分割少量流入（RUN-09）の場合が反応率が高く，噴流２ヵ所流入（RUN-10，12，13）の場合は，噴流のない RUN-01 および RUN-04 とほとんど差がなく反応率が小さいという計算結果になっている。Fig.4-19-2 の右図(b)の実験値では，噴流２ヵ所流入および噴流１ヵ所流入の RUN-08 が他のケースに比べ高い反応率を示しているが，計算結果はこれとは全く異なったものとなっている。右図(b)で噴流のない RUN-01 および RUN-04 の実験値と計算値を比較すると，RUN-01 では実験値と計算値との差は比較的小さいが，RUN-04 ではそれらの差はかなり大きくなっている。41 頁の 3-2-1 項で述べたようなサンプリング導管中での NO と $O_3$ の反応の影響を考慮しても，RUN-04 の実験値と計算値との差は大きい。

また，Fig.4-19-1，Fig.4-19-2 のいずれにおいても，各ケースごとの反応率の相違は実験値に比べ計算値では小さくなっている。例えば，コントロールライン 17 では，実験値の反応率が各ケースにより約 25～60%を示しているのに対し，計算値では約 25～40%となっていて各ケースの設定条件による違いが反応率に及ぼす影響が小さく表れている。

以上，実験で設定した同じ条件で反応計算を試みたが，噴流のない RUN-01 および RUN-04 において計算値と実験値は比較的よく一致したが，噴流１ヵ所流入および噴流２ヵ所流入の場合には噴流のない場合に比べても反応率が小さくなるものもあり，計算値と実験値は大きく異なる結果を示した。このような計算値と実験値との相違については，つぎのような原因が考えられる。

$$-\frac{d[NO]}{dt} = k[NO][O_3] \qquad k = 1.084 \times 10^{12} \times \exp\left(-\frac{1370}{T}\right) \qquad cm^3 \cdot mol^{-1} \cdot s^{-1}$$

反応計算では，反応速度は上式に従って計算が行われるので，反応率の計算値と実験値との相違には NO や $O_3$ の濃度分布における計算値と実験値との違いが反映される。噴流のない RUN-01 および RUN-04 では，トレーサ濃度分布（形式-A 適用により Fig.4-6-1・Fig.4-6-2 の太実線参照）およびトレーサフラックス分布（同じく Fig.4-11-1・Fig.4-11-2 の太実線参照）において計算値と実験値がよく一致しており，その結果として反応計算でも計算値と実験値とが比較的よく一致したと考えることができる。一方，噴流を伴う場合では，総じてトレーサ濃度分布（形式-D 適用により Fig.4-13-1～6 の細破線参照）において計算値と実験値との一致が悪くなっていて，これが反応計算に大きく影響していると考えることができる。

しかし，RUN-09 ではトレーサ濃度分布（Fig.4-13-3 の細破線参照）およびトレーサフラックス分布（Fig.4-18-3 の細破線参照）とも計算値と実験値がよく一致しているにもかかわらず，Fig.4-19-1(a)の計算結果では噴流のない RUN-04 を下回っている。また，RUN-13 では，燃焼帯と後燃焼帯から放出のトレーサ濃度分布（Fig.4-13-6(b)・(c)の細破線参照）およびトレーサフラックス分布（Fig.4-18-6(b)・(c)の細破線参照）で計算値と実験値が比

較的よく一致しており，このことから燃焼帯 NO・後燃焼帯 $O_3$ の反応において高い反応率が予想されたが，Fig.4-19-2(a)では噴流のない RUN-04 より低い反応率となっている。なお，RUN-10 ではトレーサ濃度分布（Fig.4-13-4 の細破線参照）において，実験値が均一分布であるのに対し計算値では大きく偏在していたので，１次空気に対して２次空気噴流を相対的に強くしたり，前壁側と後壁側との噴流流量を変化させて均一濃度分布となるような状態を作り出して反応計算を試みたが，反応率に大きな変化はみられなかった。

また，反応計算結果では，Fig.4-19-1 の RUN-05 および噴流２ヵ所流入，Fig.4-19-2 の RUN-08 および噴流２ヵ所流入においてみられるように，よりよい混合を呈すると考えられ，かつ実験値でも高い反応率を示した流動条件ほど低い反応率を示しているのが特徴的である。

第３章の 3-3-6 項では，流れの重なり度と反応率との強い相関関係から炉内の反応では混合が重要な因子であると指摘した。さらに，上式に示した反応速度式では反応速度定数については温度の依存性以外は一定としているが，反応速度は反応分子間で起こる衝突回数に比例するという衝突説[31]に立って考えると，反応速度定数の頻度因子を乱流による混合状態に応じて変化させるなど混合効果の影響を考慮する必要がある。

例えば，乱流燃焼の反応モデルでは，渦の消散する速度が反応速度を律するとする渦消散モデル（Eddy break-up model）[32),33)]が適用され，反応速度は乱れの渦が微小な渦に崩壊していく速度 $(\rho\varepsilon / k)$ に比例すると考えている。汎用数値シミュレーション CFX-F3D でも渦消散モデルが用意されているが，燃料が炭化水素に限定されているので本研究においては利用できなかった。

以上，反応計算では，乱流による混合状態に応じて混合効果の影響をどのように反映させるかが今後の課題である。

### 4-3-3. 計算の収束条件

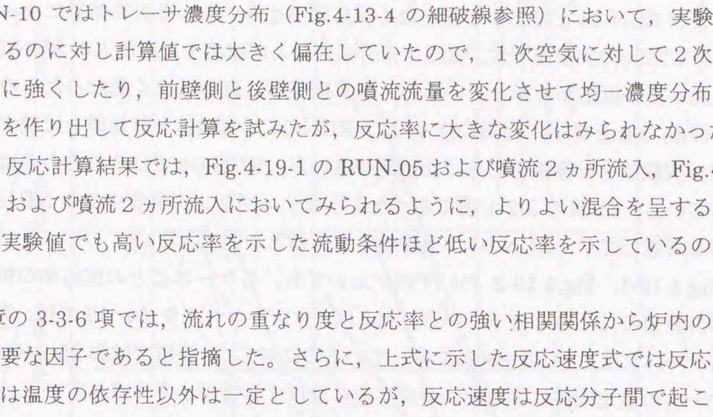



Fig.4-20 Example of residual plot in numerical simulation



Fig.4-20 に，計算回数 2000 回での RUN-05 における残差表示の例を示す。この例では，収束条件を計算回数 2000 回または流体流量（Fig.4-20 の＊印）の残差変動が $10^{-7}$ のいずれか一方が達成されたときとしたが，流体流量の変化をみると数百回程度でほとんど $10^{-3}$ 付近で収束しているように見える。そこで，流速ベクトルおよびガス状トレーサ NO の濃度に関して，計算回数の影響を RUN-05 を利用して検討し計算値と実験値との２乗平均誤差で評価することを試みた。なお，流速ベクトルの場合は Line-11，14，17 の３本のライン全体での誤差，トレーサ濃度の場合も SL1・SL2・SL3 ３本のライン全体での誤差 $E_{3L}$ を用いた。

結果を Fig.4-21 に示す。流速ベクトル・トレーサ濃度のどちらの結果からも計算回数は 1900 回以上必要であることがわかる。このように，計算の収束判断では，汎用ソフトウェアの残差表示を一つの目安として考え，実際の使用に際しては異なった計算回数での結果を比較して確認する必要がある。

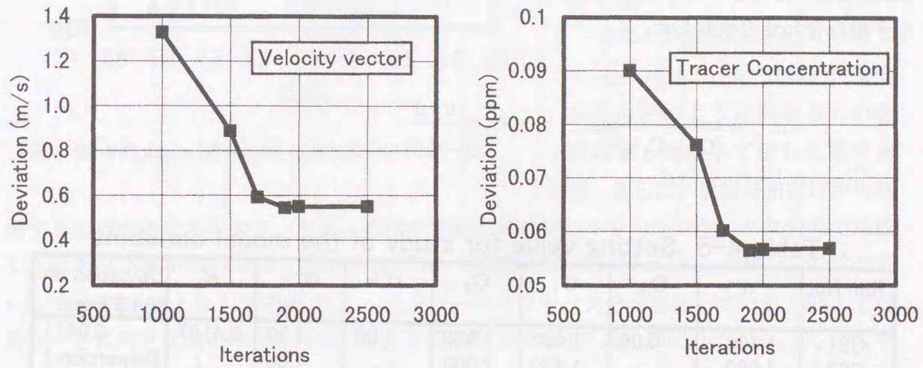



Fig.4-21 Influence of iterations in numerical simulation

なお，その他の収束条件として不足緩和係数の導入がある。本研究の数値計算では，Table 4-4 に示す CFX-F3D のデフォルト値をそのまま使用した。不足緩和係数は反復計算での発散を避けるためにしばしば導入されるもので，0～1 の範囲で与えられる。文献 18)では，速度に関して 0.2～0.3，圧力に関して 0.4，エンタルピーに関して 0.2～0.3 を設定するとしている。しかし，緩和係数の最適値を選ぶ一般的な法則はなく，問題の性質・格子点数ほか多くの因子に依存し経験的に見つけられる[34)]。本研究では，不足緩和係数の最適値を探索することまでは踏み込まず，

Table 4-4. Setting values of Under Relaxation Factor in the simulation

| Item | U.R.F. |
|---|---|
| U velocity | 0.65 |
| V velocty | 0.65 |
| Pressure | 1.00 |
| Density | 0.30 |
| Viscosity | 1.00 |
| K | 0.70 |
| Epsilon | 0.70 |
| Mass fraction | 1.00 |

格子形成でできるだけ急激な変化を避けることにより発散を防止することを心掛けた。

### 4-3-4. 乱流モデル定数の評価

モデル定数の評価は濃度データに関する計算値と実験値との一致度で判断することとし，前出同様（98 頁参照），RUN-05 の実験値を用いて Line-11，14，17 の３本のライン全体での２乗平均誤差を一致度の指標とした。

CFX-F3D では，$C_\mu$，$C_1$，$C_2$，$\sigma_k$，$\sigma_\varepsilon$，$\kappa$ が入力可能になっているが，デフォルト値は次のとおりである。

$$C_\mu = 0.09, \quad C_1 = 1.44, \quad C_2 = 1.92, \quad \sigma_k = 1.0, \quad \sigma_\varepsilon = 1.22, \quad \kappa = 0.4187$$

このうち，$C_\mu$，$\sigma_k$ はいずれの文献においても同一の値を用いていることから $C_\mu = 0.09$，$\kappa = 0.4187$，$\sigma_k = 1.0$ を固定して，次の関係式を用いて $\sigma_\varepsilon$ が 1.0，1.05，1.1，1.3，1.5 のとき，n を 0.8 から 1.6 すなわち $C_2$ を 1.625 から 2.25 まで変化させ，Table 4-5 に示す組み合わせで検討した。

$$\sigma_\varepsilon = \frac{\kappa^2}{(C_2 - C_1)\sqrt{C_\mu}} \qquad C_2 = \frac{n+1}{n}$$

Table 4-5 Setting value for study of the model constant

| Run No. | n | $C_m$ | $C_1$ | $C_2$ | $\sigma$ k | $\sigma\ \varepsilon$ | $\kappa$ | Deviation on the 3 lines |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| C21 | 1.136 | 0.09 | 1.430 | 1.880 | 1.00 | 1.30 | 0.4187 | 0.0471 |
| C22 | 1.000 | ↑ | 1.430 | 2.000 | ↑ | 1.00 | ↑ | Dispersion ! |
| C23 | 1.000 | ↑ | 1.550 | 2.000 | ↑ | 1.30 | ↑ | 0.0457 |
| C24 | 1.040 | ↑ | 1.430 | 1.960 | ↑ | 1.10 | ↑ | 0.0446 |
| C25 | 1.350 | ↑ | 1.290 | 1.740 | ↑ | 1.30 | ↑ | 0.0553 |
| C26 | 1.350 | ↑ | 1.184 | 1.740 | ↑ | 1.05 | ↑ | Dispersion ! |
| C27 | 1.350 | ↑ | 1.210 | 1.740 | ↑ | 1.10 | ↑ | 0.0556 |
| C28 | 1.000 | ↑ | 1.470 | 2.000 | ↑ | 1.10 | ↑ | 0.0445 |
| C29 | 1.220 | ↑ | 1.430 | 1.820 | ↑ | 1.50 | ↑ | 0.0630 |
| C30 | 1.000 | ↑ | 1.610 | 2.000 | ↑ | 1.50 | ↑ | 0.0700 |
| C31 | 1.350 | ↑ | 1.350 | 1.740 | ↑ | 1.50 | ↑ | 0.0623 |
| h21 | 1.087 | ↑ | 1.440 | 1.920 | ↑ | 1.22 | ↑ | 0.0460 |
| C32 | 0.800 | ↑ | 1.720 | 2.250 | ↑ | 1.10 | ↑ | 0.0456 |
| M01 | 0.800 | ↑ | 1.860 | 2.250 | ↑ | 1.50 | ↑ | 0.0712 |
| M02 | 0.800 | ↑ | 1.800 | 2.250 | ↑ | 1.30 | ↑ | 0.0443 |
| M03 | 1.600 | ↑ | 1.175 | 1.625 | ↑ | 1.30 | ↑ | 0.0670 |
| M04 | 1.600 | ↓ | 1.094 | 1.625 | ↓ | 1.10 | ↓ | Dispersion ! |
| M05 | 1.600 | 0.09 | 1.235 | 1.625 | 1.00 | 1.50 | 0.4187 | 0.0687 |



検討結果を，Fig.4-22 に示す。図中，□で示す点は CFX-F3D のデフォルト値適用の場合である。$\sigma_\varepsilon$ を 1.0，1.05 とした場合（C22 および C26），および $\sigma_\varepsilon$ = 1.1 と n=1.6 (M04) とを組み合わせた場合では，計算途中で各変数が発散して解は得られなかった。$\sigma_\varepsilon$ = 1.5 のとき，$C_2$ の値にかかわらず誤差は大きく，$\sigma_\varepsilon$ が他の値をとる場合と異なる挙動を示す。

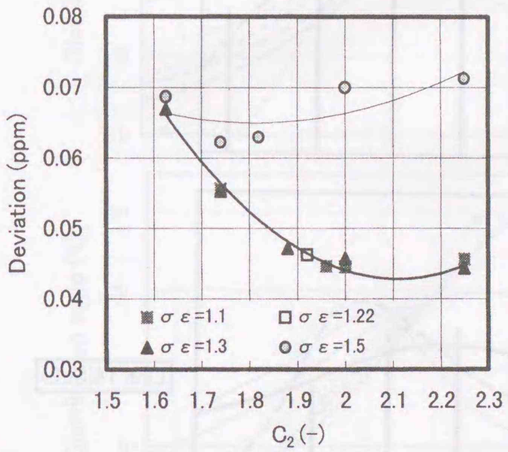



Fig.4-22 Influence of model contant for RUN-05

一方，$\sigma_\varepsilon$ = 1.1 と 1.3 ではほぼ同一の変化を示し，さらに CFX-F3D のデフォルト値適用の場合（$\sigma_\varepsilon$ = 1.22）も同一線上にあることから，$\sigma_\varepsilon$ は 1.1～1.3 が適当であると考えられる。この結果は，一般的な推奨値 $\sigma_\varepsilon$ = 1.3 や CFX-F3D のデフォルト値および Khalil らの適用値 $\sigma_\varepsilon$ = 1.22 と一致する。

また，Fig.4-23 は $\sigma_\varepsilon$ = 1.3 として，$C_2$ の値によって具体的に濃度分布がどのように異なるのかを実験値と比較して示した図である。さらに，濃度分布だけから判断するのは危険であるので，流量と濃度の情報を併せ持つトレーサフラックス分布で比較した結果が Fig.4-24 である。Fig.4-24 では，実測値と数種類の $\sigma_\varepsilon$ と $C_2$ の組み合わせパターンで上流側 SL1 から下流側 SL3 へとトレーサフラックス分布を示している。SL1 では各ケースに大きな違いはみられないが，下流に向うにつれて違いが表れている。$\sigma_\varepsilon$ と $C_2$ の組み合わせで，2.25 と 1.3，2.25 と 1.1 のケースでは下流にいくほど実測値と大きく異なっており，特に 2.25 と 1.3 の組み合わせでの不一致が著しい。$C_2$=2.25 は濃度分布では優位性を示していたがトレーサフラックス分布での判断から適当ではないと結論づけられる。一方，2.0 と 1.3，2.0 と 1.1 の組み合わせは 1.92 と 1.22 との組み合わせともに上流から下流に至るまで実験値との一致度に顕著な差はみられず，特に 2.0 と 1.1 の組み合わせと 1.92 と 1.22 の組み合わせとの差は小さい。濃度分布での誤差も小さい(Fig.4-25 参照)ことを考え合わせると，$C_2$=1.92～2.0，$\sigma_\varepsilon$ = 1.1～1.22 が焼却炉模型のようなモデル定数として適当であると考える。

## 4-4. まとめ

本章では，可視化実験で得られた流速ベクトルデータ，トレーサ実験で得られた濃度データ，反応実験で得られた反応率などを用いて，BFC（境界適合座標系）および $k$-$\varepsilon$ 2

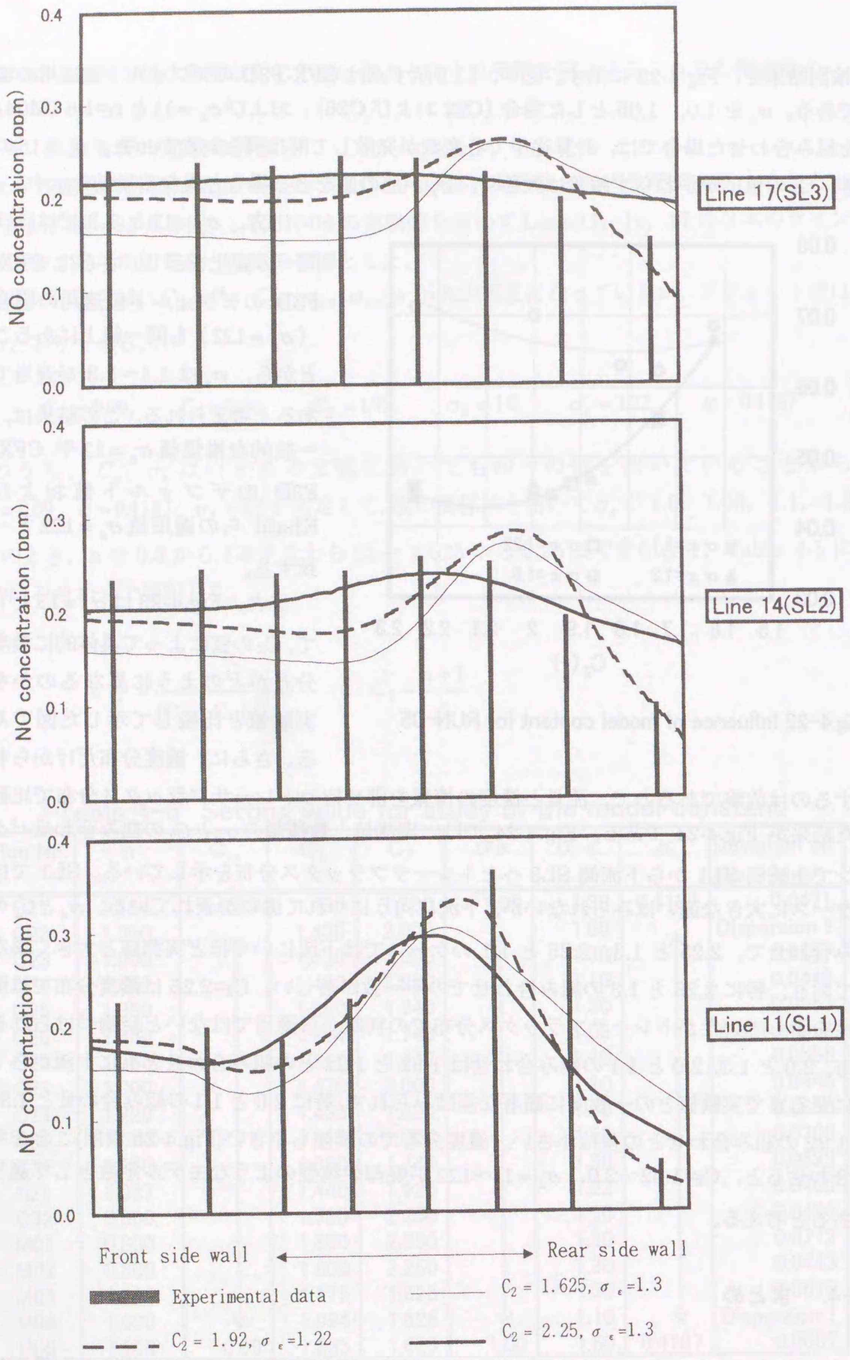



Fig.4-23 Influence of model constant $C_2$ in the tracer concentration – No.1

(Note : Tracer was released from Combustion Zone in RUN-05.)



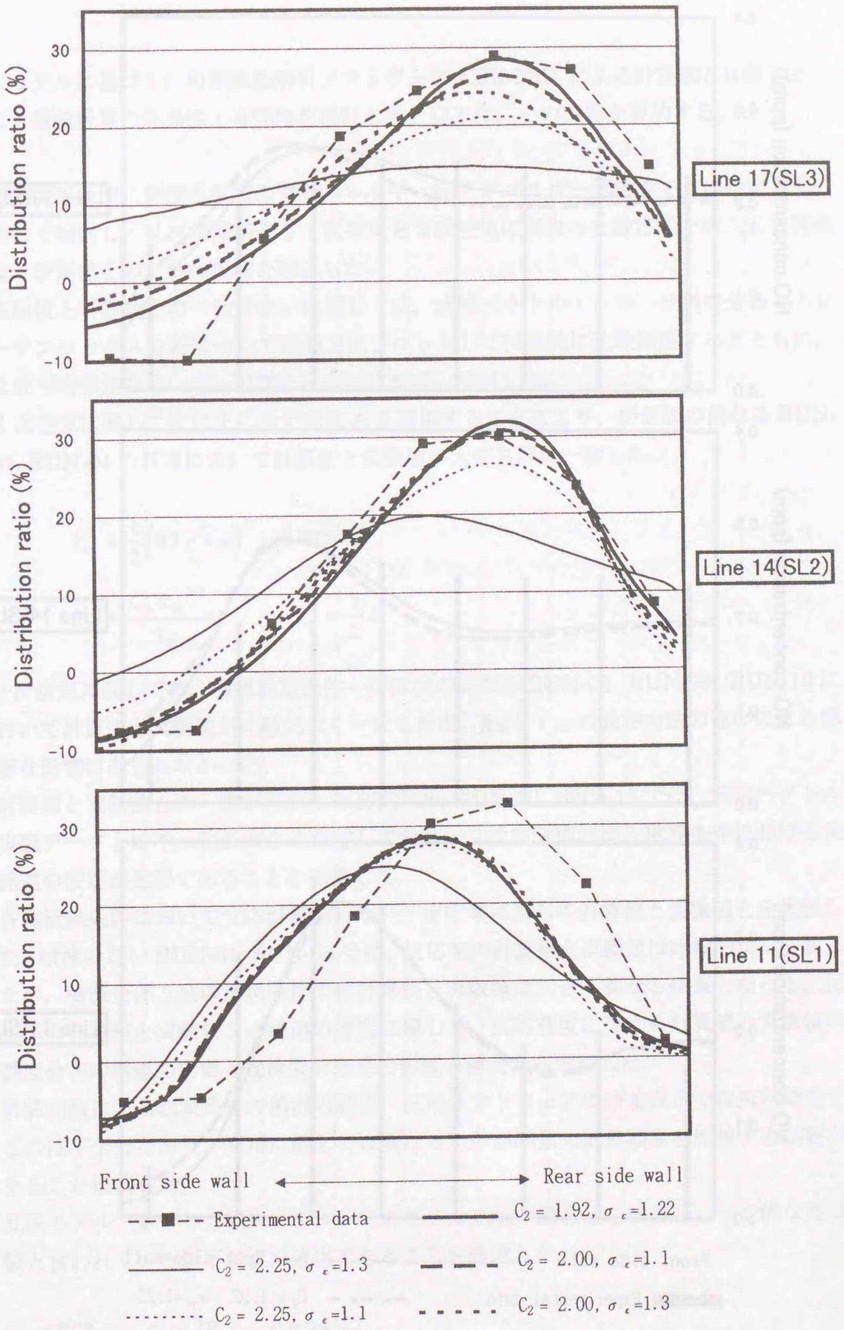



Fig.4-24 Influence of model constant $\sigma_\varepsilon$ & $C_2$ in the tracer flux distribution

(Note : Tracer was released from Combustion Zone in RUN-05.)

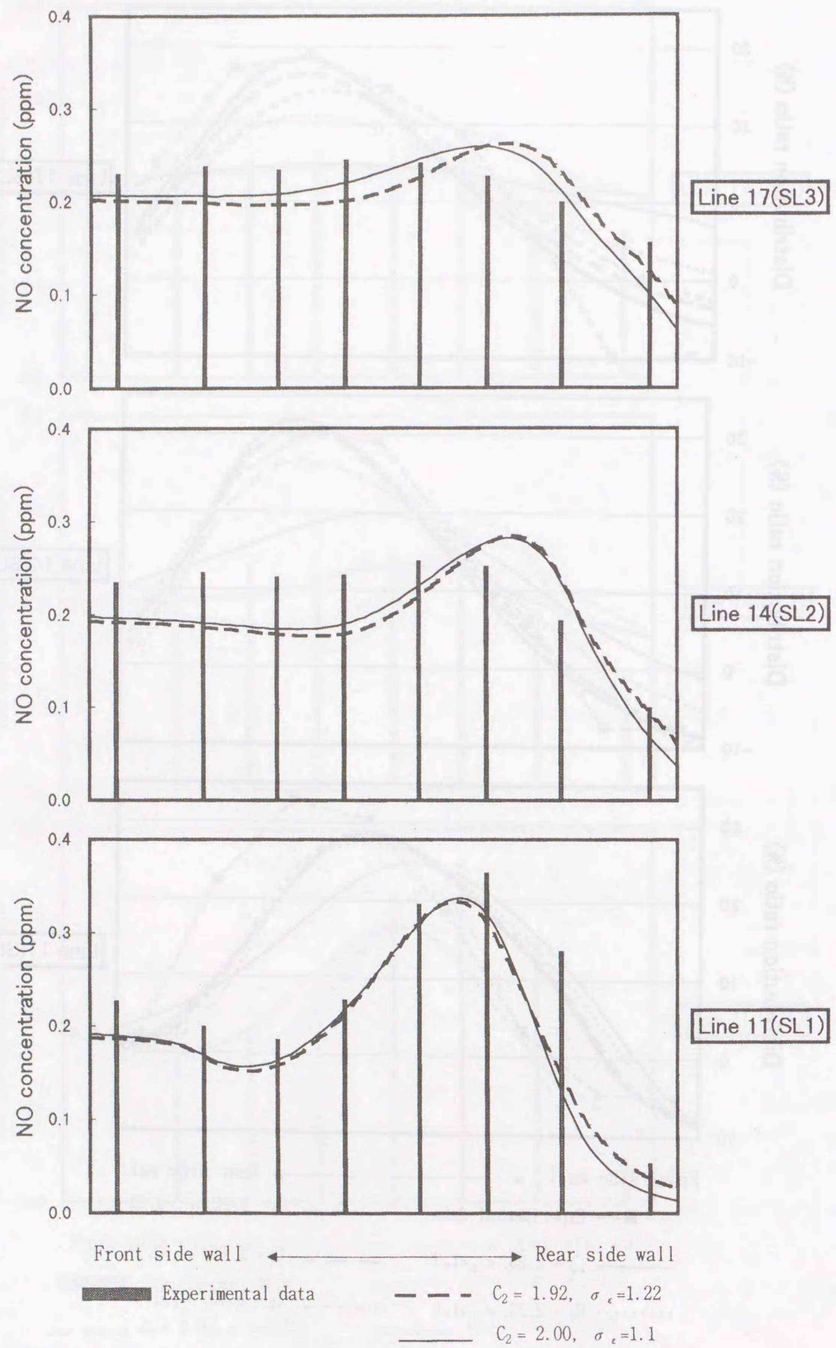



Fig.4-25 Influence of model constant $C_2$ in the tracer concentration – No.2

(Note : Tracer was released from Combustion Zone in RUN-05.)



方程式モデルに基づく汎用熱流動解析ソフトウェア CFX-F3D による計算値と比較することにより数値計算の妥当性・有効性を検証した。以下に，その内容を要約する。

1）流入境界条件における乱流の運動エネルギー$k_{in}$とエネルギー消散率$\varepsilon_{in}$の設定方法に関して検討し，乱れ状態が違う１次空気と２次空気に異なった設定式を導入して実験値と計算値との一致の程度を確認した。

2）実験値と計算値との一致度合いに関しては，流速ベクトル・トレーサ濃度分布・トレーサフラックス分布について同軸上にプロットして視覚的に比較確認するとともに，２乗平均誤差を用いて一致度を定量的に表現し検討した。

3）１次空気に関しては以下に示す形式-A を適用することにより，炉形状の異なる RUN-01, RUN-04 の双方において計算値と実験値が大変良好に一致した。

$$k_{in} = \frac{1}{2}\left(0.1 \times \bar{u}_{in}\right)^2 = 0.005\bar{u}_{in}^{\,2}$$

$$\varepsilon_{in} = \frac{C_\mu k_{in}^{\,3/2}}{l_{in}} \qquad l_{in} = \frac{1}{2}D$$

4）２次空気に関しては，噴流設定条件・炉形状の異なる RUN-05, RUN-09, RUN-13 において計算値と実験値が比較的よく一致したが，$k_{in}$と$\varepsilon_{in}$の設定方法の違いによる顕著な影響はみられなかった。

5）計算値と実験値との一致が悪かった RUN-08, RUN-10, RUN-12 では，流速ベクトル実験データとの不一致が大きく影響しており，２次空気噴流流入境界条件における流速値の設定が重要であることを指摘した。

6）各種流動条件において反応計算を行ない，反応率に関して計算値と実験値とを比較した。噴流のない RUN-01, RUN-04 では，反応率の計算値と実験値は比較的よく一致したが，噴流を伴う他の流動条件では計算値と実験値は大きく異なる結果となった。反応率の計算値と実験値との相違の原因に関して，反応速度に与える計算値と実験値の濃度分布の相違の影響と乱流混合効果の影響の両面から考察した。

7）計算回数による収束条件の検討の結果，汎用ソフトウェアの残差表示で収束判断をするのは不十分であり，実用に際しては異なった計算回数で計算結果を比較する必要があること指摘した。

8）乱流モデル（$k$-$\varepsilon$ ２方程式モデル）でのモデル定数の適合性を検討し，一般的な推奨値と言われている以下の値が適当であることを確認した。

$$C_\mu = 0.09, \qquad \sigma_k = 1.0, \qquad \kappa = 0.4187$$

$$\sigma_\varepsilon = \frac{\kappa^2}{(C_2 - C_1)\sqrt{C_\mu}} \qquad \sigma_\varepsilon = 1.1 - 1.22 \qquad C_2 = 1.92 - 2.0$$

## 参考文献


1）河村哲也，渡辺好夫，高橋聡志，岡野覚：応用数値計算ライブラリ・流体解析Ⅱ，朝倉書店，pp.109-123(1997)

2）標 宣男，石黒美佐子，鈴木正昭，寺坂晴夫：数値流体力学－複雑流れのモデルと数値解析－，朝倉書店，p.213(1995)

3）日本機械学会編：熱と流れのコンピュータアナリシス，コロナ社，pp.190-194(1990)

4）2）に同じ：pp.10-12, pp.184-186

5）Computational Fluid Dynamic Services : CFX 4.1 Flow Solver User Guide, p1(1995)

6）日本機械学会編：流れの数値シミュレーション，コロナ社，p.23(1988)

7）2）に同じ：pp.169-173

8）6）に同じ：p.270

9）亀井三郎 編：新版・化学機械の理論と計算，産業図書，pp.35-40(1964)

10）棚橋隆彦：ＣＦＤ数値流体力学，アイピーシー，p.700(1993)

11）5）に同じ：p.138

12）E.E.Khalil, D.B.Spalding, J.H.Whitelaw : The calculation of local flow properties in two-dimensional furnaces, Int. J. Heat Mass Transfer, Vol.18, pp.775-791(1975)

13）劉大偉：ゴミ焼却燃焼炉内のシミュレーション，神戸大学大学院修士論文，p39(1992)

14）2）に同じ：pp.238-239

15）スハス V.パタンカー原著，水谷幸夫，香月正司 共訳：コンピュータによる熱移動と流れの数値解析，森北出版，p.13(1985)

16）5）に同じ：pp.292-294

17）E.L. Clussler : Diffusion－Mass transfer in fluid systems, Cambridge University Press, pp.105-115 (1984)

18）1）に同じ：pp.137-139

19）2）に同じ：p.19

20）6）に同じ：pp.291-293

21）3）に同じ：pp.110-111

22）2）に同じ：pp.27-29

23）5）に同じ：pp.76-77

24）日本機械学会編：機械工学便覧，（社）日本機械学会，p. A6-115(1987)

25）城戸裕之，中島健四郎，田島博士，北川敏明：シリンダ内 k-ε 乱流モデル定数値の修正，日本機械学会論文集（B 編），Vol.53，No.492，pp.2648-2653(1987)

26）塩路昌宏，川那辺洋，角岡卓：CFD シミュレーションに適合する k-ε モデル定数の評価，日本機械学会講演論文集 No.984-1（ '98.3 関西支部第 73 期定期総会講演会），pp.2-11－2-12(1998)





27）5）に同じ：pp.12-13

28）15）に同じ：pp.122-126(1985)

29）大宮司久明，三宅裕，吉澤徹：乱流の数値流体力学－モデルと計算法，東京大学出版会，pp.35-36(1998)

30）一瀬正巳：誤差論，培風館，p.18(1976)

31）化学同人教科書研究会編：新化学序説（第２版），（株）化学同人，pp.103-108

32）2）に同じ：pp.83-85

33）5）に同じ：pp.298-299

34）15）に同じ：pp.70-71

# 第５章　セミホットモデルによる研究

## 5-1. はじめに

焼却炉内のガス流動・混合現象に関して前章までにコールドモデルによる等温状態で研究を進めてきた。実際のごみ焼却炉では，Fig.5-1 に示すように，乾燥帯・燃焼帯・後燃焼帯で発生するガスは成分も温度も異なっており，燃焼帯では火炎燃焼が行われ 1000℃以上の高温ガスが発生し，後燃焼帯からは余剰の燃焼空気を多く含む比較的温度の低いガスが放出される。これらの温度差・密度差のある流れが第一燃焼室出口に集まり，さらに常温または 150℃程度に加温された二次燃焼用空気噴流により混合・攪拌されて二次燃焼してゆくという過程をたどる。

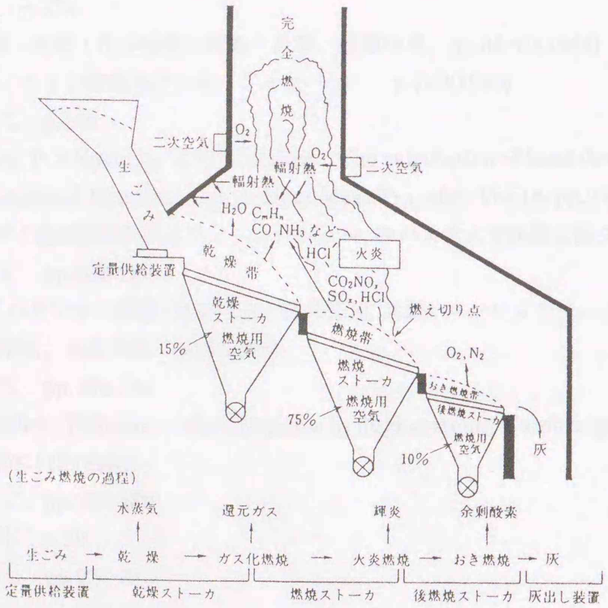



Fig.5-1　Schematic diagram of combustion process in a stoker type incinerator

実験室規模の研究では実炉のような高温状態を模擬することは難しいため，本研究では，300℃程度の加温空気を用いて温度差・密度差のある流れの合流・混合を模擬することを試みた。前章までのコールドモデルによる等温状態での研究において，実験的手法と数値解析手法により二次燃焼室内での流動・混合現象を明らかにしてきたが，本章では，

①セミホットモデルによる可視化実験およびトレーサ実験を行う



②コールドモデルでは明らかにできない浮力の影響など温度分布存在下での混合特性を実験的に把握する

③蓄積した基礎的実験データを用いて，汎用熱流動解析ソフトウェアによる計算値と比較検討する

ことを目的とし，コールドモデルにおける研究を補完してごみ焼却炉におけるガス流動・混合現象に関する基礎的研究の有効性を高めようとするものである。

## 5-2. 実験方法

耐熱ガラス製ごみ焼却炉模型を製作し，加温空気を用いて模型内に温度分布を形成した状態で，先のコールドモデルと同様，シャボン玉による注入流跡法可視化実験，NO によるトレーサ実験を行なった。一次空気は乾燥帯・燃焼帯・後燃焼帯で異なった温度に加温し，二次空気噴流は室温として温度差・密度差のある流れの合流・混合を模擬した。

### 5-2-1. 実験装置

実験装置の概略図を Fig.5-2-1 に示す。セミホットモデルと先のコールドモデルとの相違点は下記のとおりであり，ビデオ装置によるシャボン玉流跡撮影・高感度 NO 濃度計による濃度分布測定など他の設備は，第２章・第３章で述べたコールドモデルの場合と同一である。

①焼却炉モデルは断面縮尺 1/20，奥行 50mm で耐熱ガラス（厚さ 5mm）製。側面・背面の外部ケーシングをステンレス材（2mm）とし保温施工。シール材はシリコンゴムおよびシリコンシーランドを使用。正面のみビデオ撮影のためガラス面露出
　[ 前述のコールドモデルは断面縮尺 1/10，奥行 100mm，透明アクリル製 ]

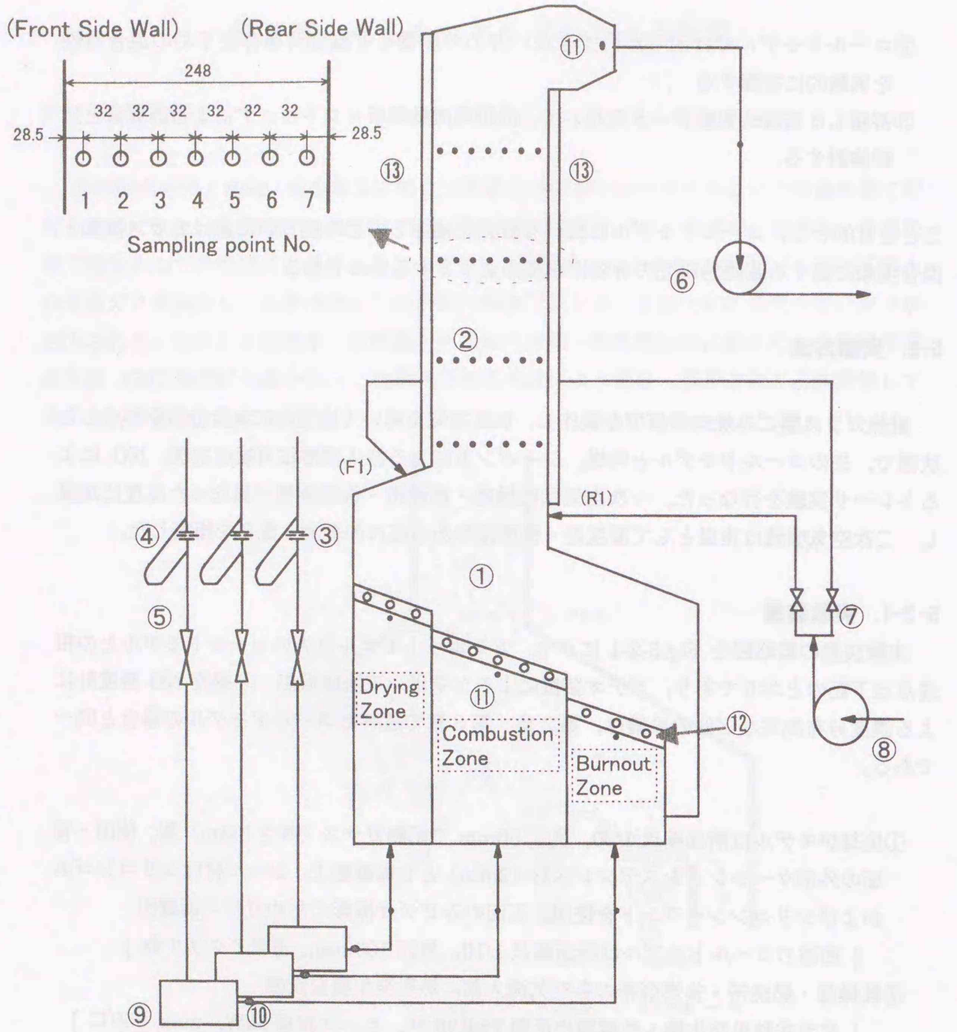
②乾燥帯・燃焼帯・後燃焼帯の各空気流入部に熱風発生機を設置
　[ 電気式熱風発生機・竹綱製作所製 TSK20 型，ヒータ容量 5kW，max. 350℃ ]

③ボイラ水冷管壁を模擬するため，前壁（乾燥帯側）および後壁（燃焼帯側）側面に風箱を設けて常温空気を強制通気して冷却

④模型内の１次空気流入部３か所および空気流出部１か所に K 型熱電対を設置。 燃焼室内の温度測定孔は，直胴部背面に設置したガスサンプリング孔（７個／段×４段）と兼用

### 5-2-2. 実験条件

Table 5-1 に流入空気に関する実験条件を示す。流動条件は，先のコールドモデル実験で実施したパターンのうち下記の４通りを選び，前実験と縮尺の異なる焼却炉模型を使用




① Incinerator Model
② Gas Sampling Port
③ Orifice Plate
④ Manometer
⑤ Flow Control Valve of Primary Air
⑥ Induced Draft Fan
⑦ Flow Control Valve of Overfire Air
⑧ Overfire Air Fan
⑨ Air Heater
⑩ Injection Port of NO Gas
⑪ Temperature Sensor
⑫ Injection Port of Soap Bubbles
⑬ Side Wall Cooling Box

Fig. 5-2-1 Schematic diagram of experimental apparatus for semi-hot model



するため，加温状態でのセミホット実験とともにあらためて室温状態でのコールド実験も合わせて行なった。

RUN-01：二次空気噴流のない単純流れの場合
RUN-05：前壁（乾燥帯）側１ヵ所から二次空気噴流を吹込む場合
RUN-08：後壁（後燃焼帯）側１ヵ所から二次空気噴流を吹込む場合
RUN-10：前壁側，後壁側それぞれ１ヵ所から向かい合って二次空気噴流を吹込む場合

300℃程度の温度でもシャボン玉を安定して生成できることを事前の予備実験にて確認し，各 RUN のセミホット実験では，熱風発生機の設定温度を乾燥帯・燃焼帯・後燃焼帯それぞれで，150℃，300℃，50℃とした。Table 5-1 中に示すセミホット条件(以下，ホット条件とよぶ)での１次空気の各流入空気温度は，模型内の火格子下部での測定温度である。また，表中のホット条件での１次空気流量は，傾斜マノメータ指示値から得られる室温状態での流量を当該温度に換算した値である。

Table 5-1 の最下欄の１次空気と２次空気の流速比の算出では，１次空気の流速を乾燥帯など各帯からの空気の合計量を燃焼室直胴部のガス通過断面積（幅 248mm×奥行

Table 5-1. Experimental conditions for the semi-hot model of incinerator

| | | | RUN-01 | | RUN-05 | | RUN-08 | | RUN-10 | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | Cold | Hot | Cold | Hot | Cold | Hot | Cold | Hot |
| Primary air (Ap) | Temperature (℃) | *1 D.Z. | 22 | 129 | 22 | 131 | 22 | 124 | 21 | 132 |
| | | *1 C.Z. | 22 | 249 | 22 | 254 | 22 | 254 | 21 | 252 |
| | | *1 B.Z. | 22 | 56 | 22 | 56 | 22 | 55 | 21 | 56 |
| | Flow rate ($m^3/h$) | *1 D.Z. | 6.8 | 13.6 | 6.8 | 13.5 | 6.8 | 13.9 | 6.8 | 13.6 |
| | | *1 C.Z. | 19.4 | 38.4 | 19.4 | 38.5 | 19.4 | 39.2 | 19.4 | 38.6 |
| | | *1 B.Z. | 9.3 | 18.6 | 9.3 | 18.5 | 9.3 | 19.0 | 9.3 | 18.6 |
| Secondary air (As) | Temperature(℃) | | — | — | 22 | 24 | 22 | 24 | 21 | 22 |
| | Flow rate ($m^3/h$) | *2 F.N. | — | — | 5.3 | 10.6 | — | — | 5.3 | 10.6 |
| | | *2 R.N. | — | — | — | — | 5.3 | 10.6 | 5.3 | 10.6 |
| Mixed air | Temperature(℃) | | 22 | *3 171 | 22 | *3 153 | 22 | *3 152 | 21 | *3 137 |
| | Flow rate($m^3/h$) | | 35.5 | 72.7 | 40.9 | 84.5 | 41.0 | 86.3 | 46.4 | 96.6 |
| | Reynolds number | | 13100 | 13000 | 15100 | 16200 | 15100 | 16600 | 17100 | 19800 |
| Velocity ratio of As/Ap | | | — | — | 12.5 | 12.1 | 12.7 | 12.1 | 12.7 | 12.2 |

Remarks: *1 ; D.Z.-Drying Zone, C.Z.-Combustion Zone, B.Z.- Burnout Zone
*2 ; F.N.-Front Nozzle, R.N.-Rear Nozzle
*3 ; Values are calculated as complete mixing.

50mm）で割った値とし，２次空気の流速はそれぞれのノズルからの吹き出し流量をノズル開口面積（高さ 3mm×奥行 50mm）で割った値として求めた。

なお，各帯からの空気が混合した後の１次空気の温度や１次空気と２次空気の混合後の温度を求める際には，次式[2]を用いて空気のエンタルピーを算出した。

$$H=\int_0^T (a_1+a_2t+a_3t^2+a_4t^3)dt$$

$$=a_1T+\frac{a_2}{2}T^2+\frac{a_3}{3}T^3+\frac{a_4}{4}T^4 \quad [kcal/kmol]$$

ここで、$a_1=6.917$, $a_2=9.911\times10^{-4}$, $a_3=7.627\times10^{-7}$, $a_4=-4.696\times10^{-10}$

噴流を伴い，温度差・密度差のある流れの合流・混合において相似性を考えることは困難であるので，便宜的に以下の条件でコールド実験とホット実験との比較が可能になるものと考えた。

①混合空気のレイノルズ数を大まかに合わせる
（代表長さは燃焼室直胴部のガス流路幅 248mm）

②二次空気噴流の吹き出し流速と一次空気の燃焼室直胴部での平均流速（ホット条件の場合は各流れの当該温度での流速）との比がほぼ一定になるようにする

各 RUN での流動条件におけるレイノルズ数および二次空気流速と一次空気流速との比は，Table 5-1 に示すとおりである。

### 5-2-3. 流量収支と熱収支の確認

流量収支に関しては，排出ダクトでの熱線風速計による測定では少流量のため誤差が大きかったので，NO ガスをトレーサとしてその濃度測定結果により出入口流量収支を確認した。その結果，RUN01-cold, RUN10-hot と同じ流動条件の設定で乾燥帯・燃焼帯・後燃

**Table 5-2 Heat balance in the semi-hot model of incinerator**

| | | RUN-01 | RUN-05 | RUN-08 | RUN-10 |
|---|---|---|---|---|---|
| Heat input (kcal/h) | from Dring Zone | 567 | 561 | 556 | 550 |
| | from Combustion Zone | 2,872 | 2,837 | 2,842 | 2,837 |
| | from Burnout Zone | 325 | 311 | 312 | 311 |
| | from secondary air | 0 | 89 | 89 | 177 |
| | Sub-total | 3,764 | 3,798 | 3,799 | 3,875 |
| Heat output (kcal/h) | from exit | 2,470 | 2,666 | 2,680 | 2,827 |
| Heat release (kcal/h) | from front surface | 532 | 569 | 522 | 535 |
| | from side wall | 99 | 124 | 99 | 99 |
| | Sub-total | 631 | 693 | 621 | 634 |
| Deviation(%) | | 17.6 | 11.6 | 13.1 | 10.7 |



$$\sigma=(1-\frac{h_o+h_r}{h_i})\times100$$ ここで、$\sigma$ : *Deviation* $h_o$ : *Heat output* $h_i$ : *Heat input* $h_r$ : *Heat release*

焼帯から各３回，合計９回のトレーサ放出において，流入量に対する流出量の割合で－7.2～9.8%，平均 3.1%の誤差となり，流量収支に問題はないことを確認した

また，正面のガラス露出面の表面温度を接触式表面温度計（安立製 AM-8101）で測定して放熱量を算出し，さらに前壁・後壁の冷却面（Fig.5-2-1 の⑬）から空気が持ち去る熱量を考慮して，流入空気量および流出入口各点での温度測定値から本セミホットモデルの熱収支を確認した。熱収支は Table5-2 に示すとおりであり，二次空気噴流がなく混合が悪い RUN01 でやや収支誤差が大きくなっているが，他の熱収支誤差は 10%程度であり問題はないと判断した。なお，背面保温材被覆面からの放熱は無視した。

## 5-3. 数値シミュレーション

### 5-3-1. 解析条件

第４章と同様の要領で，新たな実験模型寸法図を用いて幾何形状を定義して Fig.5-2-2 に示すような計算格子を作成した。本項では，壁面からの放熱を考慮するため計算は３次元で行なった。xy 平面での格子数は各 RUN とも共通で 7,050 とし，z 方向については RUN-01/08/10 では５，RUN05 のみ７としたため，それぞれの全格子数は 35,250，49350 となった。なお，各 RUN においてはコールドおよびホット条件とも同一の計算格子を用いた。

また，CFX-F3D におけるコールドおよびホット条件の計算の基本設定条件を Table 5-3 に示す。ホット条件ではコールドの場合と異なり，伝熱および浮力を考慮し圧縮性流体として設定し，表中には異なる部分を斜体太字で示した。なお，計算の簡素化のため輻射計算は省略した。また，乱流モデル定数は，第４章での検討結果を踏まえ CFX-F3D のデフォルト値を適用した。

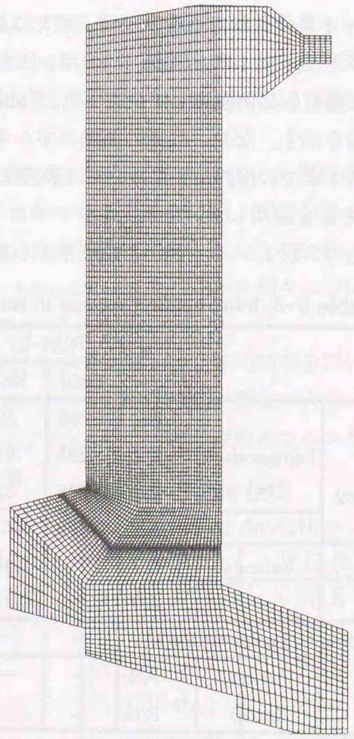


Fig.5-2-2. Calculation grids

Table 5-3　Basic conditions in the numerical simulation

| Item No. | Cold condition | Hot condition |
|---|---|---|
| 1 | Three dimensions | Three dimensions |
| 2 | Body fitted grid | Body fitted grid |
| 3 | Cartesian coordinates | Cartesian coordinates |
| 4 | Turbulent flow | Turbulent flow |
| 5 | Isothermal flow | ***Heat transfer*** |
| 6 | Incompressible flow | ***Compressible flow*** |
| 7 | — | ***Buoyant flow*** |
| 8 | Steady state | Steady state |
| 9 | Mass Fraction Equation 1 | Mass Fraction Equation 1 |

### 5-3-2. 流入境界条件

ホット条件における計算では，新たに温度設定が加わることになる。流入流速値の設定については，第４章と同様，シャボン玉流跡データから得られた流量データを用いて実測流入流量値を比例換算して決定した。Table 5-4 に各ケースにおける流入流速値および温度設定値を示す。なお，乱流の運動エネルギー$k$ とエネルギー消散率 $\varepsilon$ の設定方法については，第４章での検討結果にならい１次空気に関しては形式-A を適用し，２次空気については形式-E を適用した。また，トレーサフラックス分布計算では，コールドおよびホット条件ともガス状トレーサ NO が燃焼帯から放出される場合に関してのみ実施した。

**Table 5-4. Inlet setting values in numerical simulation for the semi-hot model**

| | | | RUN-01 | | RUN-05 | | RUN-08 | | RUN-10 | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | Cold | Hot | Cold | Hot | Cold | Hot | Cold | Hot |
| Primary air | Temperature (K) | *1 D.Z. | 295 | 398 | 295 | 397 | 295 | 394 | 294 | 404 |
| | | *1 C.Z. | 295 | 515 | 295 | 515 | 295 | 513 | 294 | 520 |
| | | *1 B.Z. | 295 | 329 | 295 | 329 | 295 | 329 | 294 | 331 |
| | Velocity (m/s) | *1 D.Z. | 0.499 | 0.738 | 0.487 | 0.771 | 0.491 | 0.778 | 0.484 | 0.774 |
| | | *1 C.Z. | 0.714 | 1.048 | 0.697 | 1.106 | 0.703 | 1.101 | 0.693 | 1.102 |
| | | *1 B.Z. | 0.619 | 0.916 | 0.605 | 0.962 | 0.610 | 0.965 | 0.601 | 0.964 |
| Secondary air | Temperature(K) | | — | — | 295 | 297 | 295 | 297 | 294 | 295 |
| | Velocity (m/s) | *2 F.N. | — | — | 17.81 | 28.17 | — | — | 17.95 | 28.10 |
| | | *2 R.N. | — | — | — | — | 18.24 | 28.22 | 17.95 | 28.10 |

Remarks: *1 ; D.Z.-Drying Zone, C.Z.-Combustion Zone, B.Z.- Burnout Zone
*2 ; F.N.-Front Nozzle, R.N.-Rear Nozzle



## 5-4. 結果と考察

本項では，流速ベクトル・トレーサフラックス分布・温度分布に関して，実験結果と数値シミュレーションによる計算結果とを比較しつつ，さらにコールドモデルとホットモデルとの差異について考察する。

### 5-4-1. 流跡線図と流速ベクトル図

Fig.5-3-1～5-3-4 に実験で得られた流跡線図と流速ベクトル図をコールドとホット条件を対比しつつ各 RUN ごとに示す。流跡線図は，第２章で述べた実験同様，11 個の注入口から各 100 個程度のシャボン玉を発生させてビデオ撮影し，画像処理可能なデータを各 10 個ずつ選んで得られたものである。なお，ビデオのコマ送り速度は第２章のコールドモデル実験の 1/10 および 1/15 秒に対し，セミホットモデルの実験では対象模型が小さくシャボン玉の滞留時間が短いことから 1/30 秒とした。また，流速ベクトル図ではコントロールラインの間隔は 0.05m とし，各ライン上に１１個の平均化処理した流速ベクトルをプロットした(第２章の実験結果では，それぞれ 0.1m および１６個)。さらに，数値シミュレーションによる流速ベクトル図を同様の対比で Fig.5-4-1～5-4-4 として示す。計算の収束状況を示す残差表示から判断して，計算回数は RUN-01 は 700 回，RUN-05/08/10 では 1000 回とした。

これらの図のうち，流速ベクトル図に関して実験値(Fig.5-3-1～5-3-4)と計算値(Fig.5-4-1～5-4-4)を比較して見てみると，８通りのケースのうち RUN-08-hot，RUN-08-cold，および RUN-10-hot での一致が悪く，他のケースでは全体的に傾向がよく似ている。

詳細比較のため，第４章と同様，Line-11 から Line-23 の流速ベクトル個々について同一座標軸で実験値と計算値をプロットして Fig.5-5-1～5-5-8 として示す。

さらに，各ラインごとの実験値と計算値の一致度を前章同様，２乗平均誤差を用いて数値化し Fig.5-6 に示す。ただし，同一ライン上で他のデータと比べ極端に誤差の大きいものは特異データとして１～２個に限り除外した。また，Fig.5-6 の各図の横軸のフルスケールは，相対比較を容易にするために流速ベクトル計算値の平均長さとしている。

Table 5-5.
Relative deviation

| | R.D.(%) |
|---|---|
| RUN01-cold | 16.5 |
| RUN01-hot | 20.2 |
| RUN05-cold | 27.5 |
| RUN05-hot | 28.7 |
| RUN10-cold | 28.3 |

Fig.5-6 より，RUN-01 および RUN-05 の cold・hot，RUN-10-cold で２乗平均誤差が小さくなっており，実験値と計算値が比較的よく一致していることがわかる。

次に，各ケースの燃焼室全体での誤差($E_{all}$)を流速ベクトル計算値のベクトル長さの平均値に対する相対誤差で表すと，Table5-5 のようになる。

Fig.5-5-1～5-5-4，Fig.5-5-7 では，旋回流領域と主流域との境界近傍で実験値と計算値の

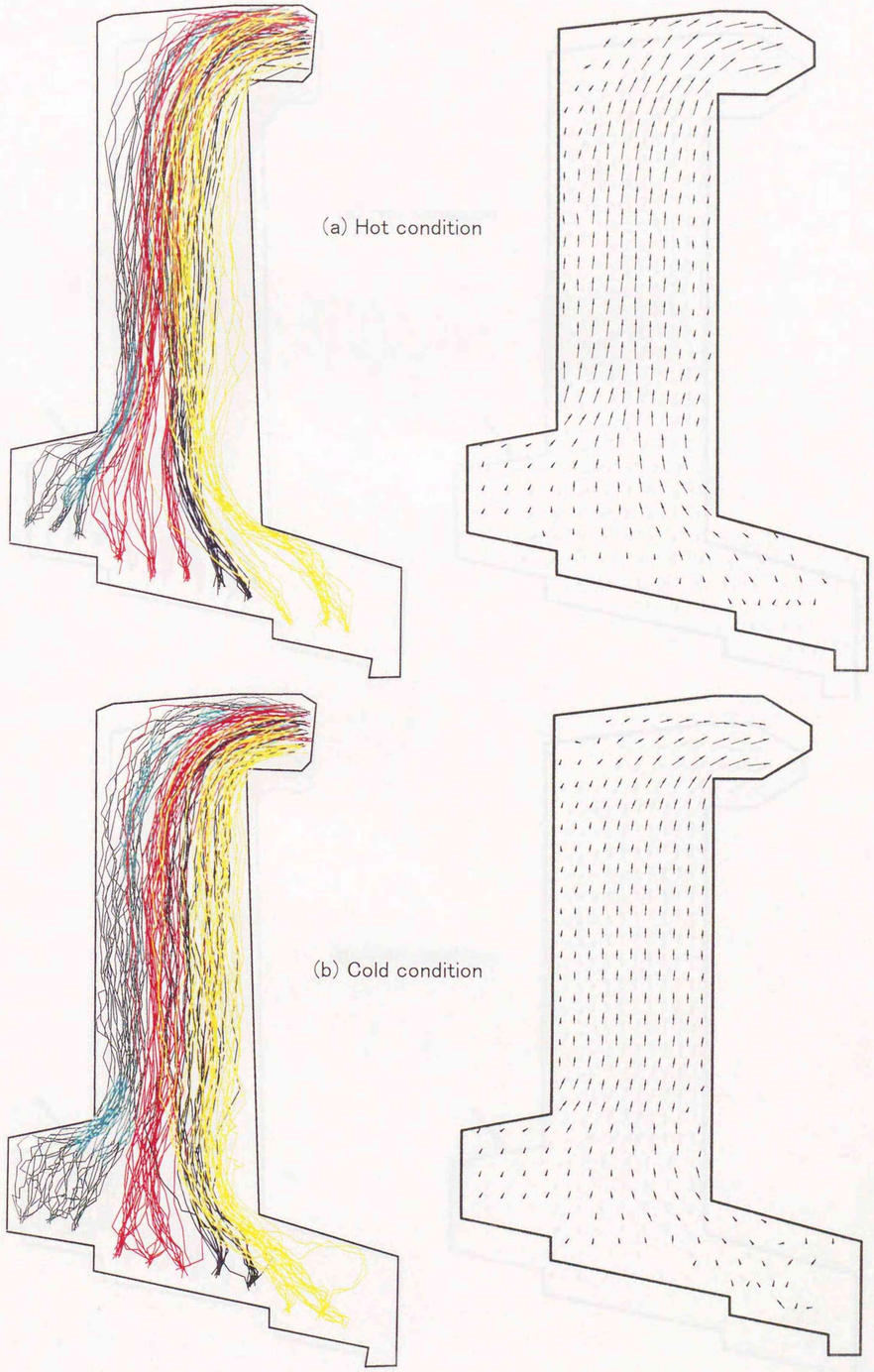



Fig. 5-3-1　Path lines & velocity vectors for RUN-01

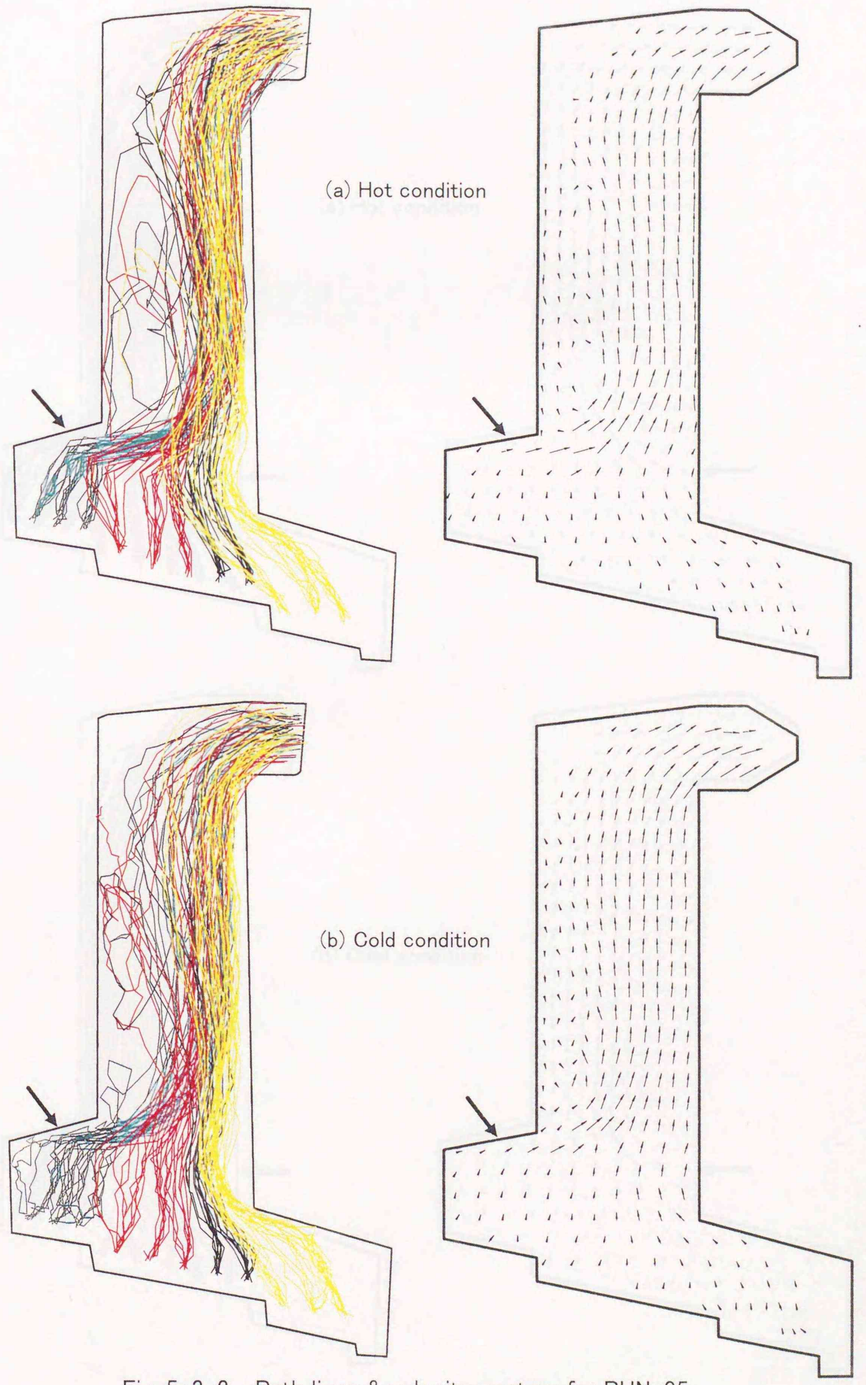



Fig. 5-3-2　Path lines & velocity vectors for RUN-05

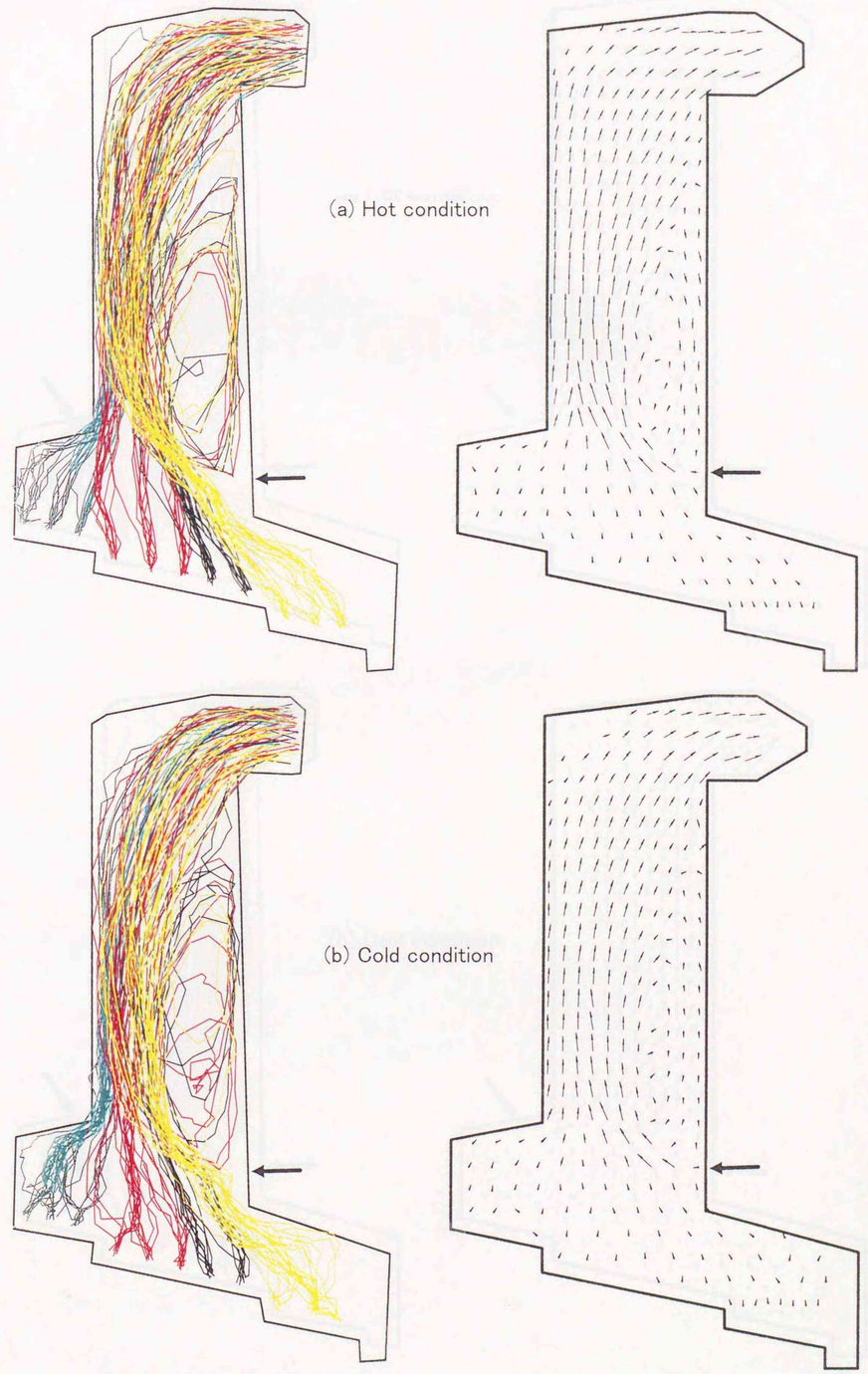



Fig. 5-3-3 Path lines & velocity vectors for RUN-08

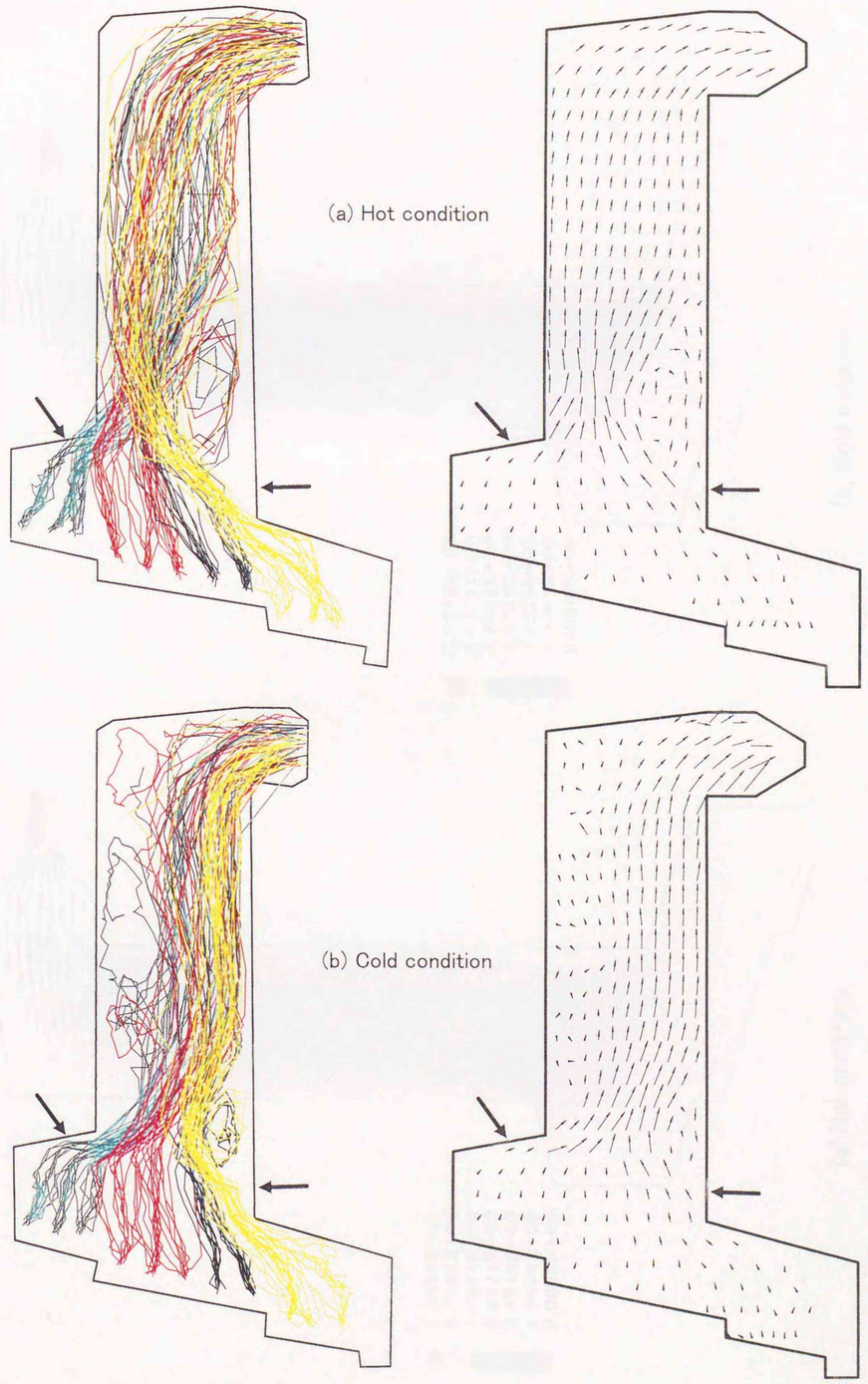
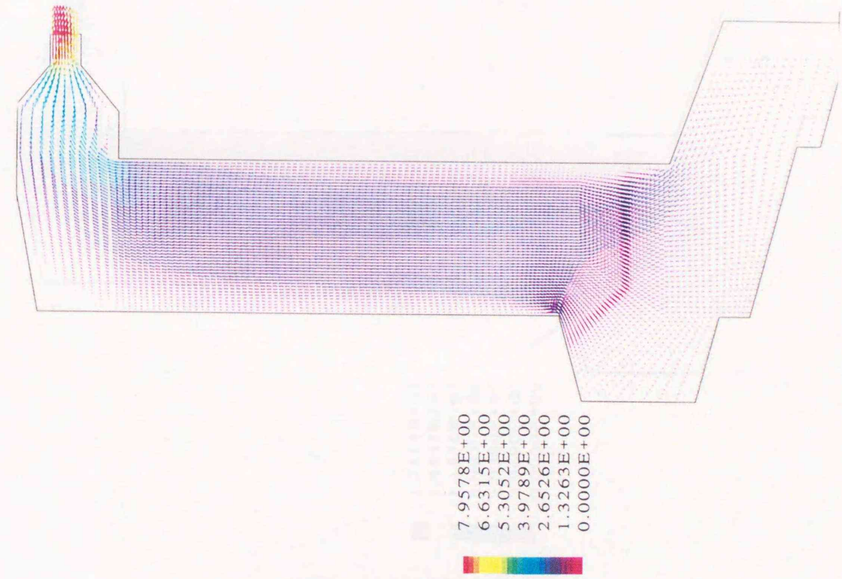
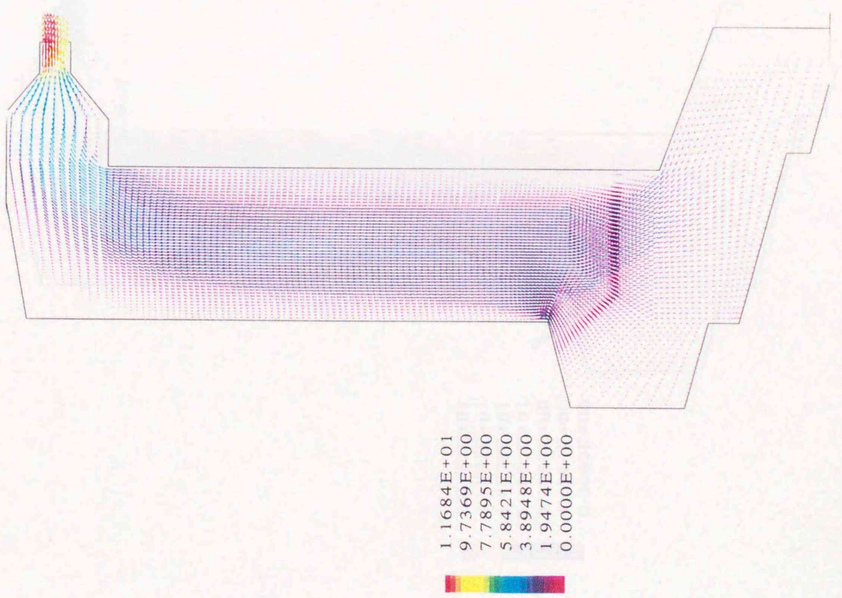



Fig. 5-3-4 Path lines & velocity vectors for RUN-10




(b) Cold condition




(a) Hot condition

Fig.5-4-1　Velocity vectors by CFX-F3D for RUN-01

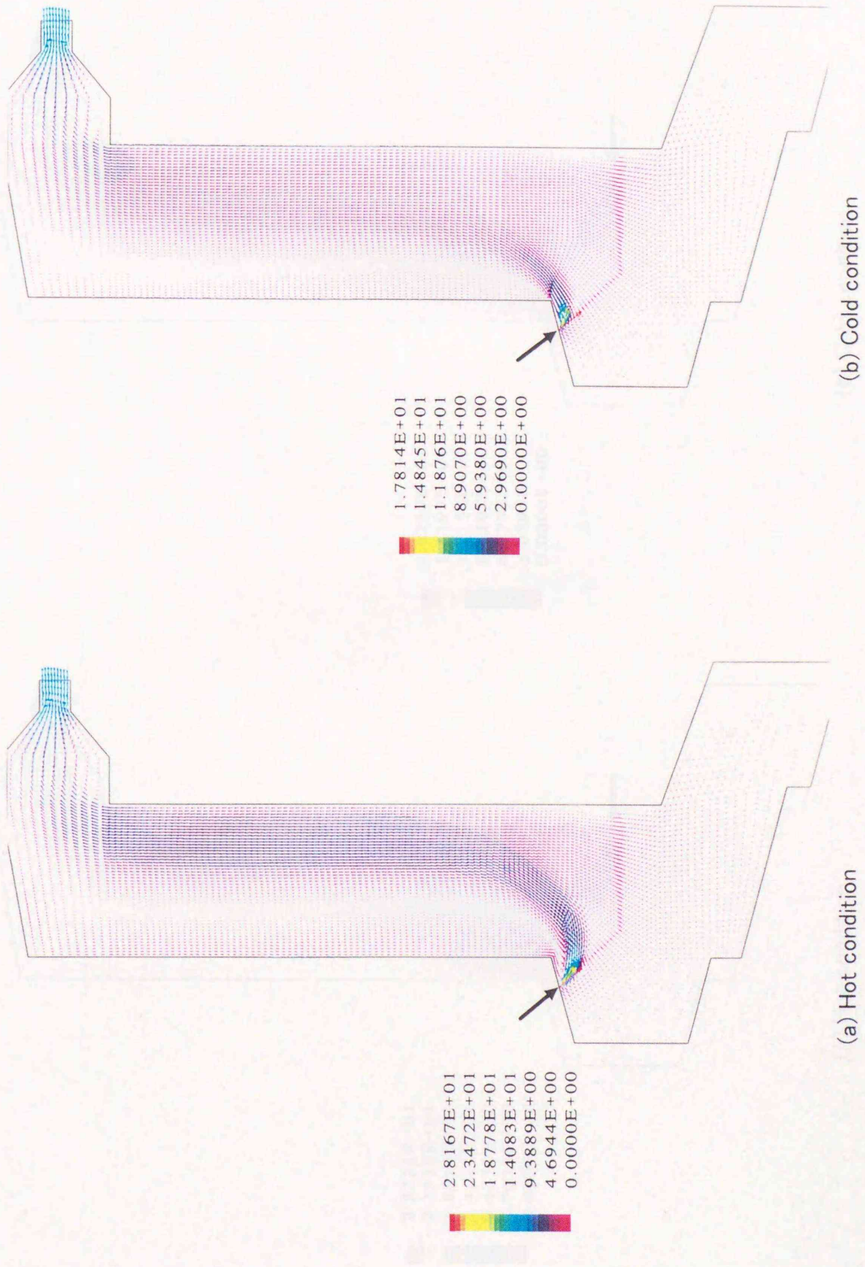



Fig.5-4-2 Velocity vectors by CFX-F3D for RUN-05

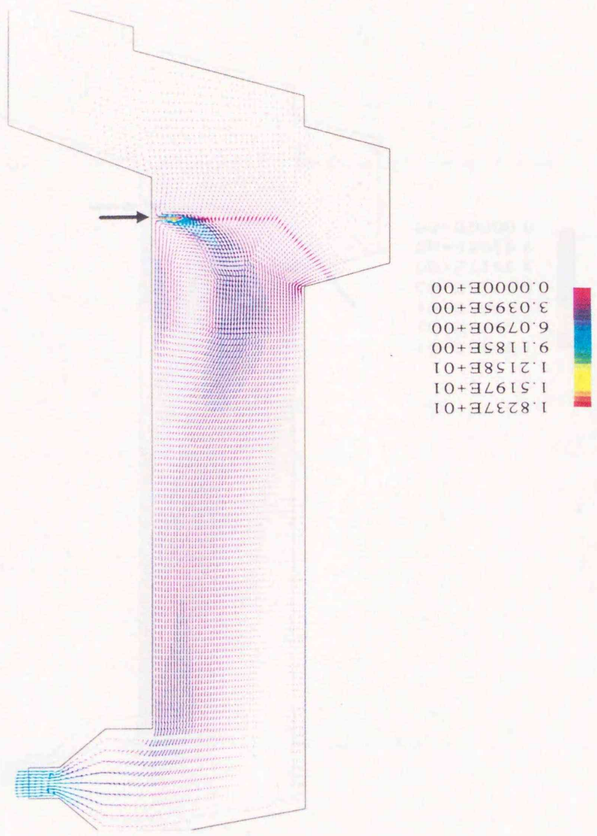



Fig.5-4-3 Velocity vectors by CFX-F3D for RUN-08

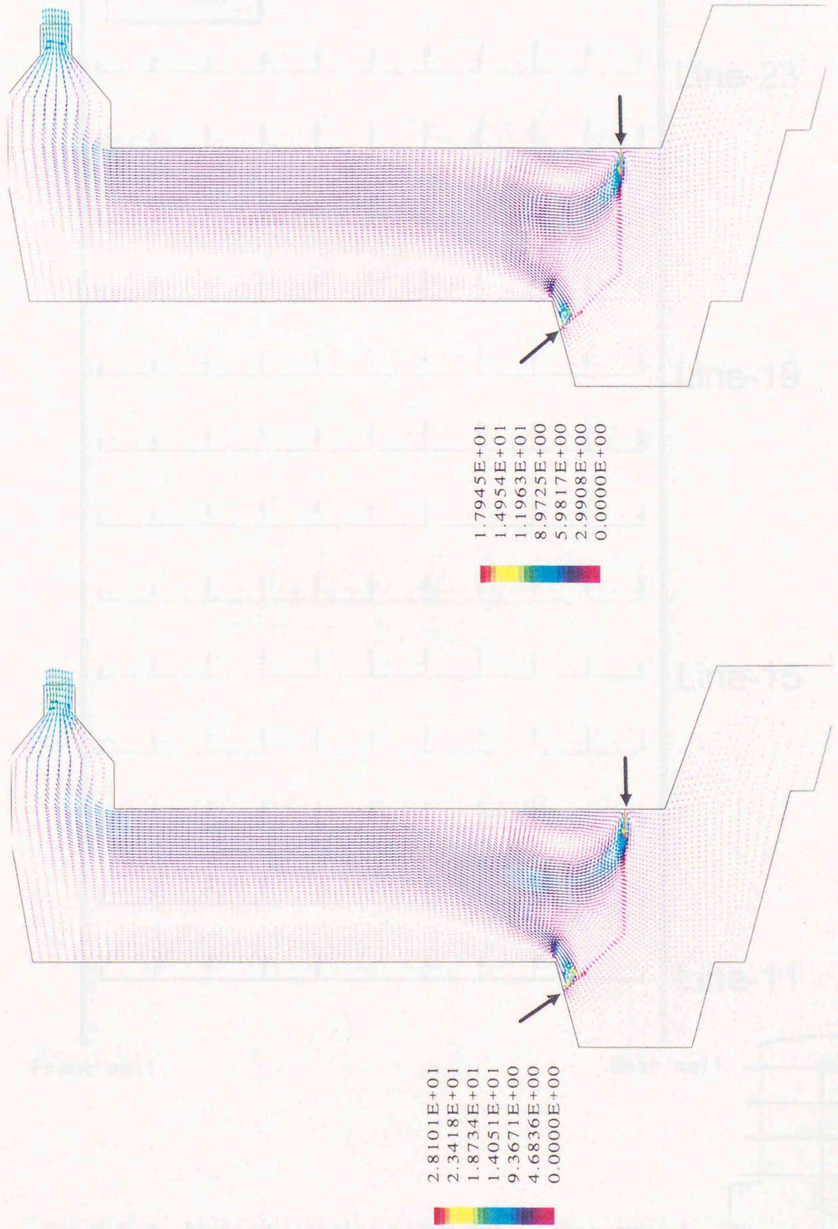



Fig.5-4-4 Velocity vectors by CFX-F3D for RUN-10

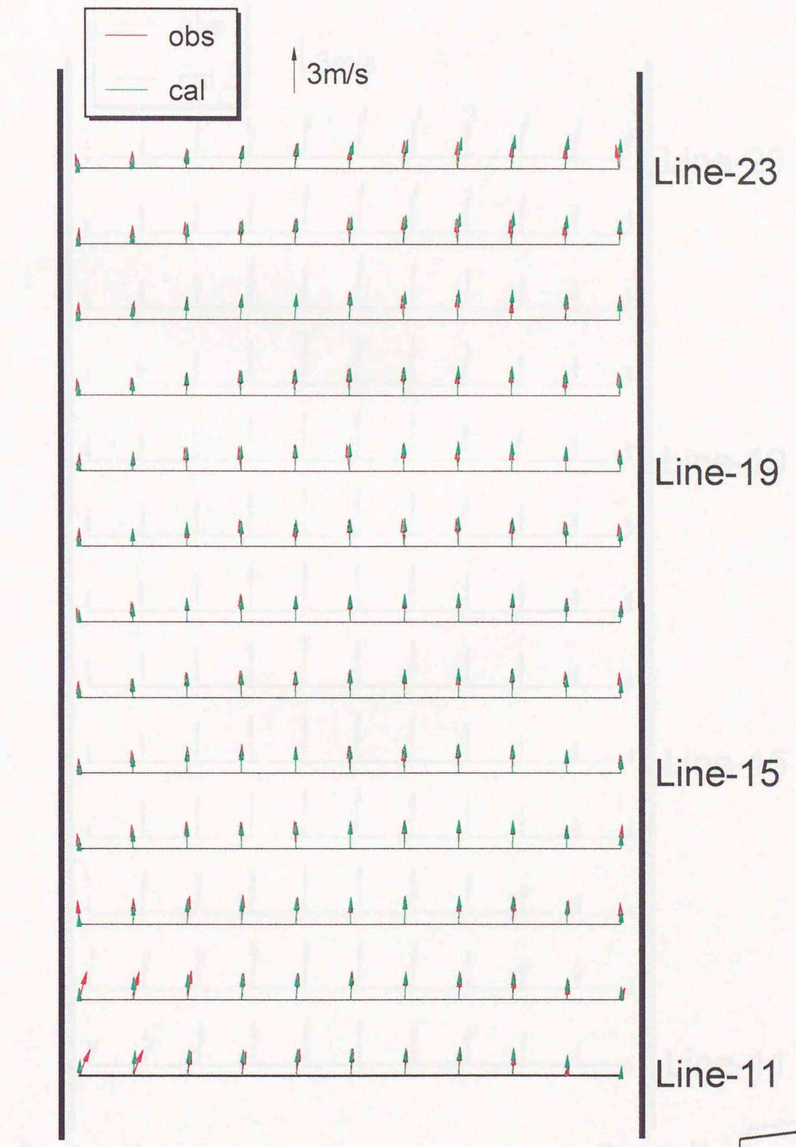



Fig.5-5-1 Velocity vector camparison diagram of calculation and experiment for RUN-01cold

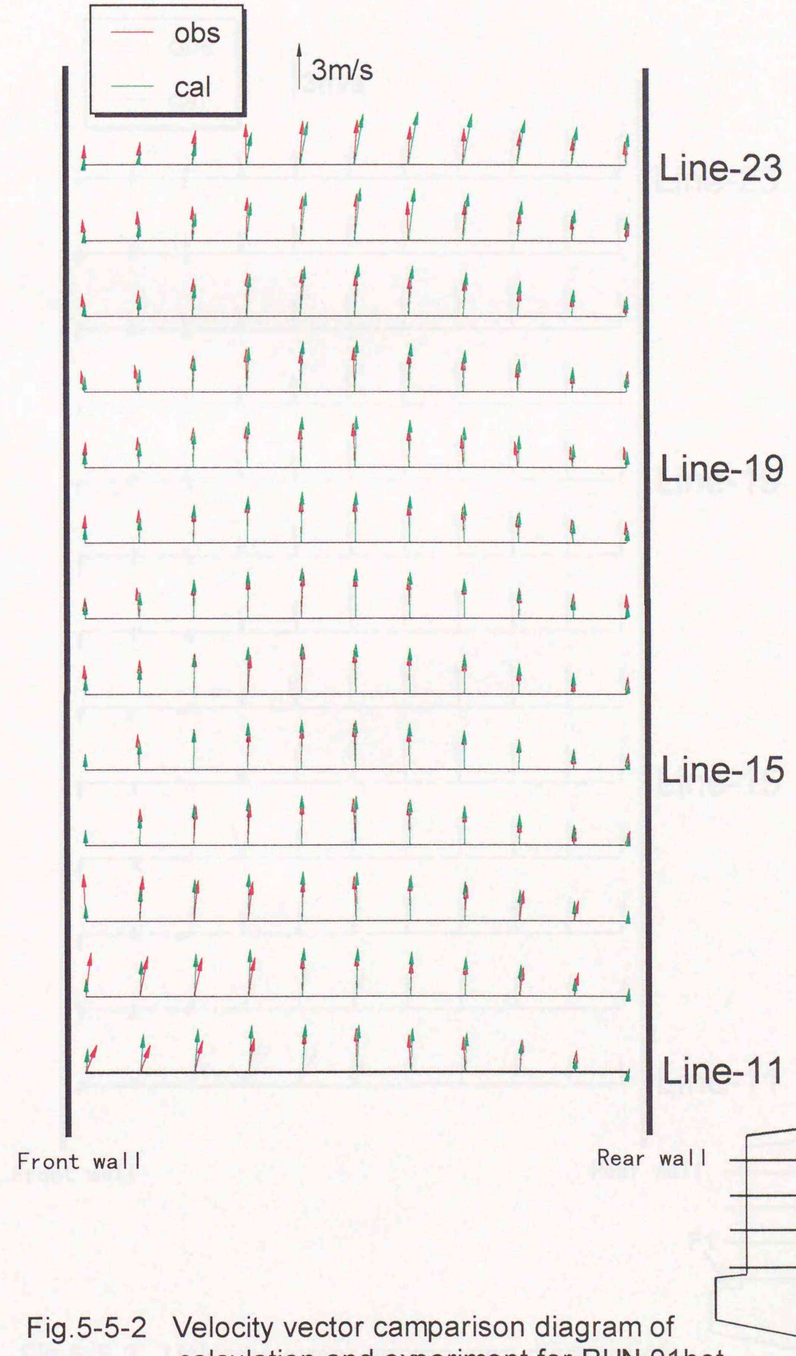



Fig.5-5-2 Velocity vector camparison diagram of calculation and experiment for RUN-01hot

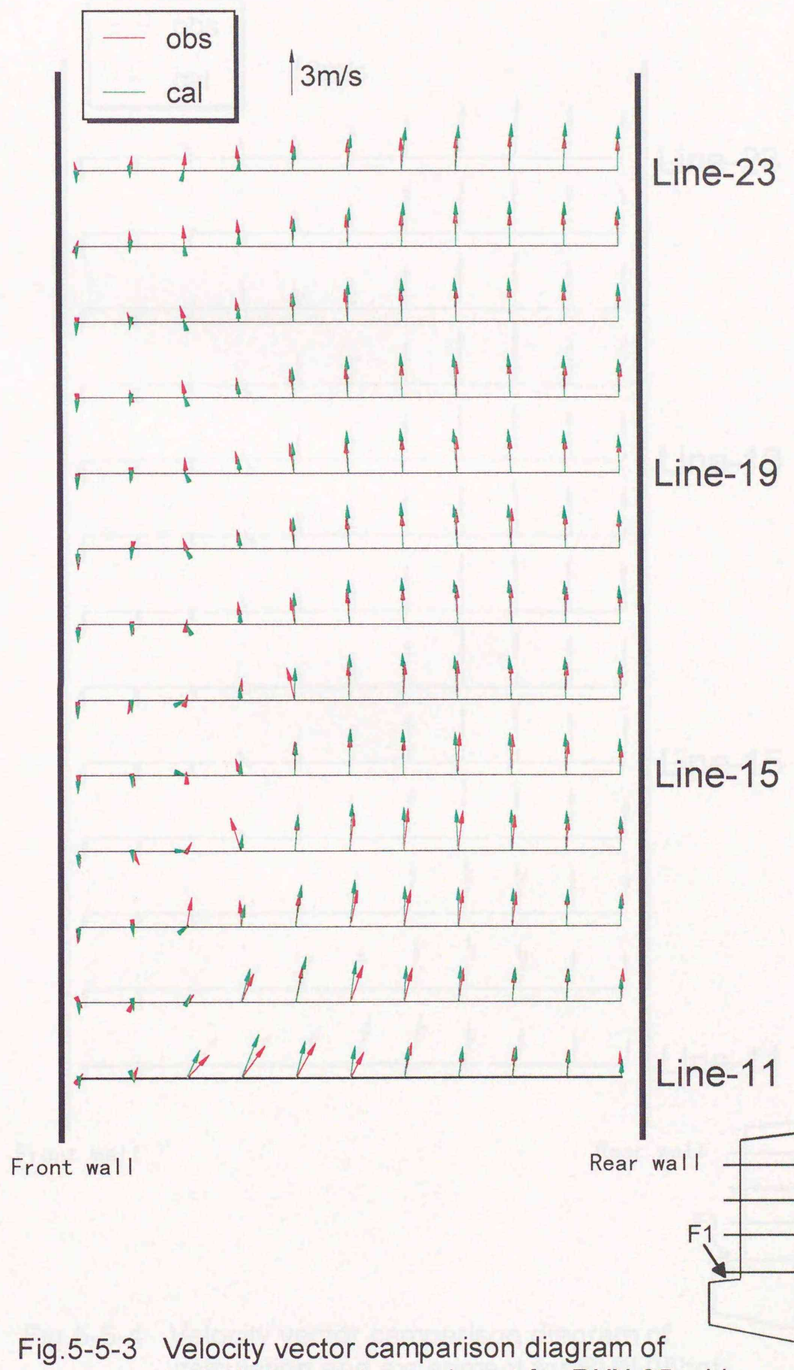



Fig.5-5-3 Velocity vector camparison diagram of calculation and experiment for RUN-05cold

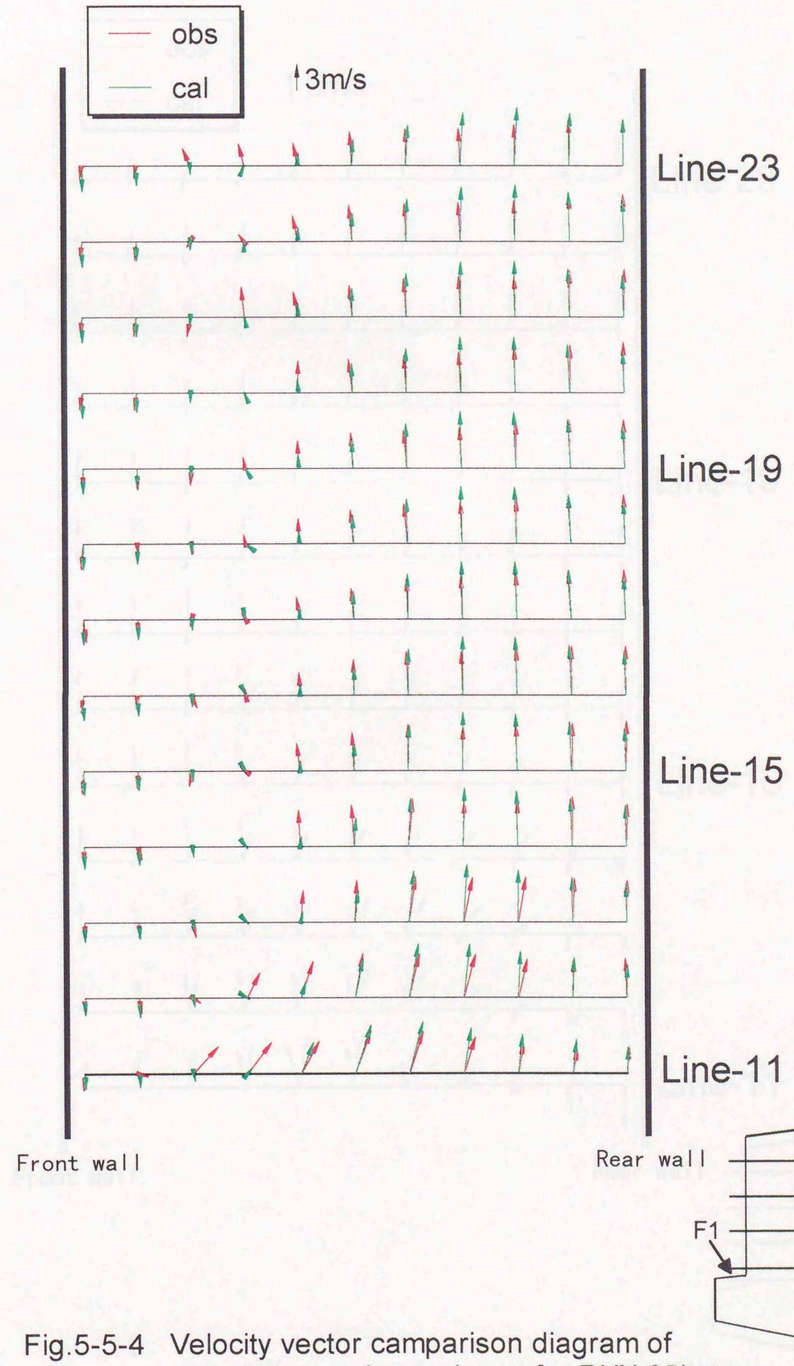



Fig.5-5-4 Velocity vector camparison diagram of calculation and experiment for RUN-05hot

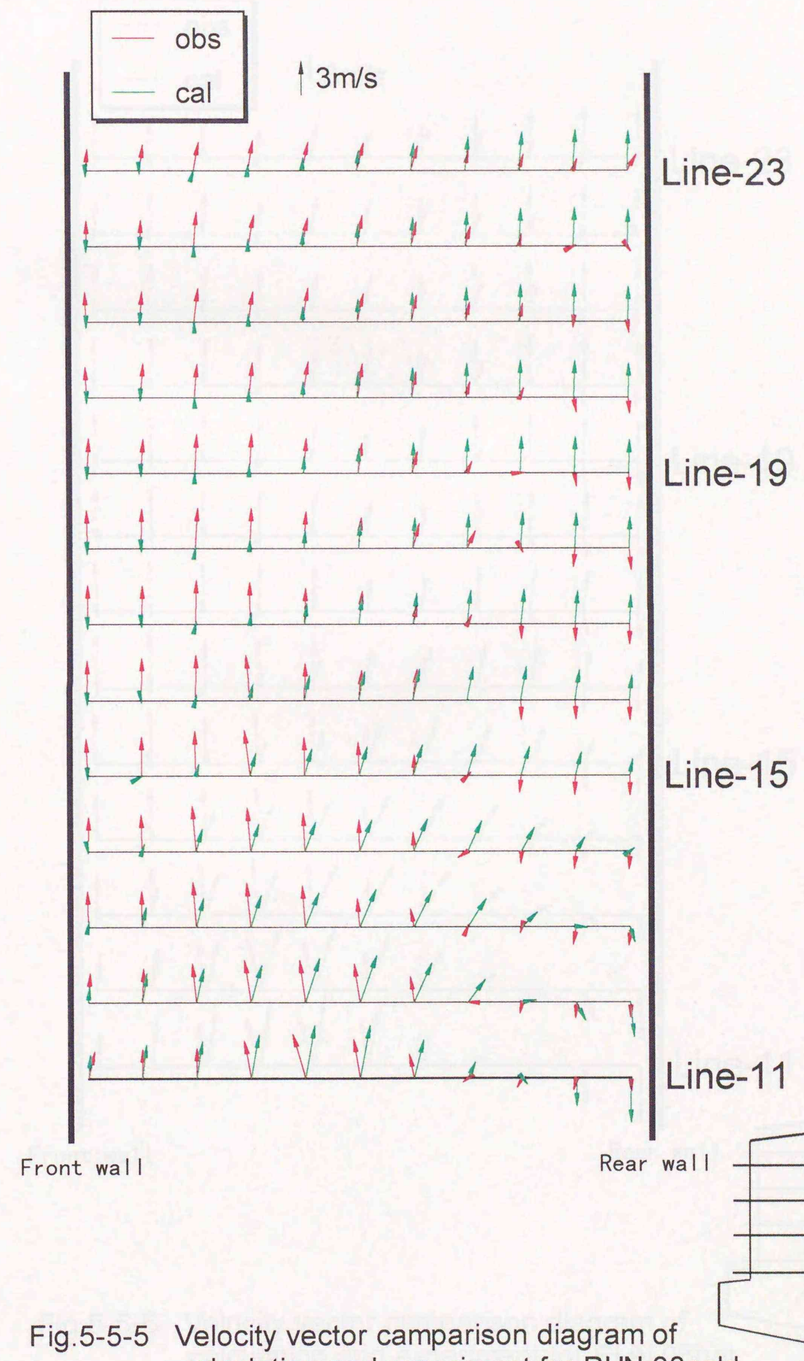



Fig.5-5-5 Velocity vector camparison diagram of calculation and experiment for RUN-08cold

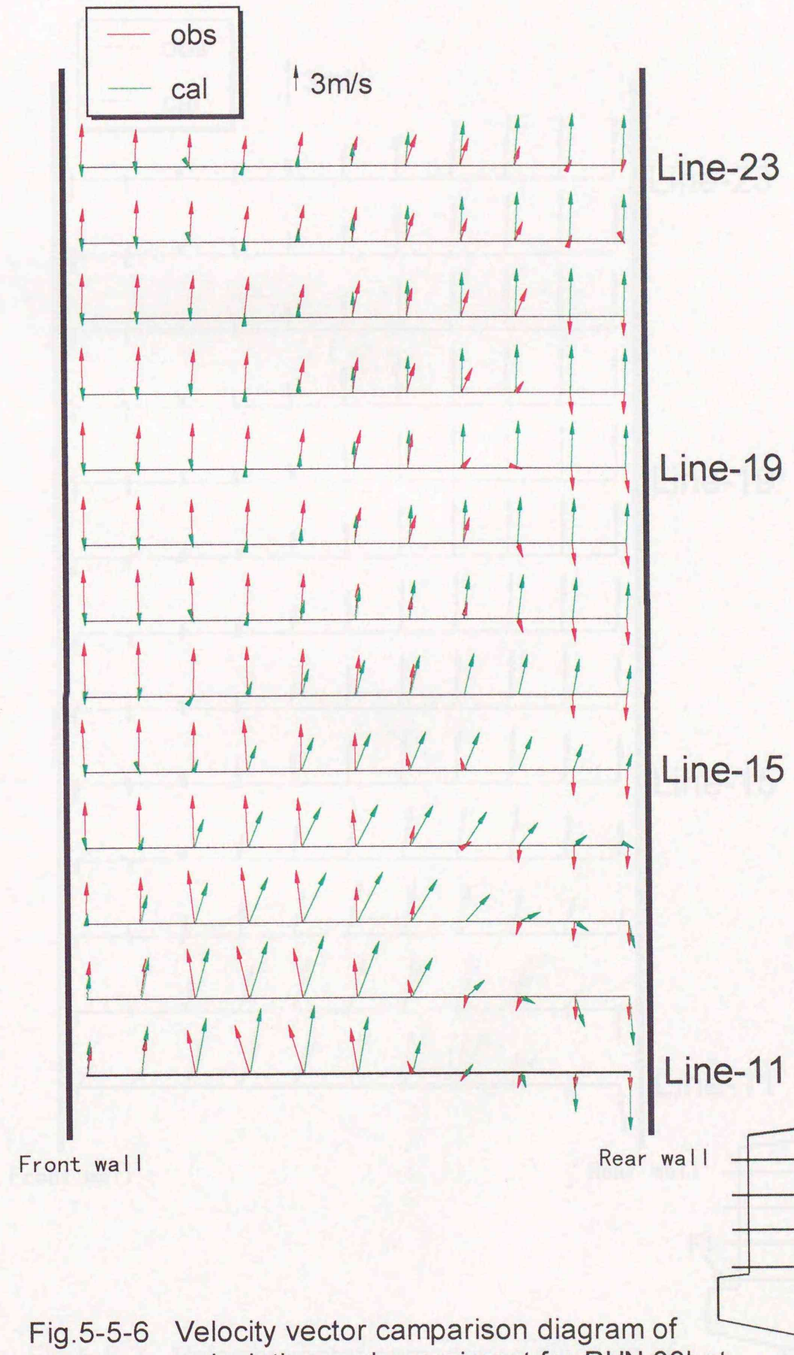



Fig.5-5-6 Velocity vector camparison diagram of calculation and experiment for RUN-08hot

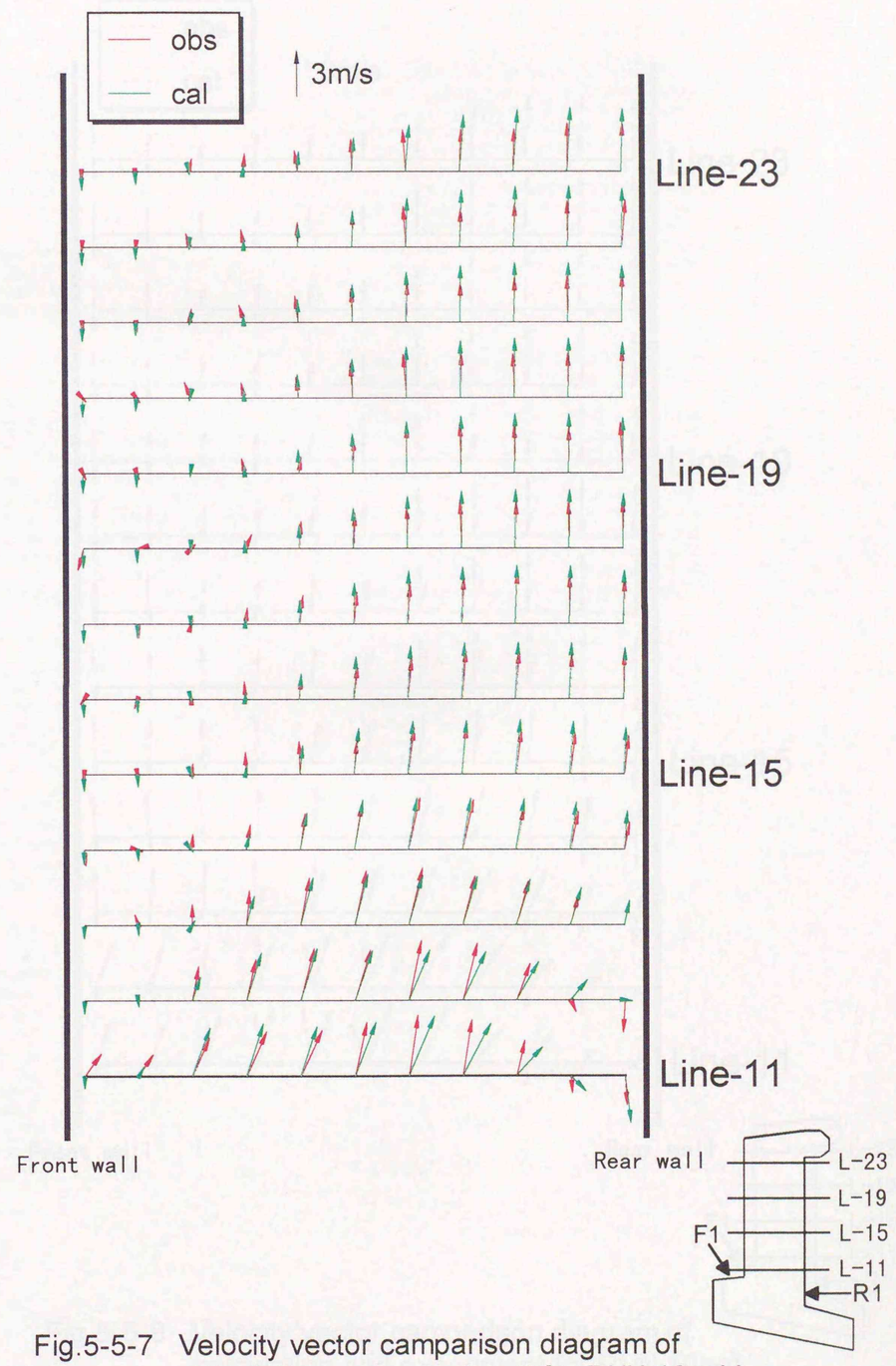



Fig.5-5-7 Velocity vector camparison diagram of calculation and experiment for RUN-10cold

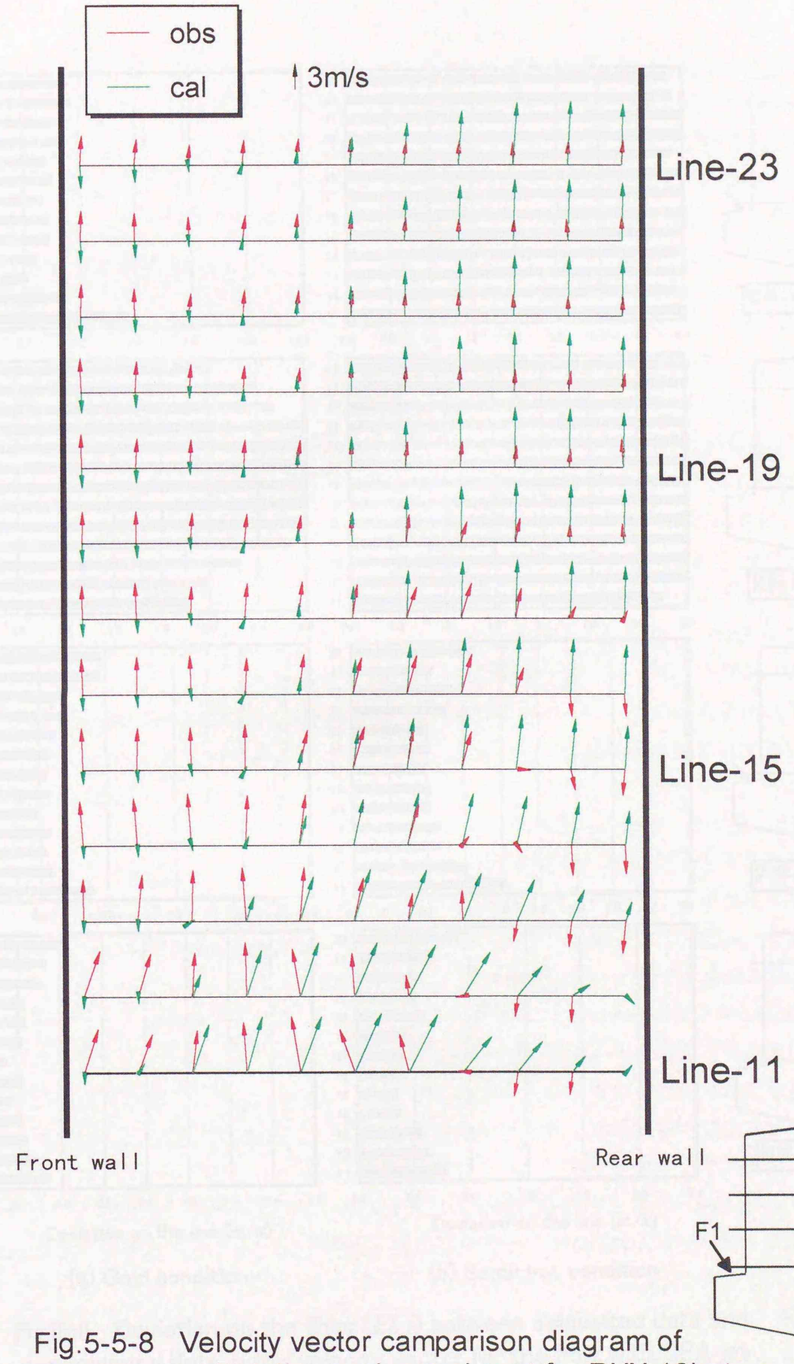
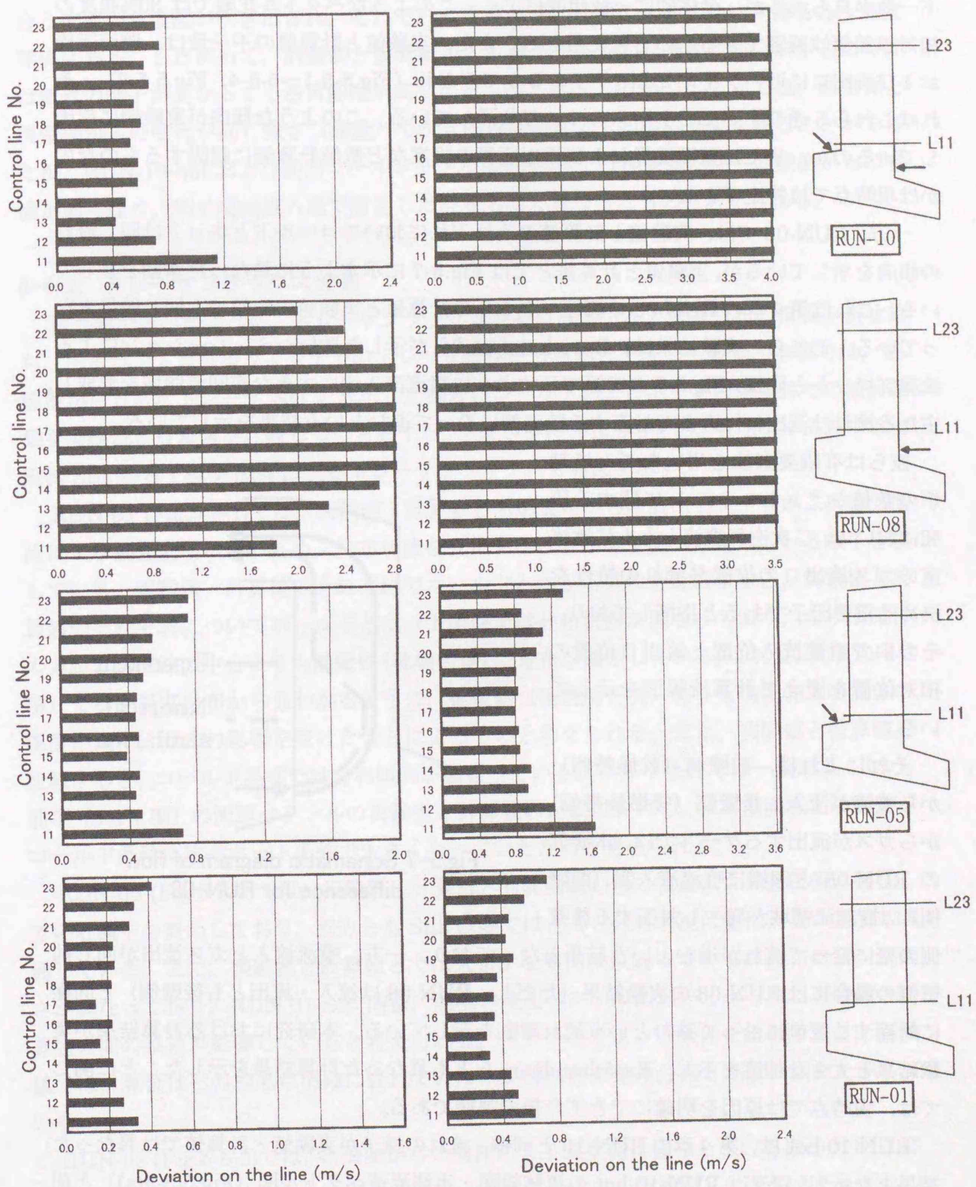



Fig.5-5-8 Velocity vector camparison diagram of calculation and experiment for RUN-10hot




(a) Cold condition (b) Semi-hot condition

Fig.5-6 Deviation on the lines ($EL_j$) between calculated data and experimental data in the velocity vector for the flow with OFA jet

不一致が見られるが，全体的に一致傾向はよく，このようなベクトル比較では 30%程度の相対誤差値は許容できるものと考えられる。また，実験値と計算値の不一致は，壁面近傍および流出口に近いライン２２・ライン２３でみられ（Fig.5-5-1～5-5-4，Fig.5-5-7），それはこれら５通りすべてのケースのついて共通している。このような傾向が実験側に起因しているのか，または壁面境界および流出境界の設定など数値計算側に起因するものなのかは現時点では特定できない。

一方，RUN-08 では，実験値と計算値のそれぞれにおいてコールドとホットは同じ流れの傾向を示しているが，実験値と計算値とでは Fig.5-7 に示すように異なった挙動を呈している。これは第４章の RUN-08 の流速ベクトルの計算値と実験値の比較でも同じ結果となっている。これらの実験結果は，Ravichandran[3]らが示した数値シミュレーションによる流線プロットと同様，Fig.5-7 の実線で示すように噴流流入側に大きな旋回流領域を形成し，主たる流れは流出口付近まで対面する壁面側に沿って進むという結果を示している。

彼らは有限要素法を用いたごみ焼却炉の数値シミュレーションに関する研究において，二次空気噴流とともに燃焼室のガス流出口の位置が流れの特性を決める重要因子であると指摘しており，その中で噴流流入位置と流出口位置の相対位置を変えて計算流線図を示している。

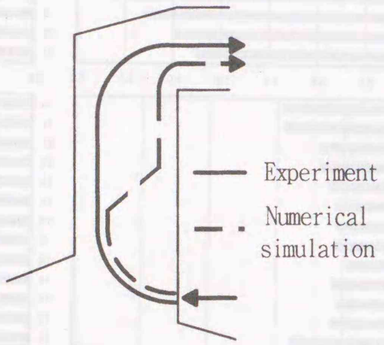



Fig.5-7 Schematic diagram of flow difference for RUN-08

それによれば，前壁側（乾燥帯側）から噴流が流入し後壁側（後燃焼帯側）からガスが流出するケースでは，本研究の RUN-05 と同様に噴流流入側（前壁側）に旋回流領域が発生し対面する後壁側の壁に沿って流れが進むという結果となっており，一方，噴流流入とガス流出が同じ前壁側の場合には RUN-08 の実験結果（ただし，RUN-08 は流入・流出とも後壁側）と同様に対面する壁側に沿って進むという流れ挙動を示している。本研究における計算結果が実験結果と大きな相違を示し，Ravichandran らとも異なった計算結果を示したことに関しては，現時点では原因を明確にできず今後の課題である。

RUN-10-hot は，第４章の RUN-10 と同様，流れの様子が実験値と計算値では異なった結果となっているが，RUN-10-hot の流跡線図・実測流速ベクトル図（Fig.5-3-4(a)）と前回コールドモデル RUN-10 の流跡線図・実測流速ベクトル図（Fig.2-6-3(b)・Fig.2-9-3(b)）を見比べると非常によく似ており，両者は類似の実験結果を得たと言うことができる。Fig.2-6-3(b)の流跡線図では二次空気噴流も色分けして示されているので流れの変化や噴流の挙動がわかりやすくなっており，それによると，RUN-10 では前壁と後壁のほぼ向い



合う位置から噴流が吹き出され，それぞれの噴流が互いに相手を押し合い干渉し合う位置関係にある。したがって，前壁側と後壁側からの噴流の相対的な強度に狂いが生じた時には流れの様子が異なってくる可能性が高くなる。以上から，RUN-10-cold では，前壁側と後壁側からの噴流が同じ強さ（流量）で吹き出され計算でも同様の結果を得ることができたが，RUN-10-hot および前回コールドモデル RUN-10 では後壁側に比べ前壁側からの噴流が弱くなり，同じ噴流流入量で設定した計算結果と異なったものと考えられる。

### 5-4-2. トレーサフラックス分布

第３章で述べたように，トレーサフラックス分布は流量分布と濃度分布の情報を併せ持ち，あるコントロールライン上でのトレーサの存在分布割合を表している。本項では，燃焼帯からガス状トレーサ NO を放出した場合のコールドおよびホットの両条件での検討結果を実験値と計算値を比較しつつ考察する。Fig.5-8-1～Fig.5-8-4 に，各 RUN における上流側 SL1 から下流側 SL4 に至るトレーサフラックス分布図を示す。

RUN-01 (Fig.5-8-1)では，実験値・計算値とも燃焼帯からの放出トレーサが二次空気噴流による混合効果がないため，分布状態を変化することなく下流へと進んでいる様子を表している。実験値・計算値のそれぞれでコールドとホット条件を比較すると，実験値と計算値のそれぞれについてコールドとホット条件では分布状態が異なっており，ホット条件の方がガス流路の中心よりも前壁側（乾燥帯側）に分布が偏在している。これは，次項（5-4-3 項）で示す温度分布からもわかるように，後壁側（後燃焼帯側）よりも前壁側での流体の温度が高く，浮力の影響を受けたことによるものと考えられる。また，実験値と計算値を比較すると，コールド条件では分布傾向が似通っているがホット条件では一致がよくない。前項（5-4-1 項）の流速ベクトルの実験値と計算値の比較において，ガス主流域での誤差がコールド条件に比べホット条件で大きくなっていたためと考えられる。

RUN-05 (Fig.5-8-2)では，実験値・計算値とも前壁側からの噴流により後壁側に偏在している様子を表わしており，双方とも SL2 以降でほとんど分布状況に変化がない点でも共通している。また，実験値と計算値とでは大まかな傾向は似通っているが分布のピーク高さが異なっており，RUN-01-hot 同様，前項の流速ベクトルにおいてみられた実験値と計算値の間の誤差が影響していると考えられる。コールドとホット条件を比較すると，実験値では計算値ほどの相違は明確に表れていないが概ね計算値の分布と類似の傾向を示している。

RUN-08 (Fig.5-8-3)では，後壁側からの噴流により前壁側に偏在している様子が SL1 において実験値・計算値ともよく表れている。SL2 以降では，実験値・計算値のそれぞれでコールドとホット条件がほとんど一致している。SL2 以降において実験値と計算値が全く異なった挙動を示しているが，これは前項（5-4-1 項）で述べた流速ベクトル分布の相違と符合している。

RUN-10 (Fig.5-8-4)では，コールド条件において実験値と計算値の分布傾向が SL1 から

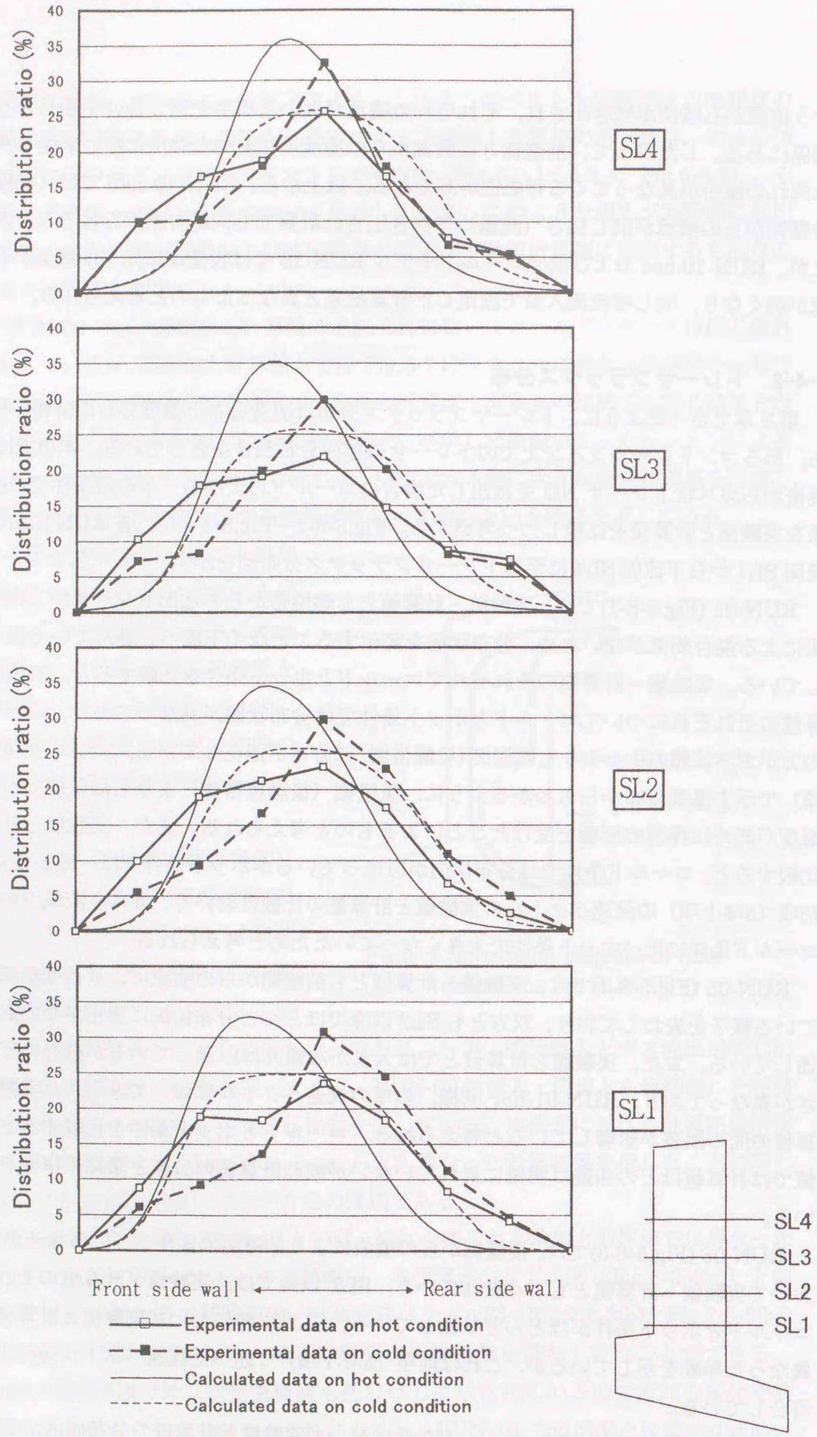



Fig.5-8-1 Comparison of calculated data and experimental data in the tracer flux distribution for RUN-01



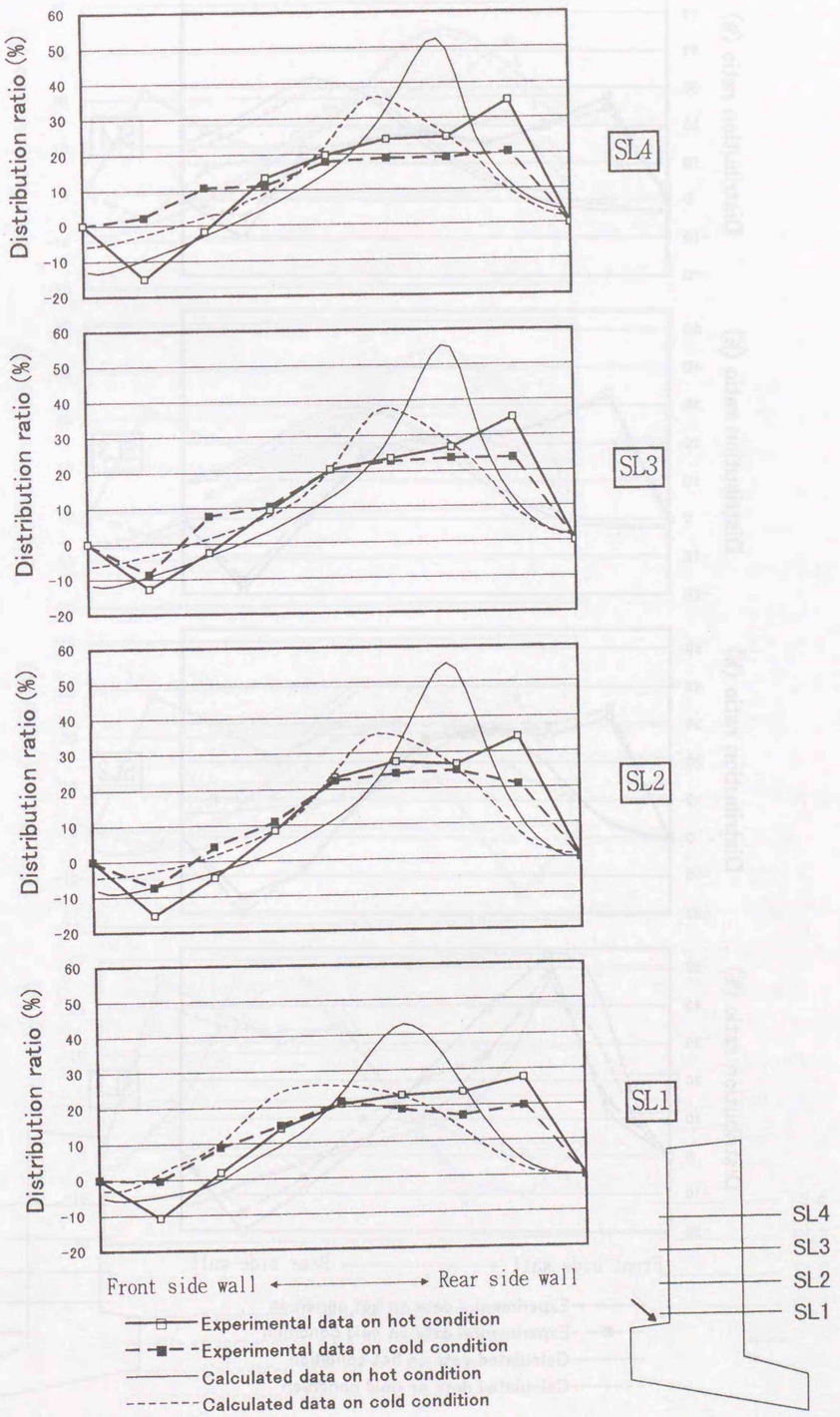



Fig.5-8-2 Comparison of calculated data and experimental data in the tracer flux distribution for RUN-05

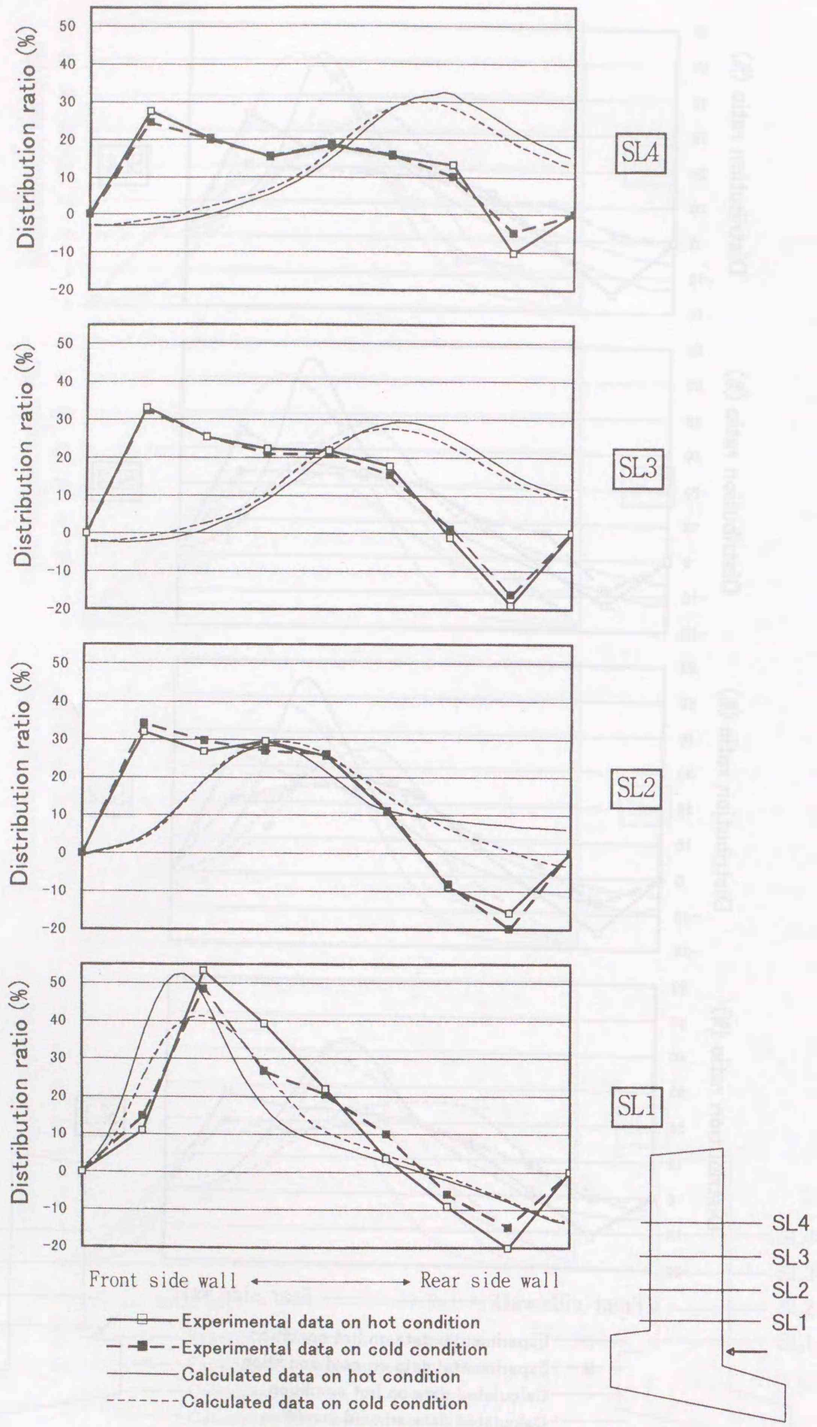



Fig.5-8-3 Comparison of calculated data and experimental data in the tracer flux distribution for RUN-08



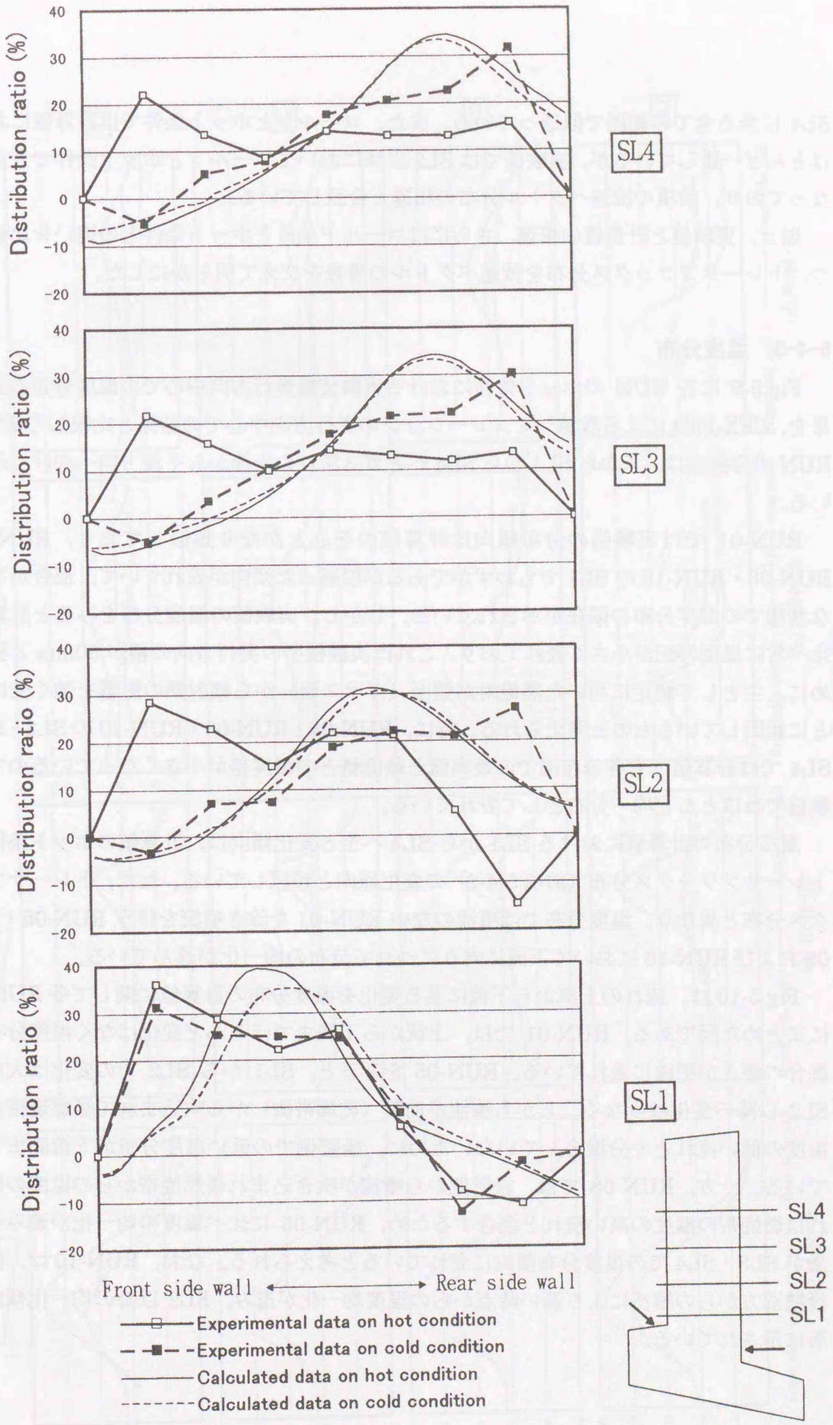



Fig.5-8-4 Comparison of calculated data and experimental data in the tracer flux distribution for RUN-10

SL4 に至る全ての範囲で似通っている。また，コールドとホット条件では計算値においてほとんど一致しているが，実験値では SL2 以降においてコールドとホット条件で大きく異なっており，前項の流速ベクトル分布の相違と合致している。

以上，実験値と計算値の相違，さらにはコールド条件とホット条件との違いを比較しつつ，トレーサフラックス分布を流速ベクトルの情報を交えて明らかにした。

### 5-4-3. 温度分布

Fig.5-9 に各 RUN のホット条件における実験装置奥行方向中心での温度分布の実測結果を，CFX-F3D による数値シミュレーションの奥行方向中心での結果と比較して示す。各 RUN の分割図は，下から SL1 から SL4 へとガス流れの上流から下流方向へ向けて示している。

RUN-01 では実験値の分布傾向は計算値のそれとかなり類似しており，RUN-05・RUN-08・RUN-10 の SL1 でもわずかであるが似通った傾向が表れていて，混合が不十分な状態での温度分布の偏在が示されている。しかし，実験値の温度分布をみると計算値に比べ常に温度勾配が小さく表れており，これは実験模型の奥行方向の幅が 50mm と狭いために，主として測定に用いた熱電対が壁面（ガラス面）から輻射熱の影響を強く受けたことに起因しているものと考えられる。特に，RUN-05・RUN-08・RUN-10 の SL2・SL3・SL4 では計算値でも各分布図での最高値と最低値との温度差が小さくなっているので，実験値ではほとんど均一分布として表れている。

温度分布の計算値における SL1 から SL4 へ至る変化傾向は，計算値のホット条件でのトレーサフラックス分布（前項 5-4-2）の変化傾向と類似している。ただ，トレーサフラックス分布と異なり，温度分布では噴流のない RUN-01 を除き噴流を伴う RUN-05・RUN-08 および RUN-10 において下流に向うにつれて分布の均一化が進んでいる。

Fig.5-10 は，流れの上流から下流に至る変化を温度分布の計算値に関して各 RUN ごとにまとめた図である。RUN-01 では，上流から下流までほとんど変化はなく温度分布にも混合の悪さが明確に表れている。RUN-05 をみると，SL1 から SL2 での変化は大きいが SL2 以降の変化は少なく，しかも噴流が前壁（乾燥帯側）から吹込まれて後燃焼帯からの温度の低い流れと十分混合していないために，後壁側での低い温度分布が下流側まで及んでいる。一方，RUN-08 では，後壁側から噴流が吹き込まれ後燃焼帯からの温度の低い流れは燃焼帯の温度の高い流れと混合するため，RUN-05 に比べ温度の均一化が進みその結果が SL3・SL4 での温度分布傾向に表れていると考えられる。なお，RUN-10 は，前壁・後壁双方からの噴流により速い時点からの温度均一化が進み，SL2 以降の均一化傾向が顕著に示されている。



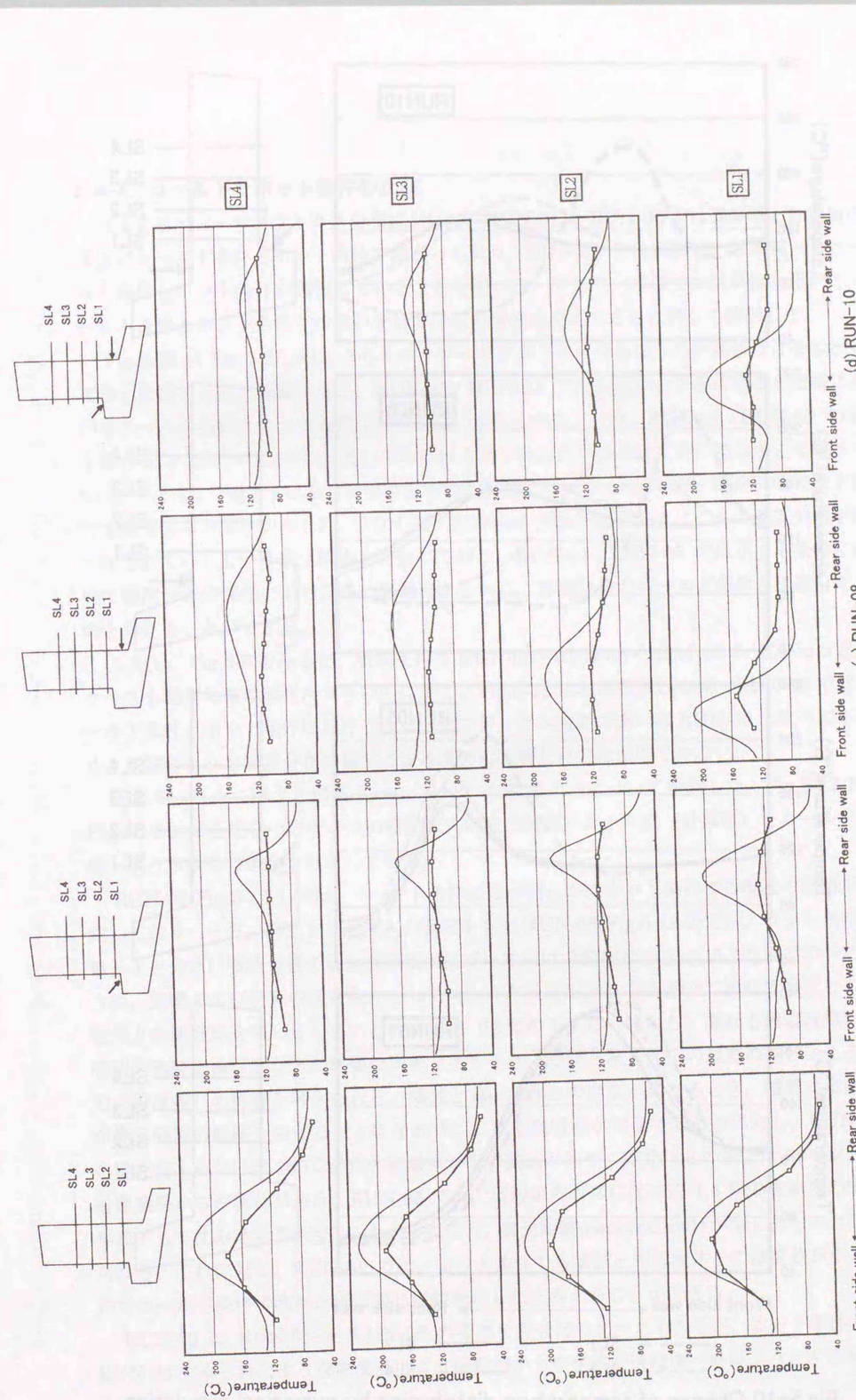



Fig.5-9 Comparison of calculated data and experimetal data in the temperature distribution

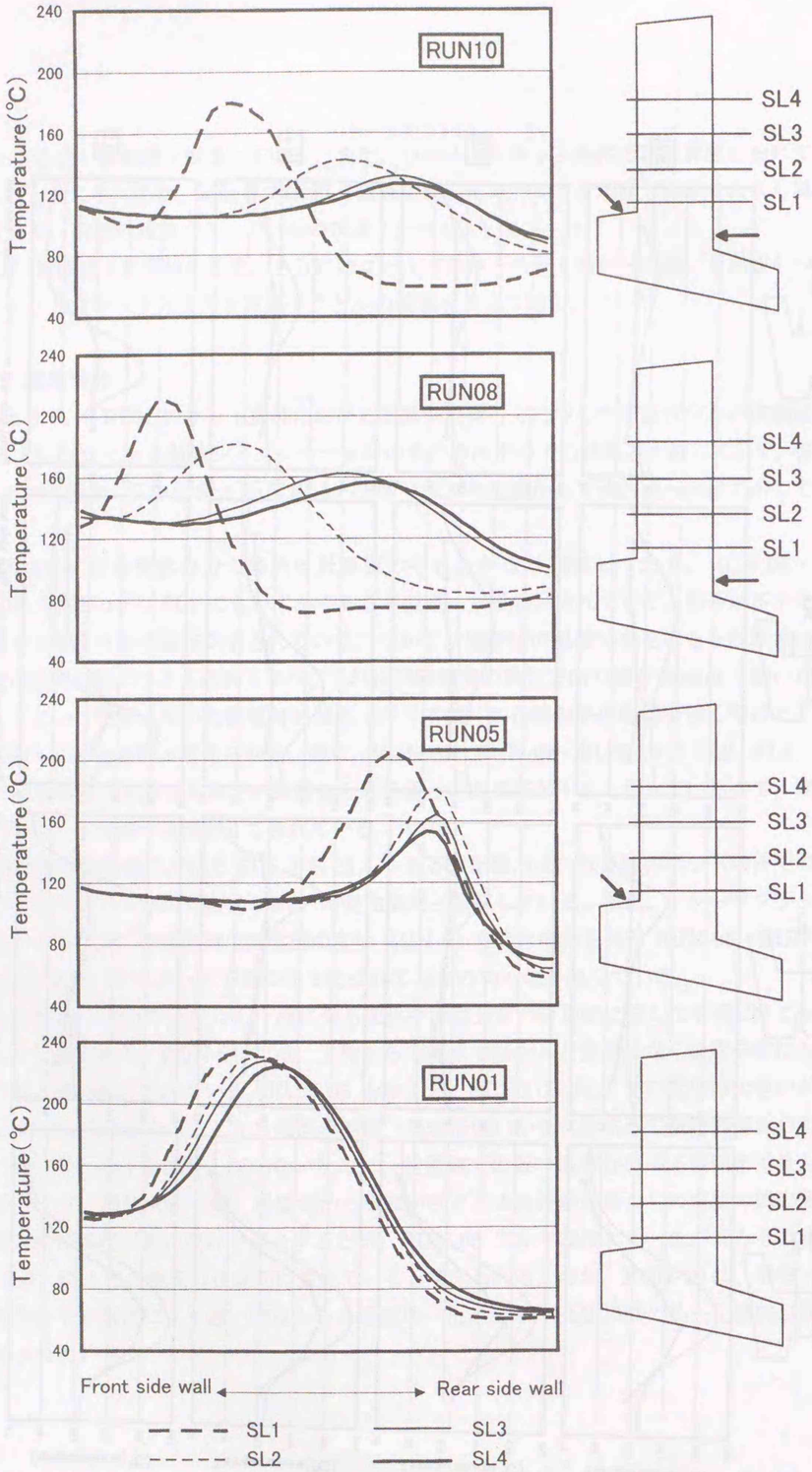



Fig.5-10 Change of temperature distribution by numerical simulation



### 5-4-4. コールドとホット条件の比較

5-4-2 項トレーサフラックス分布において，RUN-01 と RUN-05 では実験値と計算値の双方がコールド条件とホット条件で異なっており，RUN-08 では実験値と計算値ともコールド条件とホット条件が類似していることを述べた。そこで，本項では計算値を用いてコールド条件とホット条件での違いを温度分布の情報を交えてさらに詳しく検討した。

Fig.5-11 は Fig.5-8-1～Fig.5-8-4 のトレーサフラックス分布のうち計算値だけを抽出して示した図である。概観すると，RUN-01・RUN-05 では上流から下流に至る全領域においてコールド条件とホット条件で分布の違いがみられる。一方，RUN-08・RUN-10 では，上流の SL1 においてわずかな違いがみられるが下流に向うにつれてその差は小さくなっていく。これは，Fig.5-9 に示した温度分布の計算値において，RUN-01・RUN-05 では下流でも温度分布の偏在がみられ，RUN-08・RUN-10 では下流に向うにつれて温度分布が均一化されていくという変化傾向と符合しており，RUN-01・RUN-05 ではホット条件において温度分布の偏在による浮力の影響があらわれ，等温分布のコールド条件と相違したものと考えることができる。

しかし，Fig.5-9 をみると，噴流を伴う RUN-05・RUN-08・RUN-10 の SL1 ではどのケースも温度分布の偏在が大きいのに対し，Fig.5-11 における RUN-08・RUN-10 ではコールド条件とホット条件におけるトレーサフラックス分布の違いは RUN-05 に比べて小さく，上述のような温度分布の偏在による浮力の影響だけでは説明できない。

そこで，さらに浮力と横風（cross flow）の影響 [3), 4)]について検討した。Fig.5-12-1～Fig.5-12-3 に上記３つのケースの噴流流入部分の流速ベクトル図（計算値）をコールド条件とホット条件の場合を対比して示す。

RUN-05(Fig.5-12-1)では，コールド条件に比べ明らかにホット条件での噴流の軌跡が変化しており，一方，同じ１ヵ所注入の噴流をもつ RUN-08(Fig.5-12-2)では，ホット条件で格子１ヶ分だけ噴流背後の旋回流領域が拡がっただけで変化は小さい。5-2-2 項でのべたように，実験および計算の設定条件としてコールド条件とホット条件で二次空気噴流と１次空気との流速比を等しくしているので横風（噴流の下から（横から）流れる周辺流体）が噴流の軌跡を曲げるなどの影響は同等と考えられ，噴流と流入部分の温度の違いによる浮力（温度差）の影響と考えられる。噴流と周辺流体との密度が異なるとき，噴流には浮力が働き噴流の軌跡を曲げることになる [3)]。二次空気噴流が室温であるのに対し，RUN-05 の噴流流入部分には 150℃設定の乾燥帯からの流れがあり，RUN-08 の場合は 50℃設定の後燃焼帯からの流れがある。RUN-05 では，周辺炉内ガスに比べ約 1.4 倍の高密度の噴流が流入して沈み込み [3)]が起こったことにより，貫通距離(penetration)[4)]が増したものと考えられる。これに対し，RUN-08 では，ホット条件でも噴流と周辺流体との温度差が小さいのでコールド条件の流れとほぼ同じ様相を示したと考えることができる。

RUN-10 は RUN-05 と RUN-08 の噴流を併せ持つケースであるが，ホット条件では RUN-05 でみられたような密度差により前壁側からの噴流が後壁側へ伸びようとする流れ

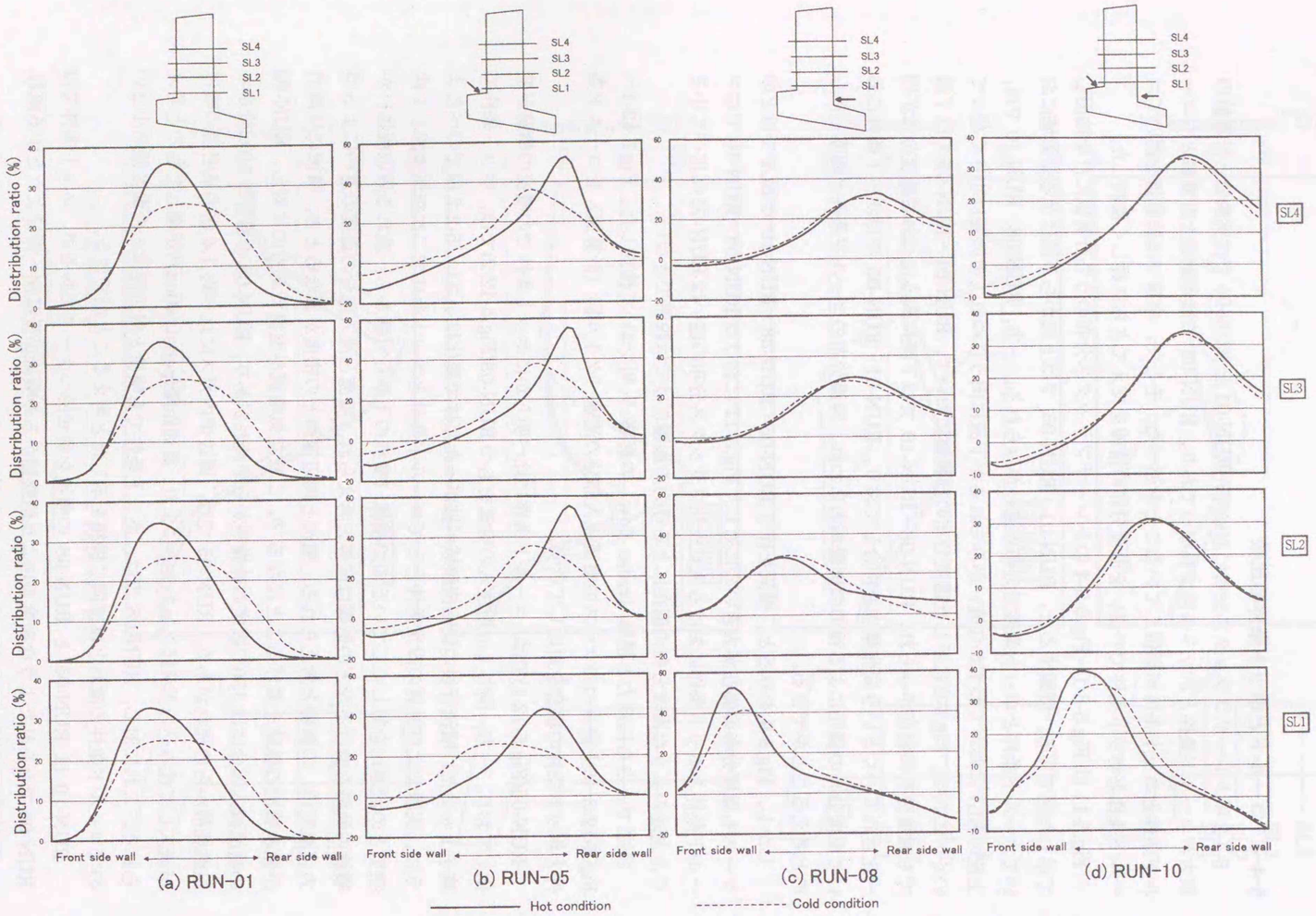
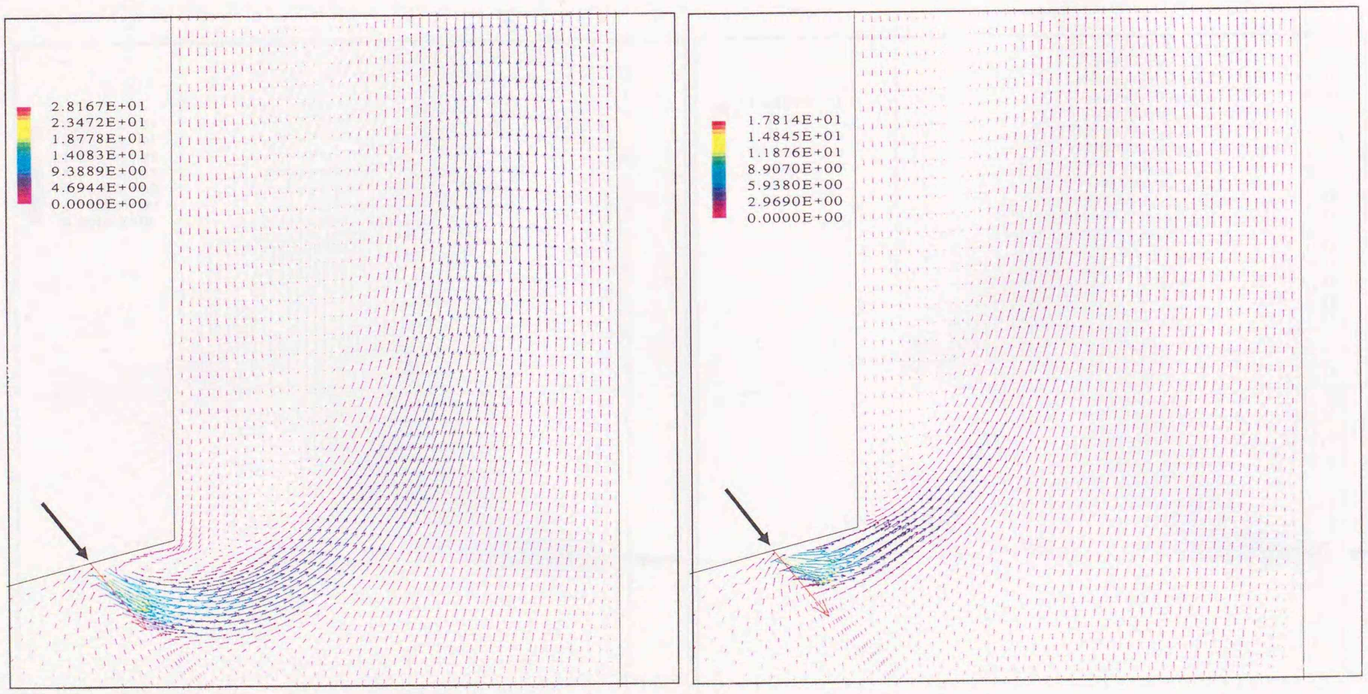



Fig.5-11 Comparison of hot condition and cold condition in the tracer flux distribution by numerical simulation

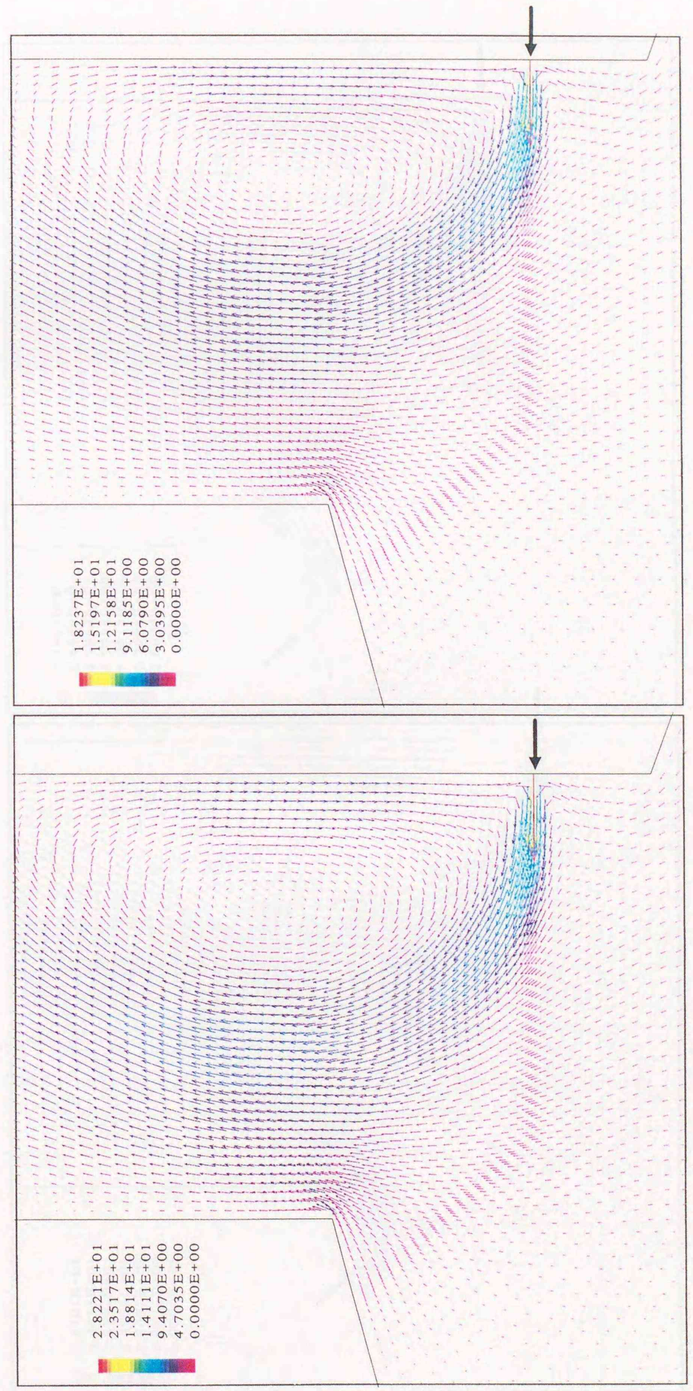


Fig.5-12-1 Velocity vectors of OFA jet by CFX-F3D for RUN-05




(a) Hot condition

(b) Cold condition




(b) Cold condition

(a) Hot condition

Fig.5-12-2 Velocity vectors of OFA jet by CFX-F3D for RUN-08

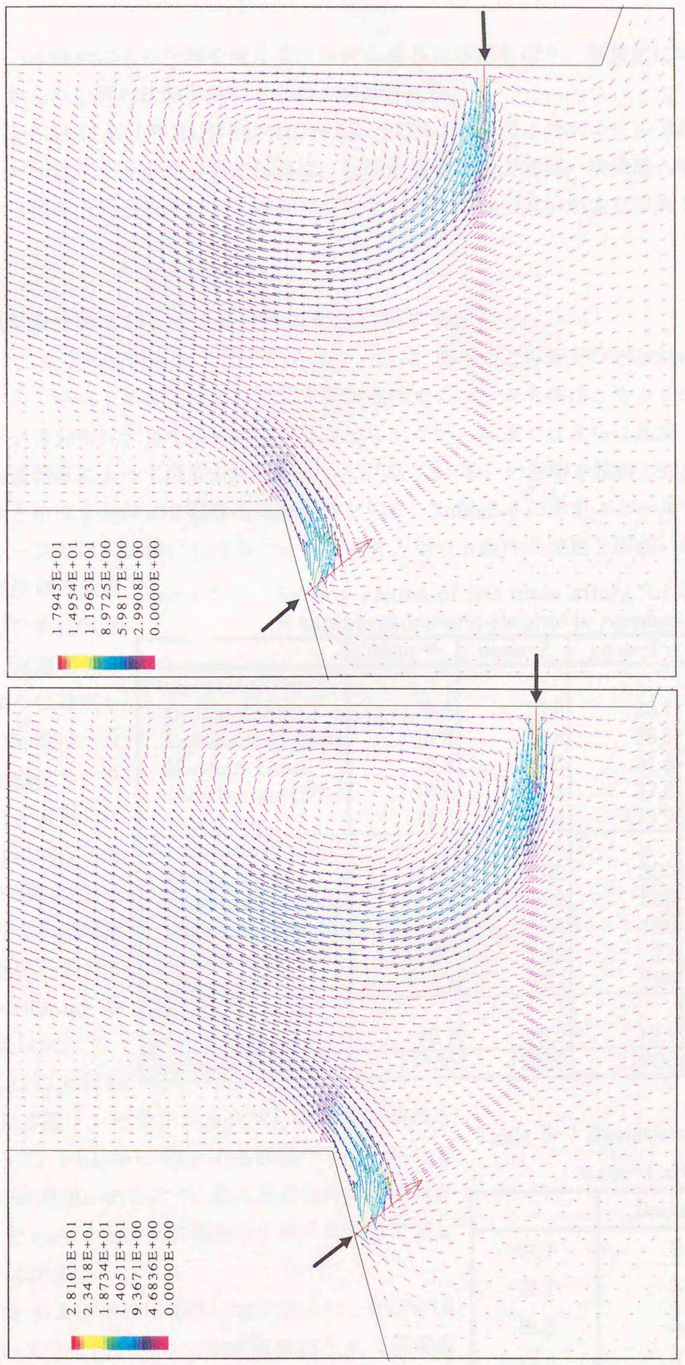



Fig.5-12-3 Velocity vectors of OFA jet by CFX-F3D for RUN-10

が，後壁からの噴流による干渉を強く受けて押し戻される形になり，結果的にコールド条件とほぼ変わらない流れ状態を呈してものと判断される。

以上，Fig.5-11 における RUN-05・RUN-08・RUN-10 の SL1 でのコールド条件とホット条件のトレーサフラックス分布の相違は，数値計算結果によれば，噴流流入部での浮力（温度差）と横風（周辺流体）との相互作用による流れ状態の違いが主な要因であると考えられる。

### 5-4-5. 温度条件およびレイノルズ数の影響に関する検討

向い合う二次空気噴流をもつ RUN-10 のケースは，実際のごみ焼却炉の設計において最も一般的に用いられる形式である。前項で実験条件でのコールド条件とホット条件でトレーサフラックス分布に大きな違いはないことを示したが，本項ではさらに高温での条件を想定して数値計算によって温度条件とレイノルズ数（Re 数）の影響を検討した。前項のコールド条件とホット条件に２種類の高温条件を加え，Table5-6 に示す４ケースで比較検討した。各ケースでは，実験におけるコールド条件とホット条件の設定と同様，乾燥帯・燃焼帯・後燃焼帯の流量比，および二次空気と一次空気の流速比が等しくなるように設定した。なお，Re 数は一次空気と二次空気が完全に混合したと仮定したときの温度における流速・動粘性係数を用い，代表長さは二次燃焼室（模型直胴部）のガス流路幅（=248mm）を用いて定義した。

Table 5-6. Setting values of the case study for influence of temperature and Reynolds number

| | case-1 | case-2 | case-3 | case-4 |
|---|---|---|---|---|
| Flow rate($m^3$/h) | | | | |
| Drying Zone | 6.8 | 13.6 | 23.1 | 33.3 |
| Combustion Zone | 19.4 | 38.6 | 65.5 | 94.7 |
| Burnout Zone | 9.3 | 18.6 | 31.6 | 45.6 |
| Overfire air(OFA) | 10.6 | 21.2 | 37.6 | 55.6 |
| Mixed gas | 46.4 | 96.6 | 175.9 | |
| Temperature(℃) | | | | |
| Drying Zone | 21 | 132 | 300 | 450 |
| Combustion Zone | 21 | 252 | 500 | 750 |
| Burnout Zone | 21 | 56 | 100 | 150 |
| Overfire air | 21 | 22 | 22 | 22 |
| Mixed gas | 21 | 137 | 254 | 358 |
| Velocity ratio of OFA/Primary air | 12.7 | 12.2 | 12.1 | 12.1 |
| Reynolds Number | 17100 | 19800 | 22900 | 35400 |

Fig.5-13 に上記設定条件におけるトレーサフラックス分布の計算結果を示す。さらに，SL1 から SL4 の各評価ライン上には５０個ずつの計算値があるので，最も温度条件の差が大きい case-1 と case-4 との間の偏差を２乗平均誤差で表し Table 5-7 に示す。

Table 5-7 Deviation between case-1 and case-4

| | Deviation(%) |
|---|---|
| SL1 | 6.75 |
| SL2 | 3.60 |
| SL3 | 5.23 |
| SL4 | 5.89 |

Fig.5-13 および Table 5-7 に示すように，RUN-10 のケースのような向い合う二次空気噴流をもつ設定条件では，乾燥帯・燃焼帯・後燃焼帯の流量比，および二

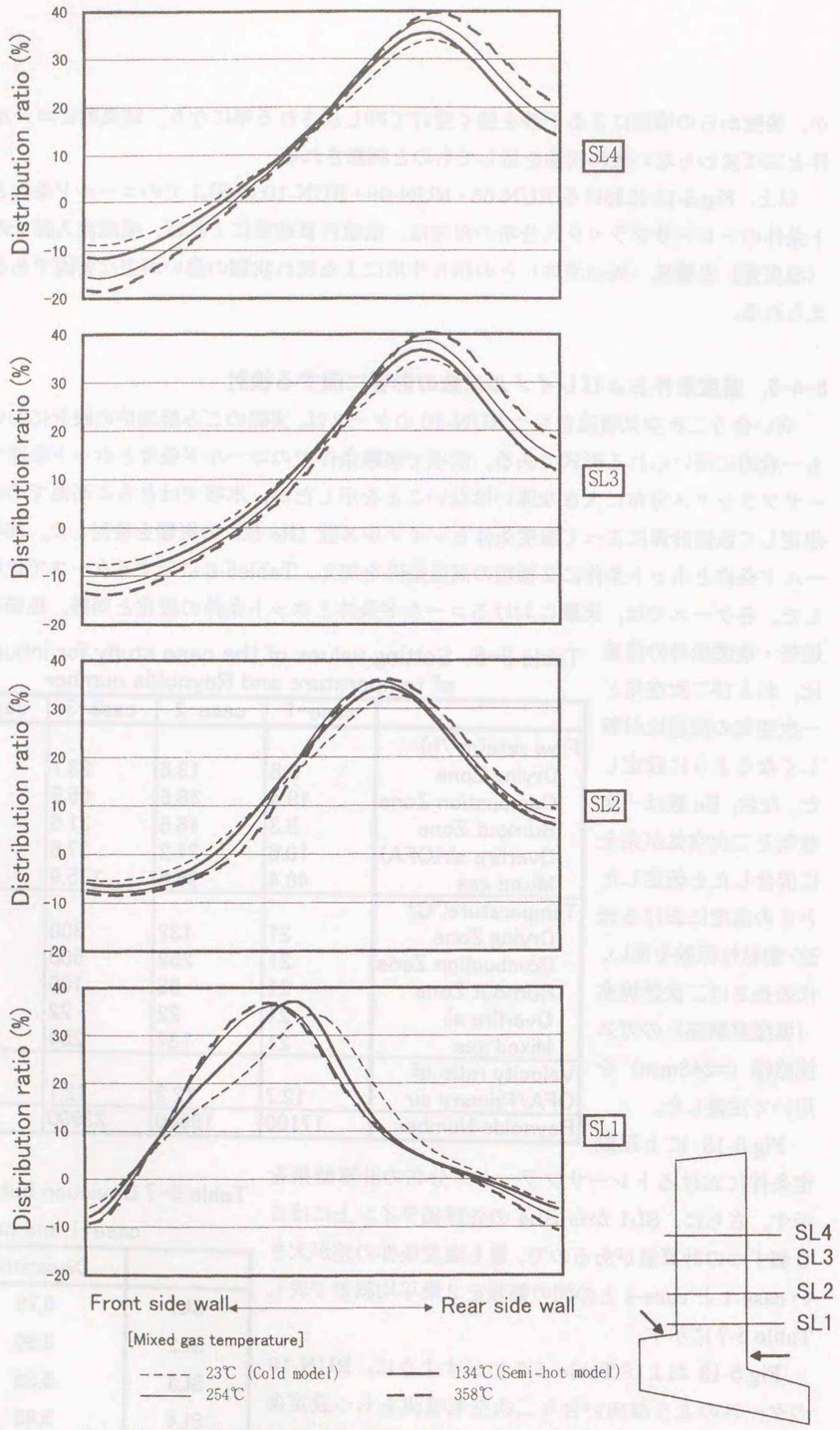



Fig. 5-13 Influence of the tracer flux distribution by temperature condition at inlet



次空気と一次空気の流速比を一定にするという条件を設定することにより，温度条件およびRe数にほとんど影響されることなく同様の結果を得ることができた。Re数の影響については，大きな渦の運動は流体の粘性の影響をほとんど受けずRe数が大きくなれば流れ特性はRe数に無関係になるとの指摘[5]や，$10^4$以上のRe数の乱流ジェットではRe数の影響が無視され外部流体とジェットとのモーメンタム比が流れを特性づけるという示唆[4]と一致する。

## 5-5. まとめ

本章では，1/20縮小耐熱ガラス製ごみ焼却炉模型を用いて，コールドモデルでは明らかにできない温度分布存在下での混合特性を把握することを目的として，セミホットモデルによる実験を行なった。さらに，汎用熱流動数値解析ソフトウェアCFX-F3Dによる数値計算により実験測定値と計算値とを照合し，コールドモデルとホットモデルとの違いについても検討した。以下に，得られた結果を要約する。

1）300℃加温空気を用いたセミホットモデルによる可視化実験およびトレーサ実験手法を確立した。ホット状態では乾燥帯・燃焼帯・後燃焼帯で異なる温度設定とし，温度差のある流れの合流を模擬した。異なる設定条件でホット・コールド両状態での実験を合わせて行ない比較した。

2）可視化実験により流跡線図および流速ベクトルデータを，トレーサ実験によりトレーサ濃度分布データを得て，ホット・コールド両条件での混合特性の相違を実験的に把握するとともに，ホット条件での温度分布データを含めて基礎的実験データを蓄積した。

3）流速ベクトルに関し計算値と実験値を比較し一致性を検討した。噴流のないRUN-01，噴流1ヵ所前壁流入のRUN-05ではホット・コールド両条件において良好に一致し，噴流2ヵ所流入のRUN-10のコールド条件でもよく一致した。一致の悪い残り3つのケースについては，計算結果と実験結果で全く異なった挙動を示しており，先のコールドモデルでの知見などを交えて考察した。

4）トレーサフラックス分布に関して，ホット・コールド条件の相違，計算値・実験値の相違を検討した。実験値においてホット・コールド条件で異なるものは，計算値においてもホット・コールド条件で相違した。また，計算値と実験値の比較では，ホット条件とコールド条件で異なる結果がみられ，計算値・実験値の一致度は流速ベクトルの一致度に左右されることが分かった。

5）温度分布の実験値と計算値の一致性について考察した。さらにトレーサフラックス分布のコールド・ホット条件の比較において温度分布の情報を交えて浮力の影響を考察し，噴流により混合が促進され温度分布が均一化されるほどコールドとホット条件での分布状態に差がないことを確かめた。また，燃焼室直胴部の温度分布の偏在だけでは説明

できない現象に対しては，噴流流入部での噴流と周辺流体との温度差と横風の相互作用が影響していると考えた。

6）セミホットモデルの検討結果を利用して温度条件および Re 数を変えた仮想計算を行ない，向い合う噴流をもつ最も一般的に用いられている流動パターンにおいては，温度および Re 数の影響が小さいことを確めた。

## 参考文献


1）志垣政信：絵とき廃棄物の焼却技術（改訂２版），オーム社，p.30(1998)

2）D.M.Himmelblau 著，大竹伝雄訳：改訂 化学工学の基礎と計算，培風館，pp.311-312(1977)

3）Walter R. Niessen : Combustion and Incineration Processes－Applications on Environmental Engineering, Marcel Dekker Inc., pp. 142-155(1978)

4）N.Rajaratnam 原著，野村安正訳：噴流，森北出版，pp.178-189(1985)

5）日本機械学会編：流れの数値シミュレーション，コロナ社，p.270(1988)




# 第６章 結　論

一般廃棄物（都市ごみ）の焼却処理分野では，ダイオキシン類などの微量有害物質削減対策からごみ焼却炉燃焼室内でのガス流動・混合に関する研究の重要性が増し，燃焼室内でのガスの挙動を定量的に把握して定性的理解や経験だけに頼ることのない合理的なごみ焼却炉の設計が求められている。ごみ焼却技術は４０年近い歴史を持ちながら実用的分野に関心が集中し基礎的研究がおろそかになっていた側面があり，焼却炉の設計ばかりでなく操炉条件などの検討に対しても実炉での正確な測定が難しいことから燃焼室内でのガス流動・混合現象を把握するための基礎的実験データが必要となっている。一方，汎用熱流動解析ソフトウェアが主として簡便性からごみ焼却炉燃焼室内の現象解析に利用されその適用事例が増えているが，境界条件やパラメータ値の設定など基本的な計算条件の検討が十分に行われているとは言えない。

本研究では，ごみ焼却炉燃焼室模型内のガス流動および混合に関して，実験手法を確立してその特性を実験的に把握し基礎的実験データを蓄積するために，コールドモデルによる可視化実験・トレーサ実験・反応実験を実施した。さらに，蓄積した基礎的実験データを汎用熱流動解析ソフトウェア CFX-F3D による数値計算結果と比較検討し，加えてセミホットモデルによる基礎的実験とその数値解析を行なった。これら一連の実験と計算を通して，ごみ焼却炉の設計や操炉条件の設定ならびに熱流動解析計算の実施に必要な基礎的知見を得た。

## 6-1. 論文内容のまとめと研究の成果

第１章では，循環型社会の構築に向けて廃棄物処理分野でごみの焼却技術が果たすべき役割を含めて研究の背景を述べ，燃焼室内のガス流動・混合に関する既往の研究を整理した。既往研究は，実炉における改造効果報告・模型実験研究・汎用ソフトウェアによる数値解析の３つに大別でき，特に近年は数値シミュレーション関連の研究が多くなっている。また，ストーカ式焼却炉でのごみ燃焼の特徴を整理した後，本研究がごみ燃焼後のガス流動と混合現象に着目した基礎的研究であることを述べて本研究の位置付けを明確にした。さらに，研究の概要と目的を図解を交えて述べ，本研究がガス流動・混合の特性把握，基礎的実験データの蓄積，汎用ソフトウェアの検討を行うことによって，モデル実験と数値シミュレーションとの相互補完によりごみ焼却炉の最適設計・最適操作のための基礎的な知見を得ようとしていることを示した。

第２章では，シャボン玉を用いたコールドモデルによる可視化実験について述べた。1/10 透明アクリル製気流模型とビデオ装置により，シャボン玉を粒子状トレーサとする注入流跡法可視化実験手法を確立し，炉形状・二次空気噴流の影響を検討した。シャボン玉流跡を画像処理し座標化して得られた流跡データから，流跡線図・流速ベクトル図を作成

した。色分けした流跡線図により炉内のガス流れや混合の状況を視覚的・感覚的にとらえることができ，流速ベクトル図により旋回流領域や二次空気噴流による流れの変化を実験的に明らかにすることができた。また，流れの重なりにより定義した重なり度・混合指標を用いて，二次空気噴流の本数・設置位置・流量およびノーズの影響を相対的に評価した。

第３章では，一酸化窒素（NO）とオゾン（$O_3$）を使用して行なった気流模型における混合と反応に関する実験について述べた。気体トレーサ NO の定常分布を実験的に求め，焼却炉の乾燥帯・燃焼帯・後燃焼帯からのガス流れが燃焼室内にどのように広がるかについて評価し，炉形状・二次空気噴流などの設定条件の混合特性に与える影響を明らかにした。また，定常分布と重なり度に関してシャボン玉トレーサと気体トレーサ NO との結果がよく一致することを確かめ，本流動実験の妥当性を相互に補完することができた。さらに，NO と $O_3$ を同時に注入して実際に反応を起こさせ反応率を求めて反応面からも混合特性を検討した。混合の程度を表す指標である重なり度と反応率との間に強い相関関係を見出し，ごみ焼却炉燃焼室内での反応において混合が最も重要であることを明らかにした。また，各種流動条件と模型内での滞留時間との関係を検討し，焼却炉設計において旋回流領域による死空間の存在を考慮する必要性を指摘した。気体トレーサ実験および反応実験手法の確立とともに，トレーサ濃度分布・トレーサフラックス分布・反応分布・反応率など数値シミュレーションの検討に有効な基礎的実験データを蓄積した。

第４章では，汎用熱流動解析ソフトウェア CFX-F3D を用いて実験と同じ設定条件にて数値計算を行ない，可視化実験・トレーサ実験および反応実験で蓄積した基礎的実験データと比較検討した。実験値と計算値は，流速ベクトル・トレーサ濃度分布・トレーサフラックス分布に関する同軸上でのプロットによる直接比較と，実験値と計算値との２乗平均誤差による一致度指標を導入して照合した。また，数値計算では流入境界条件における乱流運動エネルギー $k_{in}$ とエネルギー消散率 $\varepsilon_{in}$ に関して，流れの乱れ状態が異なる１次空気と２次空気噴流に対して別々の設定形式を適用しその適合性を検討した。乱れ状態が小さい１次空気においては入口の乱れが平均流の 10%のときに適用される $k_{in}$ と $\varepsilon_{in}$ の設定式が実験値と良好に一致することを示し，２次空気噴流に対しては $k$ と $\varepsilon$ の流入境界設定式の係数値の影響が小さいことを示して流入流速値の設定が重要であることを指摘した。反応率に関する計算値と実験値の比較では，噴流を伴う流動条件で一致が悪く，濃度分布における計算値と実験値の相違および乱流混合効果の反応速度に対する影響について考察した。さらに，計算の収束判定に関する検討では，汎用ソフトウェアで用意されている残差表示での判断では不十分であり，異なった繰り返し計算回数よって計算結果を比較する必要性を計算例を示しつつ述べ，加えて乱流モデル定数の検討を行なって汎用熱流動解析ソフトウェアのごみ焼却炉への適用条件を示した。

第５章では，1/20 耐熱ガラス製気流模型と 300℃加温空気によるセミホットモデル実験手法を確立し，それに対応する汎用熱流動解析ソフトウェアによる数値計算について述べた。ホット条件・コールド条件の双方において，シャボン玉トレーサによる可視化実験と気体トレーサ NO によるトレーサ実験を行ない，流速ベクトル・トレーサフラックス分布・



温度分布に関して実験値と計算値を比較した。ホット条件とコールド条件での実験と数値計算によって，噴流により混合が促進されるほどホット条件とコールド条件で流動・混合現象に差が見られなくなることを確かめ，浮力と噴流との相互作用や噴流と周辺流体との密度差による影響についても考察した。さらに，ごみ焼却炉で一般的に用いられる向い合う二次空気噴流を伴う設定条件では，温度および Re 数の影響がともに小さいことを計算によって確かめた。

第６章では，本論文の内容をまとめて研究の成果を整理し本論文を総括した。

## 6-2. おわりに

本研究では，ストーカ式ごみ焼却炉の標準的な炉形状を対象として研究を行なったので，研究で得られた基礎的な知見は汎用性が高いと考えている。しかし，数値シミュレーションにおいては，設定パラメータの普遍性はなく，乱流モデル・反応モデルの適合性に関しても本研究結果から判断すると流動条件などの違いによる影響に充分対応できず現状では未だ不充分であり，数値シミュレーション単独での焼却炉設計検討では信頼性に欠けることが分かった。

したがって，今後の焼却炉の研究開発に際して，極端に炉形状を変えて斬新な焼却炉を設計したり，全く異なった概念で二次空気吹込みを考えようとする場合には，モデル実験による特性把握と数値シミュレーション結果の相互補完による地道な試行が必要となり，Fig.6-1 に示すような手順での検討が不可欠であると考えられる。本研究と同様，コールドモデルによる基礎実験を積み重ねた後，数値シミュレーション，ホットモデルまたはパイ

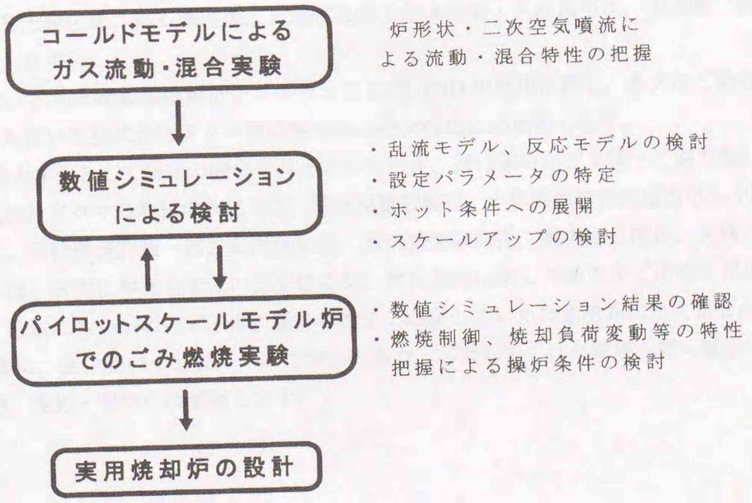



Fig.6-1　Procedure of research and development for new type incinerator

ロットスケールモデルによる実験を行ない，必要に応じてそれらを繰り返した後，実際の焼却炉設計を行うのが合理的である。

また，$k$-$\varepsilon$ モデルを含む乱流モデルは，計算機の高速化・利便性の向上とともに今後さらに数値流体力学分野において精度向上に関する研究の進展が期待される。一方，モデル実験の側からみると，本研究において均一分布として与えていた流入流速，トレーサ濃度など流入境界条件の設定精度を高めること，装置奥行方向での流速分布やトレーサ分布の偏在を確認することなどが今後の課題として考えられる。



# 謝　辞

本研究を遂行するにあたり，終始，懇切丁寧にまた熱心にご指導いただきました北海道大学大学院工学研究科廃棄物資源工学講座廃棄物処分工学分野・田中信壽教授に深く感謝申し上げます。大所高所からのご意見や，時には細部におよぶご指摘・基本的な知識のご教示などもいただき本当にありがとうございました。また，社会人学生ということでいろいろお心遣いをいただき常に励ましていただいたばかりでなく，廃棄物処理に係わる研究者・技術者としての基本姿勢を改めてご指導いただいたように思います。

また，本研究をまとめるにあたり，ご指導および多大のご助言を賜りました北海道大学大学院工学研究科，

流体物理工学講座流れ制御工学分野・木谷勝教授
廃棄物資源工学講座資源再生工学分野・恒川昌美教授
廃棄物資源工学講座廃棄物管理工学分野・古市徹教授
廃棄物資源工学講座廃棄物処分工学分野・松藤敏彦助教授

に衷心より感謝申し上げます。

さらに，廃棄物処分工学研究室の東條安匡助手，松尾孝之技官，学生の方々には常に暖かく接していただき，誠に有意義な学生生活を送ることができました。特に，松尾技官には，実験の実施にあたり装置の設計・改良・調整などに関連して多大なご協力をいただきました。本当にありがとうございました。同研究室修士課程の内藤久仁彦氏，後藤洋氏，金相烈氏にはデータ整理などの面でご協力いただきました。

実験の実施に際しご協力いただいた北海道大学大学院工学研究科修士課程修了・安達弘幸氏，井上陽仁氏，赤石隆宏氏，北海道大学工学部卒業・大谷昌平氏，山本勝一郎氏に謝意を表します。

また，汎用熱流動数値解析ソフトウェア CFX-F3D の使用に際し，多大なご助言とご協力をいただいた株式会社タクマ技術開発部の劉大偉氏に感謝致します。

社会人学生として研究の機会を与えていただき，常に強力なご支援・ご協力をいただいた株式会社タクマの若村保次郎専務，藤原敏雄取締役，手島肇取締役に感謝申し上げます。さらに，同社環境計画一部の武内豊部長，芝川重博副部長，高市克己課長，大隅一男専任課長には，研究に専念させていただだける分，会社業務に対して多大なご迷惑をおかけしました。それにもかかわらず，常に暖かく励まし応援していただき感謝にたえません。

最後に，長い間いつも暖かくにこやかに協力・応援してくれた家族（妻・雅子，長女・友里恵，長男・智洋）に感謝します。