

CFD によるトンネル壁際火源時の熱気流性状予測 Computational Fluid Dynamics Simulation of Hot Current from a Fire Source against Tunnel Wall

今関 修*，栗岡 均**，岡 泰資***，滝川 慎一****

Osamu IMAZEKI, Hitoshi KURIOKA, Yasushi OKA, Shinichi TAKIGAWA

Numerical Simulation by CFD was carried out to understand the hot current behaviour from a fire source in tunnel with longitudinal ventilation. It becomes clear that the fire source modelling is very important because the hot current behaviour is strongly affected by the fire source position and is sensitive to the modelling of the fire source. By adopting the knowledge on flame shape and incorporating it into numerical simulation, the reconstruction of the phenomena was improved and it showed a good agreement with the experimental results. It was experimentally shown in tunnel with forced ventilation that the hot current was developed toward a downwind tunnel center from the fire source near a wall. The cause was investigated by numerical simulation and it became clear that the air entrained by the fire-plume grew up vortex in the crevice between the wall and the plume.

key word : tunnel, fire, hot current, longitudinal ventilation, fire source position, CFD

1. はじめに

既往のトンネル火災時における火災ブルームの流動性状に着目した数値シミュレーションの研究の多くは、火災発生位置をトンネル短手方向中央もしくは走行レーン中央に想定した時の自然換気時の熱気流の到達距離^{1),2)}や、強制換気流と熱気流の相互関係^{3),4)}などに注目してきた。そのため、トンネル壁際に火源を設定した場合の数値シミュレーションも含めて既存の報告は殆どない。

縦流式換気方式を採用したトンネル内での火災事故がトンネル壁際に生じた場合を想定した滝川らの実験的研究⁵⁾では、天井近傍の最高温度上昇呈示位置が、トンネル中央に火源がある場合に比べて下流側に移動すること、下流側に向かって火災がトンネル中央へ傾斜することが確認された。このことから、トンネル壁際に火源がある場合、トンネル中央に火源がある場合に比べて、高温領域が下流側へ拡大し延焼拡大の危険性の増大が懸念される。これらの原因を追求するために、熱気流の詳細な性状を模型実験から把握することは、温度及び速度センサーの制限から困難であった。そこで、CFD(Computational Fluid Dynamics)による数値シミュレーションにより、縦流式換気時の火源が壁際にある場合の高温熱気流の流動性状を考察した。CFDにより火源近傍の高温熱気流を検討する場合、火源のモデル化が重要な項目である。通常、火源面に発熱速度を設定する方法により火源のモデル化が行われているが、火源周辺の実験の再現は難しい^{6),7),8)}。本報告で対象とする流れ場では、縦流式換気により火災が下流側に傾斜するため、上述した火源のモデル化の代わりに筆者らが導出した火災形状予測式^{9),10)}を用いて発熱領域をモデル化することにより、縦

キーワード：トンネル，火災，熱気流，縦流式換気，火源位置，CFD

* 鹿島建設 ITソリューション部

** 正会員 工博 鹿島建設 技術研究所

*** 工博 横浜国立大学大学院工学研究院

**** 横浜国立大学大学院工学府

流式換気時トンネル壁際に火源がある場合の熱気流性状の再現性の検討並びに考察を行った。

2. 対象となる実験概要

図1は、縦流式換気時の火源壁際と火源中央の場合の実験に用いた1/20スケールのトンネル模型の長手方向平面図である。短手方向(X方向)は $b(0.6\text{m})$ 、長手方向(Y方向)は 5.4m 、高さ

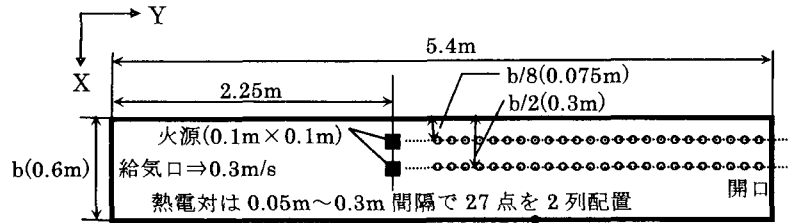


図1 トンネル実験模型の長手方向平面図

方向(Z方向)は $H(0.3\text{m})$ である。給気側トンネル坑口から長手方向に向かって 0.3m/s の風速を一様に与え、もう一方の坑口は単純開口である。トンネル屋根部と床面は鉄製で火源周辺部は断熱材を貼り、側壁は耐火ガラスである。火源は、火源の中心が壁際から $b/8(0.075\text{m})$ ：火源壁際の場合)及び $b/2(0.3\text{m})$ ：火源中央の場合)離れ、トンネル坑口の給気口から 2.25m の床面に設置した。火源の大きさは $0.1\text{m} \times 0.1\text{m}$ の正方火源で、発熱速度は 4.5kW 、燃料はプロパンガスを約10分間燃焼させた。計測は、図1に示したように、天井下 10mm の位置に2列に配置した素線径 0.65mm のガラス被覆K型熱電対によって、天井近傍の温度を2秒間隔で測定した。計算結果との比較では準定常状態になった後半3分間の値を用いた。

3. 数値シミュレーション

本研究で用いたCFDコードは、米国商務省技術研究所(NIST)が開発したFire Dynamics Simulator(以下FDSと表記)¹⁰⁾である。CFDの数値解析のポイントとなる圧力のPoisson方程式は、FFTによる直接法で質量保存式を満足するように計算する。支配方程式、離散化(時間積分、移流項、拡散項)と離散化の精度については、既報¹¹⁾を参照されたい。

3.1 計算条件

シミュレーションに用いた条件を表-1に示す。シミュレーションの時間は5分である。給気側のトンネル坑口の境界面では、Y方向速度成分を 0.3m/s で一様に固定した。初期速度、初期温度はトンネル内部の計算セルに一様に分布させた。本研究では、火源周辺部の現象に着目するため温度壁面条件は断熱とした。火源条件として発熱量相当の燃料を与えた。

3.2 格子分割の検討

(a)温度性状の比較

格子法に基づくCFD解析では、格子分割を

表-1 計算条件の概要

条件	設定
初期条件	速度： 0m/s 、温度： 22°C (測定時の室温)
速度壁面条件	Half-Slip ^(*)
温度壁面条件	断熱
トンネル坑口境界条件	給気口： 0.3m/s 固定、開口：大気開放 ^(**)
火源条件	・発熱速度：1分で4.5kWになるように線形近似。以後4.5kW固定。 ・面積：$0.1\text{m} \times 0.1\text{m}$、位置：床面 ・燃料：プロパンガス

(*)仮想セルの速度成分を UU 、境界を挟んで仮想セルの反対側の計算セルの速度成分を U とした時、 $UU=1/2U$ (ただし、 UU と U は境界に平行)

(**)大気圧固定

表-2 格子分割の検討ケース

ケース	格子分割		
	X方向分割数 (分割幅)	Y方向分割数 (分割幅)	Z方向分割数 (分割幅)
case1	30(20mm)	270(20mm)	15(20mm)
case2	30(20mm)	108(50mm)	15(20mm)
case3	60(10mm)	108(50mm)	15(20mm)
case4	30(20mm)	108(50mm)	30(10mm)
case5	60(10mm)	108(50mm)	30(10mm)

細かくすると計算精度の向上が期待できるが、CFL 条件 (安定性の条件)により、多大な計算時間が必要となる。そこで、表-2 に示すように、既報 8)を参考に一辺が 20mm の直方体格子(case1)を基準とし、トンネル長手方向の格子を粗くして(case2)、格子幅の変化による計算結果への影響を検討した。LES モデルを用いる場合、一般的には等方性格子を用いて解析すべきであるが、トンネル空間においては長手方向の格子分割数が増えるため、解析精度を低下させない範囲で格子分割の削減を試みた。図 2 は、火源断面(b/8)の位置の計算結果と実測結果の比較である。グラフの縦軸は初期温度からの温度上昇、横軸は火源中心から長手方向開口側への距離(r)とトンネル高さ($H=0.3\text{m}$)との比を意味し、以後、実測結果と計算結果の比較は同様である。FDS は空間平均に基づく乱流モデルであるため、細かい現象を再現する⁷⁾。火災現象においては、発熱速度が時間とともに変動することが多いため、実測結果と計算結果を比較する場合、センサーの応答時間を考慮して計算結果に対して何らかの時間平均化処理を行う必要がある。そこで、本報告の計算結果は、熱電対の応答時間(40 秒)で移動平均を行った。物理パラメータは、既報 11)と同じ Smagorinsky 定数(以下 C_s と表記)は 0.2、プラントル数(以下 Pr と表記)は 0.5、シュミット数(以下 Sc と表記)は 0.5 とした。また、火源表面に発熱速度に相当する燃料を与える(以下集中火源と表記)ことにより火源を設定した。case1 と case2 の比較から長手方向の格子分割の違いによる温度性状の変化は認められなかった。そこで、case2 を基準として、短手方向の格子分割の違いによる温度性状の変化を見たものが case3~case5 であり、いずれもほぼ同じ温度性状を示した。しかし、いずれの計算結果も実測結果と比較すると火源中心からの距離が $r<2H$ の範囲では温度性状が異なった。

(b)格子分割と計算時間

格子分割と計算時間の関係を表-3 に示す。表中の格子分割数倍率と計算時間倍率は、格子数の最も少ない case2 で正規化した。case3 と case4 は case1 に比べて格子数は少ないが、計算時間は多くなる。これは、case3 の X 方向分割幅と case4 の Z 方向分割幅が 10mm となっており、case1 の格子幅の半分になっている。そのため、CFL 条件を満足するための時間刻みを小さくする必要があり、計算時間が多くなった。case3 と case4 は格子分割数と同じであるにもかかわらず、case4 の方が計算時間が多いのは、火源近傍で Z 方向へ非常に速い上昇気流が発生したのに対し Z 方向の格子分割幅は小さいため、CFL 条件により時間刻みを小さくする必要があったためである。case5 の計算時間は case4 の 2 倍であり格子分割の倍率と同じであることから、短手方向の格子幅を細かくしても CFL 条件による時間刻みへの影響はなかったと言える。以上、格子分割による解析精度と計算時間の関係より、本報告では、計算時間の

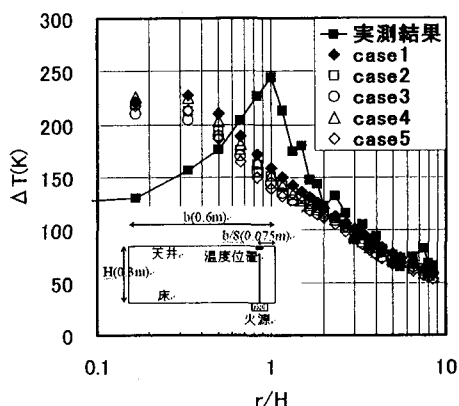


図 2 格子分割の違いによる温度上昇の変化
火源断面(b/8)、天井下 10mm
($C_s=0.2$, $Pr=0.5$, $Sc=0.5$, 集中火源)

表-3 格子分割と計算時間

ケース	格子分割			
	格子数	計算時間 (CPU 時間)	格子分割 数倍率	計算時間 倍率
case1	121,500	11.5 時間	2.5	5.2
case2	48,600	2.2 時間	1.0	1.0
case3	97,200	13.7 時間	2.0	6.2
case4	97,200	15.0 時間	2.0	6.8
case5	194,400	30.0 時間	4.0	13.6

(*)パソコンの性能 : Pentium4 3.0GHz、メモリ 1G バイト

最も少ない case2 の格子分割を用いて検討する。

3.3 物理パラメータ

数値シミュレーションでは、 C_s 、 Pr 、 Sc などの物理パラメータの設定が必要である。これら設定は経験に依るところが多いので、今後同様のシミュレーションを行う上で、物理パラメータの変化が計算結果に及ぼす影響を検討することは重要である。既報¹¹⁾より、 $C_s=0.2$ 、 $Pr=0.5$ 、 $Sc=0.5$ を基準として、 C_s は $0.1\sim 0.2$ 、 Pr と Sc はともに $0.2\sim 1.2$ の範囲で変化させた。 C_s と Sc の変化による温度性状はいずれの場合もよく一致したため、既報¹¹⁾と同じ $C_s=0.2$ 、 $Sc=0.5$ とした。今回は温度性状の検討を行ったので Sc の変化による計算結果への影響は見られなかったが、物質拡散について検討する場合は、 Sc の変化による影響を考える必要がある。図3は、 Pr を変化させた場合の火源断面($b/8$)の温度上昇の計算結果と実測結果の比較である。 Pr が $0.8\sim 1.2$ の場合、計算結果の温度性状はよく一致した。 $Pr\leq 0.5$ 場合、温度が低くなったのは空間全体に温度拡散が進んだものと考えられる。図3に示したとおり、物理パラメータを変化させても火源中心からの距離が $r<2H$ の領域では、計算結果は実測の温度性状を再現できなかった。この領域では既報⁷⁾によるとレイノルズ数が大きい領域と考えられ、拡散に影響する物理パラメータの検討をするよりは別の検討が必要と考え火源設定の工夫に着目した。 Pr は、 $r\geq 2H$ の領域で実測の温度性状をよく再現し、且つ火源近傍での温度層の発達を考慮して $Pr=0.8$ を採用した。

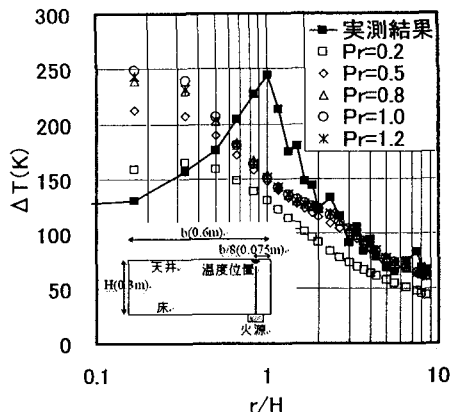


図3 Pr の違いによる温度上昇の変化
火源断面($b/8$)、天井下10mm
($C_s=0.2$, $Sc=0.5$, 集中火源)

3.4 火源設定の検討

(a)集中火源の場合の温度性状

図3に示したとおり $Pr=0.8$ の温度性状を見ると、実測結果は最高温度上昇呈示位置が $r=1H$ に現れたが、計算結果は $r\approx 0.2H$ に現れた。この原因は、縦流式換気による未燃ガスの下流側への傾斜を精度よく再現できていない事によるものと考えられ、火源モデルの改良が必要となる。火源設定として火源近傍の計算格子を細かくする方法では計算時間が増大する。そこで、本研究で用いた一般的なメッシュサイズで火災時の天井近傍の温度性状の再現を行うために、栗岡⁸⁾、岡⁹⁾らが提案する火炎形状予測式を火源設定に用いる簡易予測法を試みた。

(b)火炎形状予測式を用いた簡易予測法

シミュレーションの領域は矩形メッシュになっているため、火炎形状予測式^{8),9)}から計算される火炎形状から矩形モデルを作成して、発熱速度に相当する燃料を矩形要素毎に分配する必要がある。図4は、そのフロー図である。また、式(1)～(8)は火炎形状予測式である。表4¹²⁾は、天井近傍最高温度上昇(ΔT_{max})の値により、天井近傍領域を三領域(連続火炎領域、火炎片領域、ブルーム相当領域)に分類し、その係数を整理したものである。火炎形状予測式は、トンネル断面アスペクト比が $1/3\sim 1/1$ の範囲で、縦流式換気時のトンネル空間に適用可能で、且つトンネル短手方向中央に火源を設置した実験結果を基に得られたものである。図5と図6に火炎形状予測式中使用する変数を図示する。火炎形状予測式で定義された火炎領域は、連続火炎領域と火炎片領域がモデル化されている。そこで、本報告では、550K以上の温度上昇領域を化学反応領域、すなわち発熱領域として矩形モデルを作成した。

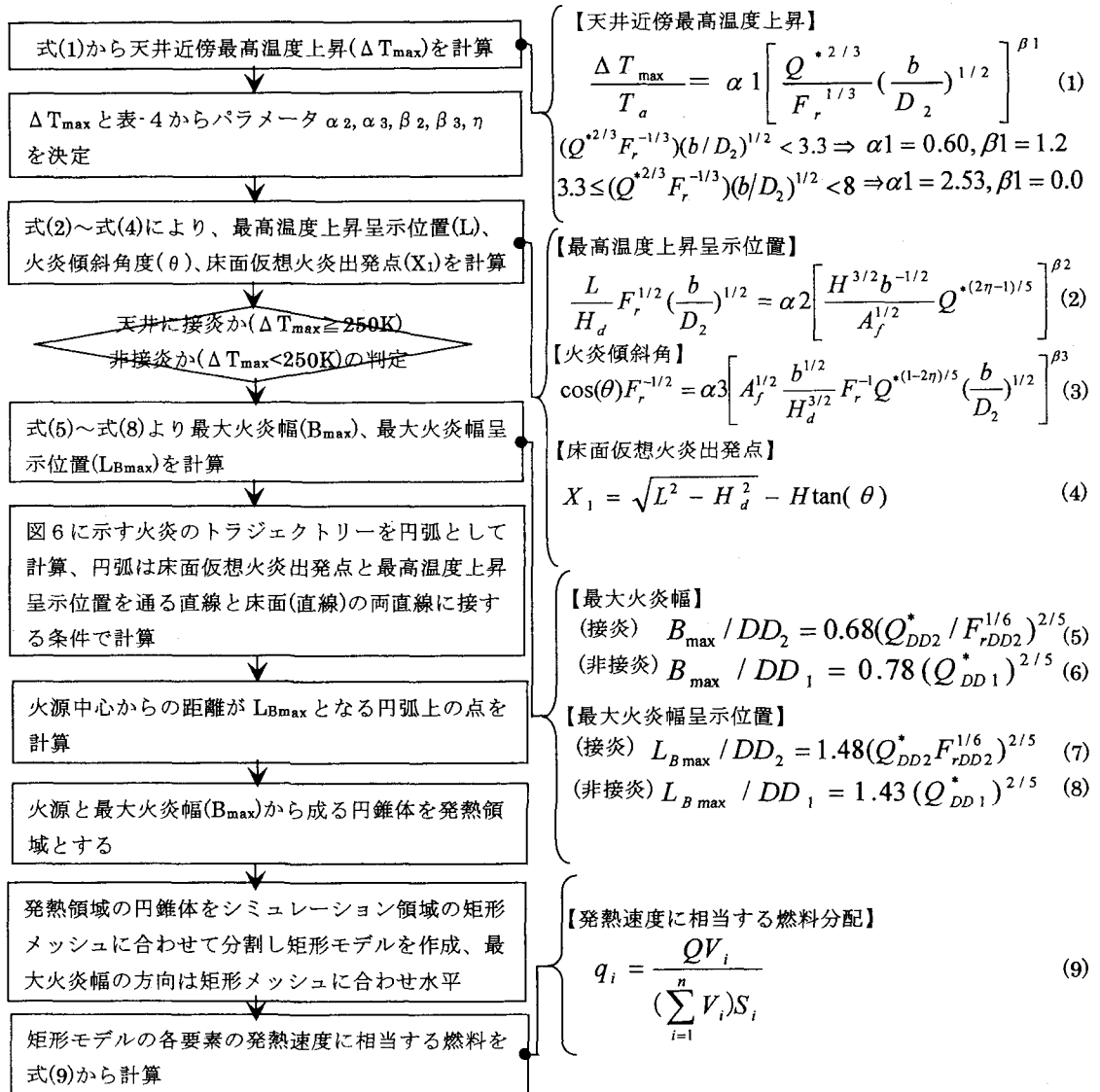


図4 火炎形状予測式を用いた簡易予測法のフロー図

連続火炎からブルーム領域までの温度上昇の範囲で整理した図7の火災ブルーム幅と温度上昇の関係^{a)}を利用して、発熱領域の境界位置として550Kの温度上昇位置(R1)、火炎領域の境界位置として250Kの温度上昇位置(R2)を読み取ると、R1はR2の半分となる。また、発熱領域の長さに関しては、化学反応が終了する領域が最大火炎幅呈示位置($L_{B\max}$)に相当すると考え、最大火炎幅提

表・4 $\Delta T_{\max}$ によるパラメータ分類

Region	η	$\alpha 2$	$\beta 2$	$\alpha 3$	$\beta 3$
$\Delta T_{\max} < 250K$ (ブルーム相当領域)	-1/3	2.98	0.71	0.54	0.63
$250K \leq \Delta T_{\max} < 550K$ (火炎片領域)	0	3.7	0.67	0.46	0.66
$\Delta T_{\max} \geq 550K$ (連続火炎領域)	1/2	3.51	0.59	0.52	0.57

示位置を採用した。シミュレーションでは、図6に示すように発熱領域を火源と最大火炎幅(B_{max})から成る円錐体と仮定し、シミュレーション領域の矩形メッシュに合わせて矩形要素に分割してモデル化した。そのため本研究では、最大火炎幅の方向も矩形メッシュに合わせて水平とした。燃料は、式(9)を用いて矩形モデルの要素毎に分配した。

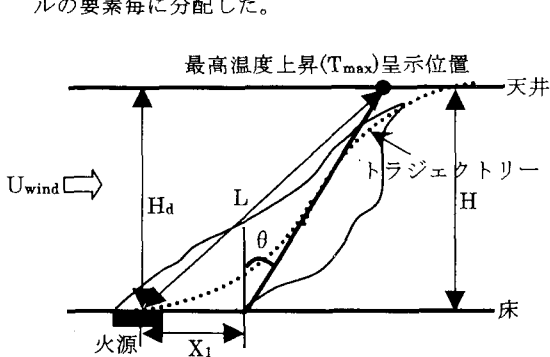


図5 火炎形状予測式で使用する変数の図示

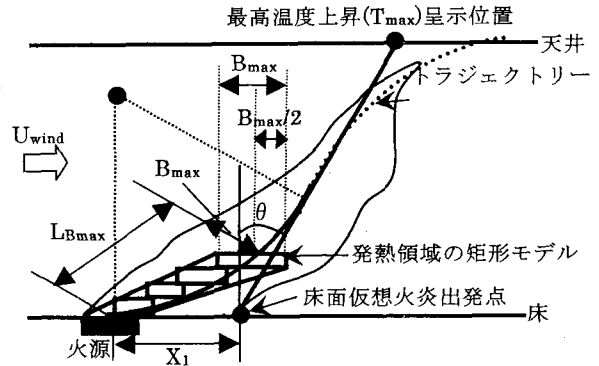


図6 火炎形状予測式で使用する変数の図示と
発熱領域の矩形モデル

(c) 火源中央($b/2$)への簡易予測法の適用

火炎形状予測式は、火源がトンネル短手方向中央にある場合の実験から導かれたことから、まず、トンネル短手方向中央($b/2$)に火源がある場合の簡易予測法による温度性状の再現性について検討した。図8に計算結果と実測結果の比較を示す。両者の温度性状はよく一致する。

(d) 火源壁際($b/8$)への簡易予測法の適用

図9の①は、簡易予測法による温度性状の計算結果であり、最高温度上昇呈示位置は、実測結果より火源側に現れた。この原因は、火源壁際の場合の火炎形状が火源中央の場合と異なっているためと考えられる。そこで、火源壁際場合の実験結果から、火炎傾斜角(θ)、最大火炎幅(B_{max})、最大火炎幅呈示位置($L_{B_{max}}$)を読み取り、これらの値を基に再計算した結果が図9の②である。このような修正により、最高温度上昇呈示位置並びに他の領域の温度性状も実測結果に近い性状が得られた。

4. 火炎性状の結果と考察

4.1 気流性状

火源壁際の火炎実験において、縦流式換気で傾斜した火炎が下流に向かうにつれて、壁際からトンネル中央に傾くことが確認された。そこで、火炎形状予測式を用いた CFD によるシミュレーション結果から、火源壁際($b/8$)断面の気流性状を考

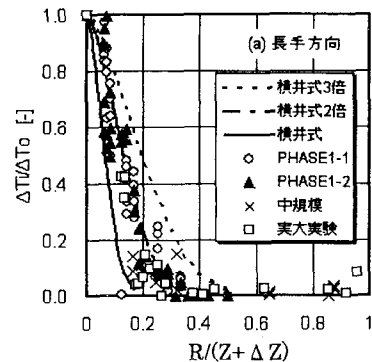


図7 火炎プルーム幅と温度上昇の関係

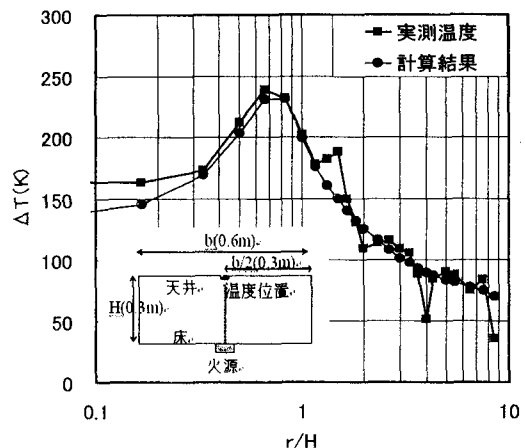


図8 簡易予測法による火源中央($b/2$)・火源断面($b/2$) 天井下 10mm の温度上昇の変化

察する。図 10 と図 11 は長手方向鉛直断面の流れ図である。図 10 は火源断面(b/8)の流れ図であり、火源から天井へ向かう熱気流は、換気流により下流側に傾斜しながら天井に衝突し、その後、天井に沿って下流側へ流れ、一部の流れは遡上する。図 11 は、火源と壁の隙間断面(b/15)の流れ図であり、熱気流は下流側に発生した渦の影響により、火源断面の熱気流に比べると下流側への傾斜が小さいことがわかる。図 12 は、図 11 に示す Z1(Z=H/3)水平断面の流れ図であり、火源近傍下流側で壁際に渦(図 12 の A 部)の発達を確認できる。図 13 と図 14 は、図 11 に示す Y1(r=0.5H) と Y2(r=1H)の短手方向鉛直断面の流れ図である。図 13 を見ると、天井へ向かう上昇流が主流であるが、下部の壁際(B 部)で巻き込み空気による渦が確認でき、中央部(C 部)でも火災ブルームによるものと考えられる渦が確認できる。図 14 を見ると、壁際に発生した渦(D 部)は、火災ブルームの発達とともに巻き込み空気となり、結果として火災ブルームをトンネル中央に向けてと考えられ、中央部(E 部)に発生した渦の中心も若干中央に寄っている。

火災ブルームによる巻き込み空気は、3 次元的な渦(水平方向、高さ方向)となって火災ブルームと壁の隙間に入り込み拡大する。このため、火災実験でも確認されたように火災がトンネル下流側中央へ向かって傾斜する現象を引き起こしたのと考えられるが、今後実験による検証が必要である。図 15 は、図 11 に示した Z2 断面(天井下 10mm)の長手方向平面の速度分布である。天井近傍では、短手方向の速度成分(U)と長手方向の速度成分(V)が主流であるため、速度分布は平面的な流れ($U^2 + V^2$)^{1/2}を示す。速度分布は壁際から離れ、下流側中央に向かって拡大している。

4.2 温度性状

図 16 と図 17 は、火源壁際(b/8)の場合と火源中央(b/2)の場合の図 11 に示した Z2 断面の長手方向(X-Y 平面)の温度上昇分布である。火源壁際の場合、図 15 で見たように下流側トンネル中央に向かって気流が流れる。このため、高温の熱や煙がトンネルの中央へも広がっていくものと考えられ、図

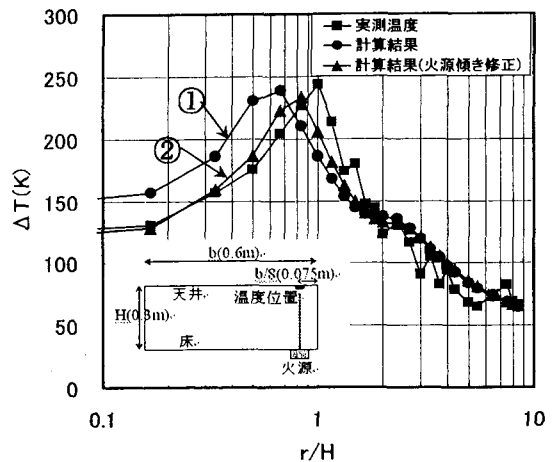


図 9 簡易予測法による火源壁際(b/8)・火源断面(b/8) 天井下 10mm の温度上昇の変化

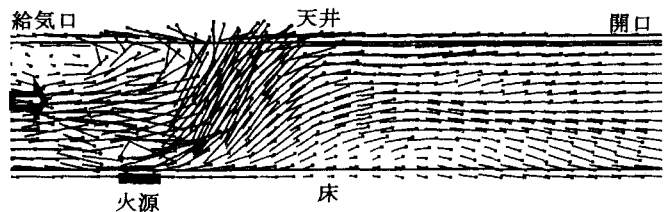


図 10 長手方向流れ図(Y-Z 断面)・火源断面(b/8)

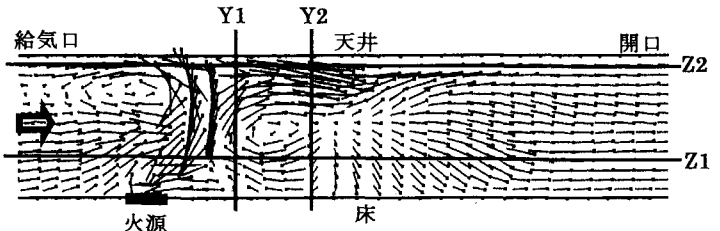


図 11 長手方向流れ図(Y-Z 断面)・火源と壁の隙間(b/15)

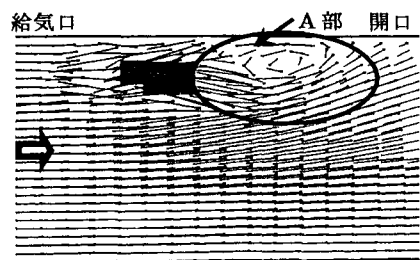


図 12 長手方向流れ図(X-Y 平面)・Z1 断面

16と図17の温度上昇分布を比較すると、火源壁際の場合には火源中央の場合に比べて80K以上の高温層が下流側に長く発達している。図18と図19は、火源壁際(b/8)の場合と火源中央(b/2)の場合の長手方向(Y-Z断面)火源断面の温度上昇の分布である。火源中央の場合、火源壁際の場合に比べて $r \geq 3H$ の範囲では、高温層(本論文では温度上昇40K以上の温度層を定義)が厚くなった。図20と図21は、図19で示した高温層が最も厚くなった位置($r=4H$)の短手方向断面(X-Z)の流れ図と温度上昇の分布である。火源壁際の場合(図20-(a))、高さ1/2を境に規則性を持った流れとなっているが、火源中央の場合(図21-(a))、高温層が厚くなる時に生じたと考えられる不規則な流れが確認できる。火源壁際の場合(図20-(b))、温度上昇90K以上の温度層が短手方向天井近傍に幅広く広がったが、火源中央の場合(図21-(b))、天井近傍の高温層は希釈されて厚くなった。この原因を調べるため、図22に短手方向速度成分(U)と高さ方向速度成分(W)による質量流量[kg/s]、図23に長手方向速度成分(V)による質量流量を示す。ただし、質量流量は、短手方向断面(X-Z)の高温層におけるものである。図22を見ると、最高温度上昇呈示位置($r=1H$)近傍では、火源壁際の場合も火源中央の場合も火災プルームによる巻き込み空気が多いため質量流量が多く、且つ火源中央の場合、火源壁際の場合より質量流量が多くなった。しかしながら、 $r > 2H$ の領域では、速度成分Uと速度成分Wによる質量流量が少ないことがわかる。一方、図23を見ると、長手方向速度成分(V)の質量流量は、トンネル長手方向においても火源中央の場合は火源壁際の場合より質量流量が多く、 $r > 2H$ の領域では両者とも質量流量はほぼ一定になった。これらのことから、火

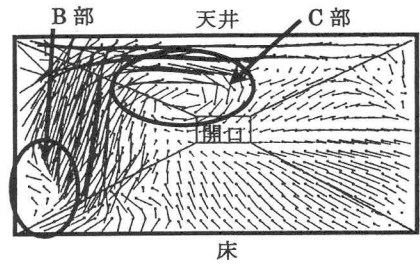


図13 短手方向流れ図(X-Z断面)・Y1断面

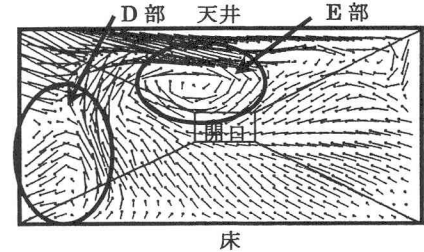


図14 短手方向流れ図(X-Z断面)・Y2断面

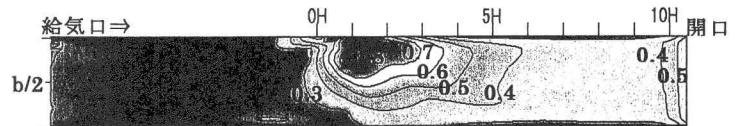


図15 火源壁際(b/8)長手方向(X-Y平面) 天井下10mmの速度分布

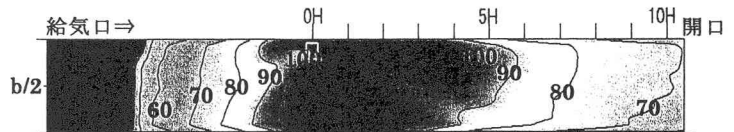


図16 火源壁際(b/8)長手方向(X-Y平面) 天井下10mmの温度上昇分布

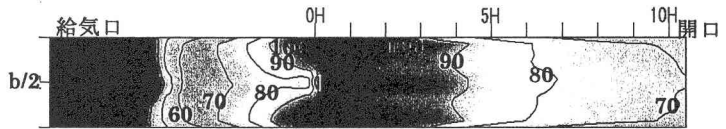


図17 火源中央(b/2)長手方向(X-Y平面) 天井下10mmの温度上昇分布

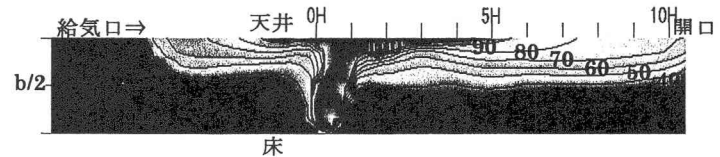


図18 火源壁際(b/8)長手方向(Y-Z断面)・火源断面(b/8)温度上昇分布

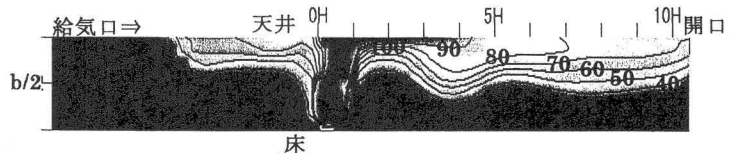


図19 火源中央(b/2)長手方向(Y-Z断面)・火源断面(b/2)温度上昇分布

源壁際の場合も火源中央の場合も、火源から天井衝突の区間での火災プルームによる巻き込み空気質量流量が高温層へ与える影響が大きいものと考えられる。天井部での高温層は、換気流との混合及び壁面からの熱損失(今回は考慮していない)によって温度が低下していくため、火源壁際の場合は火源中央の場合よりも火災プルーム発達時の巻き込み空気が少なかったため、高温層の浮力が保持され火源中央の場合に比べて下流側で高温層が厚くならなかったものと考えられる。一方、火源中央の場合は、上部高温層へ運ばれる火災プルームの巻き込み空気が多くなり、これによって天井近傍の高温層は希釈されて厚くなったものと考えられる。

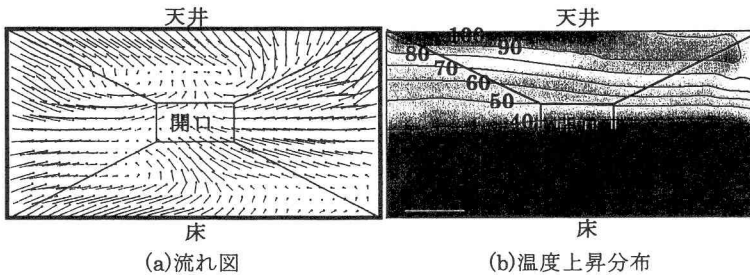


図 20 火源壁際 (b/8)短手(X-Z)方向流れ図と温度上昇分布($r=4H$ 断面)

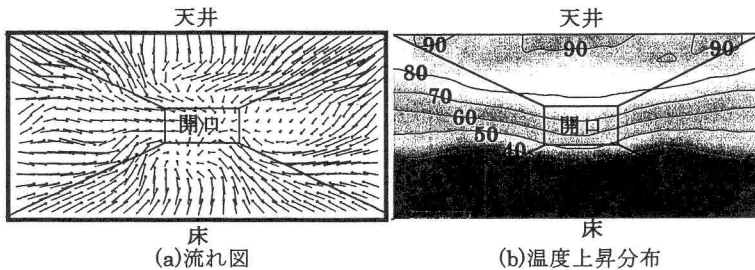


図 21 火源中央 (b/2)短手方向(X-Z)流れ図と温度上昇分布($r=4H$ 断面)

5. まとめ

シミュレーションと実測結果を比較した結果以下の結論を得た。

- ①縦流式換気時火源中央の場合、火災形状予測式を用いた簡易予測法で発熱領域を矩形モデルに置き換えた場合、計算結果と実測結果は良好な一致を示した。
- ②縦流式換気時火源壁際の場合、火災形状予測式を用いた簡易予測法の結果は、最高温度上昇呈示位置が実測結果より火源側に出現した。実測値から火災傾斜角、最大火炎幅、最大火炎幅呈示位置を読み取り矩形モデルに置き換えると、計算結果と実測結果の一致度が高くなった。今後、簡易予測法を用いてシミュレーションを行う場合、火源壁際の場合の火災形状予測式が必要である。
- ③縦流式換気時火源壁際の場合、熱気流は下流側中央に向って流れる。この原因は、火災プルームによる巻き込み空気が壁と火災プルームの隙間で渦となって発達したためと考えられる。
- ④縦流式換気時火源壁際の場合、火源中央の場合に比べて火災プルームによる巻き込み空気が少ないため、トンネル上部高温層が下流側へ保存される。そのため周辺空間への影響が大きいものと考えられる。また、縦流式換気時火源中央の場合は、火源壁際の場合に比べて下流側で高温層が厚くなり、避難計画や救援活動の際、注意が必要になると考えられる。ただし、延焼拡大の検討、排煙設計や避難計画の検討を行う場合、火源からの輻射を含めて火源位置を考慮した温度層や気流ベクトルの3次元性状をより詳細に把握す

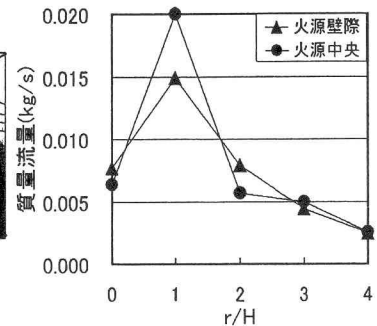


図 22 短手方向速度成分(U)と高さ方向速度成分(W)による温度上昇 $\geq 40K$ の質量流量

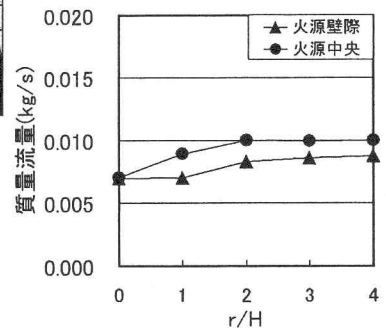


図 23 長手方向速度成分(V)による温度上昇 $\geq 40K$ の質量流量

る必要がある。

【記号】

A_f : 火源面積($D_1 \times D_2$)[m²], b : トンネル開口幅[m], B_{max} : 最大火炎幅[m], C_p : 空気の比熱[kJ/kgK], C_s : Smagorinsky 定数[-], D : 代表長さ[m], D_1 : トンネル長手方向火源長[m], D_2 : トンネル短手方向火源長[m], $DD_1 = D_2^{3/2}/D_1^{1/2}$ [m], $DD_2 = D_1^{3/2}/D_2^{1/2}$ [m], $Fr = U_{wind}^2/g/H_d$: フルード数[-], g : 重力加速度[m/s²], H : 床表面から天井までの高さ[m], H_d : 火源表面からトンネル天井までの距離[m], L : 最高温度上昇呈示位置(火源表面中心から天井直下の最高温度上昇呈示位置までの直線距離)[m], L_f : 火炎長さ[m], L_{Bmax} : 最大火炎幅呈示位置[m], n : 発熱領域の矩形要素数, Pr : プラントル数[-], q_i : 発熱領域の i 番目の矩形要素の発熱速度[kW/m²], Q : 火源発熱速度[kW], $Q^* = Q/(\rho_a C_p T_a g^{1/2} D^{5/2})$: 無次元発熱速度 [-], r : 火源中心からトンネル長手方向開口側への距離[m], R : 火災プルーム幅[m], Sc : シュミット数[-], S_i : 発熱領域の i 番目の矩形要素の発熱面積[m²], T_a : 外気温度[K], ΔT : 初期温度からの温度上昇[K], ΔT_{max} : 天井近傍最高温度上昇[K], ΔT_0 : 火災プルーム中心軸上温度上昇[K], ΔT_i : 火災プルーム中心軸から幅 R での温度上昇[K], U_{wind} : 給気風速[m/s], V_i : 発熱領域の i 番目の矩形要素の体積[m³], X_1 : 床面仮想火炎出发点[m], Z : 火源表面からの高さ[m], ΔZ : 仮想点源距離 [m]($\Delta Z/D = 2.0 Q^* D^{2/5}$), θ : 火炎傾斜角度[rad], ρ_a : 空気の密度[kg/m³], $\alpha_1 \sim \alpha_3$, $\beta_1 \sim \beta_3$, η : 係数

【参考文献】

- 1)Yuko Kunikane: “Characteristics of Fire Plume and Smoke in Large Cross Section Tunnel”, Doctoral thesis, 2004
- 2)N.Kawabata et al.: “Numerical Simulation of Smoke Descent in a Tunnel Fire Accident”, Tunnel Management International, Vol.6, No.4, 2003
- 3)P.J.Woodburn&R.E.Britter: “CFD Simulation of Tunnel Fire-Part1”, Fire Safety Journal, Vol.26, P.35-62, 1996
- 4)Lea, C.J.: “Computational Fluid Dynamics Simulations of Fires in Longitudinally-Ventilated Tunnel”, HSL Report No.IR/L/FR/94/10, 1995
- 5)滝川慎一他: トンネル火災時の天井近傍温度分布に対する火源位置の影響, 平成 16 年度日本火災学会研究発表会概要集, pp.384-387, 2004
- 6)國兼裕子他: LES 乱流モデルを用いた自由空間における Fire Plume の数値解析, 平成 12 年度日本火災学会研究発表会概要集, pp.36-39, 2000
- 7)國兼裕子他: LES を用いたトンネル火災における熱気流の数値予測, 平成 13 年度日本火災学会研究発表会概要集, pp.348-351, 2001
- 8)栗岡均: トンネル空間における火災安全に関わる実験的研究, 北海道大学学位論文, 2003
- 9)岡泰資他: トンネル断面形状および火源形状が火源近傍火災性状に与える影響について, 地下空間シンポジウム論文・報告集, 第 9 巻, pp.19-28, 2004
- 10)Kevin B et al.: “Fire Dynamics Simulator (Version3) Technical Reference Guide”
<http://www.bfrl.nist.gov/>
- 11)佐藤博臣他: CFD による散水設備作動時のトンネル空間熱性状予測, 地下空間シンポジウム論文・報告集, 第 9 巻, pp.69-78, 2004
- 12)栗岡他: トンネル空間の火炎形状について, 第 10 回地下空間シンポジウム論文・報告集, 投稿中