

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

Effect of Fire Source Shape and its Size to Fire Phenomena in Tunnels

岡 泰資*，栗岡 均**，佐藤博臣**，小川輝繁*

Yasushi OKA, Hitoshi KURIOKA Hiroomi SATOH and Terushige OGAWA

Experiments were carried out to examine the effects of fire source shape and its size to the fire phenomena using the model tunnel which the aspect ratio of cross-section was 1/2. Flame tilt angle, maximum temperature rise of smoke layer under the ceiling and its position were adopted as the variables which characterize the fire phenomena in near field of fire source under the presence of longitudinal ventilation. New empirical formulae considering the effect of the fire source shape and its size for these variables were developed. The temperature decreasing property calculated using predictive formula developed by authors in far downstream region from the fire source was compared with the experimental results obtained with different fire source shape and size.

Key words : Tunnel Fire, cross-section of tunnel, shape of fire source, flame tilt, maximum temperature of smoke layer, longitudinal forced ventilation

1. はじめに

自動車，鉄道などのトンネルは，我々の豊かな生活を支える重要なインフラの一部であるとともに，今後とも人，物資の移動を担う動脈を果たすと考えられる。しかし，この20年間にトンネル内を通過する車両速度，通行量および積載可燃物の増加などにより潜在的な危険性はむしろ増大してきていると考えられる。図1に整理したようにトンネル内の火災性状を支配する要因は，トンネルの断面形状・用途などの空間特性，換気・排煙方法等の換気設備，トンネルの運用・維持管理体制，

発熱・発煙速度等の可燃物条件，消火栓の設置間隔，能力等の防災設備，消防力，発災時の気象条件等多岐にわたる。したがって発生した火災の拡大状況は個々のトンネルで異なる様相を見せると考えられる。トンネル火災に関する既存研究は，図1の空間特性，換気設備に関連した煙制御に注目した研究が多い[1-6]。発災時の火災伝播性状や構造体への熱的被害程度を予測するには，放射強度の強い火源近傍性状を把握することが防災上重要であるにも関わらず，火源近傍の火災性状を対象とした研究は多くない。栗岡ら[7,8]は図2に示すように，明治15年から平成4年までに国内で建設されたトンネル（道路および鉄道の区別なし）の断面形状調査結果から，その縦横比（ A_p ）が $1/1 < A_p < 1/3$ のトンネルが全体の約92%に及ぶことを報告している。そこで栗岡ら

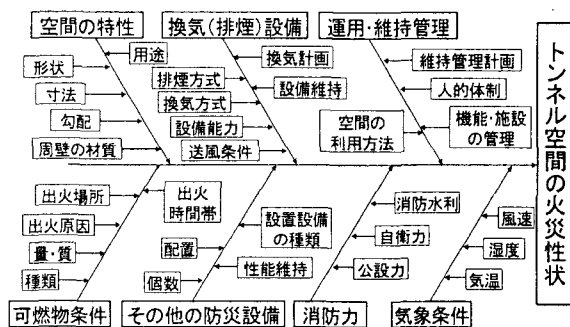


図1 トンネル内の火災性状を把握するために考慮すべき要因

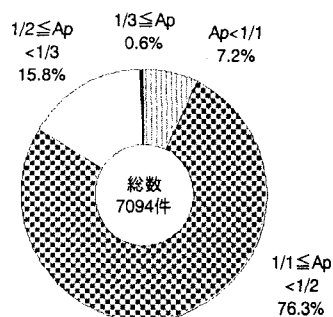


図2 トンネル断面の縦横比の割合

キーワード：トンネル火災，トンネル断面形状，火源形状，火炎傾斜，煙層最高温度，縦流式換気流

*）横浜国立大学大学院工学研究院，**）鹿島建設株式会社技術研究所

[9, 10]は、トンネル断面形状に着目した一連の実験を実施し、トンネルの断面形状が火源近傍の火災性状に与える影響を実験的に明らかにするとともに、煙層の最高温度上昇およびその呈示位置などの簡易予測式を提案した。

しかしこれら簡易式の導出に用いたデータは、可燃物条件のひとつである火源形状を一定とした実験に基づくため、火源形状の影響が考慮されていない。可燃物を積載した単独車両に係わる事故や渋滞時に複数の車両を巻き込んだ事故などが自動車トンネルでの事故として報告されていることから、火源形状が火災性状に与える影響を明らかにする必要がある。そこでシールドトンネルに多く見られる矩形断面を対象とし、火源の大きさ・形状を変化させた実験から、火源に関わる要因の変化が、火災の傾斜角度や煙層温度にどのような影響を及ぼすのかを把握することおよび火源形状の変化を考慮した形での簡易予測式の提案を目的とした。

2. 実験方法

本研究では、火災時の熱気流の遡上現象などの非可逆現象の再現性など数値実験では扱いづらい現象を比較的容易に再現できることから模型実験を実施した。表 1 に実験ケースの一覧を示したように、発熱速度は 4.5~36kW（模型が実大の 1/20 とすると、8~64 MW に相当）、換気速度は 0~0.8m/s（同縮尺で 0~3.5m/s に相当）の範囲で変化させた。火源は正方火源と矩形火源の 2 種類とし、実験は以下に示す三つのシリーズで実施した。正方火源の大きさを変化させた A シリーズ、矩形火源の長手側をトンネル軸に垂直に配置した B シリーズおよび矩形火源の長手側をトンネル軸に平行に配置した C シリーズである。なお A3 シリーズでは、給気ファンの容量（十分な遡上距離が確保できない）、耐熱性の問題から火源規模の変化に合わせて発熱速度を大きくできなかったため、A1, A2, B, C シリーズでの発熱強度よりも小さな設定となった。模擬火源の中心位置は、火源形状や大きさを変化しても給気側開口から 2.25m のトンネル中心軸上の床面に設置した。燃料はプロパンガスを使用した。表中の発熱速度は供給プロパン流量を基に完全燃焼を仮定し算出した値、換気速度は各実験における設定風速である。解析に用いた換気速度は送風機からトンネル内に供給した総給気量をトンネル断面で除した平均断面風速を使用した。

模型トンネルの概要を図 3(a)に示したように、その断面形状が $A_p=1/2$ （高さ 0.3m、幅 0.6m）、長さ 5.4m で、厚さ 2mm の鉄製である。この断面形状を選択した理由は、現存するトンネルのうち $1/1.5 < A_p < 1/2.5$ の断面形状を有するトンネルが全体の約 59%を占めることから代表的な断面形状と判断したためである。模型トンネル天井部には火源中心を基準に、給気・排気側とも 0.45m の領域に厚さ 0.01m の耐火シート

表 1 実験条件一覧

series	HRR (kW)	Ventilation Velocity (m/s)	Note
A	4.5	0, 0.2, 0.3, 0.5, 0.8	0.1m × 0.1m → □
	9	0, 0.2, 0.3, 0.5, 0.8	
	12	0, 0.3, 0.5, 0.8	
	4.5	0, 0.2, 0.3, 0.5	0.2m × 0.2m → □
	9	0, 0.3, 0.5, 0.8	
	24	0.3, 0.5, 0.8	
	4.5	0, 0.2, 0.3, 0.5	0.3m × 0.3m → □
	9	0, 0.3, 0.5, 0.8	
	36	0.2, 0.3, 0.5, 0.8	
B	4.5	0, 0.2, 0.3, 0.5	0.2m × 0.1m → □
	9	0, 0.3, 0.5, 0.8	
	12	0, 0.2, 0.3, 0.5, 0.8	
	24	0, 0.2, 0.3, 0.5, 0.8	
	4.5	0, 0.2, 0.3, 0.5	0.3m × 0.1m → □
	9	0, 0.3, 0.5, 0.8	
	18	0, 0.2, 0.3, 0.5, 0.8	
	24	0.3, 0.5, 0.8	
	9	0, 0.3, 0.5, 0.8	0.3m × 0.15m → □
C	4.5	0, 0.2, 0.3, 0.5, 0.8	0.1m × 0.2m → □
	6	0.8	
	9	0, 0.3, 0.5, 0.8	
	12	0, 0.2, 0.3, 0.5, 0.8	
	24	0, 0.2, 0.3, 0.5, 0.8	0.1m × 0.3m → □
	4.5	0, 0.2, 0.3, 0.5, 0.8	
	6	0.3, 0.5, 0.8	
	9	0	
	36	0, 0.2, 0.3, 0.5, 0.8	
C3	9	0, 0.3, 0.5, 0.8	0.15m × 0.3m → □

A：正方形，B：矩形（矩形火源の長手側がトンネル軸に垂直に配置），C：矩形（矩形火源の長手側がトンネル軸に平行に配置）
→：換気流の方向 □：バーナー表面の塞いだ部分
D₂ □：火源として有効な部分
D₁

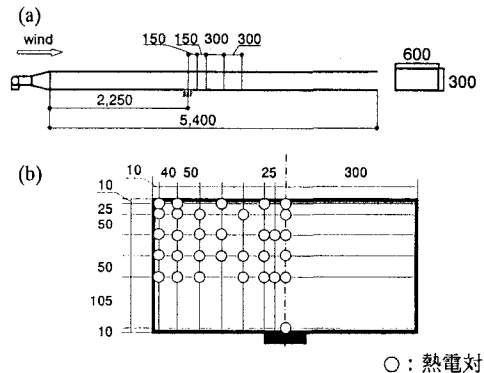


図 3 断面方向への熱電対設置位置の概略

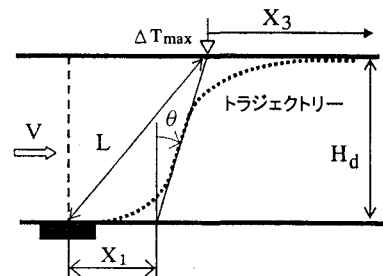


図 4 使用する変数の定義

が裏打ちされている。また火炎形状を観測できるように側面は耐火ガラス製である。トンネル軸に沿って K 型熱電対（素線径 0.65mm）を、火源直上から給気側へ 0.15m まで 0.05m 間隔、0.15～0.3m までは 0.15m 間隔、0.3～1.8m までは 0.3m 間隔、排気側へは 0.6m まで 0.05m 間隔、0.6～1.3m までは 0.1m 間隔、1.3～1.65m までは 0.15m 間隔、1.65～2.25m まで 0.3m 間隔に天井下 0.01m に設置した。さらに、トンネル幅方向への温度の拡がり把握するために、図 3(a)に示したように、火源から排気側の 4 箇所に熱電対を図 3(b)に示した位置に設置した。

報告する温度（実験の解析データ）は、5 秒間隔で 10 分間測定した温度データのうち、換気速度および発熱速度が準定常と考えられる、後半 3 分間の平均温度である。

本研究で対象とするトンネル空間内では、火源規模、換気速度、空間高さ等の諸条件により、トンネル天井と火炎の位置関係、つまり接炎の有無やその状況が異なる。さらに強制換気時には火炎基部が排気側に押し流される現象が生じる。そこで既報[10]と同様に、火源中心から排気側に X_1 移動した位置における角度(θ)を火炎あるいはプリュームの傾斜角度と定義し、鉛直方向からの角度として等温線図より読みとった。図 4 に天井近傍の煙層温度データ以外に、測定温度を基に作成した等温度線図から読み取った諸変数の定義を示しておく。

3. 結果および考察

3.1 火源近傍の性状

3.1.1 既往の簡易予測式と実験結果の比較

既報[10]では、強制換気時の火源近傍の火災性状を代表する変数として、トンネル天井近傍の最高温度、同呈示位置および火炎の傾斜角度に注目し、強制換気時のトンネル内に流入する質量流束と火源から発生する熱気流の質量流束の関係式に、McCaffrey 式に類似の速度式を組み込むことにより(1)～(3)式に示した簡易式を提案した。これら簡易式には火源に係わる長さや空間に係わる長さが組み込まれており、特に空間に係わる代表長さとして $(H^3/b)^{1/2}$ を採用することにより矩形断面の影響を記述できることを示している。

<天井近傍最高温度>

$$\frac{\Delta T_{\max}}{T_a} = \alpha_1 \left(\frac{Q^{*2/3}}{Fr^{1/3}} \right)^{\beta_1} \quad (1)$$

$$Q^{*2/3}/Fr^{1/3} < 1.35 \quad \alpha_1=1.77, \beta_1=6/5$$

$$1.35 \leq Q^{*2/3}/Fr^{1/3} \quad \alpha_1=2.54, \beta_1=0$$

<最高温度呈示位置>

$$\frac{L}{H_d} \cdot Fr^{1/2} = \alpha_2 \left[\frac{H^{3/2}/b^{1/2}}{A_f^{1/2}} \cdot Fr \cdot Q^{*(2\eta-1)/5} \right]^{\beta_2} \quad (2)$$

	η	α_2	β_2	$\Delta T_{\max}$
Region I	-1/3	0.79	0.73	<250 K
Region II	0	0.92	0.6	250~550 K
Region III	1/2	1.02	0.56	≥ 550 K

<傾斜角度>

$$\cos \theta = \alpha_3 \left[\frac{A_f^{1/2}}{H^{3/2}} \cdot \frac{b^{1/2}}{H^{3/2}} \cdot Q^{*(1-2\eta)/5} \cdot Fr^{-1/2} \right]^{\beta_3} \quad (3)$$

$$0.15 \leq A_f^{1/2} \cdot \frac{b^{1/2}}{H^{3/2}} \cdot Q^{*(1-2\eta)/5} \cdot Fr^{-1/2} < 1.25 \quad \alpha_3=0.80, \beta_3=1$$

$$1.25 \leq A_f^{1/2} \cdot \frac{b^{1/2}}{H^{3/2}} \cdot Q^{*(1-2\eta)/5} \cdot Fr^{-1/2} \quad \alpha_3=1.0, \beta_3=0$$

まず本研究で得られた実験結果が(1)～(3)で整理できるかを検討した。

3.1.1 天井近傍温度上昇

図 5 に(1)式にしたがって実験シリーズ毎に天井近傍最高温度を整理した結果を示す。図 5(a)に示したように

0.1m×0.1m の正方火源を用いた A1 シリーズは、(1)式による予測値（(1)式を導出するに当たり使用したデータは 0.1m×0.1m の正方火源を使用した実験結果）とほぼ一致したことから本実験の再現性が確認できる。A2, A3 シリーズと火源形状が正方形と同一であっても火源面積が大きくなるにつれて、 Q^* と Fr の複合無次元変数に対しほぼ同じ依存性（べき乗数）を保持したまま、煙層の最高温度が徐々に低下する傾向が認められる。これは A1, A2, A3 へと火源面積が大きくなるにつれ火源強度が徐々に小さくなったことに依ると考えられる。しかし、発熱速度が 24kW(A2), 36kW(A3)と大きくなると連続火炎がトンネル天井に接するため、最高到達温度も既存データの上限值と一致した。図 5(b)に示したように B シリーズでは、矩形火源の長手側が長くなるにつれて、既存式よりも低い温度を示す傾向が認められた。また図 5(c)に示したように C シリーズにおいては、 $Q=4.5kW$ あるいは $6kW$ と発熱速度が小さい結果は、既存式よりも低い温度でしかも Q^* と Fr の複合無次元変数に対し異なる依存性を示した。これら実験条件におけるトンネル天井付近の温度上昇が 130K 以下であったことから、火災ブリュームの主軸がトンネル天井に達していなかったものと考えられる。これら 2 ケース（図中* の記号がついた結果）以外の実験結果は、矩形火源の縦横比に関係なく従来の既存式が示す線上に点在した。

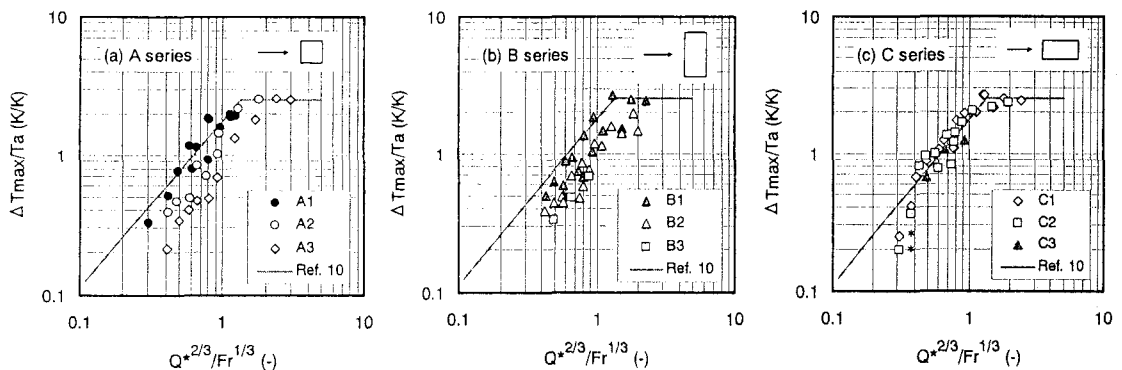


図5 天井近傍最高温度に対する既存式と実験結果の比較
(a)A シリーズ (b)B シリーズ, (c)C シリーズ

3.1.2 最高温度呈示位置および火炎の傾斜角度

(2)式に示したように、最高温度呈示位置は煙層の最高温度上昇が 250K 以下（領域Ⅰ）、250～550K（領域Ⅱ）、550K 以上（領域Ⅲ）と、火炎とトンネル天井との相対的な位置関係、つまり火炎がトンネル天井に接炎していない場合（領域Ⅰ）、完全に接炎している場合（領域Ⅲ）これらの中間の状態（領域Ⅱ）をもとに 3 領域に分類することにより、実測結果を統一的に記述できたことから、本実験結果も同様の手法に従って整理した。最高温度呈示位置の結果を図 6 に、火炎傾斜角度の結果を図 7 に示す。図 6, 7 から以下の事項が読み取れる。

A シリーズの特徴

最高温度呈示位置、傾斜角度ともに A1 シリーズの結果は、既存式による予測値にほぼ一致した。しかし最高温度呈示位置は領域Ⅰ～Ⅲのどの領域においても A2, A3 と火源面積が大きくなるにつれてこの順に予測位置よりも排気側に現れ、火炎もより排気側に倒れた結果となった。火源面積が大きくなると、トンネル幅方向およびトンネル軸方向いずれにも火源が広がることから、換気流の影響を受けるトンネル幅方向への火炎面積が A1 シリーズの火炎よりも大きくなること、熱気流の出発点も換気流の影響を受け排気側にずれることが原因と考えられる。

B シリーズの特徴

A シリーズの結果ほど顕著ではないが、B シリーズの結果も B1 から B2 へと矩形火源の縦横比が大きくなるほど、つまり換気流に相対する矩形火源の長さが大きくなるほど、より排気側に最高温度呈示位置が現れた。同様に傾斜角度についても B1 から B2 へと矩形火源の長辺が長くなるほど火炎は倒れる結果となった。

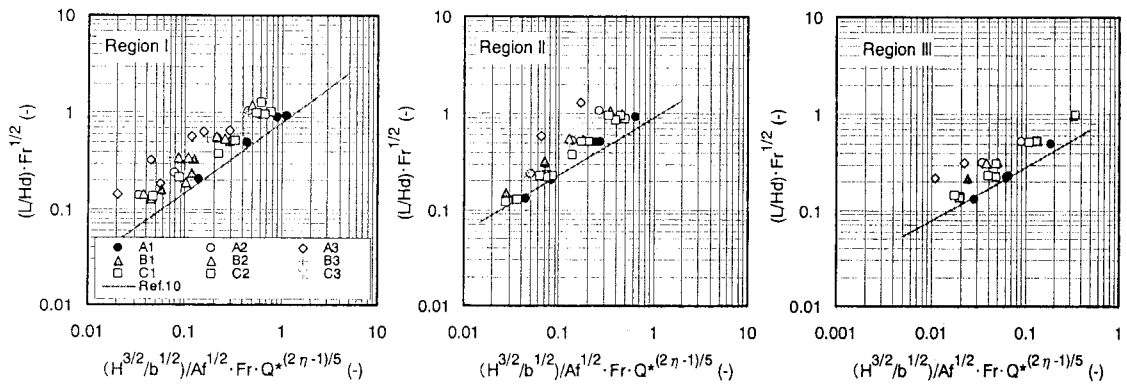


図6 天井近傍最高温度呈示位置に対する既存式と実験結果の比較

Cシリーズの特徴

A1, C1, C2とも換気流に相対する火源幅は同じであるにも係わらず、A1よりも最高温度呈示位置は排気側に現れ、傾斜角度も倒れた結果となった。トンネル内の火炎形状は発熱速度と換気速度の組み合わせにより変化し、換気速度が大きくなると火災基部が火源排気側端部から吹き零れるようになる。そこでこの原因を考えるにあたり、上述した吹き零れ現象が生じる限界の換気速度条件において、筆者らが自由空間[11]およびトンネル空間[12]で横風を受けた火災の傾斜角度予測式を導出した際の考え方（詳細な燃焼反応を考慮せず単純に火源から発生した熱気流がもつ上昇速度と換気速度の合力方向へ火災プルームが傾斜すると仮定）を導入する。A1, C1, C2の実験は発熱強度（火源長さを基準とした無次元発熱速度）、換気速度とも同一範囲内で実施されている。発熱強度、換気速度が同じ条件であればC1, C2とも火源排気側端部から同一角度を持って火災プルームは立ち上がり天井に衝突することになる。しかしC1よりもC2火源の方が排気側に長いので、火災プルームの立ち上がり位置はC1よりもC2の方が排気側にずれる。最高温度呈示位置を表す“L”は、火源中心と最高温度呈示位置を直線で結んだ長さであるため、仮に同じ角度で火災プルームが立ち上がったとしてもC1, C2とも“L”の値は大きくなる。このため換気流に面する火源幅が同じであるA1より排気側に最高温度呈示位置が出現したと考えられる。

C1とC2の結果をさらに詳細に比較すると、C1, C2の実測値は領域Ⅰ～Ⅲでほぼ同じ長さを示した。C2はC1よりも火災プルームの立ち上がり位置が排気側に移動しているにも係わらず最高温度呈示位置がほぼ一致するという事は、換気流に面する火源幅が同じであってもトンネル軸方向への火源長さの違いに依存して火災プルームの立ち上がり角度が異なることを示唆しているものと考えられる。そこでC1, C2で火源規模が同一で換気速度が異なる条件での傾斜角度の読み取り値を比較したのが表2である。多少のばらつきはあるがC2の方が火災

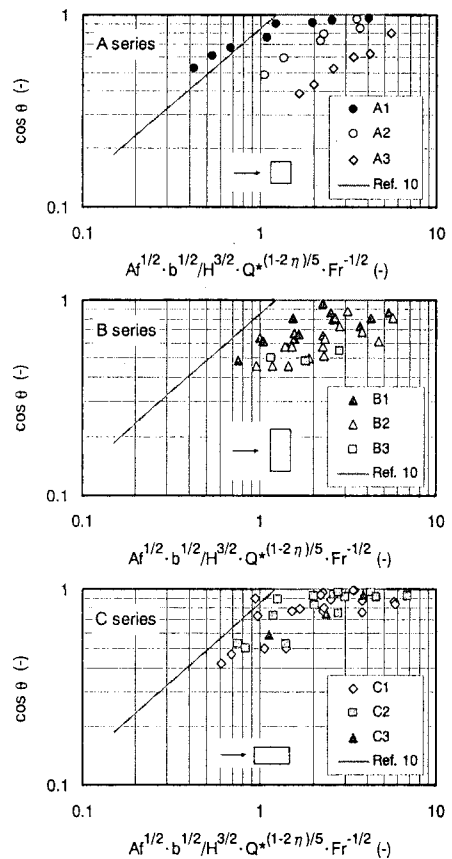


図7 火災傾斜角度に対する既存式と実験結果の比較

プリュームは倒れにくい傾向を示している。これは火源排気側端部近傍での活発な燃焼反応により、排気側への火炎傾斜を抑制する力が作用したものと考えられる。

3.1.3 既提案式の適用性

A, B, C シリーズを通して、A1 以外の結果は(1)～(3)式で予測される煙層最高温度上昇、最高温度呈示位置、火炎傾斜角度と異なる領域に点在したことから、火源形状の変化の影響を考慮するための新たな検討が求められる。しかし火源形状の変化に対して、(1)～(3)式で使用されている複合無次元変数への依存性が極端に変化しなかったことから、それぞれの複合無次元変数に火源形状の影響を表現した変数を組み込むことにより、すべての結果を同様な取り扱いにより整理できることが示唆される。そこで、以下に示した新規の整理法を試みた。

3.2 トンネル空間形状・火源形状を考慮した新規変数の提案

3.2.1 新規変数の検討

上部高温煙層が形成され保持される程度の適度な強制換気が作動している環境下における、トンネル軸に垂直な方向、つまりトンネル幅方向への火災プリュームの拡がり形状に注目する。火災プリュームはトンネル軸方向へ配置された火源に沿いながら排気側へ押し流されつつ（本研究では D_1 に相当）その幅を火源幅(D_2)から徐々に拡大しながら上昇しトンネル天井に衝突後、最終的にトンネル幅(b)全体に拡がるような流れを形成するならば、トンネル幅に対する初期の火源幅が熱気流の流動性状に大きな影響を与えることになると考えられる。そこでトンネル幅と火源幅の関係を示す (b/D_2) を強制換気下での火源形状の影響を表現する変数として採用する。なおこの新規変数の既存式で使用されている変数への依存性が不明なので n 乗で効果を発揮するものと仮定し、この関係を(1)～(3)式に組み込んだ。

3.2.2 べき乗数 n の決定

火源形状の影響を表す変数として導入した (b/D_2) のべき乗数の値は以下のように決定した。天井近傍最高温度上昇に対する関係式に新規変数を組み込み、図 8 に示したように、すべての実験結果を用いてべき乗数の値を変化と相関係数の関係から $n=1/2$ を採用した。同様に最高温度呈示位置に関する関係式に持ち込んだ場合の相関係数を比較したところ、領域 I, II, III とともに $n=1/2$ とした場合に、0.9048, 0.9275, 0.9188 と最も高い相関係数となった。

3.2.3 天井近傍温度上昇

火源形状の影響を考慮するために組み込んだ新規の関係式にしたがって整理した結果を図 9 に示す。図 5 と比較しても、火源形状の影響を考慮することにより各実験結果が互いに寄り添い、この関係は(4)式で記述できる。

表 2 C1, C2 シリーズにおける傾斜角度の比較

換気速度 (m/s)	C1 (Q=12kW) (°)	C2 (Q=18kW) (°)
0.2	30	23.5
0.3	29	25
0.5	37	41.5
0.8	60	58

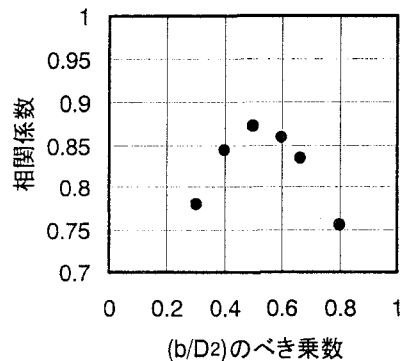


図 8 (b/D_2) のべき乗数の値と相関係数の関係

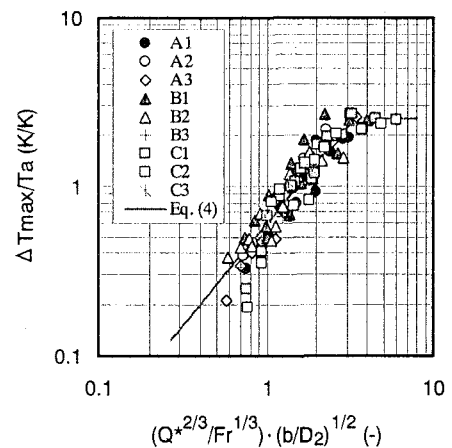


図 9 天井近傍最高温度上昇

$$\frac{\Delta T_{\max}}{T_a} = \alpha_4 \left(\frac{Q^{*2/3}}{Fr^{1/3}} \cdot \left(\frac{b}{D_2} \right)^{1/2} \right)^{\beta_4} \quad (4)$$

$$(Q^{*2/3}/Fr^{1/3})(b/D_2)^{1/2} < 3.3 \quad \alpha_4=0.60 \quad \beta_4=6/5$$

$$3.3 \leq (Q^{*2/3}/Fr^{1/3})(b/D_2)^{1/2} < 8 \quad \alpha_4=2.53 \quad \beta_4=0$$

3.2.4 煙層最高温度呈示位置

最高温度呈示位置を領域毎に整理した結果を図 10 に示す。y 軸に $(b/D_2)^{1/2}$ を組み込むことにより、火源形状が異なる影響が考慮されたことが確認できる。これらの結果をもとに切片およびべき定数の値を以下のように決定した。

$$\frac{L}{H_d} \cdot Fr^{1/2} \cdot \left(\frac{b}{D_2} \right)^{1/2} = \alpha_5 \left[\frac{H^{3/2}/b^{1/2}}{A_f^{1/2}} \cdot Fr \cdot Q^{*(2\eta-1)/5} \right]^{\beta_5} \quad (5)$$

	η	α_5	β_5	$\Delta T_{\max}$
Region I	-1/3	2.98	0.71	<250 K
Region II	0	3.7	0.67	250~550 K
Region III	1/2	3.51	0.59	≥ 550 K

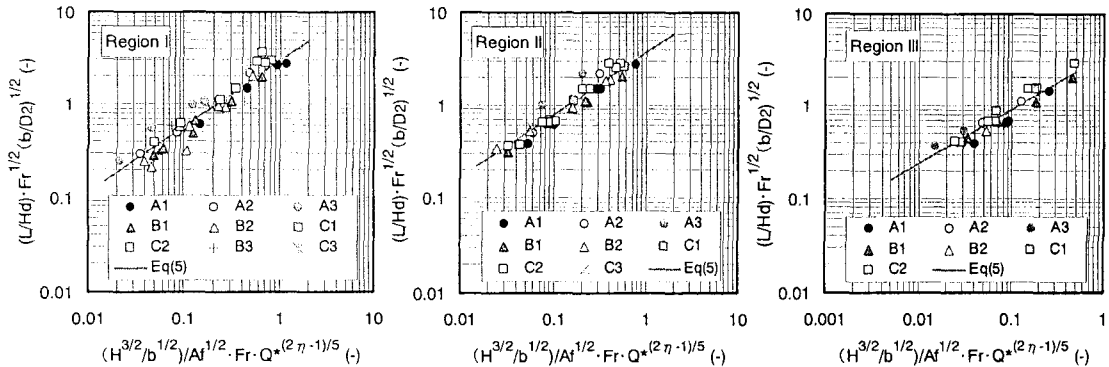


図 10 最高温度呈示位置

3.2.5 火炎の傾斜角度

火炎の傾斜角度についても天井近傍煙層の最高温度呈示位置の関係と同様に、トンネル天井への火炎の接炎状況に依存してそれぞれ特有の性状を示すと考え、傾斜角度も煙層最高温度を指標に 3 領域に分類し、領域毎に整理した結果が図 11 である。図 7 に示した整理法に比べ全体的な改善が認められる。しかしどの領域においても A3 の火炎は他の結果に比べ排気側に倒れた結果となった。これは他の実験の発熱強度に比べ A3 の発熱強度が小さいことに依ると考えられる。しかし全体的には煙層最高温度の呈示位置と同様に 3 領域に分類し、それぞれの領域で整理することにより統一的に記述でき、(6)式のように表現できる。

$$\cos\theta \cdot Fr^{-1/2} = \alpha_6 \left[\frac{A_f^{1/2} \cdot b^{1/2}}{H_d^{2/3}} Fr^{-1} \cdot Q^{*(1-2\eta)/5} \cdot \left(\frac{b}{D_2} \right)^{1/2} \right]^{\beta_6} \quad (6)$$

	η	α_6	β_6	$\Delta T_{\max}$
Region I	-1/3	0.54	0.63	<250 K
Region II	0	0.46	0.66	250~550 K
Region III	1/2	0.52	0.57	≥ 550 K

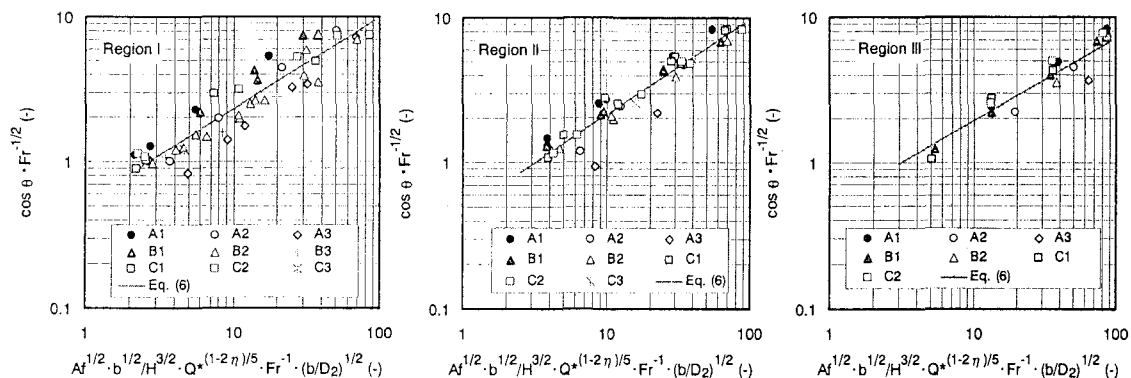


図 11 火炎傾斜角度

3.3 風下側温度減衰

換気風速と発熱速度および火源形状に依存して、火源から上昇した熱気流の最高温度が排気側のどこに出現するかは予測可能となった。そこで図 4 に示したようにこの最高温度表示位置を基準点として、さらに排気側に伝播する熱気流のトンネル幅方向への熱気流の拡がり性状に換気速度がどの程度影響を及ぼすかに着目し、火源中心から 0.3m, 0.6m および 0.9m の地点の断面温度分布を示した結果の一例が図 12 である。火源形状に関わらず発熱速度は 24kW で一定で、火炎はトンネル天井に接炎している。なお図中の塗りつぶし領域は温度上昇が 250K 以上の領域を意味する。

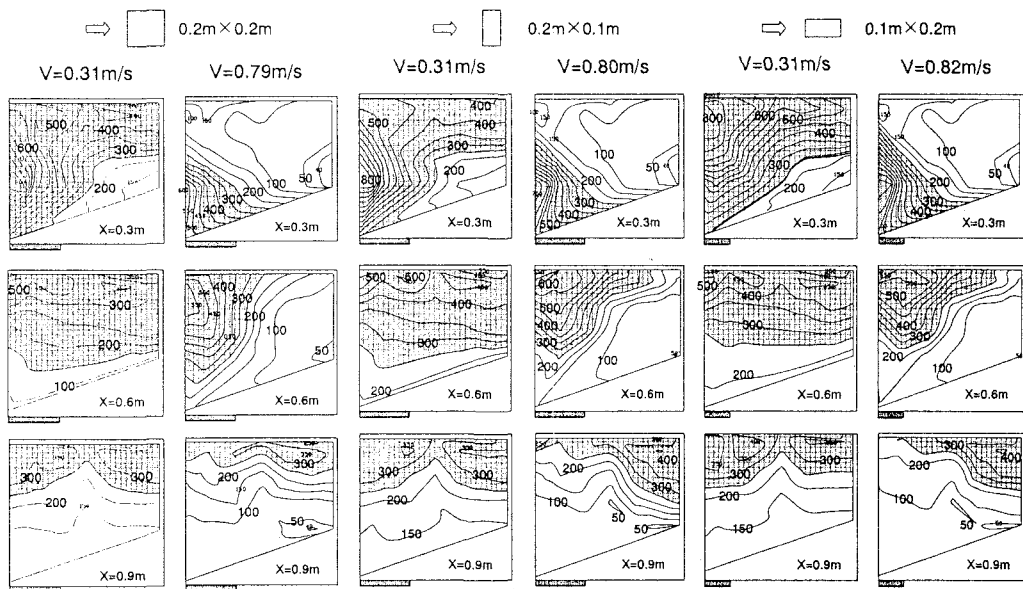


図 12 排気側 (X=0.3m, 0.6m, 0.9m) における断面温度分布(Q=24kW)

火源形状が変化してもトンネル内の換気速度がおそい状況では、無風時と同様に天井に達した熱気流はトンネル幅いっぱいには拡がった成層流れを示した。しかし、換気速度が徐々に大きくなるにつれてトンネル壁側に高温領域が偏る傾向が認められた。これは Hinkly[13]らによる廊下の天井に沿った火炎の伸び現象に関する研究でも指摘されているように、天井と側壁の隅角部に発生した渦の影響と考えられる。火源極近傍では火源形状に応じた

火源形状の変化や熱気流の立ち上がり位置の排気側への移動等の要因のために、高温領域の拡がり方に違いが認められるが、トンネル高さの3倍程度排気側に離れると、火源形状の相違に依存せず断面温度分布はほぼ同じ形状を示すようになるかと推測される。

著者らは、模型トンネルの断面形状を $A_p=1/1\sim 1/3$ まで変化させた無風時の天井ジェットの温度減衰式として以下の実験式を提案している[10]。

$$\frac{\Delta T}{\Delta T_{\max}} = \alpha_7 \left(\frac{X_3}{H_d} \right)^{\beta_7} \quad (7)$$

$$X_3/H_d < 0.2 \quad \alpha_7 = 1.0, \beta_7 = 0$$

$$0.2 \leq X_3/H_d \leq 8 \quad \alpha_7 = 0.40A_p + 0.31, \beta_7 = 0.50A_p - 0.72$$

これと本実験結果を比較した結果が図13である。なおこの関係式は高さ2.4mの実大炭鉱トンネルで換気速度が1.25m/sまでの実験結果と比較し、排気側の温度減衰予測に適用可能であることが確認されている。実大炭鉱トンネルでの換気流速1.25m/sは、本模型トンネルでの $V=0.45\text{m/s}$ に相当する。全体的な傾向として、最高温度提示位置よりも排気側の煙層温度は、火源形状や火源配置に依存せず、熱気流がトンネル天井部に衝突した位置を基点に、 $X_3/H_d=0.2$ の範囲まではほぼ同じ温度を維持し（この境界値は天井ジェットのよどみ領域とほぼ一致する）、 $X_3/H_d>0.2$ の範囲では熱気流の移動距離に対して一律な減衰性状を示し、(7)式に基づく予測値とほぼ一致した。しかし個々の結果に注目すると、換気速度が $V=0.8\text{m/s}$ の結果はいずれも他の換気速度の結果に比べ距離に対する減衰率が大きく、しかも $2 < X_3/H_d < 6$ の範囲でのばらつきが認められる。これは図12にも示したようにトンネル幅方向への熱気流の拡がり方の違いが影響を及ぼしているものと考えられる。さらに同じ正方火源であっても $0.1\text{m} \times 0.1\text{m}$ 火源では(7)式にて予測した温度よりも低く、一方 $0.3\text{m} \times 0.3\text{m}$ 火源の場合にはこの予測値よりも高い温度を示したように火源の大きさの影響が現れたが、いずれも熱気流の移動距離に対する温度減衰はほぼ同じ性状を示した。

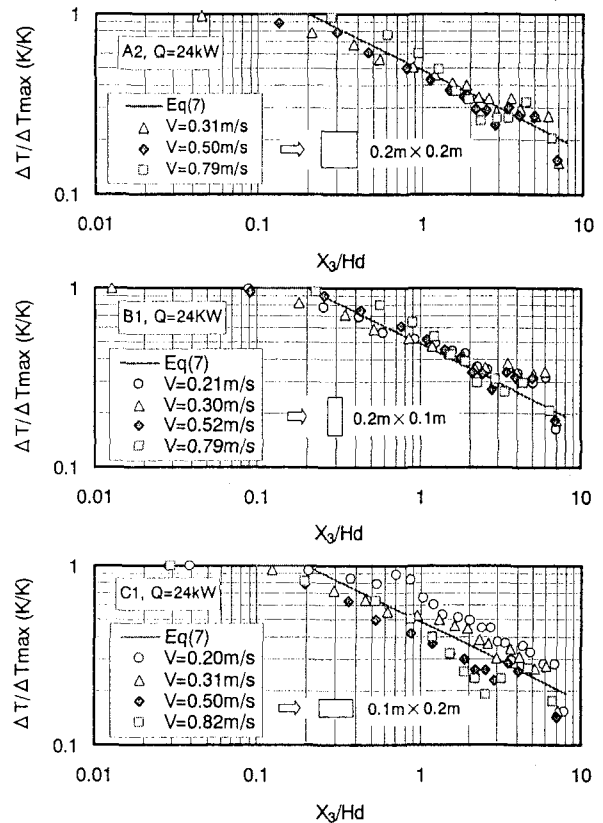


図13 排気側の温度減衰と既存式との比較

4 まとめ

火源形状ならびに火源面積を変化させた模型トンネル火災実験から以下の事項が明らかとなった。

- ① 強制換気下の火源形状の変化は火源近傍の火災性状に影響を与え、トンネル幅方向に長い矩形火源ほど火災ブリュームは倒れやすい。またトンネル軸に長い矩形火源は火災傾斜を抑制する。
- ② 既報告の簡易近似式では、火源形状の変化および火源面積の大きさを考慮することが難しい。
- ③ トンネル幅と換気流に相対する火源長さで定義される無次元長さ $(b/D_2)^{1/2}$ を導入することにより火源形状の違いおよび火源面積の変化を考慮することが可能である。そこで火源近傍の火災性状を示す変数として取り上

げた天井近傍最高温度，同呈示位置および傾斜角度の既存式にこの変数を組み込んだ新規実験式を提案した。

- ④ 強制換気 に 曝 され た 火 災 は 排 気 側 に 向 か っ て 成 長 し，火 災 高 さ も 徐 々 に 高 く な る 形 状 を 示 す こ と が 観 測 さ れ た。こ の よ う な 火 災 形 状 は，気 体 あ る い は 液 体 燃 料 を 用 い た 自 由 空 間 で も 観 測 さ れ て い る が，よ り 詳 細 に 火 源 近 傍 の 火 災 現 象 を 検 討 す る 場 合 に は，排 気 側 に 拡 が っ た 火 源 の 有 効 面 積 等 の 検 討 が 必 要 で あ る。

5 参考文献

- 1) Thomas, P.H., "The movement of smoke in horizontal passages against an air flow", Fire Research Note 723, 1968.
- 2) Oka, Y. and Atkinson, G.T., "Control of Smoke Flow in Tunnel Fires", Fire Safety Journal, Vol.25, pp.305-322, 1995.
- 3) Atkinson, G.T., and Wu, Y., "Smoke control in sloping tunnels", Fire Safety Journal, Vol.27, pp.335-341, 1996.
- 4) Grant, G.B., Jagger, S.F. and Lea, C.J., "Fires in Tunnels", Phil. Trans. R. Soc. Lond A, Vol.256, pp.2873-2906, 1998.
- 5) Wu, Y. and Bakar, M.Z.A., "Control of smoke flow in tunnel fires using longitudinal ventilation systems – a study of the critical velocity", Fire Safety Journal, Vol.35, pp.363-390, 2000.
- 6) Kunsch, J.P., "Simple model for control of fire gases in a ventilated tunnel", Fire Safety Journal, vol.37, pp.67-81, 2002.
- 7) (財)消防科学総合センター，トンネル防災調査マニュアル作成に関する調査研究報告，平成6年3月。
- 8) 栗岡 均他，防火安全の見地からのトンネル及び同模型の類型化に関する考察，平成7年度日本火災学会研究発表会概要集，pp192-195, 1995.
- 9) 栗岡 均，岡 泰資，佐藤 博臣，桑名秀明，須川修身：水平方向に細長い空間における火源近傍性状およびブリューム性状，日本建築学会論文集（構造系），No.546，pp.151-156, 2001年8月。
- 10) Kurioka, H., Oka, Y., Satoh, H., and Sugawa, O.: "Fire Properties in Near Field of Fire Source with Longitudinal Ventilation in Tunnels", Fire Safety Journal, Vol.38, No.4, pp.319-340, June 2003.
- 11) Oka, Y., Kurioka, H., Satoh, H., and Sugawa, O.: "Modelling of Unconfined Flame Tilt in Cross-Winds", Int. Assoc. of Fire Safety and Science, Proceedings of the 6th International Symposium on Fire, pp.1101-1112, July, 1999.
- 12) 岡 泰資，栗岡 均，佐藤博臣，須川修身：トンネル火災時の火災傾斜について－火災が天井に接炎しない場合－，日本火災学会論文集，vol.51, No.2, pp.1-12, 2001年12月。
- 13) Hinkly et al., Fire Research Note 712, 1968.

6 記号

A_f : 火源面積($D_1 \times D_2$) [m^2]	A_s : 空間断面積 [m^2] ($=H_d^3/b$)
A_p : トンネル断面の縦横比 (A_p =高さ/幅)	b : トンネル開口幅 [m]
C_p : 空気の定圧比熱 [$kJ/kg/K$]	
D_1 : トンネル長手方向の火源長さ [m]	D_2 : トンネル短手方向の火源長さ [m]
g : 重力加速度 [m/s^2]	H_d : 火源表面からトンネル天井までの距離 [m]
L : 火源表面中心から天井直下の最高温度呈示位置までの直線距離 [m]	
Q : 発熱速度 [kW]	V : 排煙時の風速 [m/s]
T_a : 外気温度 [K]	X_3 : 最高温度呈示位置を基点とした排気側へ距離 [m]
α, β, n : 係数	
$Fr = V^2/(gH_d)$: フルード数 [-]	$Q^* = Q/(\rho_a C_p T_{ag}^{1/2} H_d^{5/2})$: 無次元発熱速度
ΔT_{max} : 天井近傍最高上昇温度 [K]	
θ : 火災傾斜角度 [Rad]	ρ_a : 外気の密度 (給気空気の密度) [kg/m^3]
η : 領域Ⅰ～Ⅲの係数 [-] $\eta = -1/3$ (領域Ⅰ), $\eta = 0$ (領域Ⅱ), $\eta = 1/2$ (領域Ⅲ)	

謝辞

本実験の実施およびデータ整理にあたり，鹿島技術研究所の新井芳明氏，当時武蔵工業大学4年生の萩原 梢女史，横田裕子女史に多大なご尽力を頂きました。紙面を借りて感謝申し上げます。