

# 数値解析による単線トンネルの火災時熱気流の挙動評価

山内 雄記\* 齊藤 実俊\*

Evaluation Method of Hot Gas in Tunnel Fire by Numerical Analysis

Yuki YAMAUCHI Sanetoshi SAITO

The authors conduct Fire Dynamics Simulator (FDS) simulation for tunnel fire on a single-track railway mountain tunnel with a small cross-sectional area. FDS gives calculation results of the arrival time, moving speed, and temperature rise of the hot gas. The heat transfer coefficient between the hot gas and the tunnel wall can be identified from the theoretical formula and the numerical simulation results. In addition, simple formulas for the arrival time, moving speed, and temperature rise with the distance from the fire source and the heat release rate can be also obtained.

キーワード：トンネル火災，熱気流，伝播速度，FDS，LES

## 1. はじめに

日本の鉄道では、トンネル内で車両火災が発生した場合には基本的に列車をトンネル内に停止させず、明かり区間まで走行を続けることとなっている。さらに、車両の難燃化により火災のリスクは低くなっており、トンネル内火災が発生する可能性は低いと考えられる。しかし、2011年に北海道の石勝線で発生したトンネル内での脱線・火災事故のように、脱線や車両故障、停電等によってトンネル内で火災車両が停止する可能性がある。特に一般の山岳トンネルには換気設備や排煙設備がないため、火災が発生した場合のリスクは高い。

トンネル火災では、発生する熱気流に含まれる有毒ガスや燃焼による酸素不足、炎や熱気流による高温状態、煙による視界不良が主な避難阻害要因となる。このため、避難誘導方法や効率的な排煙方法の検討のためには、トンネル内の熱気流の性状（温度、速度、一酸化炭素や二酸化炭素などの濃度、煙濃度など）を予測することが必要となる。

これまで、トンネル内の熱気流の性状について縮尺模型実験や数値シミュレーションを用いて研究を行ってきた<sup>1)</sup>が、実物大のトンネルを対象とした実験および数値シミュレーションは実施していなかった。そこで、実物大の単線の山岳トンネルを対象とした数値シミュレーションを実施し、火災が発生した場合の熱気流の伝播速度および温度を計算した。さらに、火源からの距離を変数とした理論式の熱的変数を同定し、火源規模をパラメータとした熱気流の伝播速度と温度に関する簡易式を作成した。

## 2. 数値計算手法

本研究で使用した解析プログラムは、米国商務省 National Institute of Standards and Technology (NIST) で開発された Fire Dynamics Simulator Version 6.5.3 (以下 FDS) である。火災現象を対象とした計算に特化しており、主に建築物内の火災解析に豊富な実績を持つ。流れ場の支配方程式は質量保存式、運動量保存式、エネルギー保存式、状態方程式、混合分率保存式である。ソースコードを含め無償で公開されており、現在もアップデートが続けられている。その他の主な特徴を以下に示す。

- 計算格子として直交格子のみ使用可能
- ソースコードの言語は Fortran90
- OpenMP および MPI ライブラリを利用した並列計算が可能
- 乱流モデルは LES (DNS も選択可能)
- 標準の SGS モデルは Deardorff モデル<sup>2)</sup> (標準 Smagorinsky モデルやダイナミック Smagorinsky モデルも選択可能)
- 空間微分項の離散化には 2 次精度中心差分スキームを使用
- 熱および物質の移流項の離散化には 2 次精度の TVD スキーム<sup>3)</sup>を使用
- 時間積分は 2 次精度の予測子・修正子法を使用
- 低 Mach 数近似が成り立つ流れ場を対象
- 燃焼モデルは混合分率モデル (Mixture Fraction Model)

混合分率モデルでは、燃料と酸素の混合により即時に反応が終了するという仮定によって計算しているため、計算負荷が高い燃焼反応の素過程部分を省き、計算負荷を削減している。

\* 環境工学研究部 熱・空気流動研究室

### 2.1 対流熱伝達係数

流体と固体の熱連成においては、流体側の熱流束と固体側の熱流束が等しいという境界条件が与えられる。流体側からの熱流束を算出する際には対流熱伝達係数  $h$  が用いられるが、 $h$  は物性値ではなく、流れ場の状態に依存する物理量である。本研究ではトンネル天井に沿って流れる熱気流の流動現象を対象としているため、対流熱伝達係数のモデル設定が計算結果に大きな影響を与える。FDS では自然対流熱伝達係数と強制対流熱伝達係数の大小関係を考慮したモデルがデフォルトとして設定されているが、境界から1つ目のセルにおける流体の温度や速度が計算に使われるため、精度が悪いことが欠点である。そこで本研究では、オプションとして用意されている Near-Wall Model を使用した。これは対数則の壁関数を使用したモデルであり、式(1)～式(3)により  $h$  が与えられる。

$$h = \frac{\rho c_p u_\tau}{T^+} \tag{1}$$

$$T^+ = \text{Pr} y^+ \quad (y^+ \leq 11.81) \tag{2}$$

$$T^+ = \frac{\text{Pr}_t}{\kappa} \ln y^+ + B_t \quad (y^+ \geq 11.81) \tag{2}$$

$$B_t = \left( 3.85 \text{Pr}^{\frac{1}{3}} - 1.3 \right)^2 + 2.12 \ln \text{Pr} \tag{3}$$

ここで、 $\rho$  は流体の密度、 $c_p$  は流体の定圧比熱、 $u_\tau$  は摩擦速度、 $y^+$  は摩擦速度で無次元化した壁からの距離、 $\text{Pr}$  は分子プラントル数、 $\text{Pr}_t$  は乱流プラントル数（デフォルトは0.5）、 $\kappa$  はカルマン定数 ( $\kappa=0.41$ ) である。

### 2.2 計算格子

トンネル火災を対象とした数値計算においては、適正な格子の大きさについての統一的な見解はない。以下では火源規模に対する格子の大きさについて記す。火災の数値計算においては Fire characteristic diameter:  $D^*$ <sup>4)</sup> がよく参照される。 $D^*$  は火災を特徴づける長さであり式(4)で表される。

$$D^* = \left( \frac{Q}{\rho_0 c_{p0} T_0 \sqrt{g}} \right)^{\frac{2}{5}} \tag{4}$$

ここで、 $Q$  は発熱速度、 $\rho_0$  は空気密度、 $c_{p0}$  は空気の定

圧比熱、 $T_0$  は火災前の基準温度、 $g$  は重力加速度である。火災に関する数値計算においては、格子の大きさが  $D^*$  の何倍かで整理することが多い。例えば Hu ら<sup>5)</sup> は、トンネル火災における天井付近の最大温度に関する数値計算において、 $0.1 D^*$  から  $0.12 D^*$  程度の大きさの格子を用い、実物大実験と良く一致する結果を示している。

本研究では、両側に坑口のある山岳トンネルを対象とし、トンネル断面形状は標準的な第一号型<sup>6)</sup> (単線トンネル、馬蹄形、高さ  $H=5.1\text{m}$ 、断面積  $S=20.6\text{m}^2$ ) とした。FDS は直交格子のみ使用可能のため、断面内の格子は  $0.2\text{m}$  四方とし、曲線は階段状に近似した。全長は  $1\text{km}$  であり、片側坑口から  $50\text{m}$  の位置の床面に火源 (規模  $20\text{MW}$ ; 北陸トンネル火災事故におけるフラッシュオーバー以降の火源規模推定値約  $10\text{MW}$ <sup>7)</sup> の2倍) を設置した。トンネル長さ方向の格子間隔は、①全区間  $0.2\text{m}$ 、②  $|x_f| \leq 50\text{m}$  では  $0.2\text{m}$ 、 $50\text{m} \leq |x_f| \leq 500\text{m}$  では  $0.4\text{m}$ 、 $500\text{m} \leq |x_f|$  では  $1.0\text{m}$ 、③全区間  $1.0\text{m}$  の3通りの条件で計算を実施した。計算領域を図1に示す。

発熱速度が  $Q=20\text{MW}$ 、火源近傍の格子の大きさは  $0.2\text{m}$  四方であるため、格子の大きさはおよそ  $0.063D^*$  であり、既往の文献と比べて小さい設定である。

### 3. 計算結果および簡易式の係数同定

火源付近の数値シミュレーションの様子を図2に示す。火源で発生した熱気流は浮力により上昇し、トンネル天井を沿って両坑口に向かって流れる。一方トンネル下部では、新鮮空気が火源に向かって流れる。

#### 3.1 格子サイズの影響

火源からの距離に対する火災発生から熱気流先端到達までの時間について、格子サイズの違う3条件の比較を図3に示す。ここでは、断面内の何れかの位置における温度が  $1^\circ\text{C}$  以上上昇した時刻に熱気流先端が到達したと

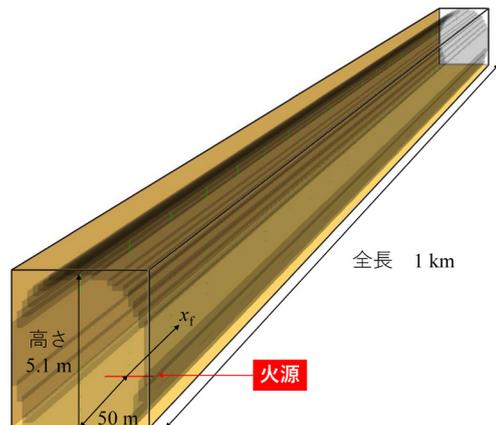


図1 計算領域 ( $x_f$  は火源からの距離)

判断した。なお、条件②の  $x_f = 500\text{m}$  における結果は、出力設定ミスのため表示されていない。最も格子が細かい条件①における結果を基準とすると、条件②における結果は火源遠方 ( $x_f \geq 700\text{m}$ ) において熱気流の到達が遅くなるものの、最大誤差は約 3% でありほぼ一致していた。条件③では ( $x_f \geq 500\text{m}$ ) で条件①よりも熱気流の到達が速く、 $x_f \geq 600\text{m}$  の領域での誤差は約 10% であった。計算時間については、条件②は条件①の約 1/3 倍、条件③は条件①の約 1/10 倍であった。よって、条件②のように火源近傍に比べ火源遠方で計算格子を大きくすることで計算精度を維持しつつ計算時間を短縮することができる。次節以降の結果は、条件②による結果のみを示す。

### 3.2 熱気流先端の到達時間と移動速度

トンネル壁面における熱量保存の方程式から、火源位置での熱気流の初速度  $v_0$ 、火源からの距離  $x_f$  における熱気流先端の到達時間  $t$  および移動速度  $v$  は式 (5) ~ 式 (7) で表される<sup>8)</sup>。

$$v_0 = CK \left( \frac{Q_c g T(0)}{c_{p0} \rho_0 T_0^2 w} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (5)$$

$$t = \frac{3m'c_{p0}}{hwv_0} \left( \exp \left[ \frac{hw}{3m'c_{p0}} x_f \right] - 1 \right) \quad (6)$$

$$v = v_0 \exp \left( - \frac{hw}{3m'c_{p0}} x_f \right) \quad (7)$$

ここで、 $C$  は新鮮空気との混合に関する定数、 $K$  は煙厚さに関する定数、 $Q_c = \alpha Q$  は火源の輻射成分を除いた対流成分発熱速度、 $\alpha$  は発熱効率（全発熱速度に対する対流成分の比率）、 $T(0)$  は火源直上の熱気流温度、 $w$  は熱気流幅（管路の幅）、 $m'$  は熱気流の生成質量流量である。

火源直上の熱気流の温度上昇量  $\Delta T(0) = T(0) - T_0$  は式 (8) から求まる<sup>9)</sup>。

$$\Delta T(0) = 0.169 \left( \frac{Q_c^2}{H^5} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (8)$$

また、熱気流の生成質量流量は式 (9) で表される。

$$m' = \frac{Q_c}{c_{p0} \Delta T(0)} \quad (9)$$

ここで、 $w = S/H = 4.05\text{m}$ 、 $c_{p0} = 1008\text{J}/(\text{kg K})$ 、 $\rho_0 = 1.205\text{kg}/\text{m}^3$ 、 $T_0 = 20^\circ\text{C}$ 、 $\alpha = 0.6$  とし、熱気流先端の到達時間の数値シミュレーション結果をもとに、最小二乗法により式 (6) の係数を同定した結果を図 4 に示す。これと式 (8)、(9) より、式 (10) のように  $h$  を算出できる。

$$\frac{hw}{3m'c_{p0}} \approx 0.001608 \quad (10)$$

$$\Rightarrow h \approx 12.2\text{W}/(\text{m}^2\text{K})$$

文献 10 によると、通常のコンクリート露出面では  $h = 12 \sim 14\text{W}/(\text{m}^2\text{K})$  であり風速の増加に伴い熱伝達係数も増加するとあり、本計算結果は妥当な数値であると考えられる。

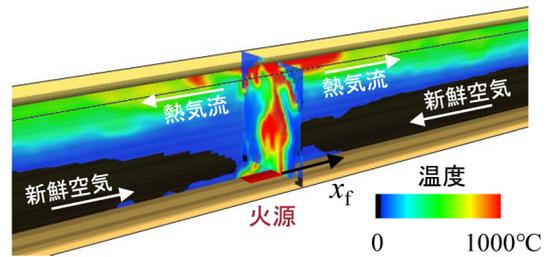


図2 火源近傍の数値シミュレーションの様子

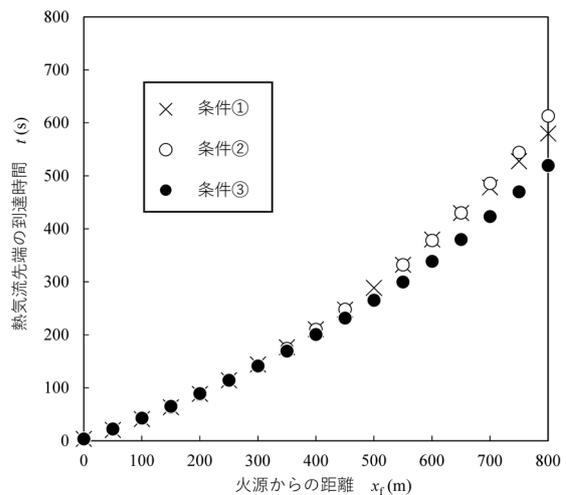


図3 熱気流先端の到達時間に対する格子サイズの影響（条件①：トンネル長さ方向の格子間隔が全区間 0.2m，条件②： $|x_f| \leq 50\text{m}$  では 0.2m， $50\text{m} < |x_f| \leq 500\text{m}$  では 0.4m， $500\text{m} \leq |x_f|$  では 1.0m，条件③：全区間 1.0m）

同様に、図4の同定結果より、発熱速度が  $Q = 20\text{MW}$  の場合の火源位置での熱気流の初速度  $v_0$  を式(11)のように算出できる。

$$\frac{3m'c_{p0}}{h w v_0} \approx 232.8 \quad (11)$$

$$\Rightarrow v_0(Q = 20\text{MW}) \approx 2.67\text{m/s}$$

式(6)～(10)より、熱気流先端の到達時間  $t$  および移動速度  $v$  に関して、火源からの距離  $x_f$  および火源の対流成分発熱速度  $Q_c$  を変数とした式(12)、式(13)の簡易式が得られる。

$$t(x_f, Q_c) = 2.72 \frac{Q_c^{\frac{1}{3}}}{v_0(Q_c)} \left( \exp \left[ 0.368 Q_c^{\frac{1}{3}} x_f \right] - 1 \right) \quad (12)$$

$$v(x_f, Q_c) = v_0(Q_c) \exp \left( -0.368 Q_c^{\frac{1}{3}} x_f \right) \quad (13)$$

なお、火源位置での熱気流の初速度  $v_0$  については、式(11)の値に一致するように式(5)の係数を同定すると式(14)の簡易式が得られる。

$$v_0(Q_c) = 0.00122 \left( Q_c \left( 293 + 0.0112 Q_c^{\frac{2}{3}} \right) \right)^{\frac{1}{3}} \quad (14)$$

例として、式(12)～(14)を用いて  $Q = 5, 10, 15, 20\text{MW}$  における熱気流先端の到達時間および移動速度をまとめた結果を図5と図6にそれぞれ示す。熱気流先端の移動速度はトンネルを伝播するにつれて減少するが、今回の検討条件の中で火災の規模が最も小さい  $5\text{MW}$  の場合であっても、火源からの距離が  $200\text{m}$  以内では一般的な避

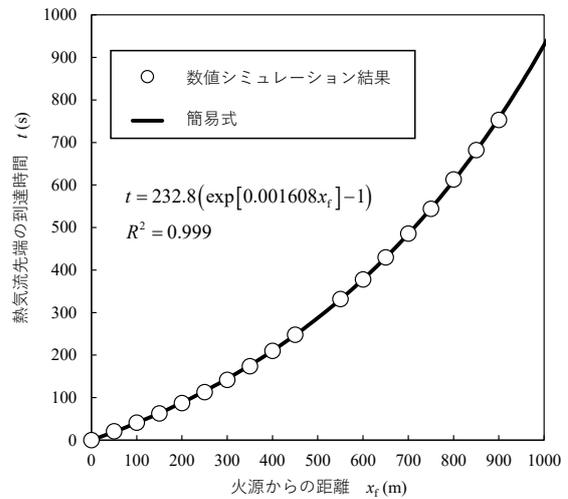


図4 式(6)の係数同定結果(熱気流先端の到達時間)

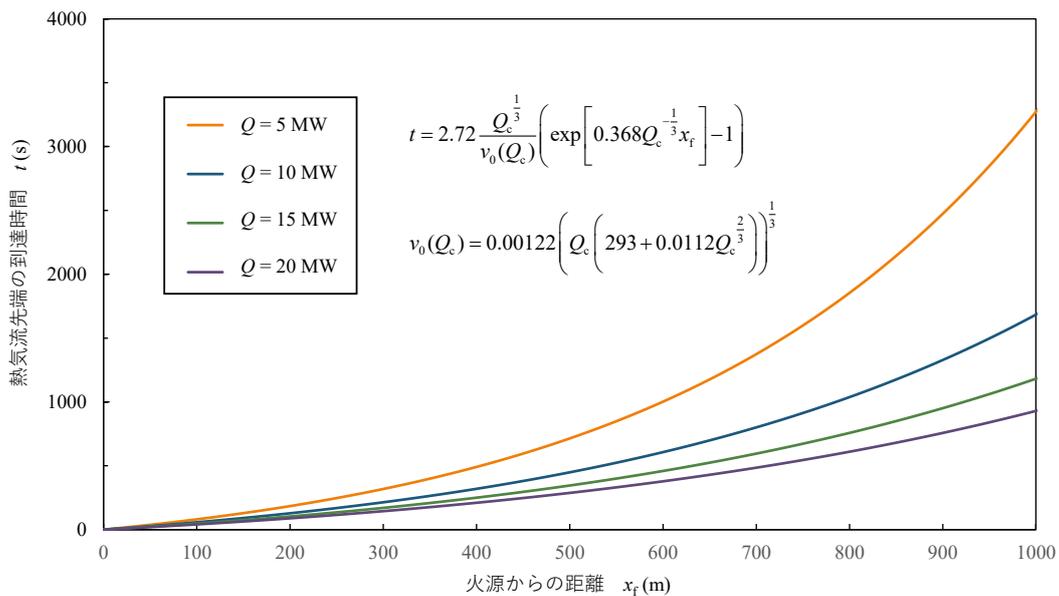


図5 熱気流先端の到達時間

難速度 (1 ~ 2 m/s) を上回っており、火災認知から避難開始までの時間を考慮すると避難時には既に煙が先行して天井付近を流れていると考えられる。

### 3.3 熱気流の温度上昇量

天井下の熱気流温度上昇量のトンネル長手方向分布は、フルード数  $Fr$  が 1 以下かつ安定な 1 方向流れとなる位置以降の領域 (概ね  $x_f/H \geq 2$ ) では式 (15) で表されるように指数関数的に減衰する<sup>11)</sup> ことが知られている。

$$\Delta T = AT_0 \left( \frac{Q_c}{\rho_0 T_0 c_{p0} \sqrt{gH^5}} \right)^{\frac{2}{3}} \exp\left(\beta \frac{x_f}{H}\right) \quad (15)$$

ここで  $A, \beta$  は定数である。数値シミュレーション結果をもとに上式の係数を同定した結果を図 7 に示す。これより、鉄道単線トンネル (高さ  $H = 5.1$  m) における天井下の熱気流温度上昇量に関する式 (16) の簡易式が得られる。

$$\Delta T(x_f, Q_c) = 0.00644 Q_c^{\frac{2}{3}} \exp(-0.00437 x_f) \quad (16)$$

例として、上式を用いて  $Q = 5, 10, 15, 20$  MW における天井下の熱気流温度上昇量をまとめた結果を図 8 に示す。火源規模に関わらず火源から概ね 1km 離れると新

鮮空気との温度差がなくなり、密度が新鮮空気と同等となることで浮力がなくなり、トンネル天井を沿って伝播していた熱気流がトンネル下部に降下することで避難に大きな影響を及ぼすと考えられる。

## 4. まとめ

火災時の避難が困難であると考えられる断面積が小さい単線の山岳トンネルにおいて、火災が発生した場合の熱気流先端の到達時間および移動速度、温度上昇量を、火災数値シミュレーションツール FDS を用いて計算した。得られた結果および知見を以下に示す。

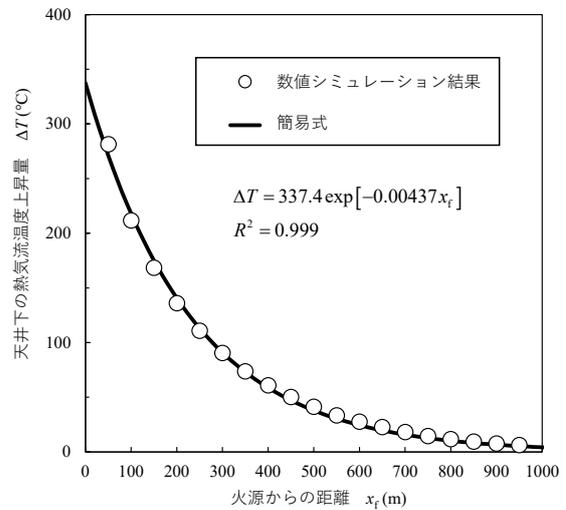


図 7 式 (15) の係数同定結果 (天井下の熱気流温度上昇量)

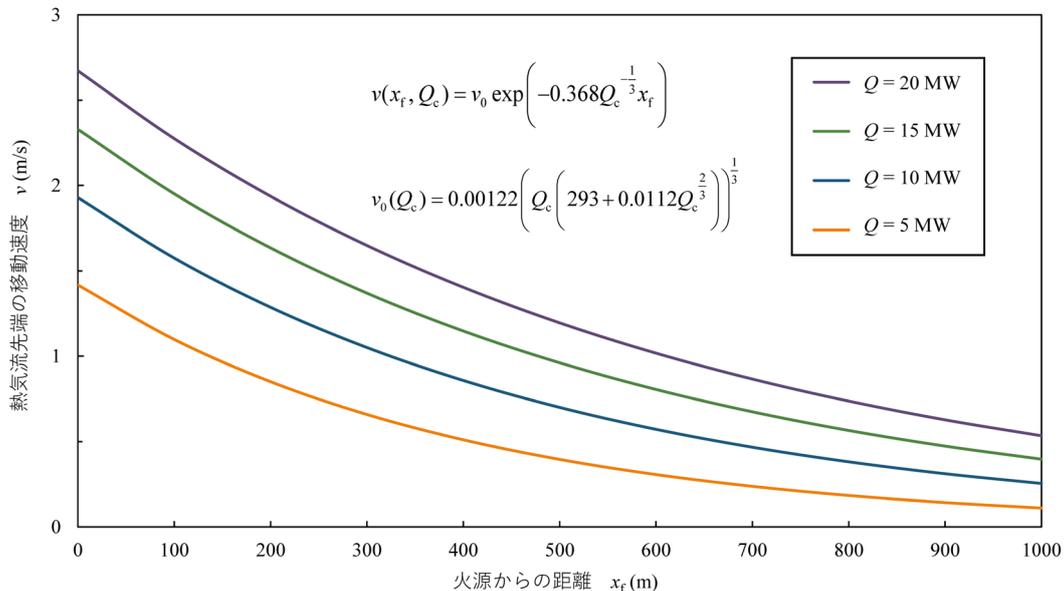


図 6 熱気流先端の移動速度

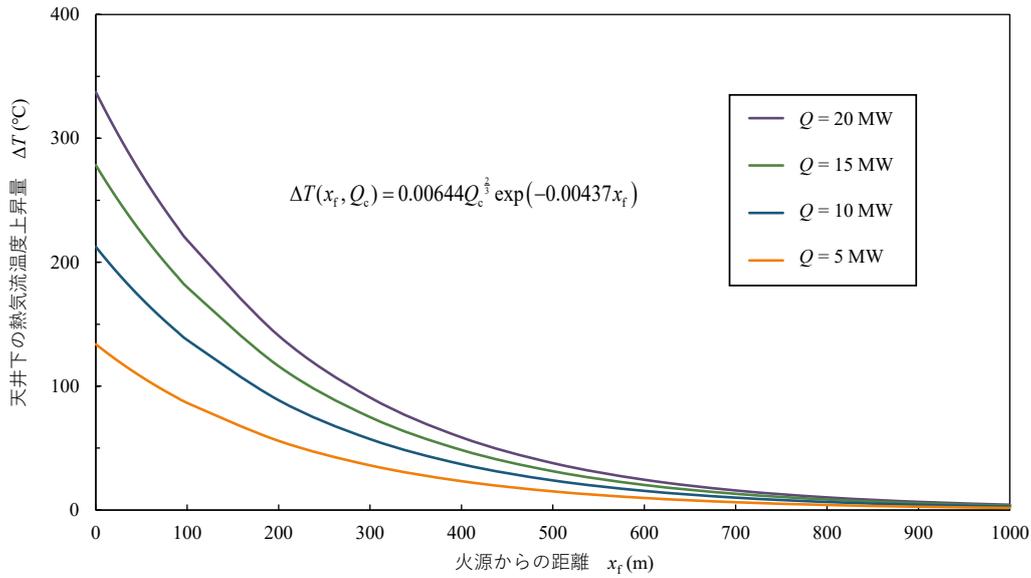


図8 天井下の熱気流温度上昇量

- 計算格子サイズについて、火源近傍は Fire characteristic diameter を考慮して設定し、火源遠方のトンネル長手方向は 1m 程度まで大きくすることで、計算精度を維持しつつ計算時間を短縮することができる。
- 熱気流先端の到達時間の理論式と数値シミュレーション結果から、熱気流とトンネル壁面との熱伝達係数を同定した。
- 火源からの距離および火源規模に対する、熱気流先端の移動速度および天井下の熱気流温度上昇量に関する簡易式を得た。
- 火源規模に関わらず火源から概ね 1km 離れると新鮮空気との温度差がなくなり、トンネル天井を沿って伝播していた熱気流がトンネル下部に降下する。

以上の結果は無風状態で平坦かつ車両がないトンネルにおけるものである。自然風や列車風の影響、勾配や車両やトンネル枝坑の影響を調べ、簡易式に反映させることが今後の課題である。

## 文 献

- 1) 山内雄記, 齊藤実俊, 斎藤寛之, 梶山博司: トンネル火災時の熱気流の流動特性に関する模型実験と数値計算, 鉄道総研報告, Vol. 31, No. 9, 2017
- 2) J. W. Deardorff, "Stratocumulus-capped Mixed Layers De-

- 3) P. L. Roe, "Characteristic-based Schemes for the Euler Equations," Annual Reviews of Fluid Mechanics, Vol. 18, pp. 337-365, 1986.
- 4) K. McGrattan, S. Hostikka, R. McDermott, et al. "Fire Dynamics Simulator User's Guide," NIST Special Publication, Sixth Edition, 2017.
- 5) L. H. Hu, R. Huo, W. Peng, et al. "On the maximum smoke temperature under the ceiling in tunnel fires," Tunnelling and Underground Space Technology, Vol.21, No.6, pp. 650-655, 2006.
- 6) 公益財団法人交通協力会, 鉄道辞典上巻, p. 867, 1958
- 7) 一般社団法人日本鉄道運転協会, 青函トンネルの火災対策に関する調査研究中間報告, 1980
- 8) L. P. Hinkley, "The flow of hot gases along an enclosed shopping mall," Fire Research Note, No.807, 1970.
- 9) R. Alpert, "Calculation of Response Time of Ceiling-Mounted Fire Detectors," Fire Technology, 1972.
- 10) 土木学会, 2012 年制定 コンクリート標準示方書 [設計編], 2013
- 11) Y. Oka, H. Oka, "Velocity and temperature attenuation of a ceiling-jet along a horizontal tunnel with a flat ceiling and natural ventilation," Tunnelling and Underground Space Technology, Vol. 56, pp. 79-89, 2016.