

トンネル火災時の輻射環境の推定法

Simple predicting method for evaluating thermal radiation in tunnel fires

岡 泰資¹・栗岡 均²・今関 修³・天野玲子⁴

Yasushi OKA, Hitoshi KURIOKA, Osamu IMAZEKI and Reiko AMANO

In order to estimate radiant thermal environment in near field of fire source in tunnel, and in order to utilize it for evacuation, fire fighting activity and rescue operation in the design stage, prediction methods were developed. These prediction methods have been composed of the sub-models, which were developed based on the experimental results using 1/10-scale model tunnel, for considering flame shape and temperature decreasing tendency of hot smoke layer which change by the ventilation condition in tunnels. The predicted results were compared with the measured value in unconfined space and in full-scale coal mining tunnel to examine the validity of constructed prediction method.

Keywords : fire, tunnel, flame shape, radiant thermal intensity

1. はじめに

石油コンビナートでのタンク火災やガスボンベ事故に対する未然防止あるいは延焼拡大阻止等の防災対策上の観点から、火災時における周辺への放射熱量予測のための実験および解析が行われてきた。例えば、湯本は無風あるいは有風時における貯油タンク周りへの放射熱強度の推定法を検討している¹⁾。吉田等はタンクヤードでの火災を想定し放射体としての火災を平板モデルと円筒モデルで近似し、比較・検討した結果、円筒モデルを推奨している²⁾。Johnson は有風時のガスジェット火災での火災を円錐モデルで近似し、実測値と比較検討している³⁾。また事務所等の一般建築空間においては、「建築物の防火設計法の開発プロジェクト」等の成果をうけ評価手法⁴⁾が提案されている。

しかしながら、トンネル空間においては、遡上阻止風速に代表される煙制御に注目したCFD解析⁵⁻⁸⁾や実験的研究⁹⁻¹³⁾が数多く報告されているものの、火災時の放射熱環境に関する報告は殆どない。

そこで、トンネル火災時の避難・消防活動における安全性向上に資するため、1/10 模型トンネルを用いた火災実験結果を基に、火炎形状およびブリューム性状を記述する種々の実験式を構築し、これらの関係式を利用した放射受熱予測手法を検討した。さらに、実大の石炭採掘用トンネルでの実測結果との比較から、放射熱環境予測手法の妥当性を検証した。

2. 放射面のモデル化および受熱量算定法

火災および高温の空気塊からの放射熱量(E)は温度(T_f)の4乗に比例し、式(1)が成立する¹⁴⁾。

$$E = \varepsilon_f \cdot \Phi \cdot \sigma \cdot T_f^4 \quad (1)$$

設計段階で、トンネル内における火源近傍の熱放射環境を簡易に算出可能な工学的手法の構築を目的としていることから、 $\varepsilon_f=1.0$ の黒体放射とした。

炭化水素系の燃料容器からの放射熱量を算出する手法として、放射体である火炎を容器径と火炎高さで近似し

キーワード：火災，トンネル，火炎形状，熱放射

1 横浜国立大学大学院工学研究院

2 正会員 鹿島建設技術研究所

3 鹿島建設 IT ソリューション部

4 正会員 鹿島建設土木管理本部

た円筒モデル、火源軸上でかつ火炎高さの 1/2 の高さに位置する点からの放射を考える点源モデル等が提案されている¹⁵⁾。しかし、いずれも自由空間においては、火炎高さが火源径および発熱速度と一定の関係が保存されていることが上述した近似を可能としている。ところがトンネル空間内における火炎形状を決定する要因として、火源径、発熱速度の他に、トンネル断面のアスペクト比、強制換気速度等が加味され、火炎がトンネル側壁に接炎したり、排気側に傾斜したりとさまざまな火炎形状を示す。火炎からの熱放射は、ガス放射として扱われるべきところであるが、本研究では放射体表面温度を有する固体からの熱放射としてモデル化した。また、火炎形状を忠実に再現する「分割法」と設計段階での取り扱いが容易な「簡易法」の 2 種類の手法を採用し、これら近似法の違いが結果に及ぼす影響も併せて検討した。検討した手順は以下のとおりである。

- ① 自由空間における自然換気時での放射受熱量の実測値と「分割法」にて求めた計算結果を比較し、この手法の妥当性を検討するとともに、「簡易法」で放射体表面温度として採用すべき代表平均温度を求める。
- ② 模型トンネルを用いた実験で得られた自然換気および強制換気時の実測値と「分割法」にて求めた計算結果を比較し、この手法の妥当性を検討するとともに、「簡易法」で放射体表面温度として採用すべき代表平均温度を求める。
- ③ トンネル内の火炎を火炎相当平板で模擬し、この模擬火炎平板の設定位置を変化させて実測値の再現性を確認する。

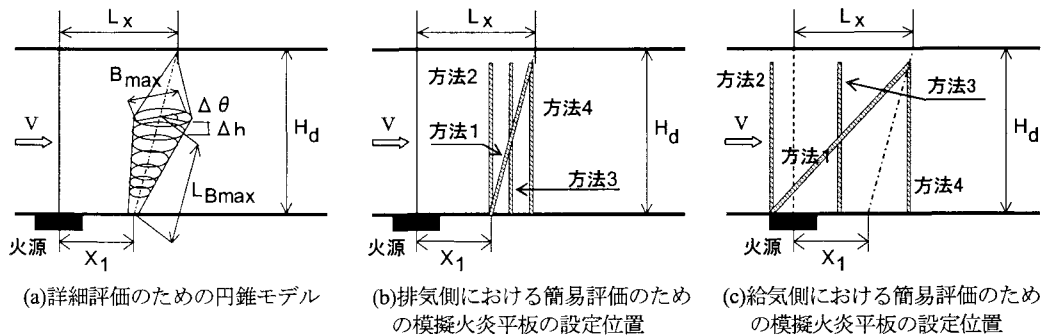


図1 トンネル内の火炎モデルの概略

2-1. 分割法

トンネル内での放射熱環境を予測する際に、図1(a)に示したように、放射体である火炎を倒立円錐形で近似し、この円錐体および高温煙層からの放射熱を考える。

トンネル内での放射熱計算の流れを図2に示す。空間条件（天井高さ、空間断面積、トンネル横幅）、換気風速、発熱条件（火源面積、火源高さ、発熱速度）を入力条件とした。具体的な計算手順は以下のとおりである。

- ① 式(A1)～(A9)で決定される倒立円錐形の火炎からの放射熱量を算出するために、高さ方向に $\Delta h=0.01\text{m}$ 毎、周長方向に $\Delta\theta=1^\circ$ 毎に分割し温度分布予測式（式(A10)～(A11)ならびに McCaffrey 式¹⁸⁾）をもとに、火炎片領域の境界温度として輝炎に相当する $\Delta T=250\text{K}$ となる座標位置を決定する。ただし、火炎径の初期値は火源代表径 $D=A_f^{1/2}$ とする。
- ② トンネル短手方向に対して $\Delta T=250\text{K}$ となる位置が求まらない場合、言い換えれば、火炎がトンネル側壁に接触している状況では、トンネル側壁までの距離を最大値とする。しかしトンネル長手方向へは、引き続き温度上昇が 250K となる座標位置を探索する。
- ③ トンネル天井に火炎が到達せず、軸上温度上昇が 250K 以下となる場合は、倒立円錐形で近似した火炎領域からのみの放射熱量を計算する。
- ④ トンネル天井に衝突した直後の軸上温度上昇が 250K 以上の場合は、倒立円錐形で近似した火炎に加え、高温煙層からの熱放射も考慮する。つまり火炎プルームがトンネル天井に衝突した位置を基準に、給気側、排気側ともトンネル長手方向に $\Delta x=0.1\text{m}$ 毎に天井近傍温度（式(A12)～(A16)）を予測し、それぞれの方向に対し $\Delta T=250\text{K}$ となる座標位置を求める。
- ⑤ 排煙側の放射熱量を評価する際には、トンネル天井への火炎の接炎の有無に係わらず強制換気下における火炎基部の火源からの吹きこぼれ現象を考慮するために、床面仮想出発点(X_1)から傾斜角度 θ_1 で定義される位置に火炎プルームの主軸が位置するとした。一方、給気側の評価の際には、天井への接炎の有無に依存し

て火災プリュームの主軸位置を変化させた。つまり接炎時には、火源表面中心と天井近傍最高温度呈示位置を結んだ直線上に、非接炎時には、火源表面中心と火炎先端を結んだ角度 θ_2 で定義される直線上にそれぞれ火災プリュームの主軸を設定した。

なお形態係数は、図 1(a)に示したように、火炎の形状を倒立円錐形で模擬したことから円錐形の火炎曲面を複数の微小面に分割し、この微小 n 角形面と受熱点の位置関係をもとに式(2)に示す境界積分法で求めた¹⁶⁾。高温煙層と受熱点の形態係数も長手方向の分割幅 $\Delta x=0.1\text{m}$ 毎に境界積分法で算出した。

$$\Phi = \frac{1}{2} \sum_{k=1}^n \beta_k \cos \delta_k \quad (2)$$

火炎からの放射熱エネルギーは、燃料の種類に依存して変化することが報告されている¹⁷⁾。そこで、火炎領域を模擬した倒立円錐体の性質がエチレンやアセチレンの火炎のように不透明な放射熱源とみなされる場合には、放射体表面温度として $\Delta T = 250\text{K}$ 、メタンやプロパンを燃料とした火炎のようにその性質が半透明な場合には、火災プリューム軸上温度または火源表面から火炎先端までの平均温度である $\Delta T = 600\text{K}$ とした (McCaffrey 式¹⁸⁾によれば、連続火災領域の軸上温度は一定、間歇火災領域は火源からの距離の-1 乗に比例して減衰し、この性状は火源規模に依存しないことが示されている。そこで McCaffrey 式を用いて、火源表面から $\Delta T = 250\text{K}$ で定義される火炎先端までの高さ方向への平均温度を求めると約 600K となった)。なお高温煙層表面温度についても、火炎領域と同様な性質を有すると仮定し、その性質が不透明な場合には $\Delta T = 250\text{K}$ 、半透明な場合には天井近傍温度とした。

自由空間での計算においては、火炎領域を倒立円錐形とした「分割法 1」と、微小高さ毎に円筒形を積み重ねた「分割法 2」の二つの手法にて近似した。また火炎領域の性質が半透明の場合にはプリューム中心軸温度を、不透明な場合には $\Delta T = 250\text{K}$ をそれぞれ放射体の表面温度として採用した。

2-2. 簡易法

この手法では、放射体である火炎領域を火炎高さで定義される平板として簡易的に模擬するが、上述したようにトンネル内では強制換気流の影響を受け火炎形状が変化する。そこで排気側と給気側の放射熱をそれぞれ評価するために、図 1(b), (c)に示したように、傾斜した一つの放射体平板と異なる 3 種類の位置に垂直な放射体平板を設定した計 4 種類の方法を採用した。具体的には、観測点が排煙側にある場合は、床面仮想火炎出发点(X_1)と傾斜角 θ_1 で定義された直線上に、また受熱面が給気側にある場合には、火源表面中心から火炎傾斜角度 θ_2 で定義される直線上にそれぞれ放射体平板を想定し形態係数を算出した。3 種類の垂直な放射体平板の設定位置は以下の通り、①観測点が排煙側にある場合には、床面仮想火炎出发点、火炎先端 (火炎が天井に接炎する場合は天井近傍最高温度呈示位置) と両者の中間点に、②観測点が給気側にある場合には、火源の給気側端部、火炎先端 (火炎が天井に接炎する場合は天井近傍最高温度呈示位置) と両者の中間点とした。ただし、自然換気時には火源中心軸上に鉛直に設置した。さらに高温煙層からの放射熱量の算出には、トンネル長手方向中心軸に沿った煙層温度を用いた。また火炎領域の性質が半透明の場合には $\Delta T = 600\text{K}$ 、不透明の場合には $\Delta T = 250\text{K}$ をそれぞれ放射体平板の表面温度とし、一様な温度分布とした。なお、自由空間の計算においても、火炎領域の性質が半透明の場合には $\Delta T = 600\text{K}$ 、不透明の場合には火炎軸上の平均温度を $\Delta T = 250\text{K}$ として与えた。トンネル空間の放射熱環境解析に用いた計算ケースの一覧を表 1 に示す。

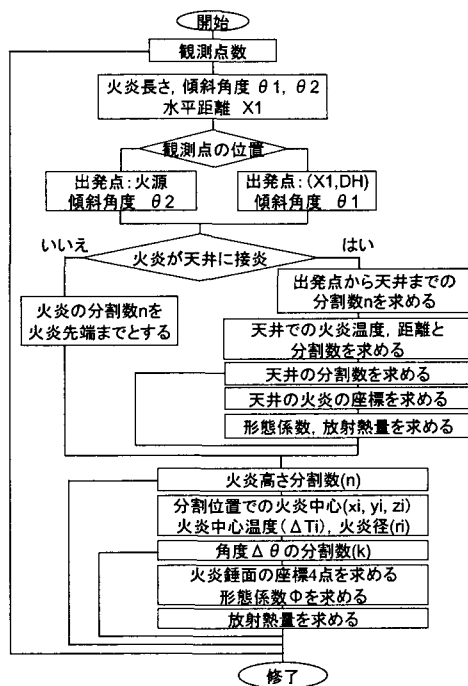


図2 トンネル内での放射熱計算の流れ

3. 予測モデル検証のための実験の概要

上述した予測手法の妥当性を検討するために、自由空間およびトンネル空間内での実測結果と計算結果を比較した。以下に概要を示す。

表 1 数値実験ケースの一覧

対象空間	モデル	火炎形状、位置	火炎の透明性	放射体の温度	換気条件
トンネル空間	分割法 1	円錐体（傾斜面）	不透明，半透明	250K, 600 K, 中心軸温度	自然換気, 強制換気
	簡易法 1	平板（傾斜面）	不透明，半透明	250 K, 600 K	〃
	簡易法 2	平板（出発点）	不透明，半透明	250 K, 600 K	〃
	簡易法 3	平板（中間点）	不透明，半透明	250 K, 600 K	〃
	簡易法 4	平板（先端）	不透明，半透明	250 K, 600 K	〃
自由空間	分割法 2	円錐体	不透明，半透明	250 K, 中心軸温度	自然換気
	分割法 3	円筒形の積み重ね	半透明	中心軸温度	〃
	簡易法 5	平板	不透明，半透明	250 K, 中心軸温度の高さ方向への平均温度	〃

3-1. 自由空間実験

模擬火源は一边 0.1, 0.2, 0.3m の正方拡散バーナー，燃料にはプロパンガスを用い，発熱速度を 15～75kW（プロパン供給量をもとにした計算値）の 4 水準で変化させた。サーモパイル型放射計は，火源中心から水平方向へ 2m，火源表面から 0.2m の高さに，放射計の受熱面を火源に向け鉛直方向に設置した状態で，火炎からの放射熱量を測定した。各実験条件での計測時間は 6 分とし，このうち準定常状態に達した後半 3 分の平均値を実測値とした。なお模擬火源は，実験施設の床面から 0.9m の高さに位置し，火源周りには地面を模擬した仮想床等は設置していない。

3-2. 石炭採掘用トンネル実験

高さ 2.3m，全長 400m の石炭採掘用トンネルを用いた。このトンネル断面は馬蹄形で，その断面積は 5.4m²（空間断面のアスペクト（縦/横）比は 0.56）である。火源を設置した近傍の壁体表面は厚さ 9mm および 16mm の鉄板で保護され，内部はコンクリートで母岩に接している。火源は，給気口から 80m の位置にトンネル短手方向中央に設置した。火源面積は 0.25～2m² の 4 段階で変化させ，燃料にはメタノールと灯油を用いた。発熱速度は重量変化から求めた 89～900kW とし，換気条件は自然換気と縦流式換気（設定換気風速で 0.78～1.2 m/s）の 2 条件である。ゴードン型放射計をトンネル短手方向中心にかつ火源中心から排煙側に 1.5, 3.0, 5.0, 8.0m，給気側に 1.5m，床面から 0.2m の高さにいずれの放射熱量計も受熱面を水平上向き（トンネル天井に向けて）に設置した。一つの実験条件あたりの燃焼継続時間は約 20 分である。火災成長とともに燃焼速度も変化したため，最大燃焼速度呈示時刻を含んだ 3 分間の平均値を実測値とした。実験条件の詳細は文献¹³⁾を参照された。

4. 結果および考察

4-1. 自由空間での放射受熱量

1) 放射受熱量の性状

図 3 に自由空間における発熱速度と放射受熱量の実測値の関係を示す。放射受熱量は，文献¹⁷⁾と同様に発熱速度の約 6/5 乗に比例する性状を示した。

2) 予測モデルとの比較

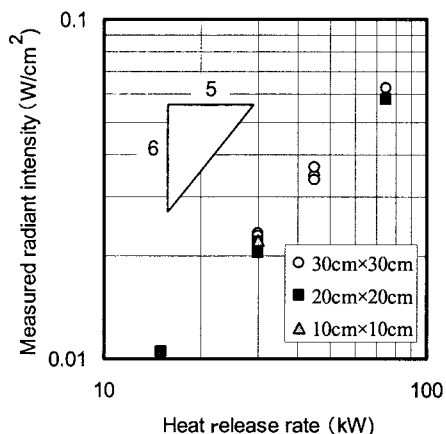


図 3 放射受熱量と発熱速度の関係

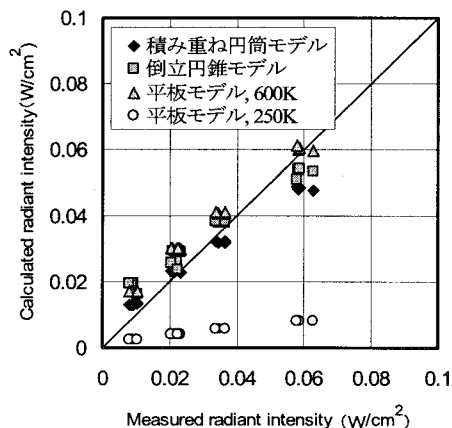


図 4 自由空間での放射受熱量と計算結果の比較

図4に自由空間における放射受熱量の実測値と計算値の関係を示す。「分割法2」では、放射体を倒立円錐形で模擬したが、その軸上の温度上昇はMcCaffreyの提案式¹⁸⁾を、水平温度分布は横井の提案式¹⁹⁾をそれぞれ適用することで火災領域を決定した。なお、模型トンネルでの実測結果をもとに、トンネル内の火災プルームは、横井が報告している自由空間での火災プルームの1.5倍の拡がり有するとして、火災領域を考慮した。また形態係数の算出に当たっては上述した「分割法2」、高さ方向に微小な円筒形を積み上げた「分割法3」および火源中心軸上に垂直平板を想定した「簡易法5」を採用した。その結果、以下の事項が明らかとなった。

- ① 放射受熱量が小さい領域では、計算値が実測値よりも若干大きい、「分割法2」と「分割法3」で著しい差異は認められず、いずれもほぼ実測値を再現していた。
- ② 放射体として垂直平板を仮定した「簡易法5」においては、その表面温度を $\Delta T = 250\text{K}$ とした場合、算出した放射受熱量が実測値の1/10となった。そこで、放射体の性質を半透明として、その表面温度を火災領域の平均温度である $\Delta T = 600\text{K}$ とした結果、「分割法2」、「分割法3」と同様の性状を示した。

4-2. 実大トンネル空間での放射受熱量

1) 放射受熱量の性状

実大トンネル空間内における放射受熱量の実測値と発熱速度の関係を図5に示す。これより、強制換気下の排煙側における放射受熱量は、自由空間での性状と同様に発熱速度の6/5乗に比例したのに対し、給気側での放射受熱量は発熱速度の4/5乗の関数となった。この差異は、放射熱量計の受熱面をトンネル天井に向けて床面に設置したために、排煙側の観測点では、傾斜した火災面全体を俯瞰できたが、給気側の観測点では天井に衝突後、給気側に遡上した一部の火災および高温煙層しか寄与しなかったことに依ると考えられる。

2) 予測モデルとの比較

「分割法1」および「簡易法1~4」にてそれぞれ求めた放射熱量と実測値の比較結果を以下に示す。

「分割法1」による検討

(1) 火災からのみの熱放射

図6(a, c, e)は、「分割法1」を用いて天井に衝突するまでの火災(温度上昇が250K以上となる温度領域として定義)からのみの放射熱量の計算値と実験値を比較した結果である。なお火災領域の性質は、半透明性で放射体表面温度として中心軸温度を考慮した方法(図6(a))と半透明性で $\Delta T = 600\text{K}$ を用いた方法(図6(c))、および火災領域の透明性が減少したものに相当する $\Delta T = 250\text{K}$ とした方法(図6(e))の3種類で放射受熱量を計算した。その結果、不透明性を仮定した計算結果(図6(e))は、火災領域の性質として半透明性を仮定した計算結果に比べ、実測値の約1/10と過小評価となるだけでなく、実測値との相関性も悪かった。放射体の表面温度としては、中心軸温度を採用の方が実測値の再現性は良い結果となった。また放射体の表面温度として、火災領域の平均温度上昇(600K)を用いた場合も、中心軸温度を用いた方法に準じて実測値を再現していた。火災を覆うまたは遮る障害物が存在する状況など、さまざまな状況への適応を想定すると、放射体の表面温度として中心軸温度を用いての評価法が妥当であると考えられる。また、設計段階で簡易的にしかも単一の火源を対象とするならば、火災領域の平均温度を採用しても比較的精度良く放射熱量を求めることができる。

(2) 火災および高温煙層からの熱放射

天井衝突までの火災領域からのみの放射熱だけでなく、天井衝突後の火災をも考慮した結果が図6(b, d, f)である。なお天井衝突後の火災領域の性質は半透明性で、その表面温度は付録に記述した煙層温度に関する実験式(A12)~(A16)で求められる温度を採用した。図6(b, d, f)のいずれのケースも計算値と実測値の性状が異なったうえに両者の差異も大きかった。これは、天井衝突後の火災の厚みや不透明性を考慮せずに煙層中心温度を用いて黒体放射として評価したため、過大評価となったと考えられる。

以上の結果、放射体表面温度として中心軸温度を考慮し天井衝突までの火災領域からの放射熱量を算出するこ

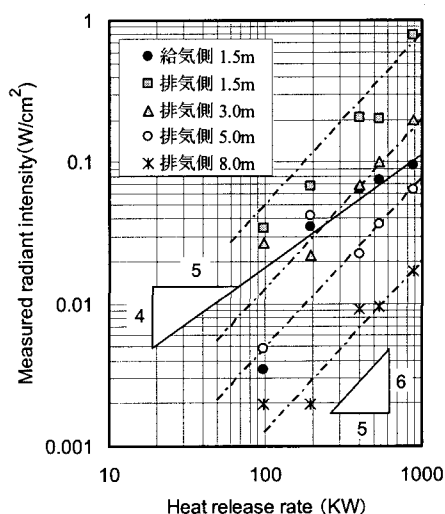


図5 トンネル空間内における放射受熱量と発熱速度の関係

とで、給気側での計算値にばらつきが認められるが、給気側、排煙側ともに実測値を再現していると考えられる。
「簡易法1～4」による検討結果

自由空間では放射体を平板として取り扱った手法にて実測の放射受熱量が再現できた。そこで、この手法にて簡易的にトンネル空間内の放射受熱量を推定できると考え、計算に用いる放射体表面温度とその性質および平板設定位置を変化させた検討を行った。

火災領域の表面温度上昇として250Kを用いた場合、平板の設定位置に係わらず、どの計算結果も実測値の1/10以下となった。この実測値との差異は、放射温度に使用した放射体の表面温度が火災内部温度を適切に捉えていないためと推定される。そこで、火災領域の性質として半透明性を仮定した計算結果との比較を図7(a), (b)に示す。

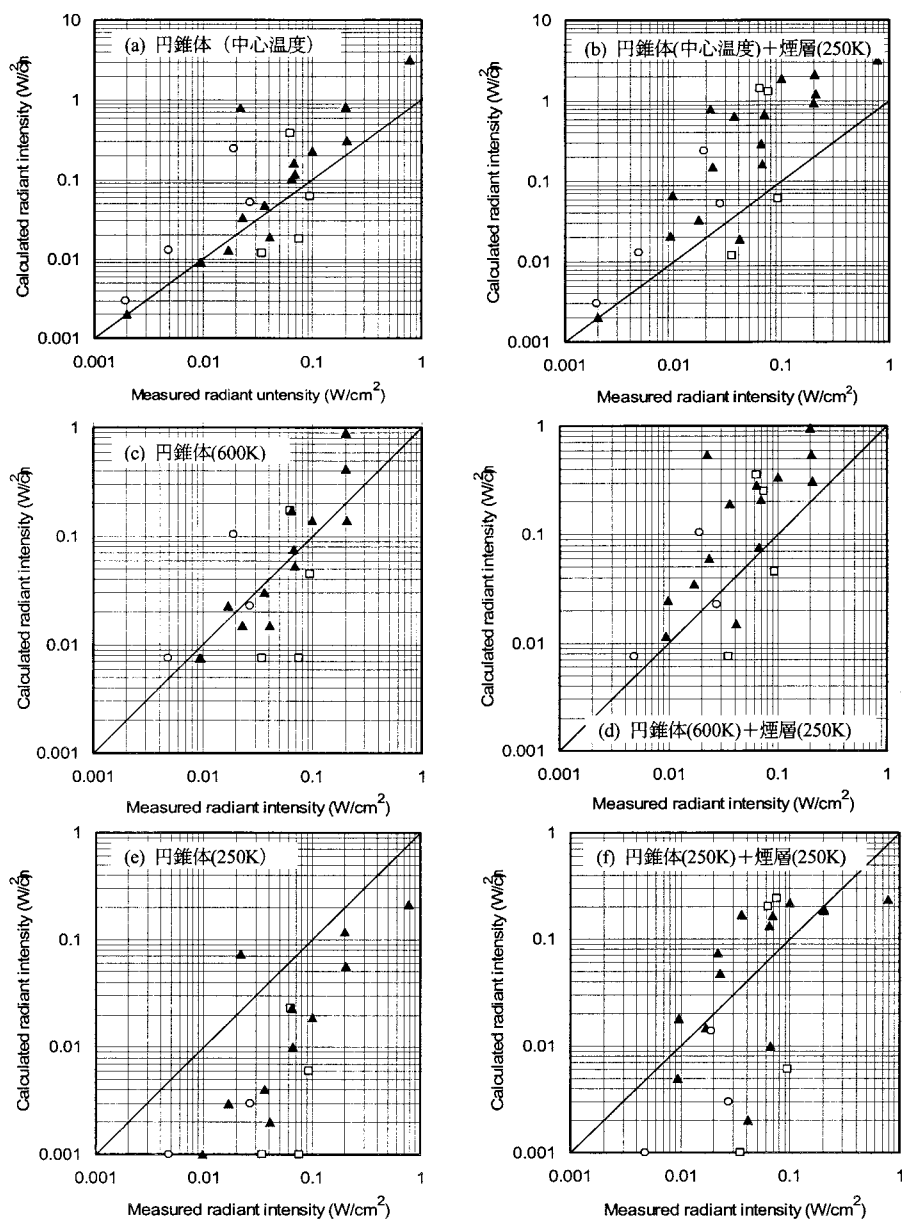


図6 トンネル空間内での放射受熱量実測値と分割法による予測値の比較

□：強制換気，給気側 ▲：強制換気，排気側 ○：自然換気

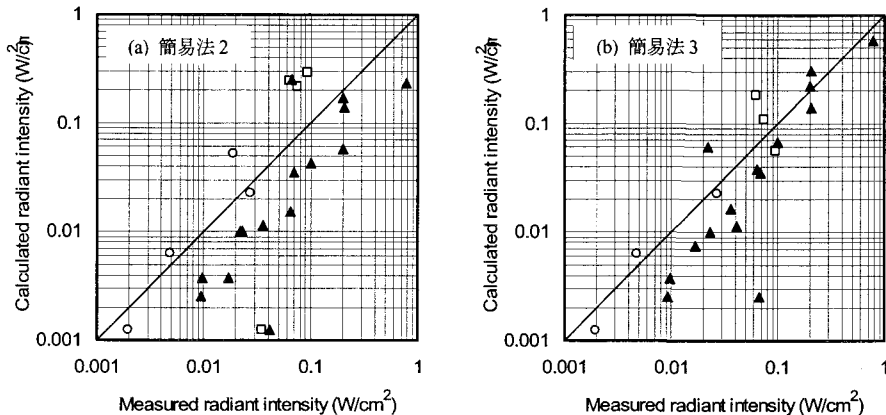


図7 トンネル空間内での放射受熱量実測値と簡易法による予測値の比較

□：強制換気，給気側 ▲：強制換気，排気側 ○：自然換気

排煙側の放射受熱量は火源近傍で実測値よりも低い場合もあるが全体的には受熱面の設定位置に依らず実測値と良い相関を示し、中でも「簡易法3」が実測値の再現性が最も良かった。「簡易法1」では、1枚の平板で傾斜角を模擬したこと、排煙側の実測値の傾向と異なり過大な放射熱量を予測する結果を示した。

また強制換気時における給気側の受熱面での計算値と実測値とを比較すると、「簡易法2」では両者は相関性の良い結果を示したが、その他の簡易法では、計算値は実測値と異なった性状を示した。実験式(A1)～(A16)で火炎形状を含めた火炎領域を模擬したが、これらの実験式のほとんどが準定常状態での温度測定値をもとに構築されている。しかし、強制換気時の火源から立ち上がる火炎は非定常的な挙動を示すことから、簡易的な手法にて放射熱量を算定するには、この火炎挙動も加えた放射体の評価が必要であることを示唆しているものと考えられる。

5. まとめ

筆者らが実施した1/10模型トンネルおよび実大の石炭採掘用トンネルを用いた火災実験結果を基に、火炎形状およびブリューム性状を記述するために構築した種々の実験式を利用した放射受熱予測手法について検討した結果、下記の項目が明らかとなった。

- ① 自由空間ならびに強制換気条件下のトンネル排煙側での放射受熱量は、発熱速度の6/5乗に比例したが、強制換気条件下のトンネル給気側での放射受熱量は、発熱速度の4/5乗に比例した。この違いは、放射熱量計の受熱面をトンネル天井面に向けて床面に設置したため、排煙側の観測点では傾斜した火炎面全体を俯瞰できるが、給気側の観測点では天井衝突し遡上した火炎および高温煙層しか放射受熱に寄与しなかったことによると考えられる。
- ② 自由空間およびトンネル空間内での放射受熱量は、中心軸温度を放射体の表面温度として採用することで実測値に近い値を示した。
- ③ 半透明性火炎の場合には、中心軸温度あるいは $\Delta T = 600\text{K}$ を放射体表面温度とした分割法に基づく近似法を用いることにより、換気状態に依存せずトンネル空間内での放射受熱量の推定が可能であった。
- ④ 火炎領域を一枚の放射体平板に置き換える簡易法では、放射体表面温度として $\Delta T = 600\text{K}$ を用い、強制換気時には垂直な放射体平板を床面仮想火炎出发点（給気側観測点では火源給気側火源境界）と火炎先端（接炎時は天井近傍最高温度呈示位置）の中間点に設置した方法が実測値の再現性に最も優れていた。
- ⑤ 今回、半透明性の火炎が生ずる火災実験結果を基に検討したが、避難および救援活動時の放射受熱量の観点からは、安全側の評価を行ったものと考えられる。近似法の精緻化のためには、不透明性の火炎を生ずる可燃物の火災実験を行うなどさらなる検証が必要である。

謝辞

実験およびデータ整理を行うにあたり、ご尽力頂いた当時通産省資源環境技術総合研究所、鹿島技術研究所および横浜国立大学の関係者に感謝致します。

記号

A_f	火源面積 [m ²]	r	熱気流の天井衝突位置からの水平距離 [m]
A_s	トンネル断面積 [m ²]	T_a	雰囲気温度 [K]
A_p	アスペクト比 (=H/b [-])	ΔT	熱気流の上昇温度 [K]
b	トンネル断面の幅 [m]	V	強制換気流速 [m/sec]
$B_{\max}$	最大火炎幅(火炎の中心軸に対し法線方向の幅が最大になる距離、但し、トンネル長手方向の断面方向) [m]	X_1	強制換気により火災プルームの立ち上がり位置が排気側に移動した距離 [m]
d	無次元数を算出する際の代表長さ [m]	z	高さ [m]
D	正火源の一辺の長さ [m]	β_k	k 番目の辺が観測点を頂点として張る角 [rad]
D_1	トンネル長手方向への火源長さ [m]	Δz	仮想点源の距離 [m]
D_2	トンネル短手方向への火源長さ [m]	σ	Stefan-Boltzmann 係数 ($=5.667 \times 10^{-11}$ [kW/m ² /K ⁴])
DD_1	$D_2^{3/2}/D_1^{1/2}$ で定義される火源長さ [m]	Q^*	無次元発熱速度 [-] $Q^* = Q/(\rho_a C_p T_a g^{1/2} d^{5/2})$
DD_2	$D_1^{3/2}/D_2^{1/2}$ で定義される火源長さ [m]	T_0^*	無次元温度($=\Delta T/T_a/Q^{2/3}$) [-]
L_{f1}	強制換気時の排煙側の火炎長さ [m]	δ_k	k 番目の辺と観測点でできる三角形と観測点の法線面となす角 [rad]
L_{f2}	強制換気時の給気側の火炎長さ [m]	ϵ_f	実効放射率 [-]
$L_{B\max}$	最大火炎幅呈示位置(火源中心から最大火炎幅を示す火炎軸の位置までの直線距離) [m]	Φ	観測点からの火炎の形態係数 [-]
H	トンネル断面の高さ [m]	ρ_a	外気の密度 (給気密度) [kg/m ³]
H_d	火源面から天井までの高さ [m]	Fr	フルード数 [-] $Fr = V^2/(gd)$
L_{xup}	天井近傍最高温度呈示位置から給気側への距離 [m]	θ_1	火災プルームの主軸位置により定義される火炎傾斜角 [degree]
L_{xdown}	天井近傍最高温度呈示位置から排気側への距離 [m]	θ_2	火源中心と火炎先端を結んだ直線で定義される火炎傾斜角 [degree]
L	火源中央表面から天井近傍最高温度呈示位置までの直線距離 [m]		
n	多角形の辺数		

参考文献

- 1) 湯本太郎：油タンク火災におけるふく射熱，安全工学，Vol.10, No.3, pp143-152, 1971.
- 2) 吉田美樹，河村祐治，瀬瀬 満：モンテカルロ法によるタンク（プール）火災における熱放射到達率分布の解析 ―火災モデルの評価―，安全工学，Vol.34, No.2, pp.94-101, 1995.
- 3) Johnson A D, Brightwell H M, A.J.Carsle, "A Model for Predicting the Thermal Radiation Hazards from Large-Scale Horizontally Released Natural Gas Jet Fires", Trans. IChemE., Vol.72, Part B, August, 1994.
- 4) 田中峰義：建築火災安全工学入門，日本建築センター，pp116-145, 1983.
- 5) Lea, C.J.: "Computational Fluid Dynamics Simulations of Fires in Longitudinally-Ventilated Tunnels", *HSL Report* No. IR/L/FR/94/10, 1995.
- 6) Woodburn, P.J. and Britter, R.E.: "CFD Simulations of a Tunnel Fire – Part I, Part II", *Fire Safety Journal*, Vol.26, pp35-90, 1996.
- 7) 川端信義，王謙，佐々木啓彰，内藤裕輔：日本機械学会論文集 B 編，Vol.65, No.634, pp.1870-1877, 1999.
- 8) Hwang, C.C. and Edwards, J.C., "The Critical Ventilation Velocity in Tunnel Fires – a Computer Simulation" *Fire Safety Journal*, Vol. 40, No.3, pp.213-244, 2005.
- 9) Oka, Y. and Atkinson, G., "Control of Smoke Flow in Tunnel Fires", *Fire Safety Journal*, vol.25, No.4, pp.305-322, 1995.
- 10) 山田常主，渡邊勇市他：トンネル火災時の換気条件下での煙の遡上に関する実験研究，消防研究所報告，第 83 号，1997.
- 11) 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.
- 12) Kurioka, H., Oka, Y., Satoh, H., and Sugawa, O.: "Fire Properties in Near Field of Square Fire Source with Longitudinal Ventilation in Tunnels", *Fire Safety Journal*, Vol.38, pp.319-340, 2003.
- 13) 栗岡 均，岡 泰資，佐藤博臣，桑名秀明，須川修身：日本建築学会構造論文集，第 546，pp.151-156, 2001.
- 14) JSME, Data Book : Heat Transfer, 3rd Edition
- 15) Beyler, C., Chapter 3-11, SFPE Handbook of FIRE PROTECTION ENGINEERING, Third edition, NFPA, 2002.
- 16) 石川太郎他：現代照明環境システム，オーム社，pp125-127, 1981.
- 17) 長谷見雄二，徳永太造：乱流拡散火炎の巨視的性状のモデル化，日本火災学会論文集，Vol.33, No1, pp.9-17, 1983.
- 18) McCaffrey, B.J., "Purely Buoyant Diffusion Flames: Some Experimental Results", *NBSIR* 79-1910, 1979
- 19) 横井鎮男：暖房時の室内温度分布，日本建築学会論文集，Vol.50, pp.95-100, 1955.
- 20) 栗岡 均，岡 泰資，滝川慎一，今関 修，地下空間シンポジウム論文・報告集（日本土木学会），Vol.10, pp.31-40, 2005.
- 21) 岡 泰資，栗岡 均，佐藤博臣，須川修身，日本火災学会論文集，Vol.51, No.2, pp.1-12, 2001.

- 22) 栗岡 均, 岡 泰資, 佐藤博臣, 桑名秀明: トンネル空間における天井ジェット性状, 地下空間シンポジウム論文・報告集 (日本土木学会), Vol. 5, pp.75-84, 2000.
- 23) Oka, Y., Kurioka, H., Satoh, H., Miyake, A., and Ogawa, T., "Effect of Fire Source Shape and its Size in a Tunnel Fire", *Proceedings of the 6th Asia-Oceania Association for Fire Science and Technology*, pp.329-340, 2004.
- 24) 岡 泰資, 栗岡 均, 佐藤博臣, 桑名秀明, 山田常圭: 「チューブ状空間における火災性状に関する研究—その2 逆上熱気流の性状—」, 日本建築学会大会学術講演梗概集 (中国), pp.187-188, 1999.

【付録】

トンネル内の火災形状は以下に示した筆者らおよび他の研究者が報告している実験式を用いて決定した。なお、筆者らが提案し実験式は、1/10 の模型トンネルを用いた実験データが基礎となっている。概略は以下の通り。模型トンネル全長 5.6m, トンネル断面高さ 0.3m, トンネル断面のアスペクト比 (縦横比, Ap と記す) を $Ap=1/1, 1/2, 1/3$ と変化させた 3 種類の 1/10 模型トンネルを用いて、火災性状ならびに天井近傍の温度性状を把握するためにトンネル長手方向天井近傍に k 型熱電対を設置した。種々の実験式を導出するにあたり使用した温度は、発熱速度および換気流速がともに準定常状態であるときの平均温度を実測値として採用した。これら一連の実験では、模擬火源として正方および矩形の LPG バーナーを用い、いずれの火源もトンネル短手方向断面中央の床面に設置した。なお、強制換気流により下流側に傾斜した火炎長さや傾斜角度は、測定した平均温度をもとに作成した温度分布図から、温度上昇が 250K 以上の温度領域を火炎領域と定義し読み取った。

火災形状

①火炎長さ[19]

$$(自然換気) \quad Ap=1/1 \quad L_f/DD_1=18(Q_{d=DD_1}^*)^{3/4} \quad 0.4 < Q_{d=DD_1}^* < 4 \quad (A1)$$

$$Ap=1/2, 1/3 \quad L_f/DD_1=5.3(Q_{d=DD_1}^*)^{2/3} \quad 0.04 < Q_{d=DD_1}^* < 4$$

$$L_f/DD_1=4.4(Q_{d=DD_1}^*)^{2/5} \quad 4 < Q_{d=DD_1}^* < 40$$

$$(強制換気 \text{ 接炎時}) \quad L_f/DD_2=3.5(Q_{d=DD_2}^*/Fr_{d=DD_2}^{1/6})^{2/5} \quad 1 < Q_{d=DD_2}^*/Fr_{d=DD_2}^{1/6} < 30 \quad (A2)$$

$$(\quad \quad \quad \text{非接炎時}) \quad L_f/DD_1=2.71(Q_{d=DD_1}^*)^{2/5}$$

②最大火炎幅[19]

$$(自然換気) \quad B_{max}/DD_1=1.0(Q_{d=DD_1}^*)^{2/5} \quad 0.04 < Q_{d=DD_1}^* < 0.4 \quad (A3)$$

$$B_{max}/DD_1=0.8(Q_{d=DD_1}^*)^{2/3} \quad 0.4 \leq Q_{d=DD_1}^* < 40$$

$$(強制換気 \text{ 接炎時}) \quad B_{max}/DD_2=0.68(Q_{d=DD_2}^*/Fr_{d=DD_2}^{1/6})^{2/5} \quad (A4)$$

$$(\quad \quad \quad \text{非接炎時}) \quad B_{max}/DD_1=0.78(Q_{d=DD_1}^*)^{2/5}$$

③最大火炎幅呈示位置[19]

$$(自然換気) \quad (L_{Bmax} + \Delta z)/DD_1=2.8(Q_{d=DD_1}^*)^{2/5} \quad 0.04 < Q_{d=DD_1}^* < 5 \quad (A5)$$

$$(L_{Bmax} + \Delta z)/DD_1=5.33 \quad 5 \leq Q_{d=DD_1}^* < 40$$

$$(強制換気 \text{ 接炎時}) \quad L_{Bmax}/DD_2=1.48(Q_{d=DD_2}^*/Fr_{d=DD_2}^{1/6})^{2/5} \quad (A6)$$

$$(\quad \quad \quad \text{非接炎時}) \quad L_{Bmax}/DD_1=1.43(Q_{d=DD_1}^*)^{2/5}$$

④火炎傾斜角度 (強制換気) [19, 20]

$$\cos(\theta_1) \cdot Fr_{d=H_d}^{-1/2} = \alpha \left[A_f^{1/2} \frac{b^{1/2}}{H_d^{3/2}} Fr_{d=H_d}^{-1} \cdot (Q_{d=H_d}^*)^{(1-2\eta)/5} \cdot \left(\frac{b}{D_2} \right)^{1/2} \right]^\beta \quad (A7)$$

	η	α	β	ΔT_{max}
Region I	-1/3	0.54	0.63	<250K
Region II	0	0.46	0.66	250~500K
Region III	1/2	0.52	0.57	$\geq 500K$

$$Ap=1/1 \quad \tan \theta_2 = 5.3 \cdot (Fr_{d=D})^{2/5} \cdot (Q_{d=D}^*)^{-2/5} \quad 35^\circ \leq \theta_2 \leq 90^\circ \quad (A8)$$

$$Ap=1/2, 1/3 \quad \tan \theta_2 = 3.1 \cdot (Fr_{d=D})^{1/2} \cdot (Q_{d=D}^*)^{-2/5} \quad 20^\circ \leq \theta_2 \leq 90^\circ$$

⑤床面仮想火炎出发点 (強制換気)

$$X_1 = (L^2 - H_d^2)^{1/2} - H_d \cdot \tan \theta_1 \quad (A9)$$

ブリューム性状

⑥火炎半径方向温度分布[18]

自然換気 横井式の1.5倍を採用 $\xi = r/(zc^{2/3})$

$$\Delta T = 0.423 \left(\frac{T_a Q^2}{C_p^2 \rho^2 g} \right)^{1/3} c^{-8/9} z^{-5/3} \left(1 + 0.938 \xi^{3/2} + 0.4000 \xi^3 + 0.0940 \xi^{9/2} \right) \exp(-1.462 \xi^{3/2}) \quad (A10)$$

強制換気 $\Delta T_i/T_{\max} = \exp(-\beta^2 \eta^2)$, $\eta = r/L$, $\beta = 1.6$

⑦ プリウム中心軸温度[11, 17]

$$\text{(自然換気)} \quad \frac{\Delta T}{T_a} \cdot \frac{L}{H_d} \cdot \frac{H^{3/2}}{b^{1/2}} \cdot \frac{1}{A_f^{1/2}} \cdot \left(\frac{b}{D_2} \right)^{1/2} = \alpha \left(\frac{z + \Delta z}{Q^{2/5}} \right)^\beta \quad (A11)$$

$$(z + \Delta z)/Q^{2/5} \leq 0.2 \quad \alpha = 16.0, \beta = 0, (z + \Delta z)/Q^{2/5} > 0.2 \quad \alpha = 5.5, \beta = -2/3$$

$$\text{(強制換気)} \quad \frac{2g\Delta T_o}{T_a} = \left(\frac{k}{C} \right)^2 \left(\frac{z}{Q^{2/5}} \right)^{2\eta-1}$$

	k	C	η
flame	$6.8 \text{ m}^{1/2}/s$	0.9	1/2
Intermittent	$1.9 \text{ m}^{1/2}/s$	0.9	0
plume	$11 \text{ m}^{4/3}/kW^{1/3}$	0.9	-1/3

高温煙層

⑨ 天井近傍温度分布[11, 21, 23]

$$\text{(自然換気)} \quad \Delta T_o^* = a(r/H)^n, \quad \Delta T = \Delta T_o^* \cdot (Q_{d=H_d}^*)^{2/3} \cdot T_a \quad (A12)$$

$$a = -0.3/Ap + 3.53, \quad n = -0.15/Ap - 0.353$$

$$\text{(強制換気 給気側)} \quad \frac{\Delta T}{T_{\max}} = a \left(\frac{L_{Xup}}{H_d} (Fr_{d=H_d})^{-1/2} \right)^b \quad (A13)$$

$$Ap = 1/1: 0.3 \leq L_{Xup}/H_d \leq 1.2 \quad a = 0.3, b = -1$$

$$\text{(強制換気 排煙側)} \quad \frac{\Delta T}{\Delta T_{\max}} = \alpha \left(\frac{L_{Xdown}}{H_d} \right)^\beta \quad (A14)$$

$$L_{Xdown}/H_d \leq 0.2 \quad \alpha = 1.0, \beta = 0, 0.2 \leq L_{Xdown}/H_d \leq 8 \quad \alpha = 0.40Ap + 0.31, \beta = 0.50Ap - 0.72$$

⑩ 天井近傍最高温度 (強制換気) [22]

$$\frac{\Delta T_{\max}}{T_a} = \alpha \left(\frac{Q^{*2/3}}{Fr^{1/3}} \cdot \left(\frac{b}{D_2} \right)^{1/2} \right)^\beta \quad (A15)$$

$$(Q^{*2/3}/Fr^{1/3}) \cdot (b/D_2)^{1/2} < 3.3 \quad \alpha = 0.60, \beta = 1.20, 3.3 \leq (Q^{*2/3}/Fr^{1/3}) \cdot (b/D_2)^{1/2} < 8 \quad \alpha = 2.53, \beta = 0$$

⑩ 天井近傍最高温度显示位置 (強制換気) [22]

$$\frac{L}{H_d} Fr_{d=H_d}^{1/2} \left(\frac{b}{D_2} \right)^{1/2} = \alpha \left[\frac{H^{3/2} \cdot b^{-1/2}}{A_f^{1/2}} (Q_{d=H_d}^*)^{(2\eta-1)/5} \right]^\beta \quad (A16)$$

	η	α	β	$\Delta T_{\max}$
Region I	-1/3	3.0	0.71	<250K
Region II	0	3.7	0.67	250~500K
Region III	1/2	3.5	0.59	$\geq 500K$

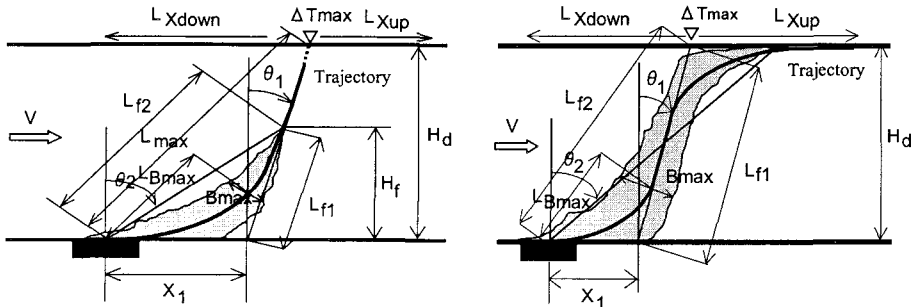


図 A-1 トンネル内での火炎形状の概略および使用した変数の定義 ((a) 接炎なし, (b) 接炎あり)