

# Betrachtung der Wärmefreisetzung im Brandfall

Erstellt im Auftrag des



Bundesministeriums für Verkehr, Innovation und Technologie  
Radetzkystraße 2  
A-1030 Wien

Dokument-Nr.: FVT-110/10/Be V&U 10/10/6400 vom 20.12.2010



BERATENDE  
INGENIEURE  
CONSULTING  
ENGINEERS  
INGENIEURS  
CONSEILS

**ILF BERATENDE INGENIEURE**

Feldkreuzstraße 3, A-6063 Rum bei Innsbruck  
Tel: 0512-2412-0 / Fax: 0512-2412-5900  
E-Mail: info@ibk.ilf.com



**Forschungsgesellschaft für  
Verbrennungskraftmaschinen und  
Thermodynamik mbH**

**FORSCHUNGSGESELLSCHAFT FÜR VERBRENNUNGS-  
KRAFTMASCHINEN UND THERMODYNAMIK MBH**

Innfeldgasse 21 A, 8010 GRAZ  
Telefon +43 (0) 316 873 - 7200  
Telefax + 43 (0) 316 873 – 8080  
E-Mail: office@fvt.at



## Inhaltsverzeichnis

<b>1</b>	<b>EINLEITUNG.....</b>	<b>4</b>
1.1	Status der RVS 09.02.31, August 2008.....	4
1.2	Änderungsbedarf.....	5
<b>2</b>	<b>LÄNGSLÜFTUNG.....</b>	<b>6</b>
2.1	<b>Dreidimensionale Strömungsberechnung.....</b>	<b>6</b>
2.1.1	Randbedingungen.....	6
2.1.2	Ergebnisse der dreidimensionalen Strömungsberechnung.....	8
2.2	<b>Vorschlag 1D Berechnungsmodell.....</b>	<b>10</b>
2.2.1	Berechnung des Auftriebes im Brandfall.....	10
2.2.2	Lufttemperatur am Brandort.....	10
2.2.3	Temperaturverlauf entlang der Tunnelachse.....	11
2.2.4	Auftriebskraft entlang der Tunnelachse.....	11
2.2.5	Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten für das 1D Berechnungsmodell.....	13
2.2.6	Zeichenerklärung.....	18
<b>3</b>	<b>VERWENDETE LITERATUR.....</b>	<b>19</b>

# 1 Einleitung

Die RVS 09.02.31 gibt Rahmenbedingungen vor, die die Wärmefreisetzung im Falle eines Brandes im Tunnel bei der Dimensionierung der Lüftungsanlage behandeln. Ziel dieser Vorgaben ist für einfache Tunnelanlagen die durch die Wärmefreisetzung entstehenden Auftriebskräfte in einer einfachen Art zu berücksichtigen und eine vergleichbare Berechnungsbasis zu gewährleisten.

Dieser Bericht stellt die Zusammenfassung der Ergebnisse aus den Berechnungen zur Wärmefreisetzung in Tunneln mit Hufeisenprofil, erstellt durch ILF Beratende Ingenieure [4], sowie jener in Tunneln mit Kastenprofil, erstellt durch FVT mbH [3] dar. Die Arbeiten wurden im Rahmen der Überarbeitung der RVS 09.02.31 vom BMVIT in einem Forschungsprojekt teilweise finanziert und von den beiden Firmen ILF Beratende Ingenieure (Bernhard Höpperger und Jeanniene Croll) sowie FVT mbH (Peter Sturm, Michael Beyer und Michael Bacher) durchgeführt.

## 1.1 Status der RVS 09.02.31, August 2008

In Kapitel 6 der RVS 09.02.31 [2] wird dazu wie folgt ausgeführt:

*Als Dimensionierungsbrand für die Lüftung wird für alle Tunnel < 3% Längsneigung mit 2 Fahrstreifen und üblichem Tunnelquerschnitt der Brand eines LKWs und zweier PKW festgelegt, womit sich eine Rauchgasmenge von 120 m³/s ergibt.*

*Bei davon abweichenden Anlageverhältnissen sind gesonderte Untersuchungen für Bemessungsansätze durchzuführen.*

*Die Druckwirkung der Luft im Tunnel durch die Erwärmung im Regelfall als auch im Brandfall ist bei der Bemessung gemäß folgenden Ansätzen zu berücksichtigen:*

$$\Delta\rho_{\text{nat}} = \frac{(\rho_a \pm \rho_i) \cdot g \cdot L_{\text{Tunnel}} \cdot s}{100} \text{ [Pa]}$$

$$\Delta\rho_{\text{Brand}} = \frac{(\rho_i - \rho_{\text{Brand}}) \cdot g \cdot L_{\text{Tunnel}} \cdot s \cdot \eta_{\text{Brand}}}{100} \text{ [Pa]}$$

$$\Delta\rho = \frac{p}{R_L \cdot T} \text{ [kg/m}^3\text{]}$$

- mit:
- $\Delta\rho_{\text{nat}}$  [Pa] Druckwirkung durch den natürlichen Auftrieb
  - $\Delta\rho_{\text{Brand}}$  [Pa] Druckwirkung durch die erwärmte Luft (Brand)
  - $\rho$  [kg/m³] Dichte abhängig von der Temperatur und dem Aussendruck
  - $L_{\text{Brand}}$  [m] Länge des Brandabschnittes
  - $s$  [%] Längsneigung
  - $s_{\text{Brand}}$  [%] Längsneigung im Brandabschnitt ( $L_{\text{Brand}}$ )

$\eta_{Brand}$                       *Brandwirkungsgrad (Verhältnis von tatsächlicher zu theoretischer Wärmefreisetzung)*  
*Index a*                      *außerhalb des Tunnels*

*Für Tunnel mit gemischtem Pkw/Lkw-Verkehr ist der Dimensionierungsbrand mit 30 MW anzusetzen; für reinen Pkw-Verkehr mit 5 MW. Für Tunnel mit höherem Lkw-Anteil (> 15 %) ist die Auswirkung auf die Tunnelsicherheit auf Basis einer Tunnel-Risikoanalyse bzw. einer Risikobewertung darzustellen und als Maßnahme eine Erhöhung der Brandlast zu prüfen.*

*Für die Bemessungsbrände gelten folgende charakteristischen Werte:*

Dimensionierungsbrand	5 MW	30 MW	50 MW
$\Delta T_{Brand}$ ohne Absaugung	25 K	65 K	90 K
$\Delta T_{Brand}$ mit Rauchabsaugung	20 K	40 K	65 K
$\Delta T_{nat}$	10 K	10 K	10 K
$L_{Brand}$	400 m	800 m	800 m
$\eta_{Brand}$	0,85	0,75	0,75

*Die obigen Werte stellen mittlere Erfahrungswerte dar, bei speziellen Anlageverhältnissen sind Abweichungen zu berücksichtigen.*

Weitere relevante Vorgaben für die Lüftungsdimensionierung sind:

- Längslüftung (Punkt 4.2.1): 120 m<sup>3</sup>/s oder 2 m/s über den Querschnitt.
- Halbquer- und Querlüftungen (Punkt 4.2.2 und 4.2.3): 120 m<sup>3</sup>/s Absaugvolumenstrom

## 1.2 Änderungsbedarf

In der derzeitigen Berechnungsweise für den Brandauftrieb und der daraus resultierenden Druckdifferenz wird der Einfluss der Längsgeschwindigkeit und des Tunnelquerschnittes nicht berücksichtigt. Untersuchungen haben jedoch gezeigt, dass die Strömung im Bereich eines Brandes ein stark dreidimensionales Verhalten aufweist und die Temperaturerhöhung der Luft sehr stark von der Längsströmungsgeschwindigkeit, Brandlast und dem Tunnelquerschnitt abhängt. Um diese Effekte zukünftig in der Lüftungsdimensionierung für längsgelüftete Straßentunnel zu berücksichtigen und die derzeit festgeschriebenen Temperaturerhöhungen des Temperaturblocks (siehe Auszug aus RVS 09.02.31) für unterschiedliche Längsströmungen, Brandlasten und Tunnelquerschnitte zu prüfen, wurden zusammen mit der Fa. ILF Beratende Ingenieure ZT GmbH dreidimensionale Strömungsberechnungen durchgeführt. Mithilfe von den Strömungssimulationsprogrammen ANSYS Fluent und OpenFOAM wurden die räumliche Auftriebswirkung der heißen Rauchgase und die Temperaturverteilung bei unterschied-

Dokument-Nr. FVT-110/10/Be V&U 10/10/6400	<b>Betrachtung der Wärmefreisetzung im Brandfall</b> Zusammenfassung	Version: 2.0 freigegeben
---	---	-----------------------------

lichen Randparametern durchgeführt. Auf Basis der Ergebnisse dieser Rechnungen, soll eine einfache eindimensionale Berechnungsmethode gefunden werden, welche die dreidimensionalen Effekte in einer vertretbareren Genauigkeit berücksichtigt. Die Ergebnisse der dreidimensionalen Berechnungen sind in dem Bericht [4] für das Hufeisenprofil und [3] für das Rechteckprofil angeführt.

## 2 Längslüftung

Gemäß RVS 09.02.31 muss die Lüftungsdimensionierung so erfolgen, dass bei den zu berücksichtigenden Randbedingungen einen Volumenstrom von 120 m<sup>3</sup>/s (Dichte 1,2 kg/m<sup>3</sup>) oder eine Geschwindigkeit von 2 m/s über den Querschnitt erzielt werden muss. Als Dimensionierungsbrand ist in der Regel eine Brandleistung von 30MW bzw. 50 MW (LKW Anteil > 15%) zu prüfen.

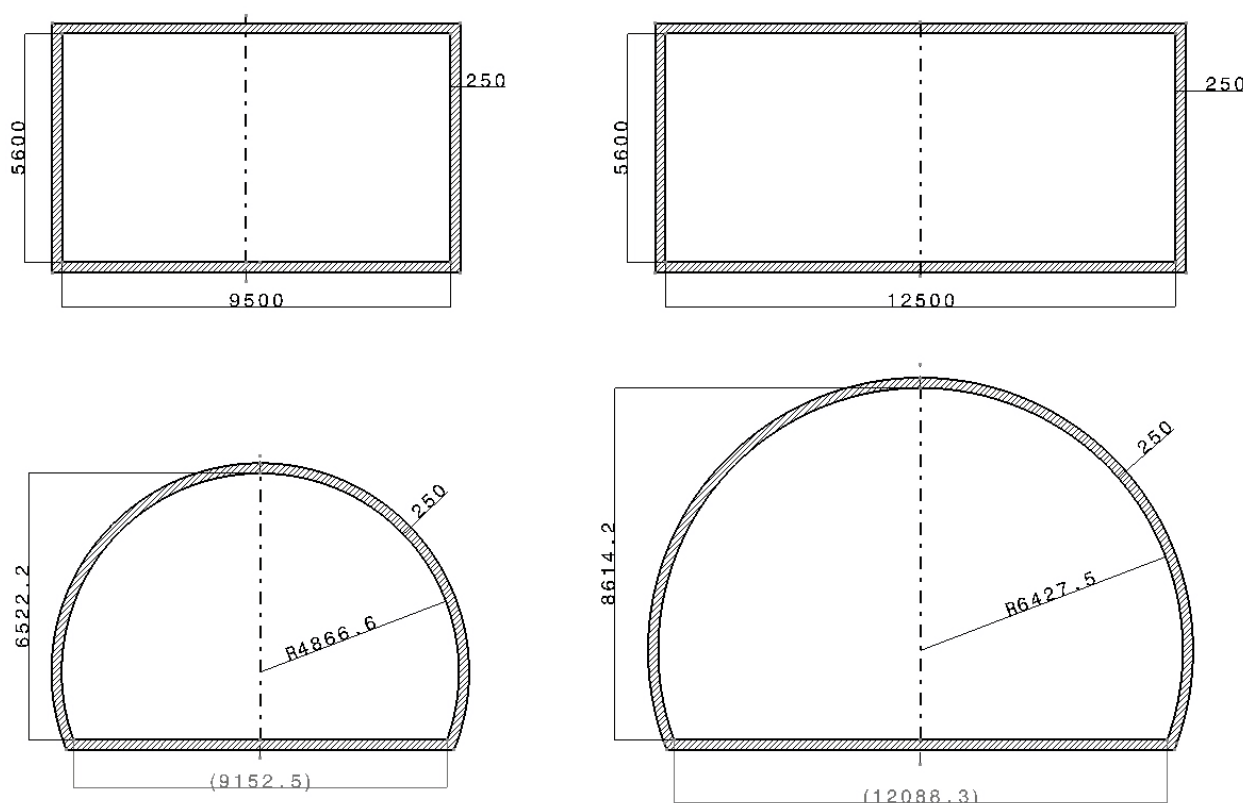
### 2.1 Dreidimensionale Strömungsberechnung

#### 2.1.1 Randbedingungen

Im Rahmen der zuständigen Arbeitsgruppe wurden folgende Randbedingungen festgelegt.

##### 2.1.1.1 Tunnelgeometrie

Es werden zwei unterschiedliche Tunnelprofile betrachtet, welche standardmäßig für österreichische Straßentunnel verwendet werden. Eins davon ist das typische Profil für bergmännische Tunnel, das so genannte Hufeisenprofil und das andere ist ein einfaches Rechteckprofil, das typischerweise für Einhausungen verwendet wird. Die Berechnungen wurden für Hufeisenprofile sowie für Rechteckprofile mit einer Querschnittsfläche von 53 m<sup>2</sup> (zweispurig) und 70 m<sup>2</sup> (dreispurig) durchgeführt. Der Tunnel besitzt eine konstante Längsneigung von 1,5 % und eine Länge von 2850 m.



**Abbildung 1: Querschnitte des Hufeisen- und Rechteckprofils (zweispurige Straßentunnel links, dreispurige Straßentunnel rechts)**

Die umhüllende Betonschicht hat eine Stärke von 250 mm, welche die typische Konstruktion von österreichischen Straßentunneln entspricht. Die physikalischen Parameter der Betonschicht sind: spezifische Wärmekapazität von 1000 J/kgK, eine Dichte von 2400 kg/m<sup>3</sup> und eine Wärmeleitfähigkeit von 2,0 W/mK. Diese Wand ist für die Berechnung der konvektiven Wärmeübertragung von Bedeutung und hat zu Simulationsbeginn eine Initialtemperatur von 15 °C.

#### 2.1.1.2 Parameter für den Brandfall

Für die Wärmefreisetzung im Brandfall wurde eine Brandlast von 30 MW und 50 MW verwendet. Die Wärmequelle hat die Abmessungen 2 m breit, 3 m hoch und 18 m lang (repräsentiert einen brennenden LKW) und befindet sich tunnelmittig 350 m vom Einlassportal entfernt. Es wurde angenommen, dass die Brandleistung linear innerhalb von 5 Minuten auf die maximale Brandleistung ansteigt und dann 15 Minuten konstant bleibt. Die Simulationsdauer beträgt somit 20 Minuten.

Für die Wärmequelle wurde Heizöl mit einem Heizwert von 42,6 MJ/kg verwendet. Das ergibt für die Brandleistung von 30 MW einen Brennstoffmassenstrom von 0,704 kg/s und 1,174 kg/s entsprechend für 50 MW.

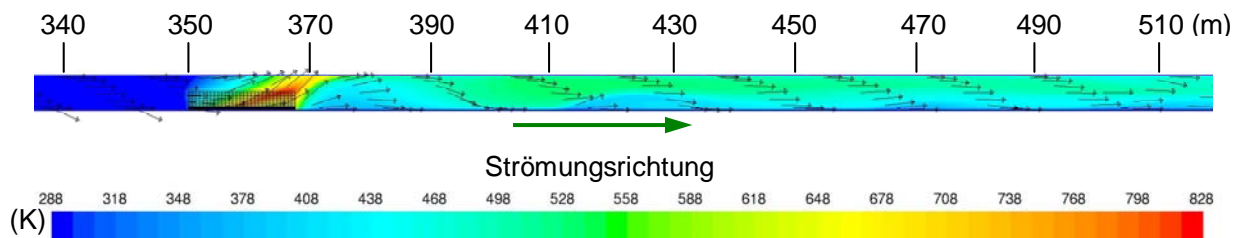
Die Simulationen wurden für drei unterschiedliche Geschwindigkeitskategorien durchgeführt: Bei einer Einströmgeschwindigkeit von 1,5 m/s, bei kritischer Geschwindigkeit und bei der Einströmgeschwindigkeit lt. RVS vorgegeben. Die Lufttemperatur wurde mit 15 °C (Dichte = 1,225 kg/m<sup>3</sup>) angenommen, wobei sich daraus die in der Tabelle 1 aufgelisteten Massenströme für die Einlassrandbedingung ergeben.

**Tabelle 1: Simulationsfälle der dreidimensionalen Strömungsberechnung**

		Rechteckprofil (TU-Graz)		Hufeisenprofil (ILF)	
		53 m <sup>2</sup>	70 m <sup>2</sup>	53 m <sup>2</sup>	70 m <sup>2</sup>
		Massenstrom in kg/s (Einlass) / Geschwindigkeit in m/s (Einlass)			
Wärmefreisetzung	30 MW	97,4 / 1,50	128,6 / 1,50	97,4 / 1,50	128,6 / 1,50
		144,1 / 2,22	178,4 / 2,08	146,7 / 2,26	171,5 / 2,00
				162,3 / 2,50	223,0 / 2,60
	50 MW	97,4 / 1,50	128,6 / 1,50	97,4 / 1,50	128,6 / 1,50
		146,7 / 2,26	171,5 / 2,00	146,7 / 2,26	171,5 / 2,00
		162,3 / 2,50	202,4 / 2,36	181,8 / 2,8	257,3 / 3,00

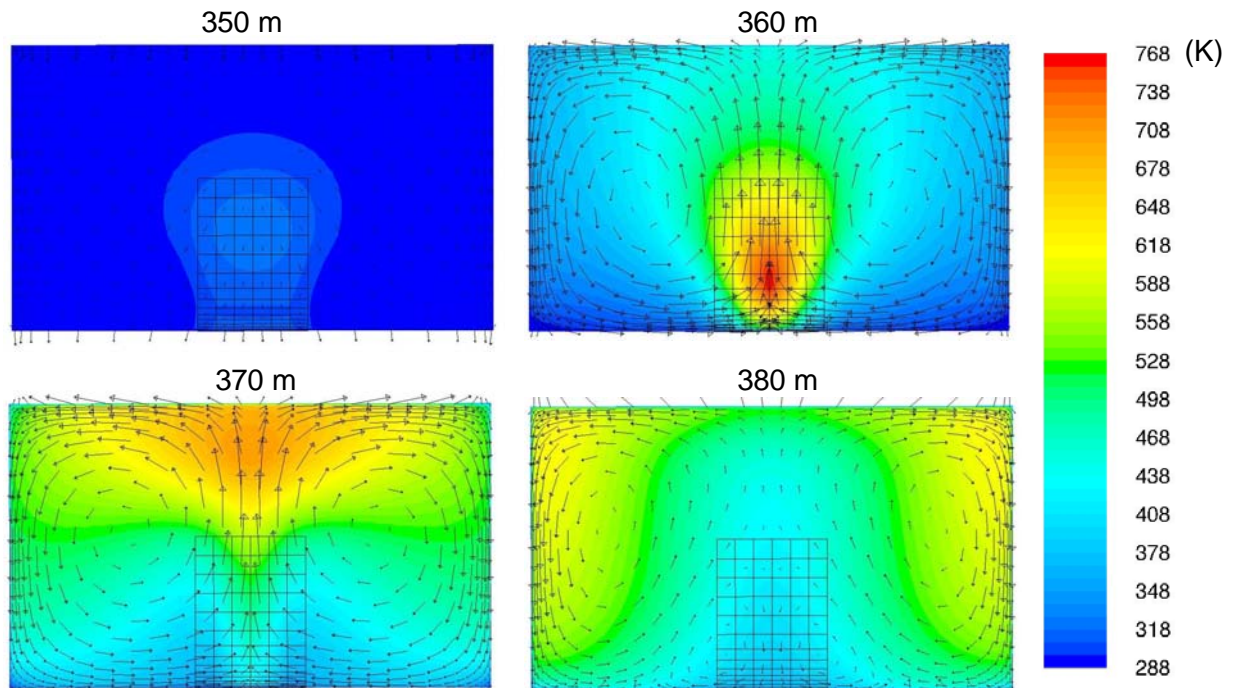
### 2.1.2 Ergebnisse der dreidimensionalen Strömungsberechnung

Eine Auflistung der durchgeführten Berechnungsfälle kann Tabelle 1 entnommen werden. Grundsätzlich weisen das Strömungsfeld und die Temperaturverteilung in der Nähe der Brandquelle ein stark dreidimensionales Verhalten auf. Diese dreidimensionale Zone erstreckt sich jedoch in den meisten Fällen über wenige hundert Meter. Innerhalb des größten Teils des Tunnels konnten eindimensionale Zustände festgestellt werden. Abbildung 2 zeigt die Temperaturverteilung in der Symmetrieebene des Tunnels und in Abbildung 3 die Temperaturverteilung in unterschiedlichen Tunnelquerschnitten am Brandort. Durch die zusätzliche Darstellung der Geschwindigkeitsvektoren ist die aufgrund der Auftriebskräfte resultierende Sekundärströmung zu erkennen.



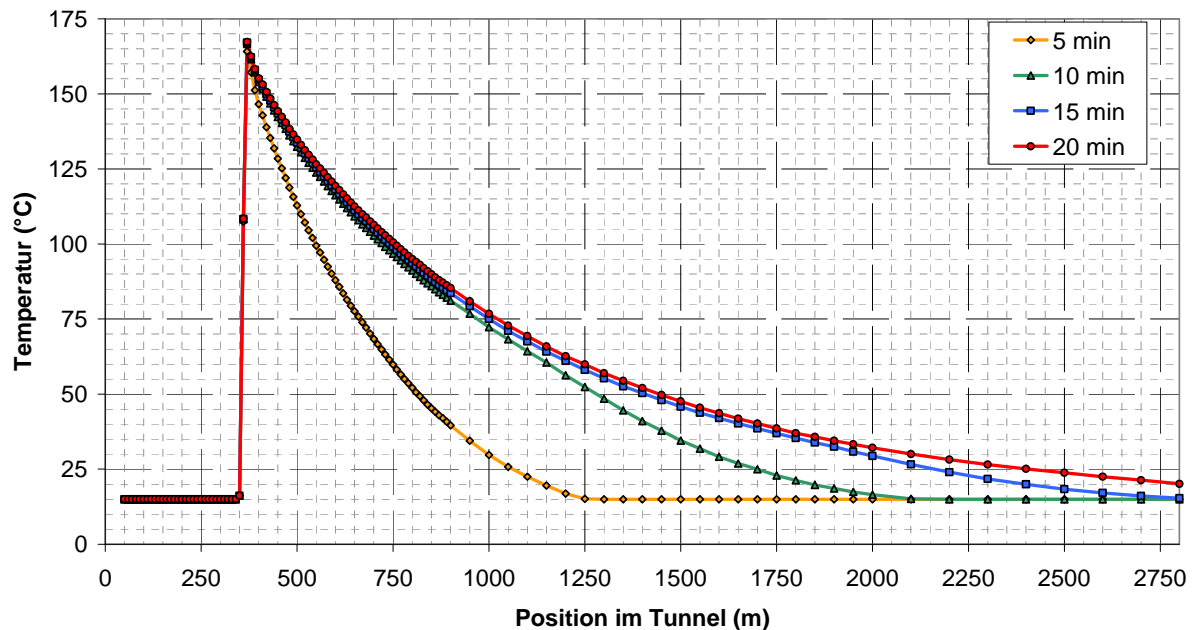
**Abbildung 2: Temperaturverteilung in der Symmetrieebene des Rechtecktunnels mit 53 m<sup>2</sup> und einer Brandleistung von 50 MW bei kritischer Eintrittsgeschwindigkeit.**





**Abbildung 3: Temperaturverteilung und Sekundärströmung in den Tunnelquerschnitten 350, 360, 370 und 380 m vom Einlassportal für den Rechtecktunnel mit 53 m<sup>2</sup> und einer Brandleistung von 50 MW bei kritischer Einströmgeschwindigkeit.**

Von größter Bedeutung sind die Temperaturverläufe entlang der Tunnelachse, da aus den unterschiedlichen Temperaturen Druckdifferenzen resultieren und dadurch Auftriebskräfte entstehen. Abbildung 4 zeigt die Temperaturverteilung entlang der Tunnelachse bei einer Wärmefreisetzung von 30 MW. Die Werte wurden über die Querschnittsfläche gemittelt. Zu erkennen ist die Temperaturerhöhung vom Brandort in Strömungsrichtung. Dieser Temperaturanstieg wirkt sich beginnend vom Brandort in Strömungsrichtung über 2,4 km aus. Diese Ausdehnung ist sehr viel länger als bei den Eureka FIRETUN Tests, bei denen eine thermische Beeinflussung über eine Länge von ungefähr 800 m vom Brandort in Strömungsrichtung, beobachtet wurde. Dieser Unterschied könnte aufgrund unterschiedlicher Randbedingungen, wie z. B. eine höhere Wärmestrahlung oder, eher wahrscheinlich, durch eine geringere und veränderliche Wärmefreisetzung während den Brandversuchen, auftreten.



**Abbildung 4: Flächengemittelter Temperaturverlauf entlang der Tunnelachse, Rechteckquerschnitt 53 m<sup>2</sup>, 30 MW Wärmefreisetzung, Eintrittsgeschwindigkeit der Luft 2,22 m/s.**

Die Detailergebnisse für alle durchgeführten Berechnungen finden sich in den Berichten [3] und [4].

## 2.2 Vorschlag 1D Berechnungsmodell

Nachfolgend wird ein eindimensionaler Berechnungsansatz vorgestellt, welcher auf den grundsätzlichen physikalischen Grundgleichungen [1] ausgeht und auf Basis der dreidimensionalen Strömungsberechnungen und den daraus resultierenden Temperaturverläufen entlang der Tunnelachse Parametrisiert wurde.

### 2.2.1 Berechnung des Auftriebes im Brandfall

Wie bereits erwähnt, treten bei Straßentunnel mit Längsneigungen bei einer Wärmefreisetzung zusätzliche Kräfte (Auftriebseffekte) auf, die bei der Auslegung einer Längslüftung berücksichtigt werden müssen. Diese Auftriebskräfte sind von der Größe der Wärmefreisetzung und von den daraus resultierenden Temperaturen abhängig und können durch den nachfolgenden eindimensionalen Ansatz berechnet werden.

### 2.2.2 Lufttemperatur am Brandort

Wird die Energie an einem Kontrollvolumen bilanziert, kann die Erhöhung der Lufttemperatur aufgrund einer Wärmefreisetzung, durch folgenden Ausdruck bestimmt werden:

$$T_{x,0} = \frac{\dot{Q} \cdot 10^6 \cdot \eta_{Brand}}{\dot{m} \cdot c_p} + T_i \quad (1)$$

Dokument-Nr. FVT-110/10/Be V&U 10/10/6400	<b>Betrachtung der Wärmefreisetzung im Brandfall</b> Zusammenfassung	Version: 2.0 freigegeben
---	---	-----------------------------

Die Temperatur  $T_{x,0}$  beschreibt die Temperatur der Luft am Brandort ( $x = 0$ ) und ist aufgrund des eindimensionalen Ansatzes die gemittelte Temperatur im Querschnitt. Beim Vergleichen der berechneten Temperaturen mit den flächengemittelten Temperaturen aus den dreidimensionalen Strömungsberechnungen stellte sich für alle Fälle bei den kein back-layering auftritt eine sehr gute Übereinstimmung heraus (Abweichung  $\sim 1\%$ ). Bei den Fällen mit back-layering werden die Rauchgase durch das langsame Rückströmen und der Strömungsumkehr am Brandort im dreidimensionalen Fall um etwa 30% mehr erwärmt.

### 2.2.3 Temperaturverlauf entlang der Tunnelachse

Die Lufttemperatur am Brandort nimmt in Strömungsrichtung aufgrund der konvektiven Wärmeübertragung zur Tunnelwand kontinuierlich ab, bis die Temperatur der Tunnelwand erreicht wird. Diese konvektive Wärmeübertragung kann mit der folgenden Energiegleichung für eindimensionale Strömungen bestimmt werden.

$$\dot{m} \cdot c_p \cdot d\tilde{T}_x + U \cdot \alpha \cdot (T_w - T_{x,0}) \cdot d\tilde{x} = 0 \quad (2)$$

Bei diesem Ansatz wird davon ausgegangen, dass die Temperatur der Tunnelwand, der Wärmeübergangskoeffizient, der Tunnelumfang und die spezifische Wärmekapazität konstant sind und der Massenstrom im Tunnel bekannt ist.

Die Integration der Gleichung 2 von  $x = 0$  (Brandort) bis  $x$  entlang der Tunnelachse ( $d\tilde{x}$ ) liefert den folgenden Temperaturverlauf:

$$T_x = T_i + (T_{x,0} - T_w) \cdot e^{\left(\frac{-\alpha \cdot U \cdot x}{c_p \cdot \dot{m}}\right)} \quad (3)$$

Falls der Umfang im Tunnel nicht konstant ist, kann für die Berechnung der Temperatur am Ort  $x$  der gewichtete mittlere Umfang vom betrachteten Abschnitt  $x$  verwendet werden (siehe Gleichung 4 oder Gleichung 3 inkrementell betrachtet).

$$U = \frac{\sum_k x_k \cdot U_k}{x} \quad \text{with} \quad x = \sum_k x_k \quad (4)$$

### 2.2.4 Auftriebskraft entlang der Tunnelachse

Im nachfolgenden wird eine Methode vorgestellt, die es ermöglicht die Auftriebskraft entlang der Tunnelachse abhängig von der Temperatur  $T_x$  zu berechnen. Die Auftriebskraft entsteht durch Längsneigungen im Tunnel und bewirkt eine Druckdifferenz, die durch folgenden Ansatz definiert werden kann:

$$dp = (\rho_i - \rho_x) \cdot g \cdot s \cdot dx \quad (5)$$

Die von der Position  $x$  abhängige Dichte  $\rho_x$  kann mithilfe der idealen Gasgleichung folgendermaßen definiert werden:

$$\rho_x = \frac{P_0}{R \cdot T_x} \quad (6)$$

Dokument-Nr. FVT-110/10/Be V&U 10/10/6400	<b>Betrachtung der Wärmefreisetzung im Brandfall</b> Zusammenfassung	Version: 2.0 freigegeben
---	---	-----------------------------

Es wird angenommen, dass der Druck  $p_0$  konstant ist bzw. die Änderung des Absolutdruckes entlang der Tunnelachse sehr klein sind gegenüber der Temperaturänderung. Durch das Einfügen der Gleichung 6 in die Gleichung 5 kann die Differentialgleichung der aufgrund des Auftriebes verursachten Druckdifferenz gefunden werden.

$$d\tilde{p} = \left( \rho_i - \frac{p_0}{R \cdot \left[ T_i + (T_{x,0} - T_W) \cdot e^{\left( \frac{-\alpha \cdot U \cdot \tilde{x}}{c_p \cdot \dot{m}} \right)} \right]} \right) \cdot g \cdot s \cdot d\tilde{x} \quad (7)$$

Die Integration von  $x = 0$  bis  $x$  dieser Differentialgleichung führt zu der Auftriebskraft der heißen Rauchgase. Diese Gleichung kann für Straßentunnel mit konstanter Längsneigung und Umfang verwendet werden.

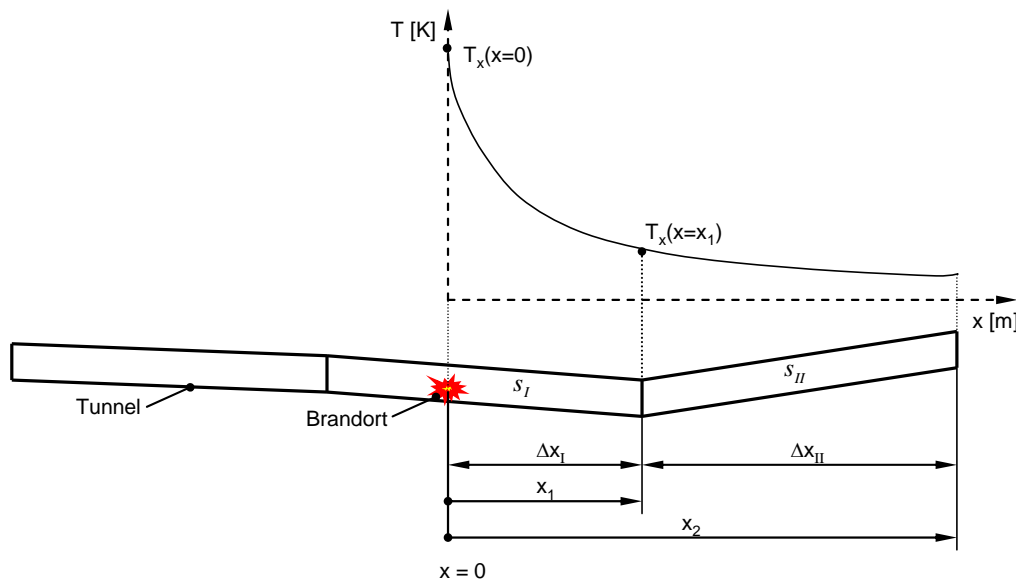
$$\Delta p = - \frac{g \cdot s \cdot \rho_i \cdot c_p \cdot \dot{m}}{\alpha \cdot U} \cdot \ln \left[ \frac{T_i + (T_{x,0} - T_W) \cdot e^{\left( \frac{-\alpha \cdot U \cdot x}{c_p \cdot \dot{m}} \right)}}{T_{x,0}} \right] \quad (8)$$

Falls die Längsneigung und der Umfang des Straßentunnels nicht konstant bleiben, muss die Berechnung der Auftriebskraft in mehrere Abschnitte, bei denen der Umfang und die Längsneigung konstant sind, aufgeteilt werden. Dies kann entweder in inkrementeller Form oder durch das Aufsummieren aller Abschnitte mit konstanter Längsneigung praktiziert werden. Für den Fall, dass es mehrere Abschnitte mit unterschiedlichen Längsneigungen gibt (siehe Abbildung 5), kann die aufgrund des Auftriebes verursachte Druckdifferenz folgendermaßen berechnet werden (Index I, II usw. kennzeichnet die unterschiedlichen Abschnitte):

$$\Delta p = \Delta p_I + \Delta p_{II} + ..$$

$$\Delta p_I = - \frac{g \cdot s_I \cdot \rho_i \cdot \dot{m} \cdot c_p}{\alpha \cdot U} \cdot \ln \left\{ \frac{e^{-\frac{\alpha \cdot U \cdot \Delta x_I}{\dot{m}_i \cdot c_p}} [T_x(x=0) - T_W] + T_i}{T_x(x=0)} \right\}$$

$$\Delta p_{II} = - \frac{g \cdot s_{II} \cdot \rho_i \cdot \dot{m} \cdot c_p}{\alpha \cdot U} \cdot \ln \left\{ \frac{e^{-\frac{\alpha \cdot U \cdot \Delta x_{II}}{\dot{m}_i \cdot c_p}} [T_x(x=x_1) - T_W] + T_i}{T_x(x=x_1)} \right\} \text{ usw.}$$



**Abbildung 5: Skizze eines Tunnels mit mehreren Längsneigungen, Temperaturverlauf für einen eindimensionalen Fall.**

Ist der Umfang innerhalb eines Längsneigungsabschnittes nicht konstant, kann alternativ für die Berechnung des Auftriebes der gewichtete Umfang des betrachteten Abschnittes herangezogen werden (siehe dazu Gleichung 4).

## 2.2.5 Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten für das 1D Berechnungsmodell

Die Herausforderung besteht nun darin, einen Wärmeübergangskoeffizienten aus einer Strömung, welche in der Nähe des Brandes ein stark dreidimensionales Verhalten hat, für den eindimensionalen Ansatz zu finden. Bei der Verwendung von herkömmlichen Ansätzen über die Nusselt- und Reynoldszahl werden abhängig von der lokalen wandnahen Geschwindigkeit sehr unterschiedliche Wärmeübergangskoeffizienten berechnet. Da die wandnahe Geschwindigkeit sehr stark über den Tunnelquerschnitt variiert, ist somit die Berechnung eines mittleren Wärmeübergangskoeffizienten mit einem 1D Ansatz unzureichend genau (siehe Abbildung 6).

Um dennoch die dreidimensionalen Effekte ausreichend genau berücksichtigen zu können, wurden die Wärmeübergangskoeffizienten für die eindimensionale Berechnung des Auftriebes der heißen Rauchgase aus den dreidimensionalen Strömungsberechnungen abgeleitet. Dabei wurden alle durchgeführten dreidimensionalen Berechnungen mit dem zuvor beschriebenen eindimensionalen Annäherung (Gleichung 3) nachgerechnet. Die einzige Variable, die dabei geändert werden kann, ist der Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha$ . Durch mathematische Annäherung wurde der  $\alpha$ -Wert für jeden eindimensionalen Fall angepasst, bis die beste Übereinstimmung zu den dreidimensionalen Ergebnissen erzielt wurde. Die Abbildung 6 und Abbildung 8 zeigen die Temperaturverläufe entlang der Tunnelachse für das Rechteckprofil sowie Abbildung 7 und Abbildung 9 die entsprechenden Temperaturverläufe für das Hufeisenprofil bei unterschiedlichen Geschwindigkeiten und Wärmefreisetzungen. Da der 1D Ansatz nur für Strömungen ohne back-layering gilt, wurden die Fälle bei denen sich ein back-layering ausbildet, nicht betrachtet.

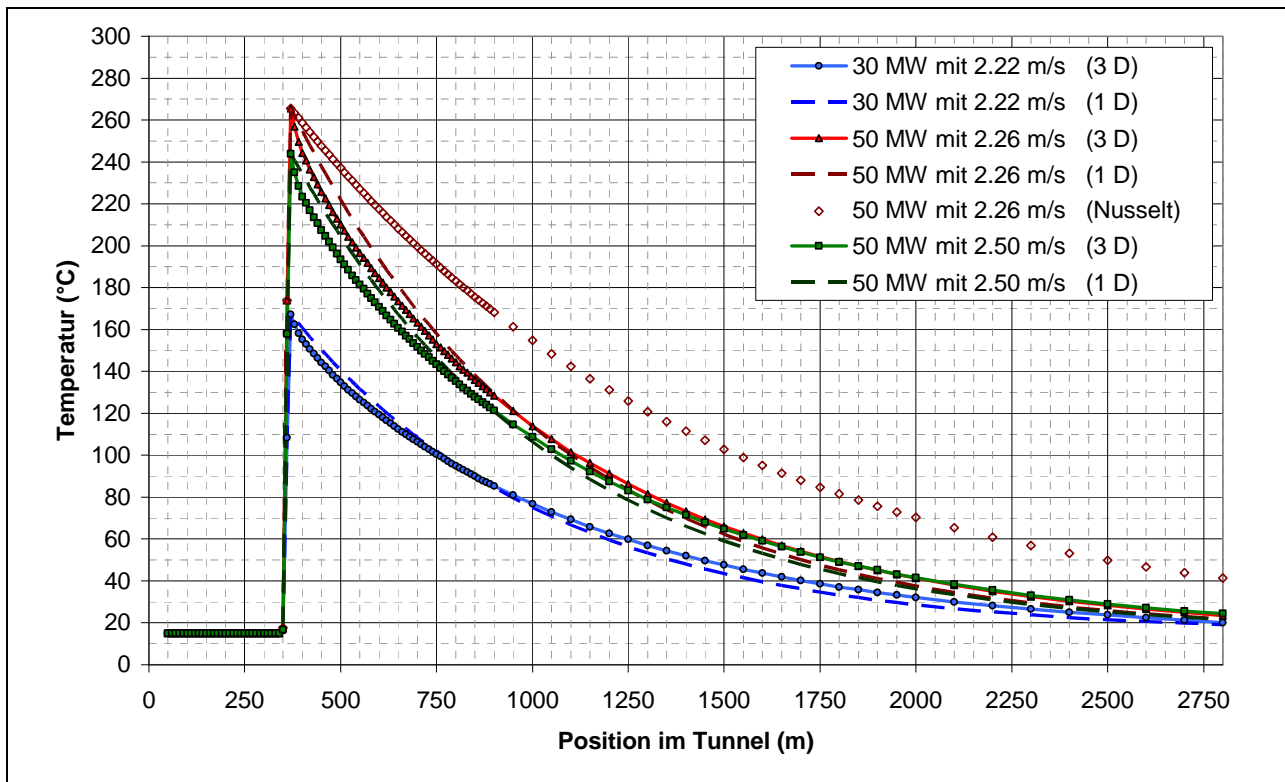


Abbildung 6: Temperaturverteilung entlang der Tunnelachse für den 3D und dem 1D Fall, Rechteckquerschnitt mit 53m<sup>2</sup>, nach einer Simulationszeit von 20 Minuten.

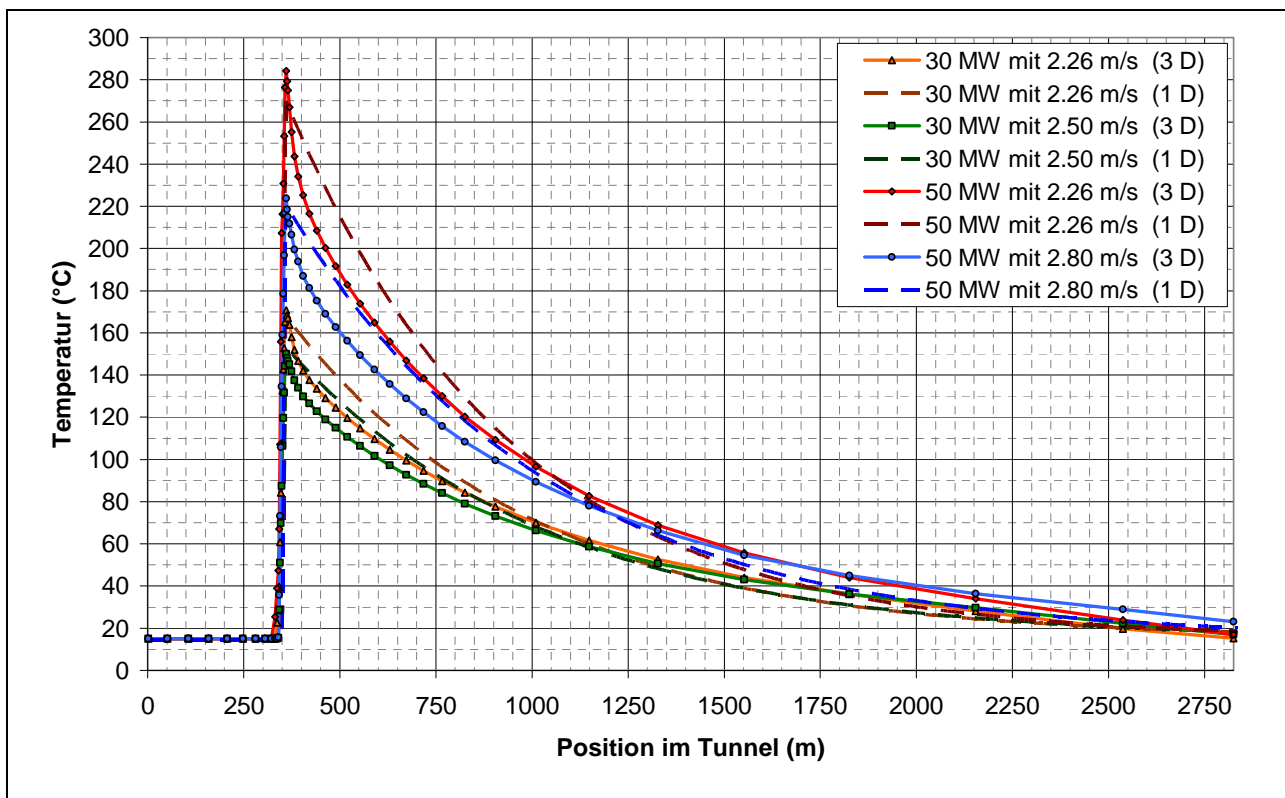


Abbildung 7: Temperaturverteilung entlang der Tunnelachse für den 3D und dem 1D Fall, Hufeisenprofil mit 53m<sup>2</sup>, nach einer Simulationszeit von 20 Minuten.

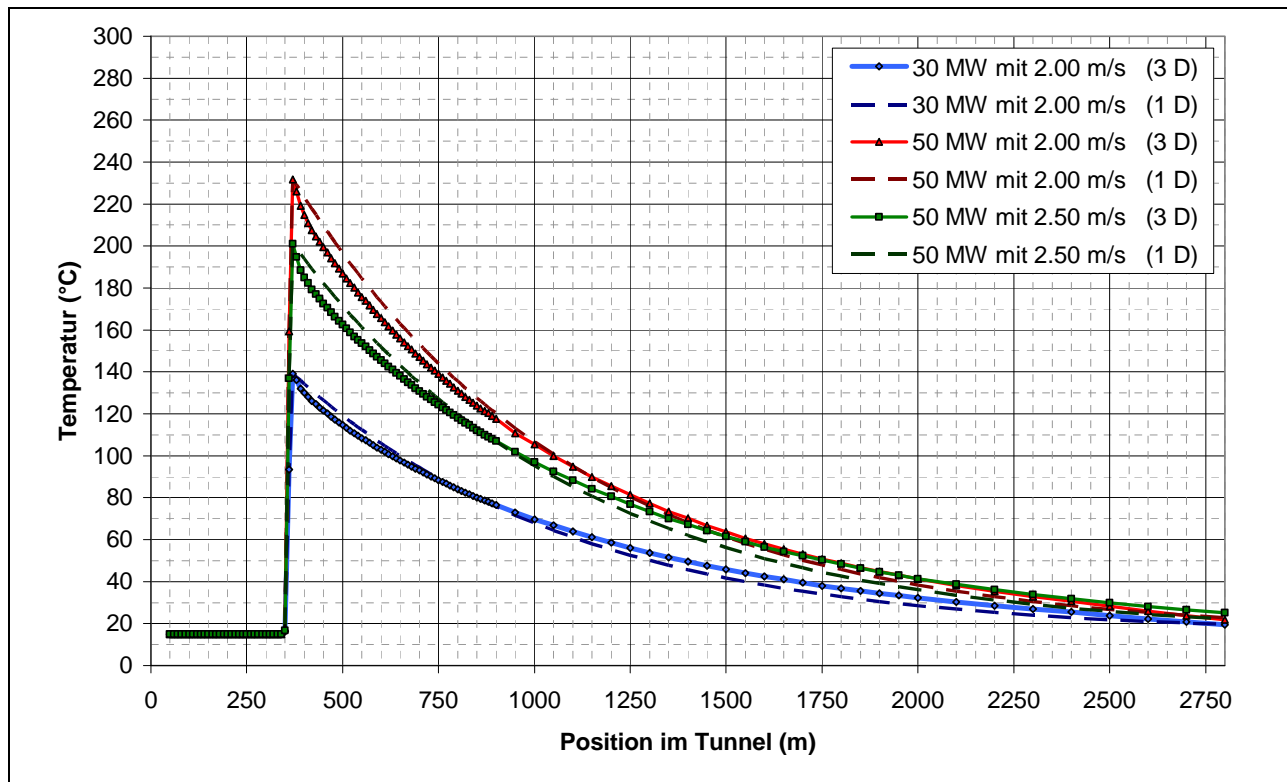


Abbildung 8: Temperaturverteilung entlang der Tunnelachse für den 3D und dem 1D Fall, Rechteckquerschnitt mit 70m<sup>2</sup>, nach einer Simulationszeit von 20 Minuten.

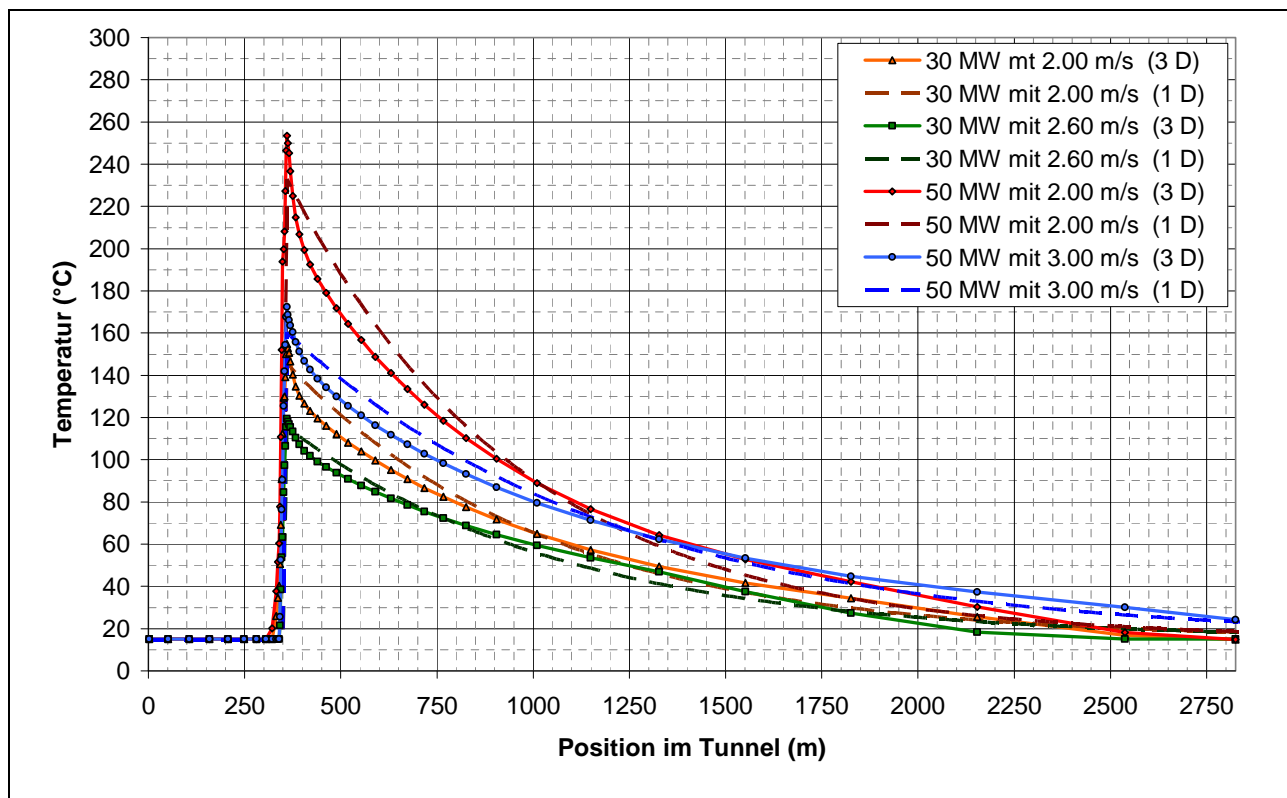


Abbildung 9: Temperaturverteilung entlang der Tunnelachse für den 3D und dem 1D Fall, Hufeisenprofil mit 70m<sup>2</sup>, nach einer Simulationszeit von 20 Minuten.

Durch die Anpassung der 1D Temperaturverläufe an die 3D Temperaturverläufen konnten vernünftige Werte für den Wärmeübergangskoeffizienten als Funktion der Eintrittsgeschwindigkeit gefunden werden. Interessanterweise besteht innerhalb der Anwendungsgrenzen (30 – 50 MW und 53 – 70 m<sup>2</sup>) kaum eine Abhängigkeit von den Tunnelquerschnitten und der Höhe der Wärmefreisetzung. Tabelle 2 und Tabelle 3 zeigt die Ergebnisse der 1D – 3D Anpassung für das Rechteckprofil und das Hufeisenprofil. Um ein einfaches Berechnungsschema für die Lüftungsdimensionierung von Straßentunnel bereitstellen zu können, wäre eine einfache Gleichung für die Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten zumindest innerhalb bestimmter Geschwindigkeitsbereiche hilfreich. Bezogen auf die Werte in der zweiten Spalte der Tabelle 2 und Tabelle 3 konnte folgende zwei Gleichungen für die Berechnung der Wärmeübergangskoeffizienten abgeleitet werden:

Rechteckprofil:

$$\alpha = 2,8 \cdot (u - 2,0) + 6,6 \quad [\text{W} / \text{m}^2 \text{K}] \quad \text{for } 2,0 \leq u \leq 3,0 \quad (9)$$

Hufeisenprofil:

$$\alpha = 1,15 \cdot (u - 2,0) + 8,4 \quad [\text{W} / \text{m}^2 \text{K}] \quad \text{für } 2,0 \leq u \leq 3,0 \quad (10)$$

Gleichung 10 wurde anhand der von der ILF zur Verfügung gestellten Wärmeübergangskoeffizienten abgeleitet (siehe Tabelle 3, Spalte 2 [4]). Abbildung 10 und Abbildung 11 zeigt den Vergleich der  $\alpha$ -Werte aus der 1D – 3D Anpassung mit den aus Gleichung 9 bzw. 10 berechneten  $\alpha$ -Werten für das Rechteck- und Hufeisenprofil.

Eine ausführliche Beschreibung der durchgeführten Untersuchungen für das Hufeisenprofil ist dem Endbericht der ILF [4] und entsprechend für das Rechteckprofil dem Endbericht der FVT [3] zu entnehmen.

**Tabelle 2: Berechnete Wärmeübergangskoeffizienten für den eindimensionalen Ansatz der Rechteckprofile mit einer Wärmefreisetzung von 30 MW und 50 MW.**

Luftgeschwindigkeit am Tunneleinlass	$\alpha$ aus 1D-3D An- passung	$\alpha$ linearer Ansatz*
m/s	W/m <sup>2</sup> K	W/m <sup>2</sup> K
2,00	-	6,6
2,04	6,7	6,7
2,26	7,3	7,3
2,36	7,6	7,6
2,50	8,0	8,0
3,00	-	9,4

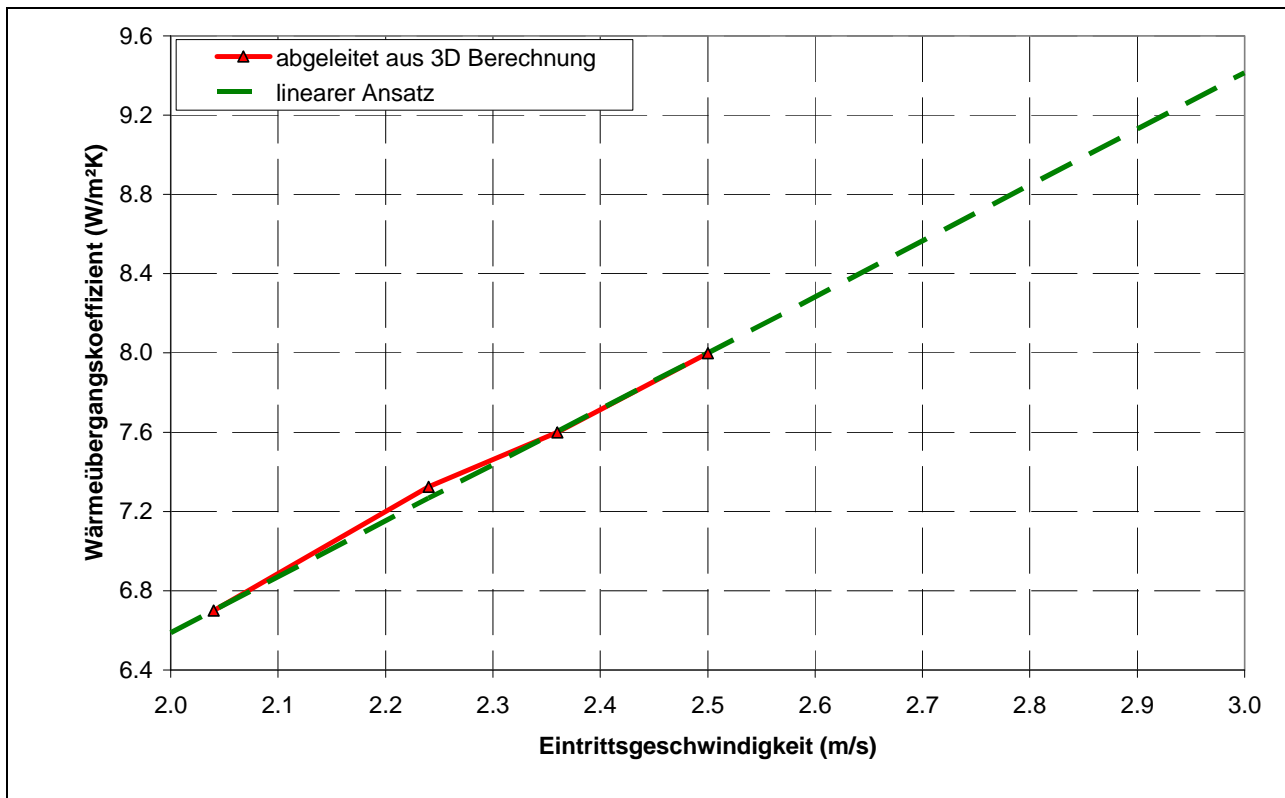
\*siehe Gleichung 9



**Tabelle 3: Berechnete Wärmeübergangskoeffizienten für den eindimensionalen Ansatz der Hufeisenprofile mit einer Wärmefreisetzung von 30 MW und 50 MW.**

Luftgeschwindigkeit am Tunneleinlass	$\alpha$ aus 1D-3D Anpassung	$\alpha$ linearer Ansatz*
m/s	W/m <sup>2</sup> K	W/m <sup>2</sup> K
2,00	8,0	8,4
2,26	8,2	8,7
2,50	8,6	9,0
2,60	9,7	9,1
2,80	9,7	9,3
3,00	9,4	9,6

\*siehe Gleichung 10



**Abbildung 10: Vergleich der Wärmeübergangskoeffizienten abgeleitet aus der 3D Berechnung mit den Wärmeübergangskoeffizienten aus dem linearen Ansatz (Gleichung 9), für das Rechteckprofil**

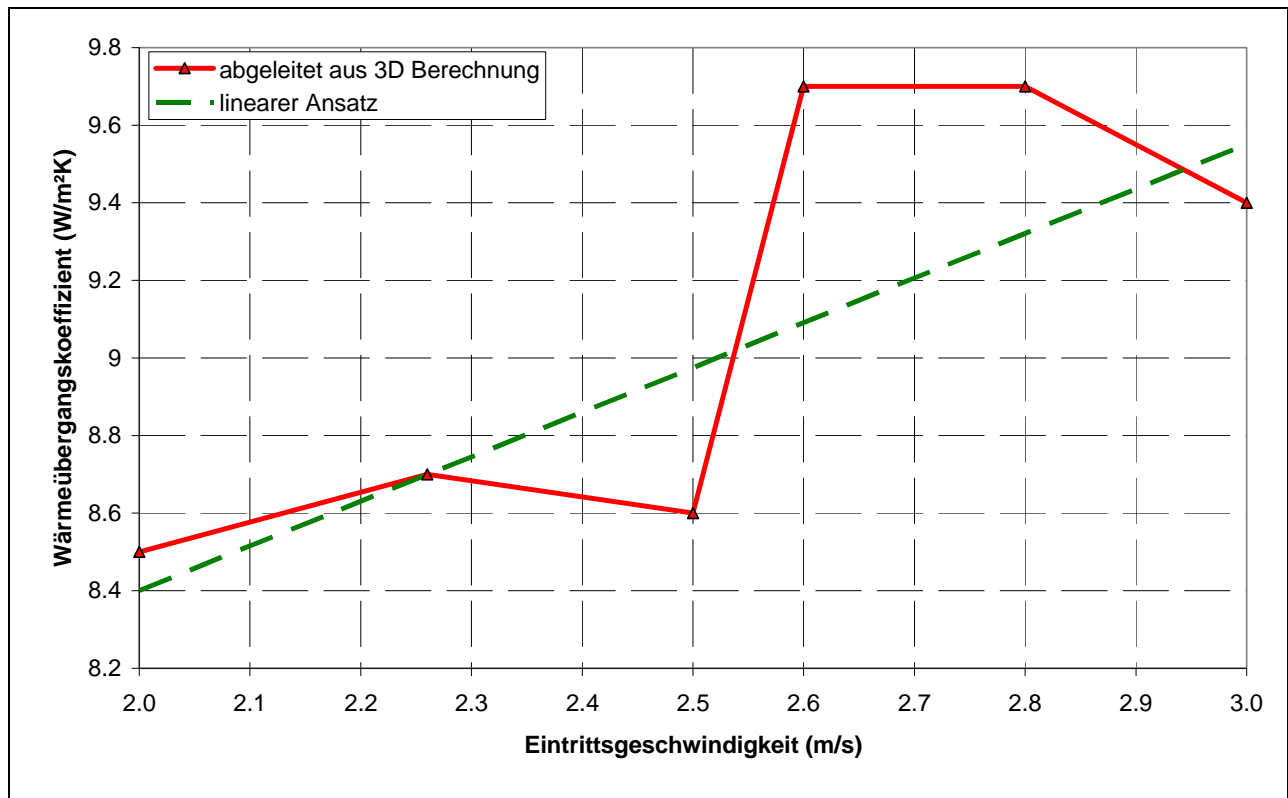


Abbildung 11: Vergleich der Wärmeübergangskoeffizienten abgeleitet aus der 3D Berechnung mit den Wärmeübergangskoeffizienten aus dem linearen Ansatz (Gleichung 10), für das Hufeisenprofil

## 2.2.6 Zeichenerklärung

$T_w$	[K]	Temperatur der Tunnelwand vor Ausbruch des Brandes
$T_i$	[K]	Tunnelinnentemperatur vor Brandausbruch, normalerweise gleich $T_w$
$T_x$	[K]	Temperatur an der Position x, beginnend vom Brandort ( $x = 0$ )
$T_{x,0}$	[K]	Temperatur am Brandort
$x$	[m]	Entfernung vom Brandort entlang der Tunnelachse
$\alpha$	[W/(m² K)]	Wärmeübergangskoeffizient
$U$	[m]	Umfang
$u$	[m/s]	Einströmgeschwindigkeit
$c_p$	[J/(kg K)]	Spezifische Wärmekapazität bei konstantem Druck
$\dot{m}$	[kg/s]	Massenstrom im Tunnel
$\dot{Q}$	[W]	Brandleistung
$\eta_{Brand}$	(-)	Brandwirkungsgrad
$g$	[m/s²]	Erdbeschleunigung

Dokument-Nr. FVT-110/10/Be V&U 10/10/6400	<b>Betrachtung der Wärmefreisetzung im Brandfall</b> Zusammenfassung	Version: 2.0 freigegeben
---	---	-----------------------------

s	[-]	Längsneigung vom Tunnel
$\rho_i$	[kg/m <sup>3</sup> ]	Dichte der Luft vor Ausbruch des Brandes
$\rho_x$	[kg/m <sup>3</sup> ]	Dichte der Luft an der Position x
P	[Pa]	Druck (nach ISA 101325 Pa)
R	[J/(kg K)]	Spezifische Gaskonstante
$\Delta p$	[Pa]	Druckwirkung durch den Brandauftrieb
Index k	[-]	Kennzeichnet Abschnitte mit konstantem Umfang

### 3 Verwendete Literatur

- [1] Opstad K., Aune P., Henning J. E.: Fire emergency ventilation capacity for road tunnels with considerable slope. In 9<sup>th</sup> Int. Conf. Aerodynamics and Ventilation of Vehicle Tunnels; BHR group publication 27; pp 535 – 543; 1997
- [2] BMVIT: RVS 09.02.31; Ausgabe 1.; August 2008, Wien
- [3] FVT: Schlussbericht. Forschungsprojekt – Auswirkungen des Temperaturverlaufes auf die Dimensionierung von längsgelüfteten Straßentunnel; Version 1.0; November 2010, Graz
- [4] ILF: 3D CFD-Berechnung der Temperaturkurven. RVS-Forschungsauftrag: Temperaturkurven stromab eines Brandes im Tunnel; Rev. 0; Oktober 2010, Innsbruck



**Forschungsgesellschaft für  
Verbrennungskraftmaschinen und  
Thermodynamik mbH**

FORSCHUNGSGESELLSCHAFT FÜR VERBRENNUNGSKRAFTMASCHINEN UND THERMODYNAMIK MBH  
Inffeldgasse 21 A, 8010 GRAZ, Telefon +43 (0) 316 873 - 7200, Telefax + 43 (0) 316 873 – 8080

ISO 9001  
Inffeldgasse 21A A-8010 Graz  
Tel.: +43/(0)316/873-7200 Fax: +43/(0)316/873-7202 office@fvt.at

## Schlussbericht

# Forschungsprojekt - Auswirkungen des Temperaturverlaufs auf die Dimensionierung von längsgelüfteten Straßentunnel

Erstellt im Auftrag des



Bundesministeriums für Verkehr, Innovation und Technologie  
Radetzkystraße 2  
A-1030 Wien

**Dokument-Nr.: FVT-93/10/Be V&U 10/10/6400 vom 03.11.2010**

Dieser Bericht darf nur vollinhaltlich, ohne Weglassen und Hinzufügen, veröffentlicht werden. Sollte er auszugsweise abgedruckt oder vervielfältigt werden, so ist vorher die schriftliche Genehmigung der Ersteller einzuholen.

<b>Version</b>	<b>Dokumentenstatus</b>	<b>Verteilerstatus</b>	<b>Abteilung</b>	<b>Anzahl Seiten</b>
1.0	freigegeben	Auftraggeber	V&U	45



## Inhaltsverzeichnis

<b>1</b>	<b>Einleitung .....</b>	<b>5</b>
<b>1.1</b>	<b>Simulationsfälle .....</b>	<b>5</b>
<b>2</b>	<b>Geometrie- und Rechengittererstellung .....</b>	<b>7</b>
<b>2.1</b>	<b>Geometrie .....</b>	<b>7</b>
2.1.1	Abschätzung der notwendigen Betonschichtstärke für die Rechengittererstellung .....	7
<b>2.2</b>	<b>Rechengitter .....</b>	<b>10</b>
2.2.1	Rechengitter des Strömungsfeldes .....	11
2.2.2	Rechengitter der Betonschicht .....	12
2.2.3	Symmetrie des Rechengitters .....	13
2.2.4	Erzielung einer netzunabhängigen Lösung .....	13
<b>3</b>	<b>Simulationsaufbau und Randbedingungen .....</b>	<b>16</b>
<b>3.1</b>	<b>Massenstrom am Einlass .....</b>	<b>16</b>
3.1.1	Konstante Geschwindigkeit .....	16
3.1.2	Kritische Geschwindigkeit.....	17
3.1.3	Geschwindigkeit lt. RVS 09.02.31 .....	18
3.1.4	Zusammenfassung der Einlassrandbedingungen .....	18
<b>3.2</b>	<b>Brandquelle als volumenbezogene Wärmeleistung .....</b>	<b>19</b>
<b>3.3</b>	<b>Massenquelle für Brennstoff .....</b>	<b>19</b>
<b>3.4</b>	<b>Zeitliche Verlauf des Brandes und Simulationsdauer .....</b>	<b>20</b>
<b>3.5</b>	<b>Stoffwerte und Randbedingungen für die Betonschicht .....</b>	<b>20</b>
<b>3.6</b>	<b>Gefälle der Tunnels .....</b>	<b>21</b>
<b>4</b>	<b>Simulationsergebnisse .....</b>	<b>22</b>
<b>4.1</b>	<b>Vergleichsrechnung .....</b>	<b>22</b>
<b>4.2</b>	<b>Konstante Eintrittsgeschwindigkeit .....</b>	<b>23</b>
<b>4.3</b>	<b>Kritische Eintrittsgeschwindigkeit .....</b>	<b>25</b>
<b>4.4</b>	<b>Eintrittsgeschwindigkeit lt. RVS 09.02.31 .....</b>	<b>27</b>
<b>4.5</b>	<b>Auswertung der mittleren Temperaturerhöhung .....</b>	<b>29</b>
<b>4.6</b>	<b>Auswirkung der Branddauer auf die mittlere Temperaturerhöhung .....</b>	<b>31</b>
<b>5</b>	<b>Vorschlag 1D Berechnungsmodell .....</b>	<b>34</b>

<b>5.1</b>	<b>Berechnung des Auftriebes im Brandfall .....</b>	<b>34</b>
<b>5.2</b>	<b>Lufttemperatur am Brandort.....</b>	<b>34</b>
<b>5.3</b>	<b>Temperaturverlauf entlang der Tunnelachse .....</b>	<b>35</b>
<b>5.4</b>	<b>Auftriebskraft entlang der Tunnelachse.....</b>	<b>36</b>
<b>5.5</b>	<b>Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten für das 1D Berechnungsmodell .....</b>	<b>38</b>
<b>5.6</b>	<b>Zeichenerklärung.....</b>	<b>40</b>
<b>6</b>	<b>Zusammenfassung .....</b>	<b>42</b>
<b>7</b>	<b>Verwendete Unterlagen.....</b>	<b>43</b>
<b>8</b>	<b>Tabellen- und Abbildungsverzeichnis .....</b>	<b>44</b>

# 1 Einleitung

Berechnungen mit eindimensionalen Strömungssimulationsprogrammen haben gezeigt, dass die Temperaturerhöhung der Luft im Ereignisfall sehr stark von der Längsströmungsgeschwindigkeit, Brandlast und dem Tunnelquerschnitt abhängt. Derzeit ist in der RVS 09.02.31 zur Berücksichtigung der temperaturbedingten Auftriebes und der daraus resultierenden Kräfte ein Temperaturblock mit folgenden charakteristischen Werten, unabhängig von Längsgeschwindigkeit und Tunnelquerschnitt, festgeschrieben:

Dimensionierungsbrand	5 MW	30 MW	50 MW
Länge des Brandabschnittes	400m	800m	800m
Temperaturerhöhung des Temperaturblocks	25K	65K	90K

Um die derzeit festgeschriebenen Temperaturerhöhungen des Temperaturblocks für unterschiedliche Brandlasten und Tunnelquerschnitte zu prüfen bzw. eine bessere Abbildung der Temperaturverhältnisse für einen definierten Zeitraum von 15 Minuten zu erhalten, wurde vom BMVIT das vorliegende Forschungsprojekt initiiert.

Eindimensionale Strömungssimulationsprogramme können dreidimensionale Effekte wie zum Beispiel die räumliche Auftriebswirkung der heißen Rauchgase zum First des Tunnels nicht berechnen. Aus diesem Grund wurden diese Untersuchungen mit dreidimensionalen Strömungssimulationsprogrammen durchgeführt.

## 1.1 Simulationsfälle

Folgende Festlegungen hinsichtlich Tunnelquerschnitt, Brandlast, Brandwirkungsgrad und Gefälle wurden einvernehmlich mit den Ausschussmitgliedern (RVS 09.02.31) getroffen. Für Zwecke der Lüftungsauslegung sind im Regelfall jedoch dreidimensionale Rechenprogramme zu komplex. Die Verwendung einfacher eindimensionaler Ansätze wird angestrebt. Dazu ist es jedoch notwendig Berechnungsansätze und Parameter abzuleiten die in guter Näherung die Verwendung von eindimensionalen Ansätzen ermöglichen.

**Tabelle 1: Auflistung der Simulationsfälle.**

Tunnelquerschnitt	Tunnelprofil	Brandlast	Brandwirkungsgrad	Gefälle
53m <sup>2</sup>	Rechteckquerschnitt	30MW & 50MW	75%	1,5%
70m <sup>2</sup>	Rechteckquerschnitt	30MW & 50MW	75%	1,5%
53m <sup>2</sup>	Hufeisenprofil	30MW & 50MW	75%	1,5%
70m <sup>2</sup>	Hufeisenprofil	30MW & 50MW	75%	1,5%



Dokument-Nr. FVT-93/10/Be V&U 10/10/6400	<b>Forschungsprojekt - Auswirkungen des Temperaturverlaufs auf die Dimensionierung von längsgelüfteten Straßentunnel</b> Schlussbericht	Version: 1.0 freigegeben
--	--	-----------------------------

Die oben aufgelisteten Simulationsfälle wurden bei unterschiedlichen Längsgeschwindigkeiten durchgeführt, auf die im Folgenden noch näher eingegangen wird.

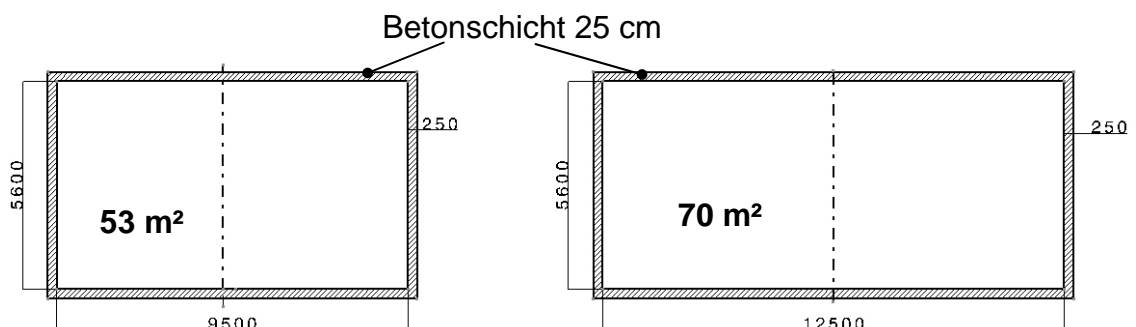
Von der Fa. FVT mbH werden die Simulationsfälle mit dem Rechteckquerschnitt und von der Fa. ILF Beratende Ingenieure ZT GmbH die Simulationsfälle mit dem Hufeisenprofil durchgeführt. Zur Verifizierung der Strömungssimulationen zwischen der Fa. FVT mbH und der Fa. ILF Beratende Ingenieure ZT GmbH wird zusätzlich eine Vergleichsrechnung durchgeführt (siehe Kapitel 4.1.) Für diese Vergleichsrechnung wird das Hufeisenprofil mit 53 m<sup>3</sup> Querschnittsfläche, einer Brandleistung von 30MW und einer Anströmgeschwindigkeit von 1,5 m/s (bei einer Lufttemperatur von 15°C am Eintritt) herangezogen. In dem vorliegenden Bericht werden neben der Vergleichssimulation ausschließlich die Ergebnisse der Fa. FVT mbH dokumentiert.

## 2 Geometrie- und Rechengittererstellung

### 2.1 Geometrie

Bei den untersuchten Geometrien handelt es sich um einen zweispurigen bzw. dreispurigen Straßentunnel mit einer rechteckigen Querschnittsfläche von 52 m<sup>2</sup> bzw. 70 m<sup>2</sup>. Die Tunnellänge wird mit 2850 m definiert, um sicherzustellen, dass einerseits der Temperaturverlauf, vom Beginn des Brandes bis zu dem Ort bei dem wieder die Ausgangstemperatur erreicht wird, berechnet und andererseits ein entstehendes back-layering im Rechengebiet erfasst werden kann. Zusätzlich muss aufgrund der Randbedingung am Einlass noch eine bestimmte Länge (meist 10 -15 Mal der hydraulischen Durchmesser) für die Strömungsentwicklung berücksichtigt werden. Die Steigungen bzw. Gefälle bei Straßentunnel bewegen sich im Regelfall zwischen 0% und 3%. Davon abgeleitet wird für die nachfolgende Untersuchung ein Gefälle von 1,5% gewählt. Wie schon erwähnt werden die Simulationen mit dem Hufeisenprofil von der Fa. ILF Beratende Ingenieure ZT GmbH durchgeführt und dokumentiert.

Um die Auswirkungen des Wärmedurchganges auf den Temperaturverlauf zu berücksichtigen, wurde rund um die Tunnelgeometrie eine ideale Betonschicht, die an jeder Position die gleiche Wandstärke von 25 cm besitzt, angenommen.

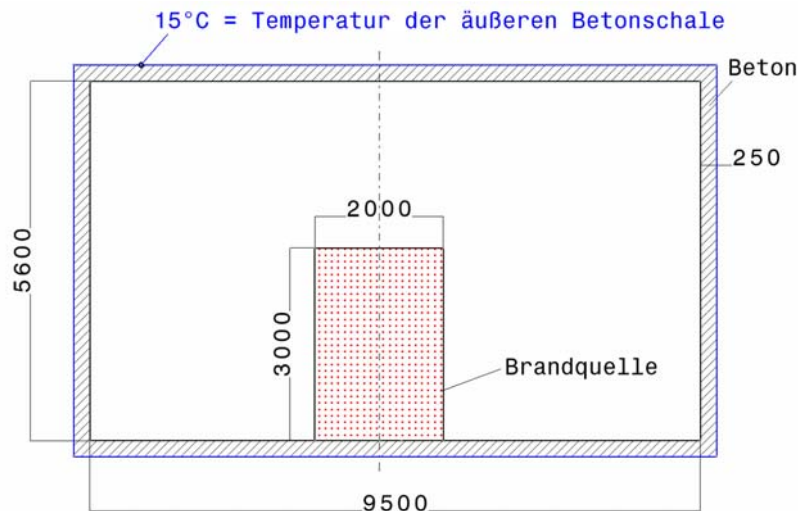


**Abbildung 1: Profil des zweispurigen Straßentunnels mit einer Querschnittsfläche von 53 m<sup>2</sup> links und Profil des dreispurigen Straßentunnels mit einer Querschnittsfläche von 70 m<sup>2</sup> rechts. Beide Straßentunnel besitzen eine Betonmantel mit einer Stärke von 25 cm.**

#### 2.1.1 Abschätzung der notwendigen Betonschichtstärke für die Rechengittererstellung

Als Randbedingung für die Wärmeübertragung wird für die nachfolgenden Simulationen an der äußeren Oberfläche der Betonschicht eine konstante Temperatur von 15°C gesetzt (siehe Abbildung 2). Dabei wird angenommen, dass die Temperatur der Betonschicht zu Beginn der Strömungssimulation 15 °C beträgt. Die Simulationsdauer beträgt inklusive Hochfahren der Wärmequelle auf die maximale Brandleistung (linear innerhalb 5 Minuten) 20 Minuten. Aus diesen beiden Randbedingungen (Anfangstemperatur und Simulationsdauer), muss nun die minimale Betonschichtdicke berechnet werden, um keinen Einfluss auf den Wärmedurchgang und somit auf den Temperaturverlauf der Luft im Tunnel zu nehmen. Wird die Betonschicht zu gering gewählt, entsteht dadurch eine künstli-

che Wärmesenke, da die Temperatur aufgrund der Randbedingung auf der äußeren Betonoberfläche gezwungen auf die 15°C abgesenkt wird.



**Abbildung 2: Querschnitt des Rechteckprofils (53 m<sup>2</sup>) inklusive Brandquelle. Für die Randbedingung der Wärmeübertragung wird die Temperatur der äußeren Betonschale auf konstant 15°C gesetzt.**

### 2.1.1.1 Eindimensionale Wärmeleitungsgleichung

Zur Abschätzung der Temperatureindringtiefe nach 20 min wird der radiale Temperaturverlauf in der Betonschicht mithilfe der eindimensionalen instationären Wärmeleitungsgleichung berechnet. Dabei wird angenommen, dass die maximal auftretende Temperatur an der inneren Betonoberfläche 900°C über die gesamte Simulationsdauer beträgt. Die Betonschicht hat zu Beginn der Berechnung 15°C (siehe schwarze Linie in Abbildung 3). Die Gesamtdicke der betrachteten Betonschicht beträgt bei dieser Rechnung einen Meter, um sicherzustellen, dass die Randbedingung an der äußeren Oberfläche der Betonschicht keinen Einfluss auf den eindimensionalen Temperaturverlauf nimmt. Aus diesen Berechnungen ist ersichtlich, dass die Temperatureindringtiefe nach 20 Minuten 0,23 m beträgt. Um sicherzustellen, dass es bei den nachfolgenden Strömungssimulationen zu keiner Beeinflussung der Randbedingung kommt, wird für die weiterführenden Berechnungen schlussendlich eine Betondicke von 0,25 m gewählt.

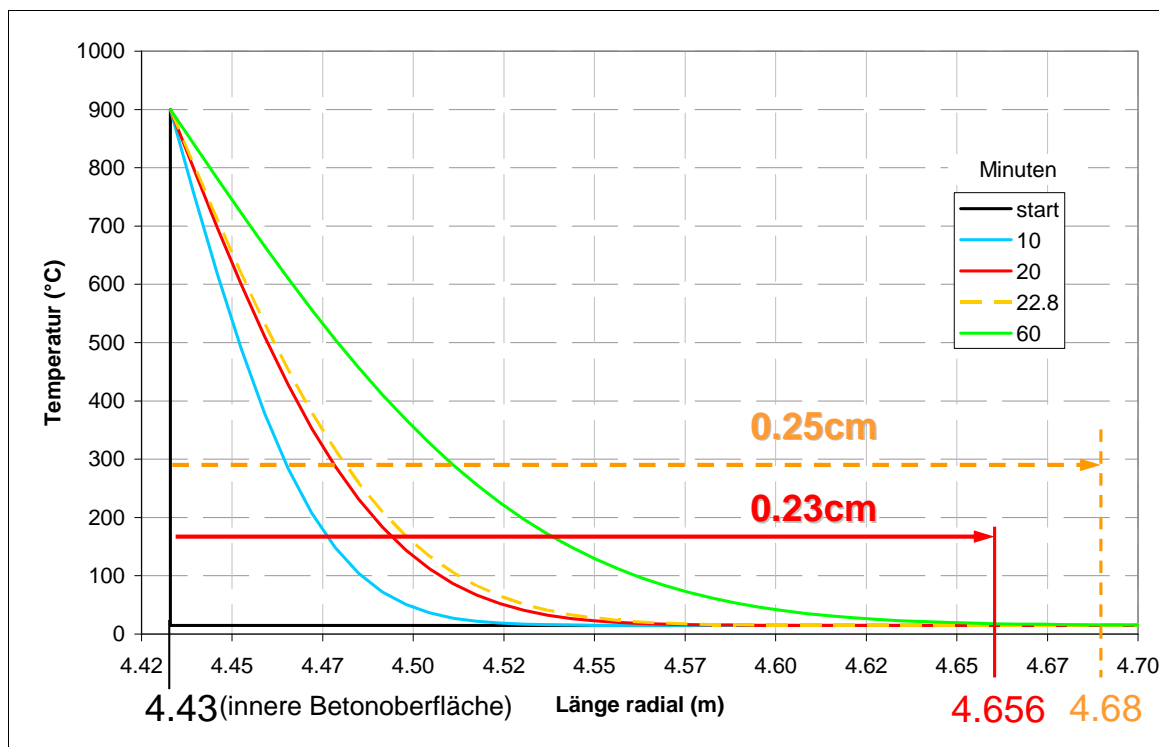
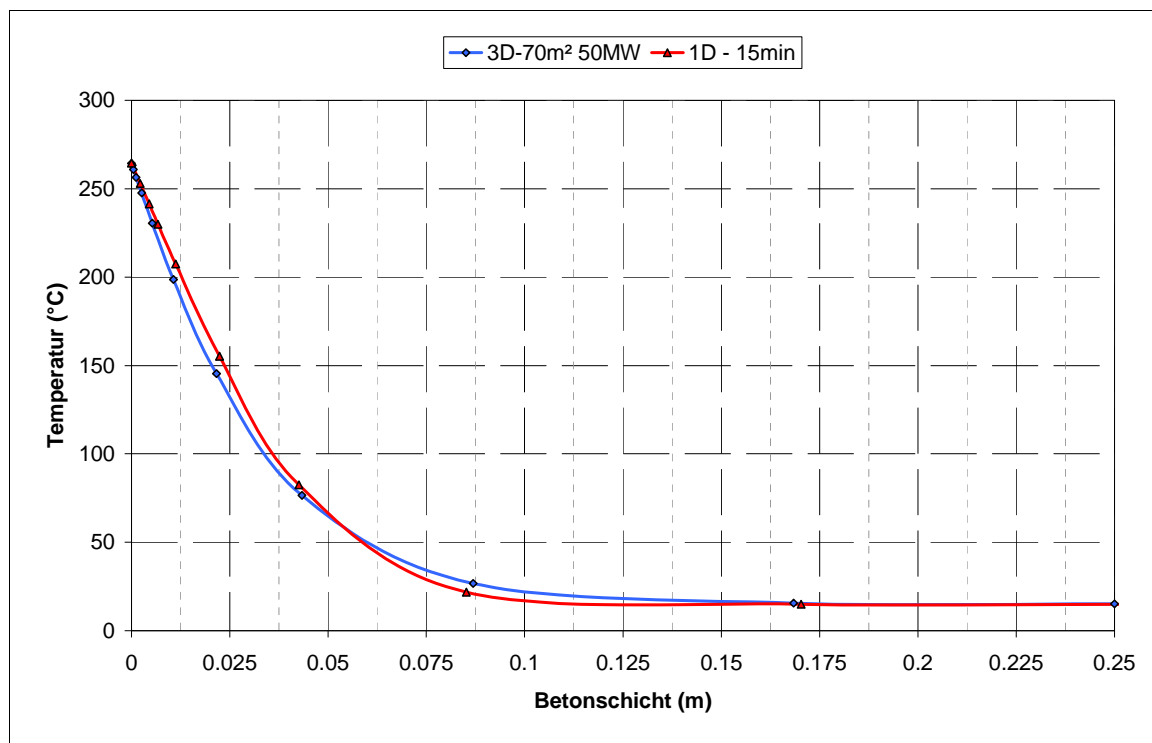


Abbildung 3: Temperaturverlauf der eindimensionalen instationären radialen Wärmeleitungsgleichung.

### 2.1.1.2 Verifizierung der eindimensionalen Wärmeleitungsgleichung

Für die erste Abschätzung der Betonschichtdicke wurde ein eindimensionaler Ansatz gewählt. Dabei wird der radiale Temperaturverlauf in der Betonschicht aus der eindimensionalen Berechnung mit dem radialen Temperaturverlauf aus der 3D CFD (Computational Fluid Dynamics) Simulation verglichen. Aus Abbildung 4, in der die beiden Temperaturverläufe gegenübergestellt sind, ist ersichtlich, dass die Übereinstimmung sehr gut ist, und die Temperatureindringtiefe nach 15 Minuten etwa 17 cm beträgt. Die leichten Abweichungen können durch die laterale und tangentielle Wärmeleitung, die im eindimensionalen Ansatz nicht berücksichtigt wird, begründet werden.



**Abbildung 4:** Vergleich des eindimensionalen radialen Temperaturverlaufes in der Betonschicht mit dem Temperaturverlauf aus der 3D CFD Simulation nach 15 Minuten. Der Temperaturverlauf aus der 3D-CFD-Simulation bezieht sich auf die Strömungssimulation mit einem Rechteckquerschnitt von 70m<sup>2</sup>, einer Wärmeleistung von 50MW (reduziert um den Brandwirkungsgrad  $\eta$  von 0,75) und einer Geschwindigkeit vor dem Brand von 1.5 m/s (bei einer Temperatur von 15°C).

## 2.2 Rechengitter

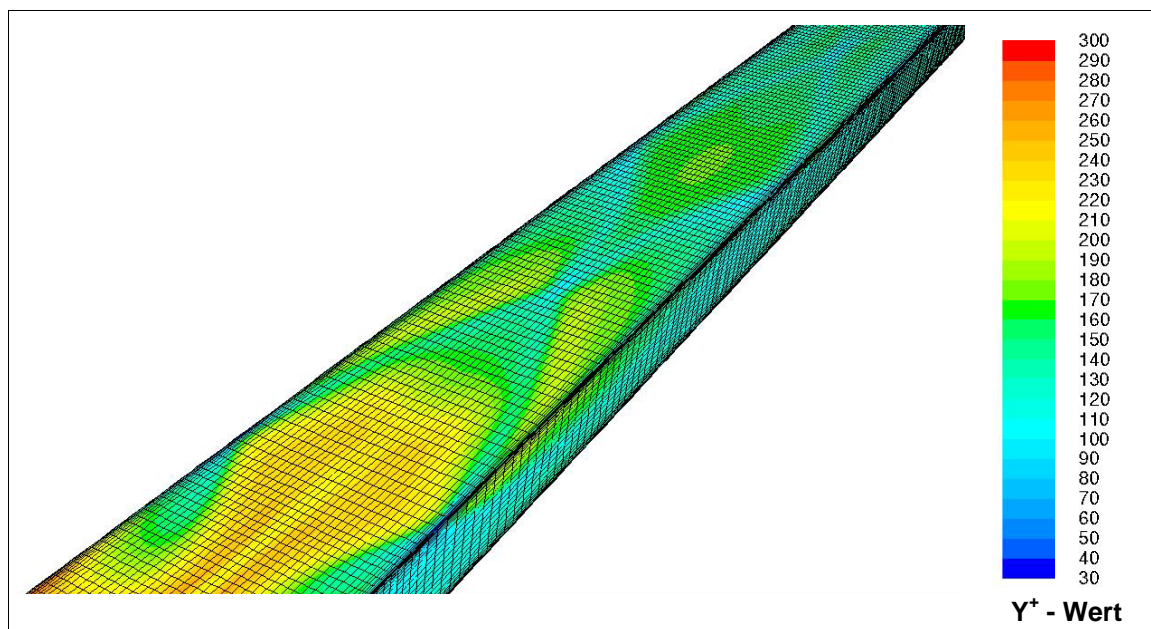
Die Strömungssimulationen basieren auf den Reynolds gemittelten Navier-Stokes-Gleichungen. Diese Gleichungen sind gekoppelte inhomogene Differentialgleichungen, die auf den fundamentalen Prinzipien der Massenerhaltung, Impulserhaltung und Energieerhaltung beruhen. Zur Schließung dieser Gleichungen wird ein sogenanntes Turbulenzmodell benötigt. Für die nachfolgenden Strömungssimulationen wird als Turbulenzmodell das sogenannte Standard  $k-\epsilon$ -Modell, veröffentlicht in Launder und Spalding [7], verwendet. Dieses Turbulenzmodell ist ein Zweigleichungsmodell und wird in der Ingenieurwissenschaft aufgrund ihrer Stabilität, Wirtschaftlichkeit und aufgrund ihrer guten Genauigkeit für einen weiten Bereich von turbulenten Strömungen am häufigsten angewendet. Dieses Turbulenzmodell ist nur für voll turbulente Strömungen gültig ( $Re > 10^5$ ). In den betrachteten Simulationsfällen ist die Strömung aufgrund der gegebenen Parameter wie Strömungsgeschwindigkeit, Strömungsmedium und Tunnelquerschnitt stets hoch turbulent und daher das Standard  $k-\epsilon$ -Modell gültig.

Die Theorie besagt, dass bei ebenen Strömungen der Geschwindigkeitsverlauf in der Grenzschicht (wandnahe Strömung) nach einer Exponentialfunktion senkrecht zur Wand verläuft und somit dem sogenannten logarithmischen Wandgesetz folgt. Messungen belegen, dass bei beliebig gekrümmten Wänden und die

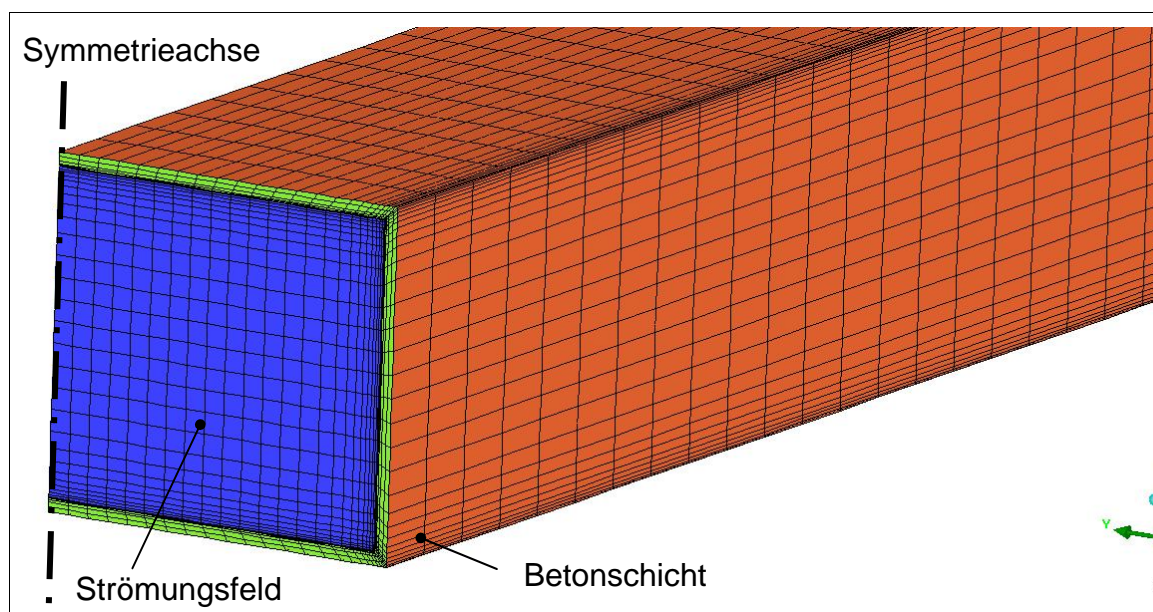
dadurch entstehenden Druckgradienten sich nur geringfügig auf die Grenzschicht auswirken, sofern die Druckgradienten nicht zu groß werden und es zu keiner Ablösung der Strömung kommt. Da bei den aktuellen Strömungssimulationen längs der Strömung keine Krümmungen, Veränderungen des Tunnelquerschnittes, hohe Druckgradienten und Ablösungen auftreten, kann für die Beschreibung der Grenzschicht vom logarithmischen Wandgesetz ausgegangen werden. Diese Voraussetzung hat den großen Vorteil, dass die Grenzschicht nicht bis ins kleinste Detail aufgelöst werden muss, und somit sehr viele Elemente im Rechengitter gespart werden können. Andernfalls wäre eine instationäre Simulation mit den derzeitigen Rechenleistungen und den vorliegenden geometrischen Abmessungen nur begrenzt möglich.

### 2.2.1 Rechengitter des Strömungsfeldes

Um den Wandabstand der ersten Zelle des Rechengitters abzuschätzen wird auf den dimensionslosen Wandabstand  $y^+$  zurückgegriffen. Dieser sollte bei der Anwendung des logarithmischen Wandgesetzes zwischen 30 und 300 liegen. Durch diese Voraussetzung hat sich nach ersten Vorauslegungen des Rechengitters ein Wandabstand von 0,035 m ergeben (Abmessung A in Abbildung 7). Für die Erstellung des Rechengitters werden ausschließlich Hexaederelemente verwendet. Um das Seitenverhältnis der Elemente im Rechengitter in der Betonschicht einzuschränken, beträgt die Länge der Elemente längs des Tunnels max. 1,5 m. Im Bereich des Brandes wird diese Länge aufgrund der höheren Temperaturgradienten auf bis zu 0,6 m reduziert. Im Querschnitt des Strömungsfeldes beträgt die maximale Länge der Elemente 0,35 m (siehe Abbildung 6).



**Abbildung 5: Dimensionsloser Wandabstand  $y^+$  an der inneren Betonoberfläche (Oberfläche der Strömung) kurz nach dem Brandort. Sollte beim logarithmischen Wandabstand zwischen 30 und 300 liegen.**



**Abbildung 6:** Rechengitter der Tunnelgeometrie mit einer Querschnittsfläche von 70 m<sup>2</sup>. An der Symmetrieachse wird das gesamte berechnete Strömungsfeld (blau) inkl. Betonschicht (grün) und äußeren Betonschale (orange) gespiegelt und somit sehr viel Rechenzeit eingespart.

## 2.2.2 Rechengitter der Betonschicht

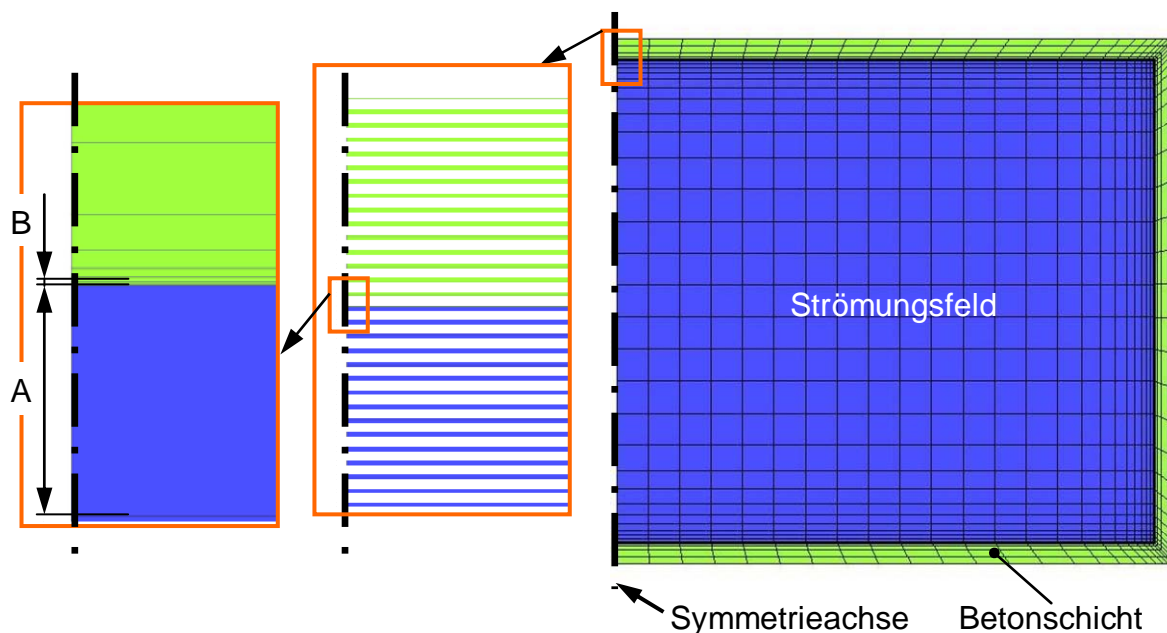
Wie bereits erwähnt, wird für die Berechnung des Temperaturverlaufes eine 0,25m starke Betonschicht rund um das Strömungsfeld berücksichtigt, die ebenfalls mit einem Rechengitter aufgelöst werden muss. Um den radialen Temperaturverlauf in der Betonschicht richtig zu berechnen, darf die Höhe des Rechengitters in der ersten Zelle, welche an dem Rechengitter der Strömung anliegt, einen bestimmten Wert nicht überschreiten. Für die Abschätzung dieser Höhe wird angenommen, dass durch die Wärmeleitung im Beton die Wärme an der inneren Betonoberfläche so schnell radial nach außen transportiert wird, dass an jedem beliebigen Punkt innerhalb der ersten Zelle immer die gleiche Temperatur herrscht. Durch diese Annahme kann von einem so genannten „punktförmigen System“ ausgegangen werden und die Höhe der ersten Zelle durch die dimensionslose Kennzahl  $Bi$  (Biot-Zahl) berechnet werden. Die Biot-Zahl  $Bi$  ist definiert durch das Verhältnis innerer Wärmestromwiderstand durch äußerer Wärmestromwiderstand und sollte bei punktförmigen Systemen  $\ll 1$  sein.

$$Bi = \frac{\alpha \cdot h}{\lambda} \quad [5]$$

Bei einem Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha$  von 12 W/m<sup>2</sup>K, einer Wärmeleitfähigkeit von 2 W/mK (Beton) und der Annahme von  $Bi = 0,01$  ergibt sich eine Höhe  $h$  der ersten Zelle im Beton von 0,17 mm (Abmessung  $B$  in Abbildung 7). Die weiteren Schichten wachsen exponentiell bis zu einem maximalen Abstand von 80 mm an. Insgesamt besteht die Betonschicht in radialer Richtung aus 12 Schichten.

### 2.2.3 Symmetrie des Rechengitters

Die Symmetrie der Geometrie und die Lage der Brandquelle werden ausgenutzt, indem das Strömungsfeld gespiegelt wird und somit nur eine Hälfte der Geometrien vernetzt und gelöst werden muss. Diese Maßnahme spart sehr viele Elemente im Rechengitter ein, sodass schlussendlich für die Vernetzung der gesamten Tunnelgeometrie mit einer Querschnittsfläche von 53m<sup>2</sup> ca. 2,8 Millionen Hexaederelemente und für die Tunnelgeometrie mit der Querschnittsfläche von 70 m<sup>2</sup> ca. 3,3 Millionen Hexaederelemente benötigt werden.



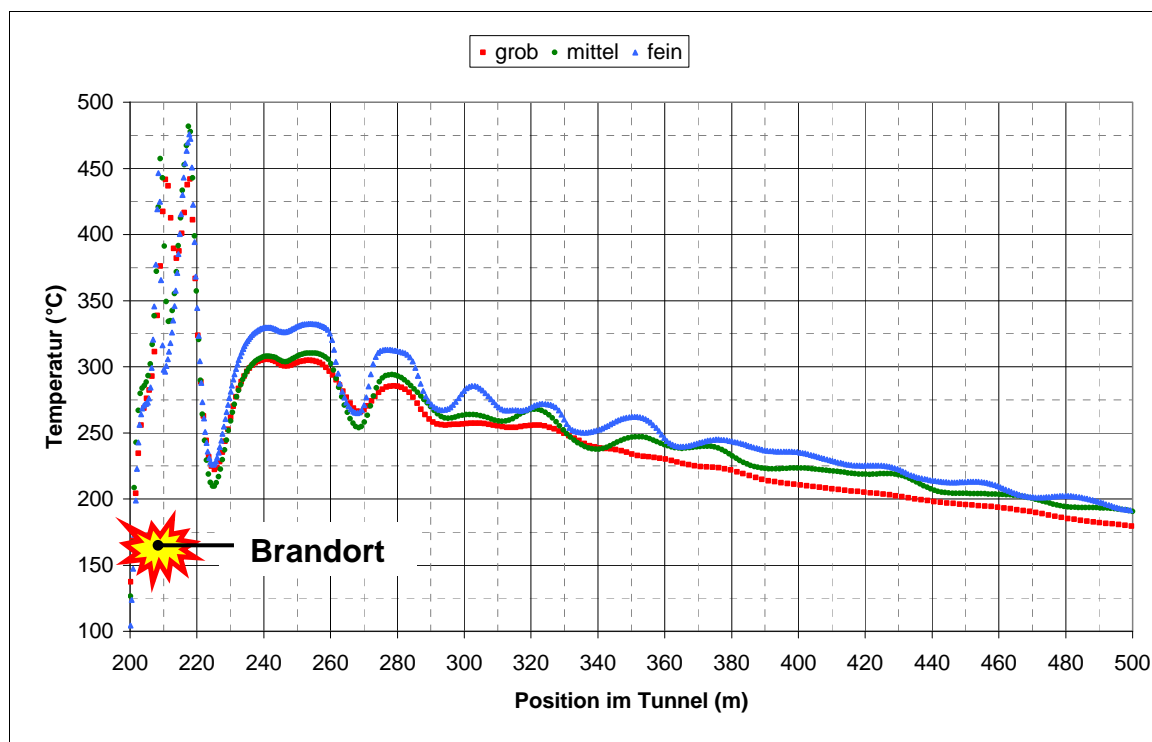
**Abbildung 7:** Rechts die Ansicht des Rechengitters im Querschnitt für den Rechtecktunnel mit 70 m<sup>2</sup> Querschnittsfläche und Links die Vergrößerung der wandnahen Zellen. A ist der Wandabstand der ersten Zelle im Strömungsfeld (blau) und B der Wandabstand der ersten Zelle in der Betonschicht (grün).

### 2.2.4 Erzielung einer netzunabhängigen Lösung

Die Simulationsergebnisse sind in der Finiten Volumen Methode meist stark von der Wahl, Auflösung und Qualität des Rechengitters abhängig. Um in den nachfolgenden Simulationen eine Abhängigkeit der Lösung vom Rechengitter zu vermeiden, wurde ein und dieselbe Simulation mit drei unterschiedlich fein aufgelösten Rechengittern durchgeführt. Die Simulationen basieren auf einem Hufeisenprofil mit einer Querschnittsfläche von 53 m<sup>2</sup>, einer Anströmgeschwindigkeit von 1,5 m/s am Eintritt (bei einer Temperatur von 15 °C) und einer Brandleistung von 30 MW (reduziert um den Brandwirkungsgrad  $\eta$  von 0.75). Weiters wird bei diesen Simulationen die Betonschicht (ca. 50% der Elementzahl) nicht berücksichtigt, um die Simulationszeiten zu verkürzen. Eine genauere Beschreibung der Randbedingungen dieser Simulationen kann unter Kapitel 3 sowie unter 4.1 nachgelesen werden. Die drei verwendeten Rechengitter sind kategorisiert in grob, mittel und fein, wobei grob 0,5 Millionen, mittel 1,5 Millionen

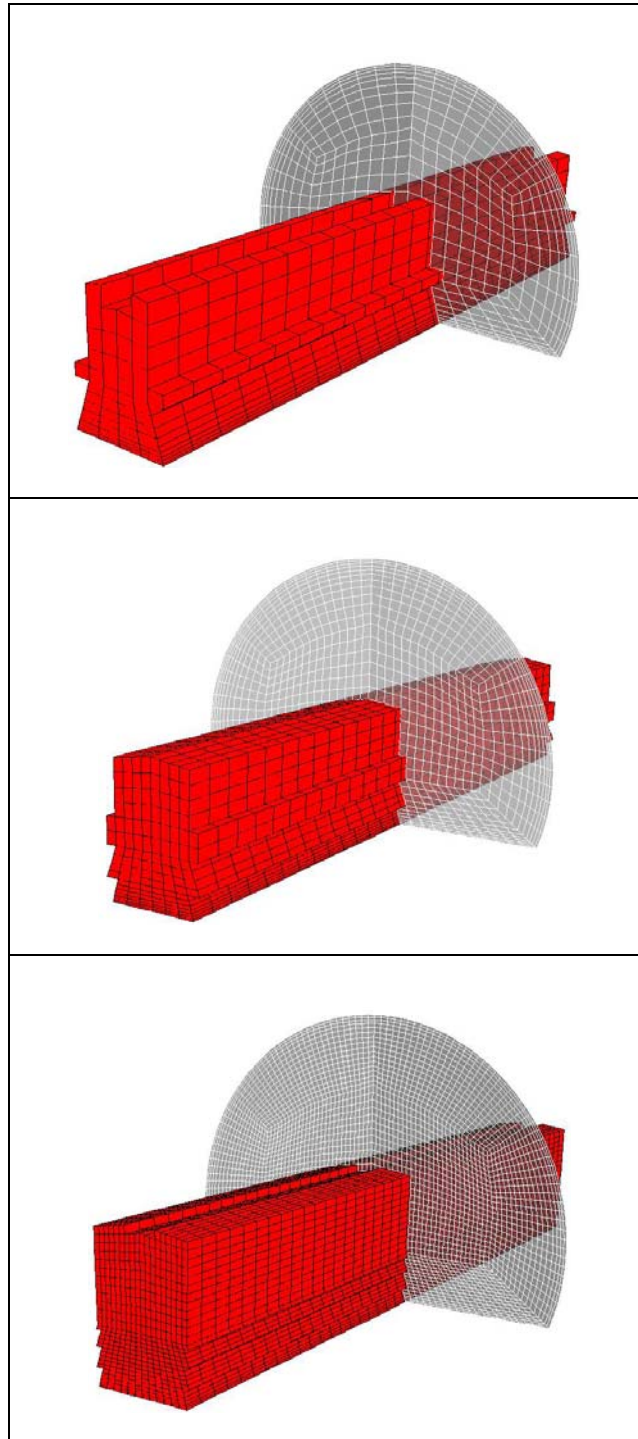


und fein 5,5 Millionen Hexaederelemente bedeuten. Die Simulationen wurden nach 600 s ausgewertet und die Temperaturverläufe entlang einer Linie, die vom Einlass bis zum Auslass in der Mittelachse des Tunnels verläuft, verglichen. Die Temperaturverläufe sind vom Brandort bis 300 m hinter dem Brandort in Abbildung 8 dargestellt.



**Abbildung 8:** Vergleich der Temperaturverläufe vom Brandort bis 300 m nach dem Brandort bei unterschiedlichen Netzauflösungen.

Durch diese Darstellung ist ersichtlich, dass die Temperaturverläufe der drei Rechengitter qualitativ sehr ähnlich sind. Zu erkennen ist ein Achsversatz der drei Kurven, der durch die unterschiedlichen geometrischen Formen der Brandquelle begründet werden kann. Die Variation der Geometrie der Brandquelle entsteht durch die unterschiedlichen Netzauflösungen. Bei einem sehr feinen Rechengitter wird die vorgegebene Geometrie für die Brandquelle mit einer geringeren Abweichung als bei einem groben Rechengitter erreicht (Abbildung 9). Beim groben Rechengitter ist zusätzlich zum Achsversatz eine Glättung der Temperaturschwankungen zu erkennen, die auf die geringe Auflösung des Rechengitters zurückzuführen ist. Zwischen dem feinen und mittleren Rechengitter sind hingegen kaum Unterschiede in den Temperaturschwankungen zu erkennen. Daraus ist abzuleiten, dass mit höherer Auflösung des Rechengitters nur mehr geringfügige Änderungen im Ergebnis entstehen. Für die weiteren Untersuchungen werden somit die Netzparameter vom mittleren Rechengitter verwendet und als Basis für die Vernetzung der beiden Rechteckgeometrien herangezogen.



**Abbildung 9: Geometrie der Brandquelle (in rot) beim groben (oben), mittleren (Mitte) und feinen (unten) Rechengitter.**

Dokument-Nr. FVT-93/10/Be V&U 10/10/6400	<b>Forschungsprojekt - Auswirkungen des Temperaturverlaufs auf die Dimensionierung von längsgelüfteten Straßentunnel</b> Schlussbericht	Version: 1.0 freigegeben
--	--	-----------------------------

### 3 Simulationsaufbau und Randbedingungen

Für die Brandsimulationen werden folgende Randbedingungen verwendet:

- Massenstrom am Einlass (Eintrittsgeschwindigkeit und -temperatur)
- Brandquelle als volumenbezogene Wärmeleistung
- Massenquelle für Brennmedium
- Zeitlicher Verlauf der Brandentwicklung und Simulationsdauer
- Stoffwerte und Randbedingungen für die Betonschicht
- Gefälle des Tunnels

#### 3.1 Massenstrom am Einlass

Für die Bestimmung des Massenstromes beim Einlass müssen die Strömungsgeschwindigkeit und die Lufttemperatur bekannt sein. Die Simulationen mit den zwei unterschiedlichen Querschnitten und jeweils einer Brandleistung von 30MW und 50MW werden mit drei unterschiedlichen Geschwindigkeiten durchgeführt:

- Konstanter Geschwindigkeit
- Kritischer Geschwindigkeit (Geschwindigkeit bei der back layering verhindert wird)
- Geschwindigkeit lt. RVS 09.02.31

Die Temperatur wird im gesamten Berechnungsgebiet und in der Wand zu Beginn der Simulation mit 15°C festgelegt. Daraus ergibt sich bei Standardatmosphäre (Druck = 101325 Pa) eine Luftdichte von 1,225 kg/m<sup>3</sup>.

##### 3.1.1 Konstante Geschwindigkeit

Bei einem Tunnel mit Längslüftung wird lt. RVS 09.02.31 die Lüftungsanlage im Brandfall bei Richtungsverkehr auf eine Längsgeschwindigkeit von 1,5 m/s bis 2 m/s und bei Gegenverkehr auf eine Längsgeschwindigkeit von 1,0 m/s bis 1,5 m/s geregelt. Um beide Fälle abzudecken, wird für die Fälle mit konstanter Geschwindigkeit eine Längsgeschwindigkeit von 1,5 m/s gewählt. Dazu unterschiedlich ist der Auslegungsfall, bei dem im Querschnitt entweder ein Volumenstrom von 120 m<sup>3</sup>/s oder eine mittlere Geschwindigkeit von 2 m/s vorliegen muss.

### 3.1.2 Kritische Geschwindigkeit

Die kritische Geschwindigkeit ist jene Geschwindigkeit, bei der die Bildung von back-layering verhindert wird. Sie ist grundsätzlich von der Höhe der Wärmequelle, dem Strömungsmedium, dem Tunnelquerschnitt, der Tunnelneigung und der Höhe vom Brandort bis zur Tunneldecke abhängig und lässt sich mit folgender Gleichung abschätzen:

$$V_c = K_1 \cdot K_g \left( \frac{g \cdot H \cdot \dot{Q}}{\rho \cdot c_p \cdot A \cdot T_f} \right)^{1/3}$$

mit:  $K_1 = Fr_c^{-1/3}$ ;  $K_g = 1 + 0.0374 \cdot (\text{grade})^{0.8}$  und  $T_f = \frac{\dot{Q} \cdot 10^6 \cdot \eta_{Brand}}{\rho \cdot c_p \cdot A \cdot V_c} + T$

Diese Gleichungen für die kritische Geschwindigkeit sind dem Testbericht der Brandversuche vom Memorial Tunnel entnommen worden [1]. In Tabelle 2 sind die Berechnungsparameter und die Ergebnisse der kritischen Geschwindigkeit für die vier Simulationsfälle aufgelistet. Als Anmerkung soll noch gesagt werden, dass die theoretische (berechnete) kritische Geschwindigkeit in den meisten Fällen höher ist als die tatsächliche kritische Geschwindigkeit.

**Tabelle 2: Auflistung der Berechnungsparameter und der kritischen Geschwindigkeiten für die zu untersuchenden Simulationsfälle**

Bezeichnung			Simulationsfall			
			30MW		50MW	
			53 m <sup>2</sup>	70 m <sup>2</sup>	53 m <sup>2</sup>	70 m <sup>2</sup>
Erdbeschleunigung	g	(m/s <sup>2</sup> )	9,81	9,81	9,81	9,81
Höhe vom Brand bis zur Decke	H	(m)	5,58	5,6	5,58	5,6
Wärmequelle	$\dot{Q}$	(MW)	30	30	50	50
Brandwirkungsgrad	$\eta_{Brand}$	(-)	0,75	0,75		0,75
Dichte der einströmenden Luft	$\rho$	(kg/m <sup>3</sup> )	1,225	1,225	1,225	1,225
spez. Wärmekapazität	$c_p$	(J/kg K)	1006	1006	1006	1006
Tunnelquerschnitt	A	(m <sup>2</sup> )	53	70	53	70
kritische Froude Zahl	$Fr_c$	(-)	4,5	4,5	4,5	4,5
Tunnelneigung	grade	(%)	1,5	1,5	1,5	1,5
Temperatur der einströmenden Luft	T	(K)	288	288	288	288
	$K_1$	(-)	0,606	0,606	0,606	0,606
	$K_g$	(%)	1,052	1,052	1,052	1,052
Temperatur am Brandort	$T_f$	(K)	442,86	413,60	517,25	472,57
<b>kritische Geschwindigkeit</b>	<b><math>V_c</math></b>	<b>(m/s)</b>	<b>2,22</b>	<b>2,08</b>	<b>2,50</b>	<b>2,36</b>

### 3.1.3 Geschwindigkeit lt. RVS 09.02.31

Gemäß RVS 09.02.31 muss die Lüftungsdimensionierung so erfolgen, dass bei den zu berücksichtigenden Randbedingungen für den Dimensionierungsbrand ein Volumenstrom von 120 m<sup>3</sup>/s (Dichte 1,2 kg/m<sup>3</sup>) oder eine Geschwindigkeit von 2 m/s über den Querschnitt erzielt wird. Daraus ergeben sich für die gegebenen Querschnitte und Wärmequellen die in Tabelle 3 aufgelisteten Strömungsgeschwindigkeiten.

**Tabelle 3: Auflistung der Dimensionierungsgeschwindigkeit lt. RVS 09.02.31 für die zu untersuchenden Simulationsfälle.**

Brandleistung	Querschnittsfläche	Dimensionierungsgeschwindigkeit
30MW	53 m <sup>2</sup>	2,26 m/s
	70 m <sup>2</sup>	2,00 m/s
50MW	53 m <sup>2</sup>	2,26 m/s
	70 m <sup>2</sup>	2,00 m/s

### 3.1.4 Zusammenfassung der Einlassrandbedingungen

Die zwei Rechteckgeometrien mit jeweils einer Brandlast von 30MW und 50MW werden jeweils bei konstanter Geschwindigkeit, bei kritischer Geschwindigkeit und bei der Geschwindigkeit lt. RVS durchgeführt. Daraus ergeben sich insgesamt 12 Simulationen. Da die Geschwindigkeiten bei den Simulationen mit 30MW Brandleistung für die kritische Geschwindigkeit und die Geschwindigkeit lt. RVS ca. gleich groß sind, werden diese nur mit der kritischen Geschwindigkeit durchgeführt. (siehe Tabelle 4).

**Tabelle 4: Übersicht der Einlassrandbedingung (Einlassgeschwindigkeit und dazugehörige Massenströme) für die unterschiedlichen Simulationsfälle bei einer Einlasstemperatur von 15°C.**

Brandleistung	Geometrie	Einlassrandbedingung	konst. Geschw.	krit. Geschw.	Geschw. lt. RVS
30 MW	Rechteck 53 m <sup>2</sup>	Geschwindigkeit (m/s)	1.50	2.22	2.26
		Massenstrom (kg/s)	97.39	144.13	146.73
	Rechteck 70 m <sup>2</sup>	Geschwindigkeit (m/s)	1.50	2.08	2.00
		Massenstrom (kg/s)	128.63	178.36	171.50
50MW	Rechteck 53 m <sup>2</sup>	Geschwindigkeit (m/s)	1.50	2.50	2.26
		Massenstrom (kg/s)	97.39	162.31	146.73
	Rechteck 70 m <sup>2</sup>	Geschwindigkeit (m/s)	1.50	2.36	2.00
		Massenstrom (kg/s)	128.63	202.37	171.50

### 3.2 Brandquelle als volumenbezogene Wärmeleistung

Für die Brandquelle wird ein Volumen mit den Abmessungen 3m x 2m x 18m (Höhe x Breite x Länge) definiert. Das Volumen hat etwa die Größe eines durchschnittlichen Lastkraftwagens und wird 350 m vom Einlass in der Mitte des Tunnels positioniert. Die Länge von 350 m vom Einlass bis zur Brandquelle sollte genügend Raum für die Strömungsentwicklung und die Erfassung eines back-layerings bieten. Die Positionierung in der Mitte des Tunnels wird aus Symmetriegründen gewählt. Für die Auslegung eines Lüftungssystems im Tunnel wird als Dimensionierungsbrand in der Regel eine Brandleistung von 30MW bzw. 50MW angesetzt. Diese beiden Fälle werden in den nachfolgenden Simulationen unter Berücksichtigung eines Brandwirkungsgrades (Verhältnis von tatsächlicher zu theoretischer Wärmefreisetzung)  $\eta$  von 0,75 überprüft:

- $30\text{MW} \times 0,75 = \mathbf{22,5\text{MW}}$
- $50\text{MW} \times 0,75 = \mathbf{37,5\text{MW}}$

Die Wärmeleistung wird gleichmäßig über das gesamte Volumen, unter Berücksichtigung eines bestimmten zeitlichen Verlaufes (siehe Punkt 3.4), freigesetzt

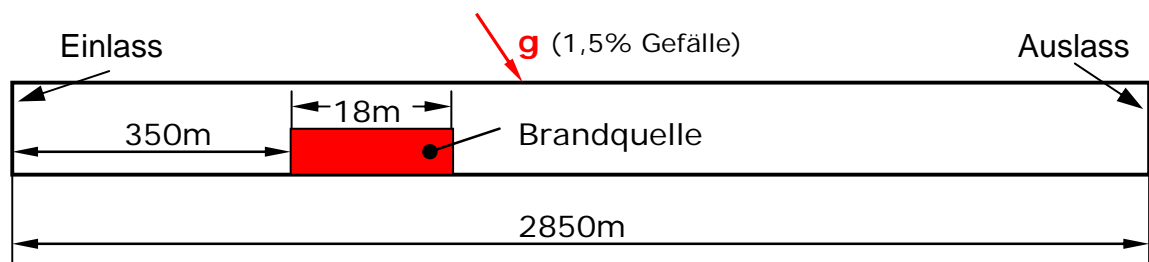


Abbildung 10: Schematische Seitenansicht der Tunnelgeometrie inkl. Brandquelle (rot).

### 3.3 Massenquelle für Brennstoff

Zusätzlich zum Volumenbrandmodell wird eine Massenquelle definiert, deren Größe an den Heizwert von leichtem Heizöl angepasst wurde. Der Heizwert für leichtes Heizöl beträgt 42,6 MJ/kg, wodurch sich für die beiden Brandleistungen folgende Massenquellen ergeben:

- Massenquelle bei 30 MW  $\rightarrow \dot{m} = \frac{30\text{MW}}{42,6\text{MJ} / \text{kg}} = 0,704 \frac{\text{kg}}{\text{s}}$
- Massenquelle bei 50 MW  $\rightarrow \dot{m} = \frac{50\text{MW}}{42,6\text{MJ} / \text{kg}} = 1,174 \frac{\text{kg}}{\text{s}}$

Die Massenquelle ist entkoppelt vom Brandwirkungsgrad zu sehen.

### 3.4 Zeitliche Verlauf des Brandes und Simulationsdauer

Der Verlauf eines Brandes besteht typischerweise aus einer Anfahrphase, einer Anhaltphase und anschließender Abklingphase der Brandleistung. Die Selbstrettungsphase von gefährdeten Personen im Tunnel wird mit 15 bis 20 Minuten angenommen, also sind für die nachfolgenden Untersuchungen lediglich die Anfahrphase und die Anhaltphase der Brandleistung interessant. Aus den Brandversuchen im Memorial Tunnel geht hervor, dass die Brandleistung nahezu linear innerhalb von 3 bis 5 Minuten ansteigt und dann je nach Luftzufuhr konstant bleibt. Aus diesen Untersuchungen wird für die Simulationen ein idealisierter Brandverlauf definiert, bei dem die Brandleistung linear innerhalb von 5 Minuten auf den Maximalwert ansteigt und anschließend bis zum Ende der Simulation konstant gehalten wird. Für die Berechnung der Massenquelle gelten die gleichen Voraussetzungen. Die Simulationsdauer insgesamt beträgt entsprechend der Selbstrettungsphase 20 Minuten.

### 3.5 Stoffwerte und Randbedingungen für die Betonschicht

Die Betontemperatur wird zu Beginn der Simulation mit 15°C initialisiert. Als Randbedingung für die Wärmeübertragung wird die äußere Betonoberfläche während der gesamten Simulationsdauer auf 15°C gehalten. Diese Randbedingung sollte jedoch aufgrund der im Vorfeld getätigten Untersuchungen keinen Einfluss auf die Wärmeübertragung haben (siehe dazu Punkt 2.1.1). Die innere Oberfläche der Betonschicht wird als rau mit einer mittleren Rautiefe von 0,0015m vorausgesetzt. Die weiteren Stoffwerte, die für die Berechnung der instationären Wärmeübertragung notwendig sind, können Tabelle 5 entnommen werden.

**Tabelle 5: Stoffwerte der Betonschicht gem. [2]**

Dichte	2400 kg/m <sup>3</sup>
Wärmeleitfähigkeit	2,0 W/mK
spezifische Wärmekapazität	1000 J/kgK

### 3.6 Gefälle der Tunnels

Die Tunnels besitzen in Entlüftungsrichtung ein Gefälle von 1,5 %, welches durch die Komponenten des Erdbeschleunigungsvektors definiert wird. Die Komponenten werden mit folgenden Gleichungen berechnet:

$$\left. \begin{aligned} g_x &= g \cdot \frac{s}{\sqrt{1+s^2}} \\ g_y &= g \cdot \frac{1}{\sqrt{1+s^2}} \end{aligned} \right\} \text{ mit } s = \frac{g_x}{g_y} \quad \text{und} \quad g = \sqrt{g_x^2 + g_y^2}$$

- g... Erdbeschleunigung (m/s<sup>2</sup>)
- g<sub>x</sub>... Erdbeschleunigungskomponente in x-Richtung (m/s<sup>2</sup>)
- g<sub>y</sub>... Erdbeschleunigungskomponente in y-Richtung (m/s<sup>2</sup>)
- s... Steigung (-)
- α... Winkel zw. g<sub>y</sub> und g (°) → tan(α) = s · 100

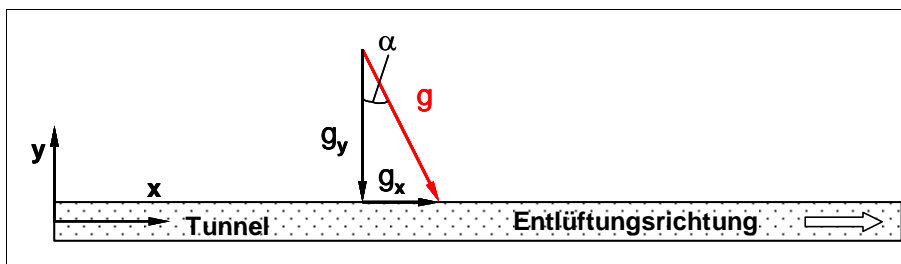


Abbildung 11: Komponenten des Erdbeschleunigungsvektors.



## 4 Simulationsergebnisse

Bei den durchgeführten Simulationen wurde jeweils der Temperaturverlauf im Tunnel ausgewertet. Dabei wurde, beginnend vom Strömungseintritt, etwa alle 50 Meter eine Auswerteebene quer zum Tunnel erstellt. An diesen Ebenen wurde dann die flächengemittelte Temperatur ausgewertet und anschließend über die Tunnellänge aufgetragen. In weiterer Folge wurde die volumengemittelte Temperatur über die ersten 800 m nach dem Brand sowie über die Länge, beginnend vom Brandort bis die Ausgangstemperatur wieder erreicht wird gebildet. Diese wurde gebildet, indem die flächengemittelten Temperaturen über die jeweils betrachtete Länge gemittelt wurden.

### 4.1 Vergleichsrechnung

Zur Verifizierung der Strömungssimulationen zwischen der Fa. FVT mbH und der Fa. ILF Beratende Ingenieure ZT GmbH wurde eine Vergleichssimulation durchgeführt. Diese Vergleichsrechnung beruht auf einem Tunnel mit einem Hufeisenprofil mit  $53 \text{ m}^3$  Querschnittsfläche, einer Brandleistung von 30MW und einem Eintrittsmassenstrom von  $97,39 \text{ kg/s}$  (entspricht einer Einströmgeschwindigkeit von  $1,5 \text{ m/s}$  mit einer Lufttemperatur von  $15^\circ\text{C}$ ). Die weiteren Randbedingungen für die Vergleichsrechnung können aus Kapitel 3 entnommen werden. Verglichen wird der Temperaturverlauf im Tunnel beginnend 100 m vor dem Brandort bis ca. 1300 m nach dem Brandort (siehe Abbildung 12). Um die Rechenzeit zu verkürzen, wurde eine Simulationsdauer von 400s gewählt.

Unter der Berücksichtigung, dass unterschiedliche Rechengitter, Solver und Turbulenzmodelle verwendet wurden, stimmen die Ergebnisse gut überein. Die Temperaturen vom Brandort in Strömungsrichtung sind bei der Fa. ILF etwas niedriger als bei der Fa. FVT und es treten Unterschiede in der Ausprägung des back-layerings auf. Die Unterschiede in der mittleren Temperaturerhöhung liegen etwa bei 10%.

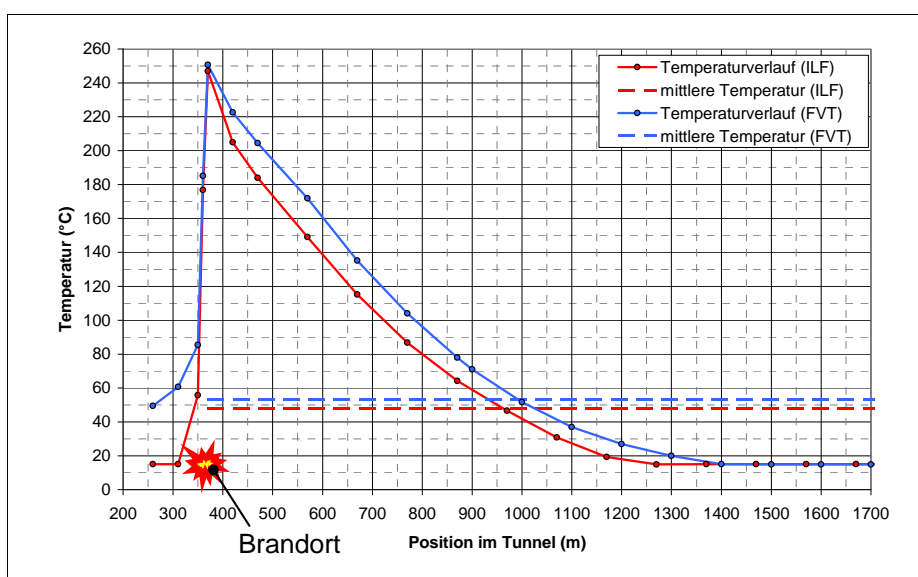
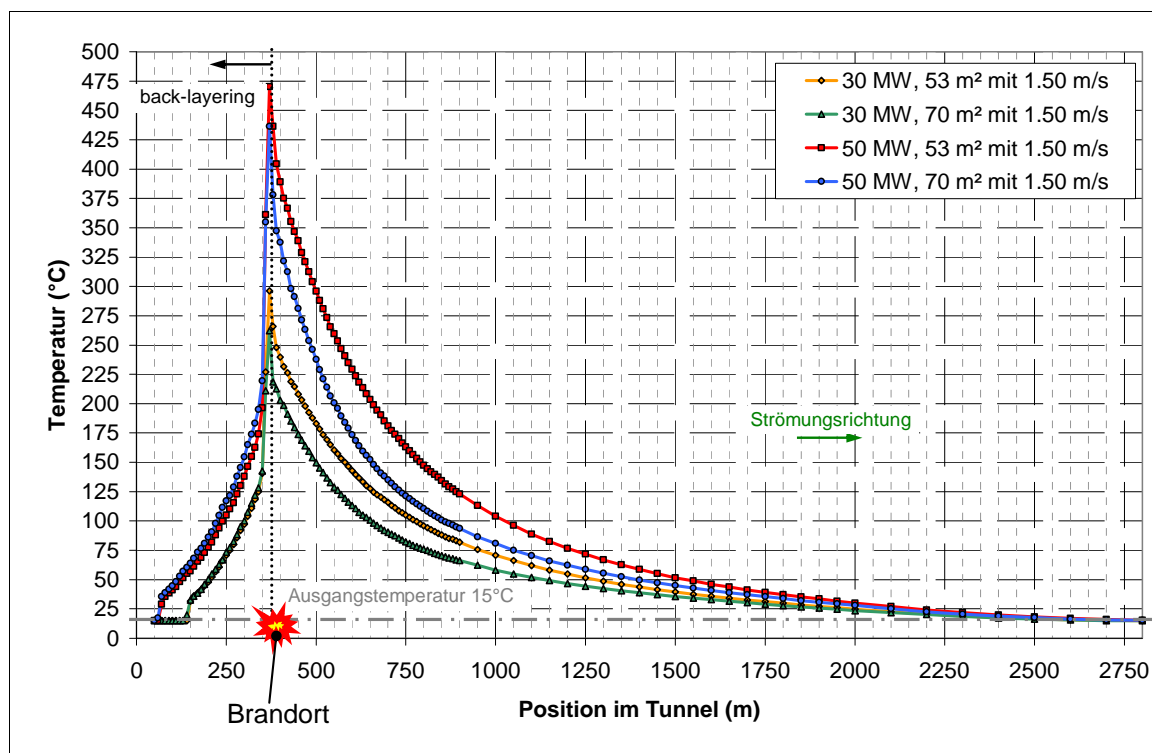


Abbildung 12: Temperaturverläufe der Vergleichsrechnung nach 400s.

## 4.2 Konstante Eintrittsgeschwindigkeit

Die Simulationen mit der konstanten Eintrittsgeschwindigkeit von 1,5 m/s wurde mit einer Brandleistung von 30 MW und 50 MW jeweils mit der 53 m<sup>2</sup> und 70 m<sup>2</sup> Tunnelgeometrie durchgeführt. Die Temperaturverläufe dieser Simulationen sind vom Einlass bis zum Auslass nach einer Simulationszeit von 20 Minuten (inkl. 5 Minuten hochfahren der Brandleistung) in Abbildung 13 dargestellt. Die Brandquelle befindet sich in Strömungsrichtung 350 m vom Einlass entfernt und ist 18 m lang. In diesem Bereich wird auch die höchste Lufttemperatur erreicht und variiert je nach Brandleistung und Tunnelquerschnitt zwischen 170°C und 470°C. Bei gleich bleibender Eintrittsgeschwindigkeit ergibt sich beim Tunnel mit der Querschnittsfläche von 70 m<sup>2</sup> ein entsprechend höherer Massenstrom als beim kleineren Tunnel. Daraus entsteht beim Tunnel mit dem größeren Querschnitt eine stärkere Kühlleistung und somit eine geringere Maximaltemperatur (Mittelwert über den Querschnitt) als beim Tunnel mit der kleineren Querschnittsfläche.

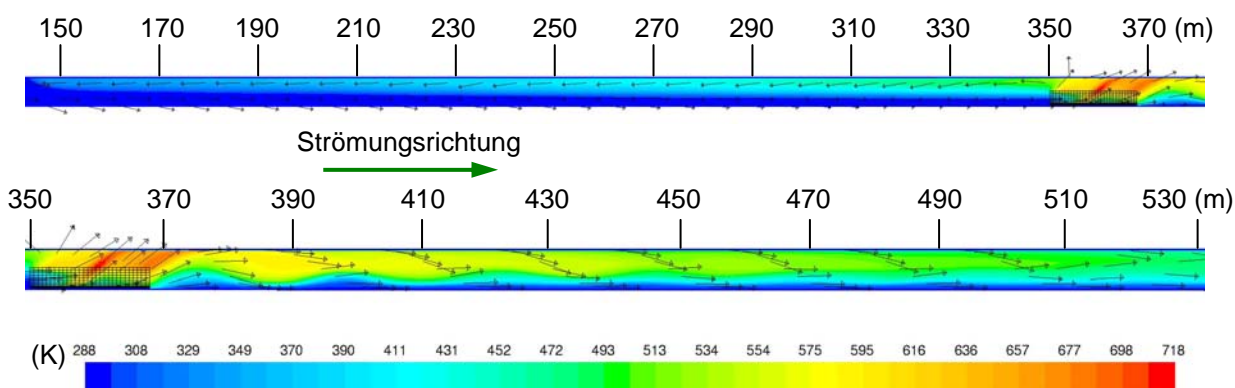


**Abbildung 13: Vergleich der Temperaturverläufe für unterschiedliche Brandleistungen und Tunnelquerschnitte bei konstanter Eintrittsgeschwindigkeit von 1,5 m/s.**

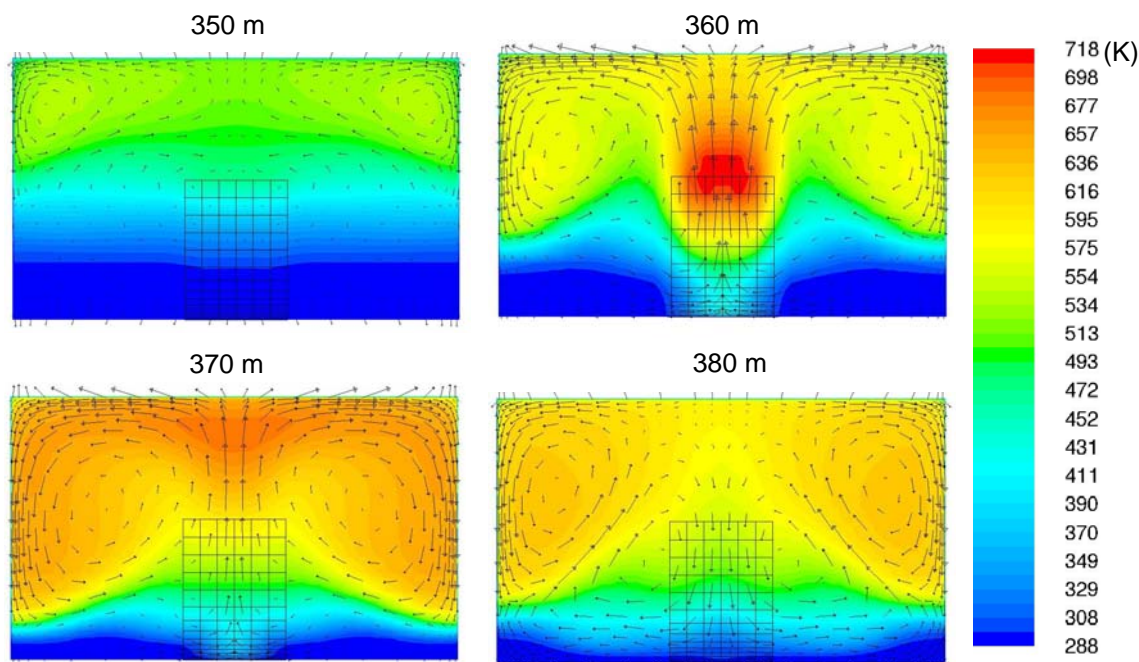
Beginnend vom Brandort bildet sich entgegen der Strömungsrichtung ein so genanntes back-layering aus. Back-layering entsteht, wenn der Auftriebsimpuls der heißen Rauchgase höher ist als der Impuls der Strömung im Tunnel. Bei den Simulationen mit einer Brandleistung von 30 MW ist das back-layering aufgrund der niedrigeren Temperaturen und des reduzierten Auftriebsimpulses geringer. Durch die Rückströmung der heißen Rauchgase ist der Temperaturabfall vom Brandort in Strömungsrichtung größer als bei den Simulationen mit den höheren Eintrittsgeschwindigkeiten und dem damit verbundenen geringeren back-layering, obwohl durch die höhere Strömungsgeschwindigkeit die Wärmeübertragung zwischen Luft und der Betonschicht erhöht wird. Zusätzlich tritt durch die

Rückströmung eine deutlich höhere Maximaltemperatur auf, da die Geschwindigkeiten in unmittelbaren Brandbereich viel geringer werden.

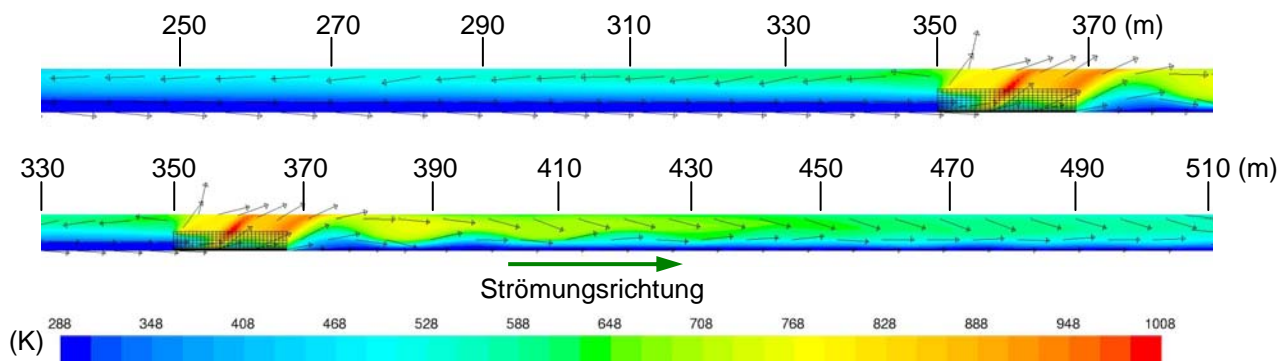
In Abbildung 14 und Abbildung 18 ist der Temperaturverlauf in der Symmetrieebene des Rechtecktunnels dargestellt. Die zusätzlich eingeblendeten Geschwindigkeitsvektoren in der Symmetrieebene und im Tunnelquerschnitt (Abbildung 15 und Abbildung 17), zeigen das stark dreidimensionale Strömungsverhalten in Brandortnähe. Im oberen Längsschnitt ist die Rückströmung der heißen Rauchgase zu erkennen. Aufgrund der Auftriebskraft quer zur Strömungsrichtung entsteht quer zum Tunnel eine Sekundärströmung mit mehreren Wirbeln.



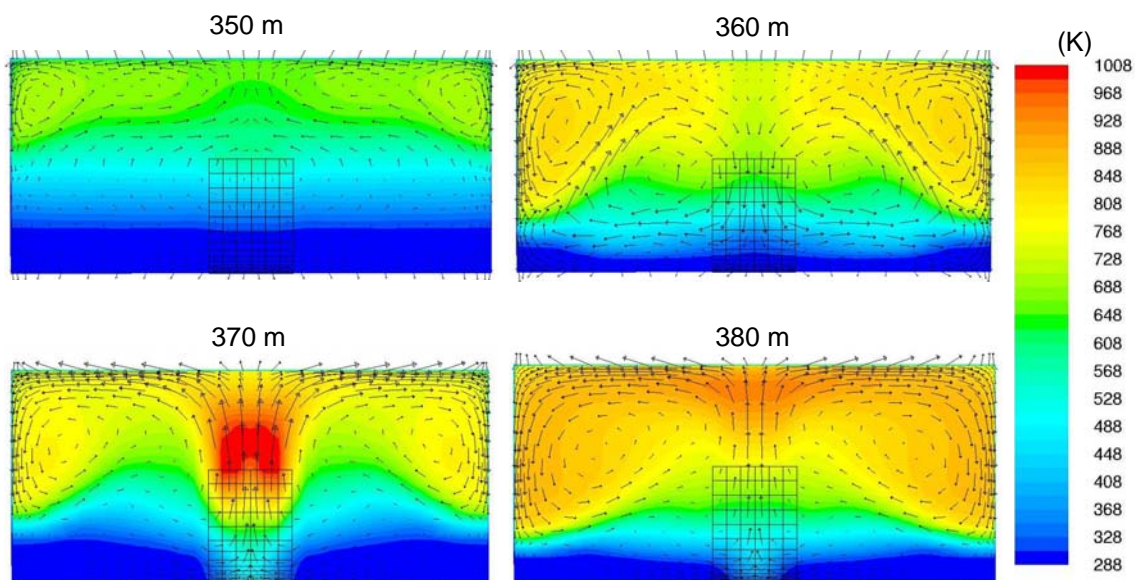
**Abbildung 14: Temperaturverlauf in der Symmetrieebene des Rechtecktunnels mit 53 m<sup>2</sup> und einer Brandleistung von 30 MW**



**Abbildung 15: Temperaturverlauf und Sekundärströmung in den Tunnelquerschnitten 350, 360, 370 und 380 m vom Einlassportal für den Rechtecktunnel mit 53 m<sup>2</sup> und einer Brandleistung von 30 MW.**



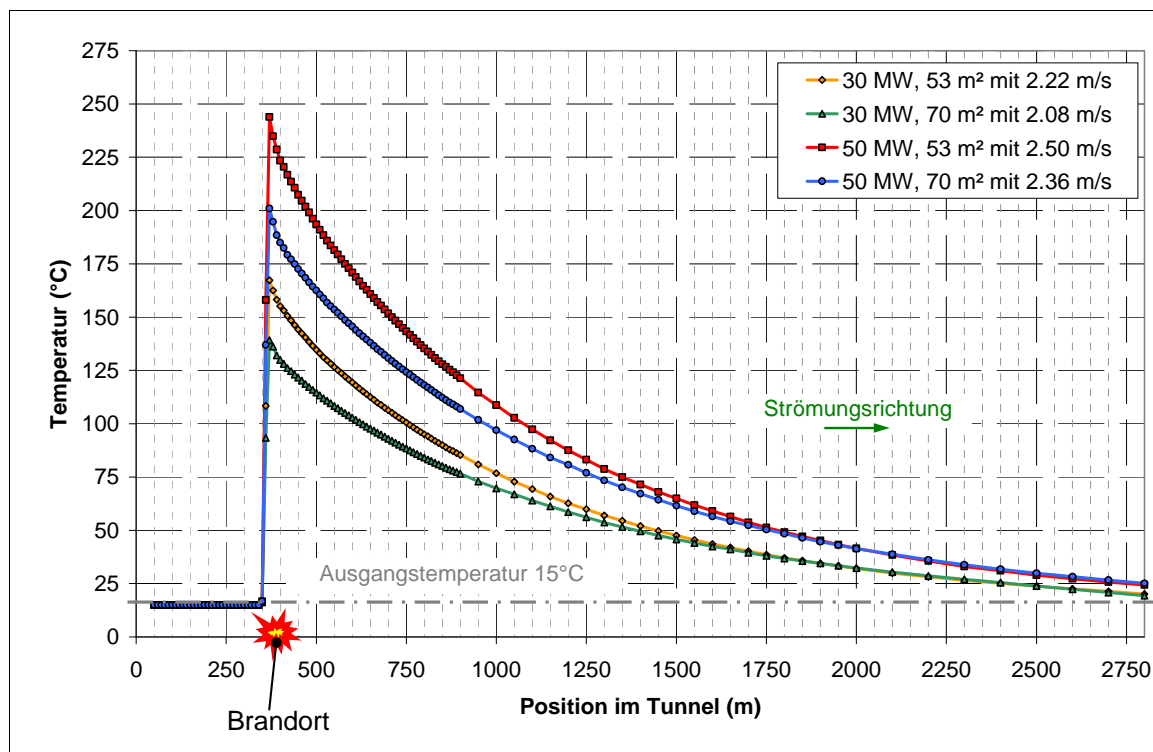
**Abbildung 16: Temperaturverlauf in der Symmetrieebene des Rechtecktunnels mit 70 m<sup>2</sup> und einer Brandleistung von 50 MW**



**Abbildung 17: Temperaturverlauf und Sekundärströmung in den Tunnelquerschnitten 350, 360, 370 und 380 m vom Einlassportal für den Rechtecktunnel mit 70 m<sup>2</sup> und einer Brandleistung von 50 MW.**

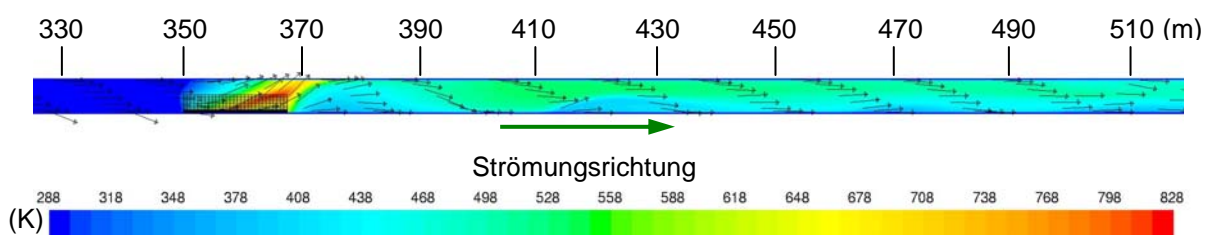
### 4.3 Kritische Eintrittsgeschwindigkeit

Die Simulationen wurden für die kritische Geschwindigkeit für eine Brandleistung von 30 MW und 50 MW sowie den Tunnelquerschnitten von 53 m<sup>2</sup> und 70 m<sup>2</sup> durchgeführt. Bei den Temperaturverläufen ist zu erkennen, dass aufgrund des höheren Eintrittsmassenstromes die Maximaltemperaturen deutlich geringer sind und kein back-layering stattfindet. Aus diesem Grund ist der Temperaturabfall geringer und die Ausgangstemperatur von 15 °C wird erst später erreicht. Die Variation der Maximaltemperatur erklärt sich aus dem gleichen Zusammenhängen wie in Kapitel 4.2 bereits erläutert wurde.

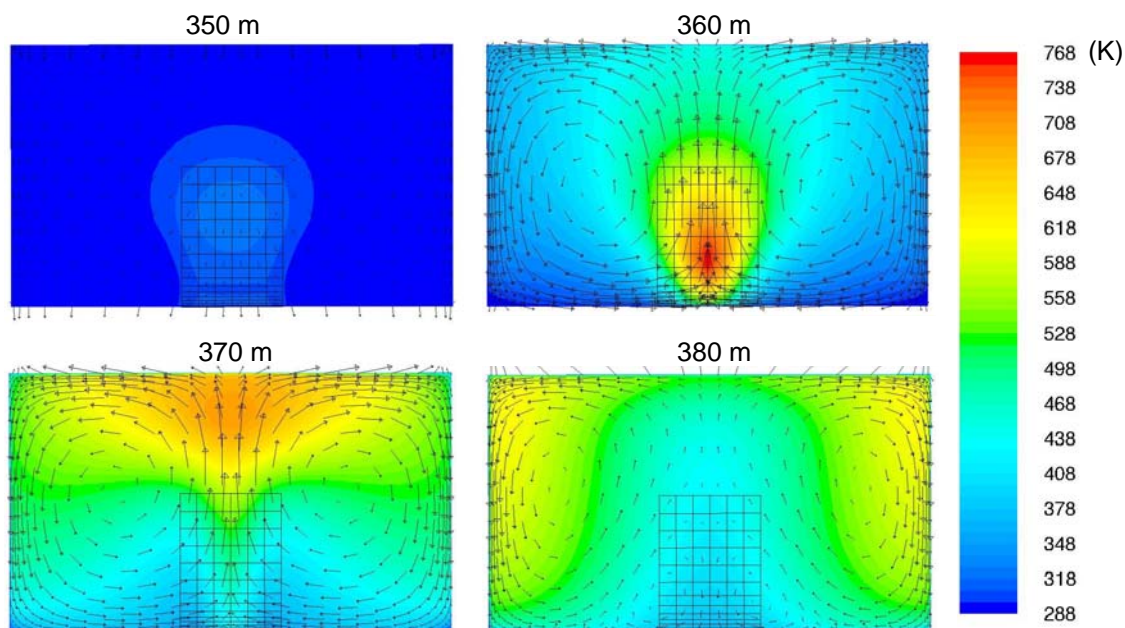


**Abbildung 18: Vergleich der Temperaturverläufe der Simulationen mit kritischer Eintrittsgeschwindigkeit nach einer Simulationszeit von 20 Minuten.**

Die Abbildung 19 zeigt wieder den Temperaturverlauf in der Symmetrieebene des Rechtecktunnels mit 53 m<sup>2</sup> und einer Brandleistung von 50 MW. Durch die hohe Längsgeschwindigkeit wird ein back-layering verhindert und es kommt zu einer geringeren Ausbildung der Sekundärströmung (siehe Abbildung 20).



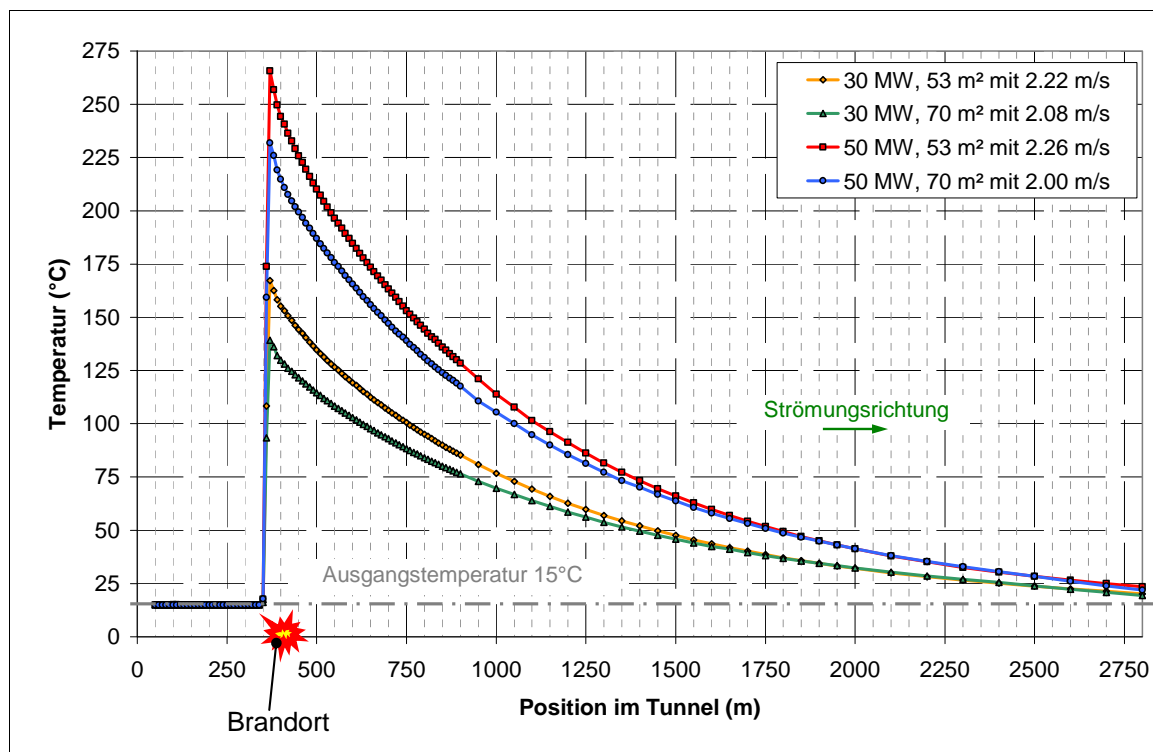
**Abbildung 19: Temperaturverlauf in der Symmetrieebene des Rechtecktunnels mit 53 m<sup>2</sup> und einer Brandleistung von 50 MW bei kritischer Eintrittsgeschwindigkeit.**



**Abbildung 20: Temperaturverlauf und Sekundärströmung in den Tunnelquerschnitten 350, 360, 370 und 380 m vom Einlassportal für den Rechtecktunnel mit 53 m<sup>2</sup> und einer Brandleistung von 50 MW bei kritischer Einströmgeschwindigkeit.**

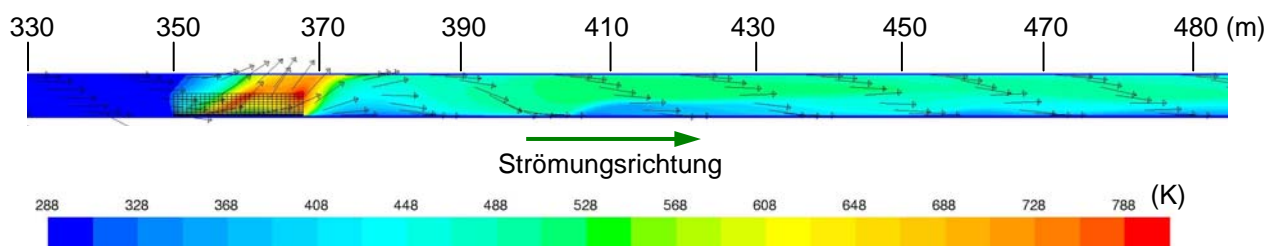
#### 4.4 Eintrittsgeschwindigkeit lt. RVS 09.02.31

Die RVS 09.02.31 sieht für die vorliegenden Tunnelquerschnitte 53 m<sup>2</sup> und 70 m<sup>2</sup> eine Strömungsgeschwindigkeit von 2,26 m/s bzw. 2,0 m/s vor. Aufgrund der sehr ähnlichen Geschwindigkeiten im Bezug auf die kritische Geschwindigkeit, wurden die Simulationsergebnisse für 30 MW und die beiden Tunnelquerschnitte 53 m<sup>2</sup> und 70 m<sup>2</sup> mit der kritischen Eintrittsgeschwindigkeit für diese Untersuchung übernommen und nur mehr die beiden Simulationen mit dem Tunnelquerschnitt von 53 m<sup>2</sup> und 70 m<sup>2</sup> bei einer Brandleistung von 50 MW neu durchgeführt. An den Temperaturverläufen in Abbildung 21 ist wieder zu erkennen, dass aufgrund der höheren Massenströme keine Rückströmung der heißen Rauchgase stattfindet und dadurch auch die Maximaltemperaturen wieder geringer sind.



**Abbildung 21: Vergleich der Temperaturverläufe der Simulationen mit der Eintrittsgeschwindigkeit lt. RVS 09.02.31 nach einer Simulationszeit von 20 Minuten.**

An dem Temperaturverlauf in der Symmetrieebene des Rechtecktunnels in Abbildung 22 ist ebenfalls zu erkennen, dass sich bei den gegebenen Eintrittsgeschwindigkeiten lt. RVS 09.02.31 kein back-layering ausbildet. In Abbildung 23 ist wieder die stark dreidimensionale Temperaturdurchmischung und die dadurch entstehende Sekundärströmung zu erkennen.



**Abbildung 22: Temperaturverlauf in der Symmetrieebene des Rechtecktunnels mit 70 m² und einer Brandleistung von 50 MW bei Eintrittsgeschwindigkeit lt. RVS 09.02.31.**

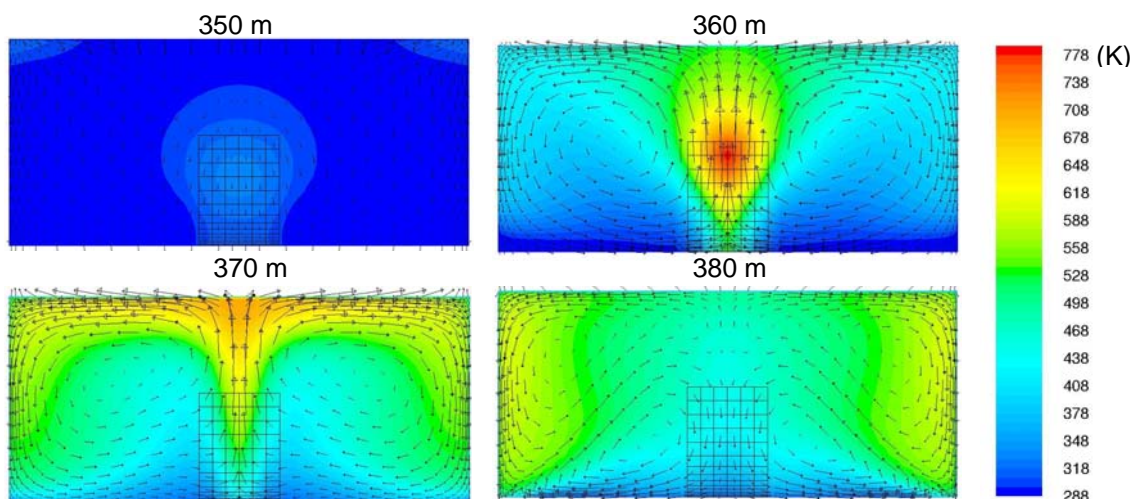


Abbildung 23: Temperaturverlauf und Sekundärströmung in den Tunnelquerschnitten 350, 360, 370 und 380 m vom Einlassportal für den Rechtecktunnel mit 70 m<sup>2</sup> und einer Brandleistung von 50 MW bei Einströmgeschwindigkeit lt. RVS 09.02.31.

#### 4.5 Auswertung der mittleren Temperaturerhöhung

Die Temperaturverläufe entlang des Tunnels, wie sie in Abbildung 13 bis Abbildung 21 dargestellt sind, wurden auf 3 verschiedene Arten gemittelt. Bei der ersten Mittelung (1) werden die Temperaturen beginnend vom Brandort über die ersten 800 m in Strömungsrichtung und bei der zweiten Mittelung (2) vom Brandort bis zum Strömungsaustritt gemittelt. Bei der dritten Mittelung (3) wird die gemittelte Temperatur aus der zweiten Mittelung flächenäquivalent auf 800 m umgerechnet. In Abbildung 24 sind zur Verdeutlichung die drei Mittelungsmethoden anhand eines Beispiels bildlich dargestellt.

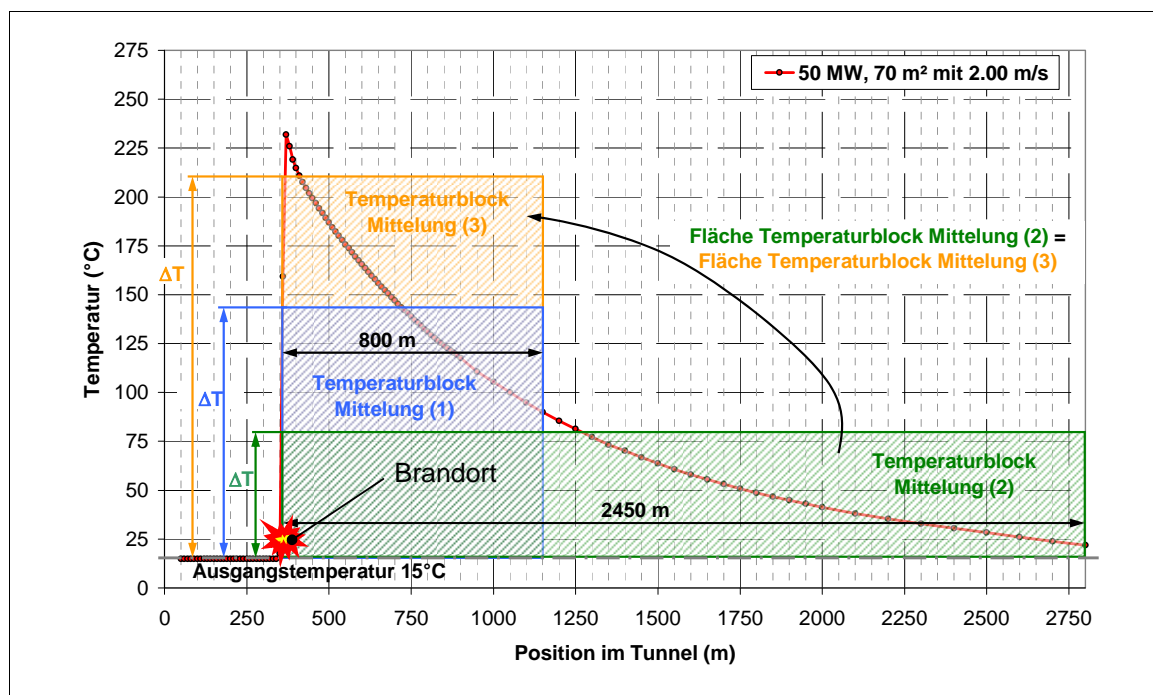


Abbildung 24: Darstellung der drei Mittelungsmethoden.



Zweck dieser Mittelungen ist es, die Simulationsergebnisse der unterschiedlichen Brandleistungen, Tunnelquerschnitten und Eintrittsgeschwindigkeiten mit den Vorgaben des Dimensionierungsbrandes lt. RVS 09.02.31 (entspricht Mittelung 1) zu vergleichen. In Tabelle 6 sind die Ergebnisse der drei unterschiedlichen Mittelungsmethoden für alle durchgeführten Simulationen sowie mit den mittleren Temperaturen lt. RVS 09.02.31 dargestellt.

**Tabelle 6: Gegenüberstellung der mittleren Temperaturerhöhung von Simulation und Vorgaben der RVS 09.02.31.**

Brandleistung	Rechteckquerschnitt	Geschwindigkeit	Massenstrom	Mittelung (1) $\Delta T$ Temperaturblock über 800m	Mittelung (2) $\Delta T$ Temperaturblock über 2450m	Mittelung (3) = Mittelung (2) umgelegt auf 800m	$\Delta T$ RVS 09.02.31
MW	m <sup>2</sup>	m/s	kg/s	°C	°C	°C	°C
30	53	1,50	97,4	109	45	137	65
		2,22	144,1	89	44	134	
	70	1,50	128,6	87	36	110	
		2,08	178,4	76	39	119	
50	53	1,50	97,4	179	73	222	90
		2,26	146,7	143	70	213	
		2,50	162,3	133	66	201	
	70	1,50	128,6	140	58	177	
		2,00	171,5	128	64	195	
		2,36	202,4	112	58	177	

	konstante Geschwindigkeit
	kritische Geschw. und Geschw. lt. RVS gleich
	Geschwindigkeit lt. RVS
	kritische Geschwindigkeit

Bei den Simulationen mit der Brandleistung von 30MW ist die mittlere Temperaturerhöhung über die ersten 800 m (Mittelungsmethode 1) je nach Eintrittsmassenstrom um ca. 15% bis 40% höher als die mittlere Temperaturerhöhung lt. RVS. Für die Simulationen mit der Brandleistung von 50 MW ergeben sich Abweichungen die zw. 20% und 50% liegen. Wenn die mittlere Temperaturerhöhung von der zweiten Mittelungsmethode (getrennt nach Brandleistung) in Abhängigkeit des Eintrittsmassenstromes aufgetragen wird, ist zu erkennen, dass die mittlere Temperaturerhöhung mit steigendem Massenstrom linear sinkt. Die

se Linearität gilt bis zur kritischen Einströmgeschwindigkeit. Liegt die Einströmgeschwindigkeit unter der kritischen Geschwindigkeit, dann bildet sich backlayering aus und die Temperatur fällt vom Brandort in Strömungsrichtung deutlich steiler ab. Aus diesem Grund ist die mittlere Temperaturerhöhung niedriger als die durch den linearen Zusammenhang vorausgesagt werden würde.

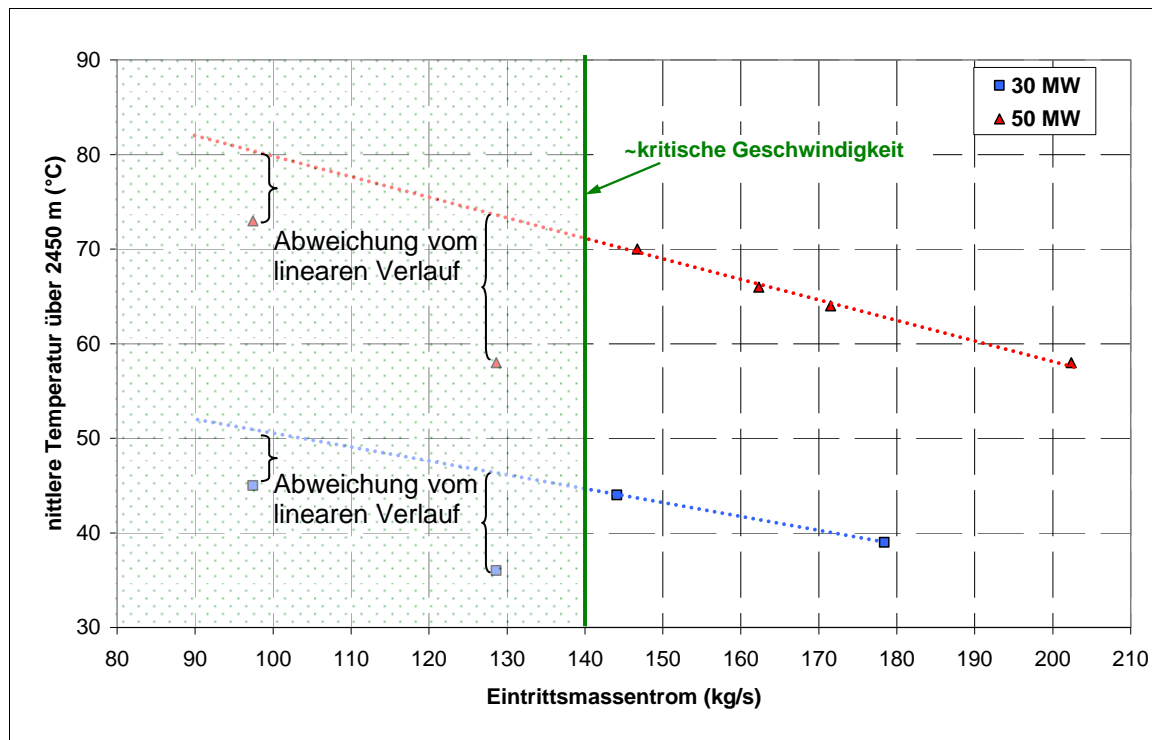


Abbildung 25: Mittlere Temperaturerhöhung in Abhängigkeit des Eintrittsmassenstromes (Mittelungsmethode 2)

#### 4.6 Auswirkung der Branddauer auf die mittlere Temperaturerhöhung

Die Temperatur am Brandort wird mit der Strömung bis zum Strömungsausstritt transportiert und benötigt für diese Strecke, bei einer mittleren Strömungsgeschwindigkeit von 3 m/s, etwa 13 Minuten. Währenddessen wird die Lufttemperatur allmählich von der kühleren umgebenden Betonschicht bis auf die Betontemperatur gekühlt. Je länger ein Brand im Tunnel anhält, desto wärmer wird die umgebende Betonschicht und desto weniger wird die Luft gekühlt. Aufgrund des Transportes der Temperatur und des Erwärmens der Betonschicht ändert sich der Temperaturverlauf der Luft und des Betons über die Zeit. In Abbildung 26 sind die Temperaturverläufe der Luft nach unterschiedlichen Simulationszeiten für den Rechteckquerschnitt von 53 m<sup>2</sup>, einer Brandleistung von 30 MW und der kritischen Einströmgeschwindigkeit von 2,22 m/s dargestellt. Sobald die heiße Luftfront einmal vom Brandort zum Strömungsausstritt transportiert wurde (signifikanter Temperaturverlauf), ist die Änderung des Temperaturverlaufes über die Zeit sehr gering, da sich nur mehr die geringfügige Erwärmung der Betonschicht auf die Erwärmung der Luft auswirkt. Bei kürzeren Strecken zwischen Brandort und Strömungsausstritt wird ein signifikanter Temperaturverlauf schneller erreicht. Um dies zu verdeutlichen, wurde die mittlere Temperaturerhöhung einmal über

800 m (Abbildung 27) und einmal über 2450 m (Abbildung 28) in Abhängigkeit der Zeit dargestellt. Bei der Mittelung über 2450 m kommt es erst nach ca. 15 Minuten und bei der Mittelung über 800 m bereits nach ca. 10 Minuten zu einer Abflachung.

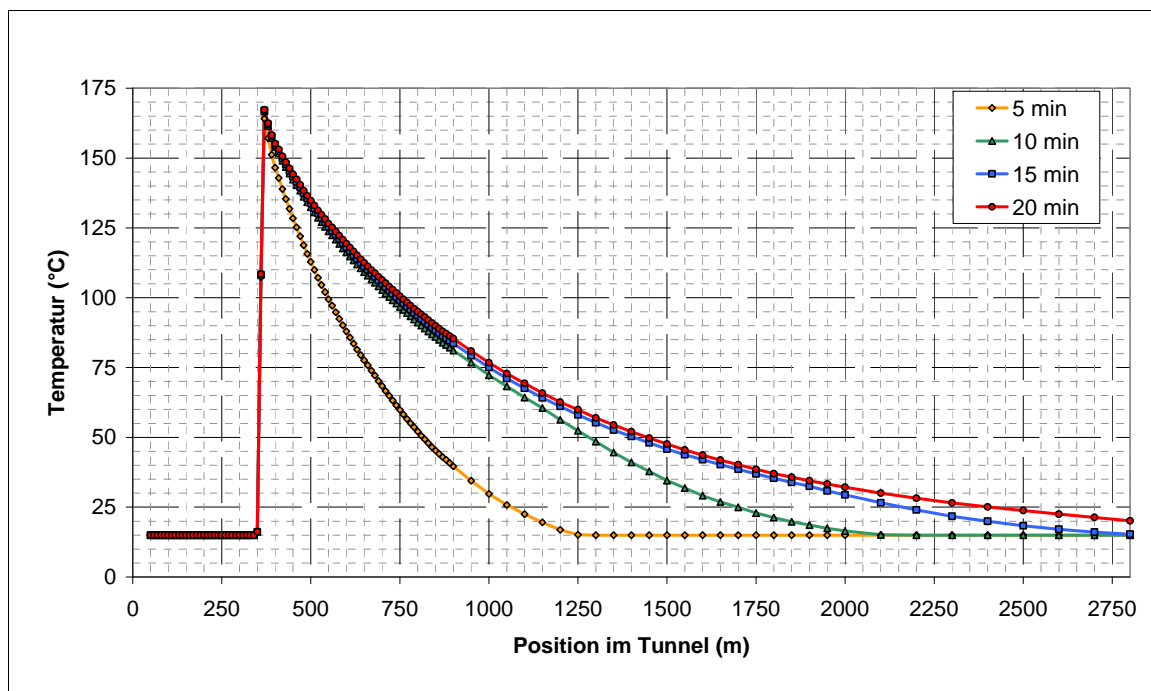


Abbildung 26: zeitlicher Temperaturverlauf längs der Tunnelachse.

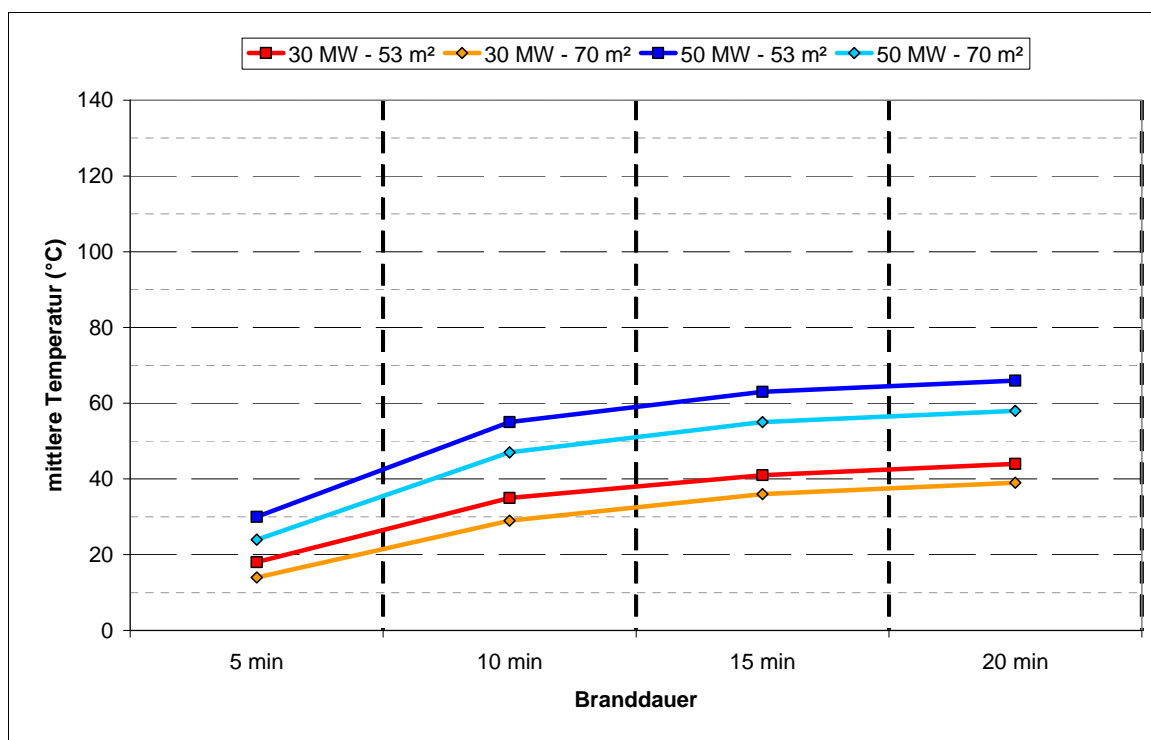


Abbildung 27: Zeitliche Veränderung der mittlere Temperaturerhöhung über eine Länge von 2450 m (Mittelungsmethode 2).

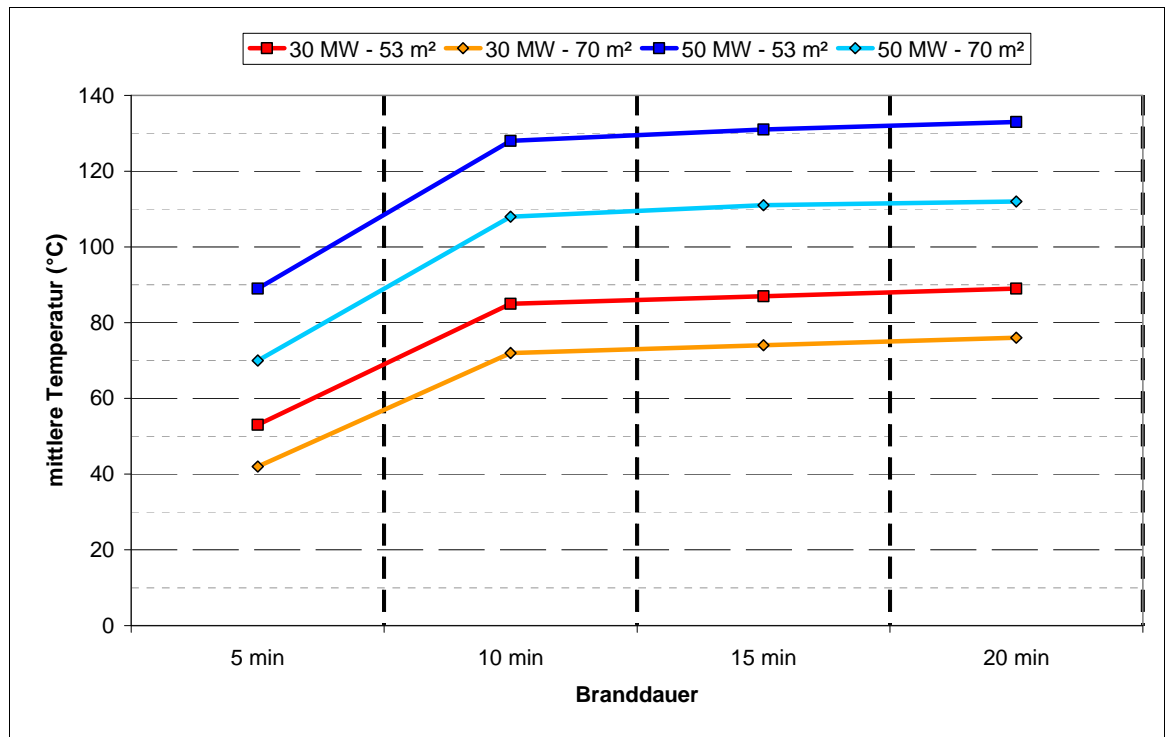


Abbildung 28: Zeitliche Veränderung der mittlere Temperaturerhöhung über eine Länge von 800 m (Mittelungsmethode 1).

Dokument-Nr. FVT-93/10/Be V&U 10/10/6400	<b>Forschungsprojekt - Auswirkungen des Temperaturverlaufs auf die Dimensionierung von längsgelüfteten Straßentunnel</b> Schlussbericht	Version: 1.0 freigegeben
--	--	-----------------------------

## 5 Vorschlag 1D Berechnungsmodell

### 5.1 Berechnung des Auftriebes im Brandfall

Bei Straßentunnel mit Längsneigungen treten bei einer Wärmefreisetzung zusätzliche Kräfte (Auftriebseffekte) auf, die bei der Auslegung einer Längslüftung berücksichtigt werden müssen. Diese Auftriebskräfte sind von der Größe der Wärmefreisetzung und von den daraus resultierenden Temperaturen abhängig und können durch den nachfolgenden eindimensionalen Ansatz berechnet werden.

### 5.2 Lufttemperatur am Brandort

Wird die Energie an einem Kontrollvolumen bilanziert, kann die Erhöhung der Lufttemperatur aufgrund einer Wärmefreisetzung, durch folgenden Ausdruck bestimmt werden:

$$T_{x,0} = \frac{\dot{Q} \cdot 10^6 \cdot \eta_{Brand}}{\dot{m} \cdot c_p} + T_i \quad (1)$$

Die Temperatur  $T_{x,0}$  beschreibt die Temperatur der Luft am Brandort ( $x = 0$ ) und ist aufgrund des eindimensionalen Ansatzes die gemittelte Temperatur im Querschnitt. In Tabelle 7 sind die querschnittsgemittelten Temperaturen am Brandort aus den dreidimensionalen Berechnungen ( $T_{3D}$ ) aufgelistet und mit den Temperaturen aus dem 1D Ansatzes ( $T_{1D}$ ) nach Gleichung 1 gegenübergestellt. Die Temperaturen stimmen bei den Fällen ohne back-layering sehr gut überein und können somit für die weitere Auftriebsberechnung mit dem 1D Ansatz abgeschätzt werden. Durch das langsame Rückströmen der heißen Rauchgase bei den Fällen mit back-layering (Einströmgeschwindigkeit von 1,5 m/s), können sich aufgrund der schlechten Durchmischung die Rauchgase lokal länger halten und werden dadurch mehr erwärmt (~30%).

**Tabelle 7: Gegenüberstellung der Lufttemperatur aus 1D Ansatz am Brandort  $T_{1D}$  mit der Lufttemperatur aus den dreidimensionalen Strömungsberechnungen  $T_{3D}$ .**

		Geschwindigkeit	Massenstrom	Temperatur am Brandort		Abweichung	$\eta$
30 MW	53 m <sup>2</sup>	1,50 m/s	97,4 kg/s	$T_{1D}$ 242 °C	$T_{3D}$ 296 °C	18%	0,75
		2,22 m/s	144,1 kg/s	$T_{1D}$ 168 °C	$T_{3D}$ 167 °C	1%	0,75
	70 m <sup>2</sup>	1,50 m/s	128,6 kg/s	$T_{1D}$ 186 °C	$T_{3D}$ 262 °C	29%	0,75
		2,08 m/s	178,4 kg/s	$T_{1D}$ 139 °C	$T_{3D}$ 139 °C	0%	0,75
50 MW	53 m <sup>2</sup>	1,50 m/s	97,4 kg/s	$T_{1D}$ 393 °C	$T_{3D}$ 470 °C	16%	0,75
		2,26 m/s	146,7 kg/s	$T_{1D}$ 266 °C	$T_{3D}$ 266 °C	0%	0,75
		2,50 m/s	162,3 kg/s	$T_{1D}$ 242 °C	$T_{3D}$ 244 °C	1%	0,75
	70 m <sup>2</sup>	1,50 m/s	128,6 kg/s	$T_{1D}$ 301 °C	$T_{3D}$ 436 °C	31%	0,75
		2,00 m/s	171,5 kg/s	$T_{1D}$ 229 °C	$T_{3D}$ 232 °C	1%	0,75
		2,36 m/s	202,4 kg/s	$T_{1D}$ 197 °C	$T_{3D}$ 201 °C	2%	0,75

	konstante Geschwindigkeit
	kritische Geschw. und Geschw. lt. RVS gleich
	Geschwindigkeit lt. RVS
	kritische Geschwindigkeit

### 5.3 Temperaturverlauf entlang der Tunnelachse

Die Lufttemperatur am Brandort wird mit der Strömung Richtung Tunnelaustritt transportiert. Durch den konvektiven Wärmetransport zur Tunnelwand wird die Anfangstemperatur

Die Lufttemperatur am Brandort nimmt in Strömungsrichtung aufgrund der konvektiven Wärmeübertragung zur Tunnelwand kontinuierlich ab, bis die Temperatur der Tunnelwand erreicht wird. Diese konvektive Wärmeübertragung kann mit der folgenden Energiegleichung für eindimensionale Strömungen bestimmt werden.

$$\dot{m} \cdot c_p \cdot d\tilde{T}_x + U \cdot \alpha \cdot (T_w - T_{x,0}) \cdot d\tilde{x} = 0 \quad (2)$$

Dokument-Nr. FVT-93/10/Be V&U 10/10/6400	<b>Forschungsprojekt - Auswirkungen des Temperaturverlaufs auf  die Dimensionierung von längsgelüfteten Straßentunnel</b> Schlussbericht	Version: 1.0 freigegeben
--	---	-----------------------------

Bei diesem Ansatz wird davon ausgegangen, dass die Temperatur der Tunnelwand, der Wärmeübergangskoeffizient, der Tunnelumfang und die spezifische Wärmekapazität konstant sind und der Massenstrom im Tunnel bekannt ist.

Die Integration der Gleichung 2 von  $x = 0$  (Brandort) bis  $x$  entlang der Tunnelachse ( $d\tilde{x}$ ) liefert den folgenden Temperaturverlauf:

$$T_x = T_i + (T_{x,0} - T_W) \cdot e^{\left(\frac{-\alpha \cdot U \cdot x}{c_p \cdot \dot{m}}\right)} \quad (3)$$

Falls der Umfang im Tunnel nicht konstant ist, muss für die Berechnung der Temperatur am Ort  $x$  der gewichtete mittlere Umfang vom betrachteten Abschnitt  $x$  verwendet werden.

$$U = \frac{\sum_k x_k \cdot U_k}{x} \quad \text{with} \quad x = \sum_k x_k \quad (4)$$

#### 5.4 Auftriebskraft entlang der Tunnelachse

Im nachfolgenden wird eine Methode vorgestellt die es ermöglicht die Auftriebskraft entlang der Tunnelachse abhängig von der Temperatur  $T_x$  zu berechnen. Die Auftriebskraft entsteht durch Längsneigungen im Tunnel und bewirkt eine Druckdifferenz, die durch folgenden Ansatz definiert werden kann:

$$dp = (\rho_i - \rho_x) \cdot g \cdot s \cdot dx \quad (5)$$

Die von der Position  $x$  abhängige Dichte  $\rho_x$  kann mithilfe der idealen Gasgleichung folgendermaßen definiert werden:

$$\rho_x = \frac{P}{R \cdot T_x} \quad (6)$$

Durch das Einfügen der Gleichung 6 in die Gleichung 5 kann die Differenzialgleichung der aufgrund des Auftriebes verursachten Druckdifferenz gefunden werden.

$$d\tilde{p} = \left( \rho_i - \frac{P}{R \cdot \left[ T_i + (T_{x,0} - T_W) \cdot e^{\left(\frac{-\alpha \cdot U \cdot x}{c_p \cdot \dot{m}}\right)} \right]} \right) \cdot g \cdot s \cdot d\tilde{x} \quad (7)$$

Die Integration von  $x = 0$  bis  $x$  dieser Differentialgleichung führt zu der Auftriebskraft der heißen Rauchgase. Diese Gleichung kann für Straßentunnel mit konstanter Längsneigung und Umfang verwendet werden.

$$\Delta p = - \frac{g \cdot s \cdot \rho_i \cdot c_p \cdot \dot{m}}{\alpha \cdot U} \cdot \ln \left[ \frac{T_i + (T_{x,0} - T_W) \cdot e^{\left(\frac{-\alpha \cdot U \cdot x}{c_p \cdot \dot{m}}\right)}}{T_{x,0}} \right] \quad (8)$$

Falls die Längsneigung und der Umfang des Straßentunnels nicht konstant ist, muss die Berechnung der Auftriebskraft in mehrere Abschnitte, bei denen der Umfang und die Längsneigung konstant sind, aufgeteilt werden. Dies kann entweder in inkrementeller Form oder durch das Aufsummieren aller Abschnitte mit konstanter Längsneigung praktiziert werden. Für den Fall, dass es mehrere Abschnitte mit unterschiedlichen Längsneigungen gibt (siehe Abbildung 29), kann die aufgrund des Auftriebes verursachte Druckdifferenz folgendermaßen berechnet werden (Index I, II usw. kennzeichnet die unterschiedlichen Abschnitte):

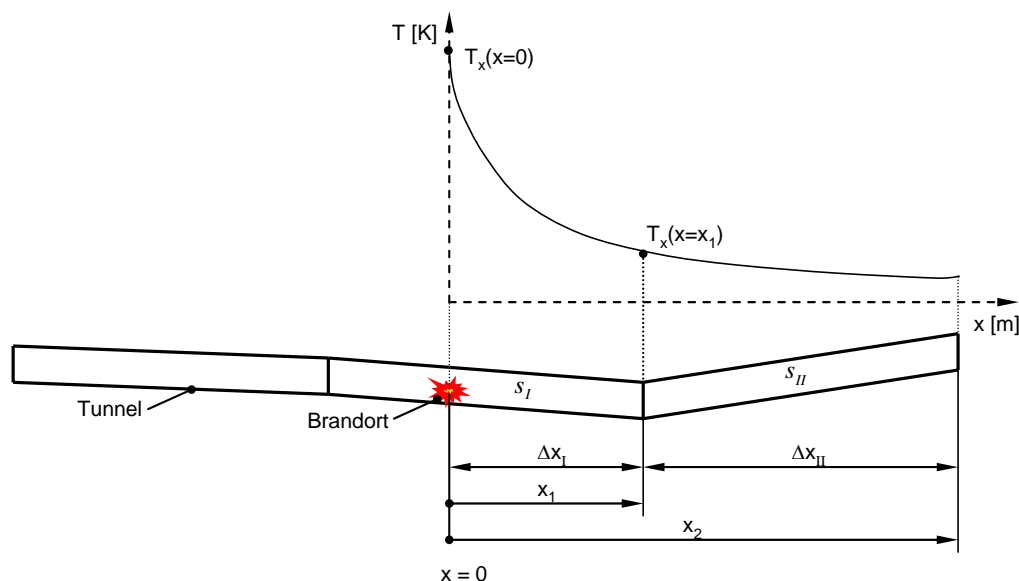
$$\Delta p = \Delta p_I + \Delta p_{II} + ..$$

$$\Delta p_I = - \frac{g \cdot s_I \cdot \rho_i \cdot \dot{m} \cdot c_p}{\alpha \cdot U} \cdot \ln \left\{ \frac{e^{-\frac{\alpha \cdot U \cdot \Delta x_I}{\dot{m}_i \cdot c_p}} [T_x(x=0) - T_W] + T_i}{T_x(x=0)} \right\}$$

$$\Delta p_{II} = - \frac{g \cdot s_{II} \cdot \rho_i \cdot \dot{m} \cdot c_p}{\alpha \cdot U} \cdot \ln \left\{ \frac{e^{-\frac{\alpha \cdot U \cdot \Delta x_{II}}{\dot{m}_i \cdot c_p}} [T_x(x=x_1) - T_W] + T_i}{T_x(x=x_1)} \right\}$$

usw.





**Abbildung 29:** Skizze eines Tunnels mit mehreren Längsneigungen, Temperaturverlauf für einen eindimensionalen Fall.

Ist der Umfang innerhalb eines Längsneigungsabschnittes nicht konstant, dann muss für die Berechnung des Auftriebes der gewichtete Umfang des betrachteten Abschnittes herangezogen werden (siehe dazu Gleichung 4).

## 5.5 Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten für das 1D Berechnungsmodell

Die Herausforderung besteht nun darin, einen Wärmeübergangskoeffizienten aus einer Strömung, welche in der Nähe des Brandes ein stark dreidimensionales Verhalten hat, für den eindimensionalen Ansatz zu finden. Bei der Verwendung von herkömmlichen Ansätzen über die Nusselt- und Reynoldszahl werden abhängig von der lokalen wandnahen Geschwindigkeit sehr unterschiedliche Wärmeübergangskoeffizienten berechnet. Da die wandnahe Geschwindigkeit sehr stark über den Tunnelquerschnitt variiert ist somit die Berechnung eines mittleren Wärmeübergangskoeffizienten mit einem 1D Ansatz unzureichend genau.

Um dennoch die dreidimensionalen Effekte ausreichend genau berücksichtigen zu können, wurden die Wärmeübergangskoeffizienten, für die eindimensionale Berechnung des Auftriebes der heißen Rauchgase, aus den dreidimensionalen Strömungsberechnungen abgeleitet. Dabei wurden alle durchgeführten dreidimensionalen Berechnungen mit dem zuvor beschriebenen eindimensionalen Annäherung (Gleichung 3) nachgerechnet. Die einzige Variable die dabei geändert werden kann, ist der Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha$ . Durch mathematische Annäherung wurde der  $\alpha$ -Wert für jeden eindimensionalen Fall angepasst, bis die beste Übereinstimmung zu den dreidimensionalen Ergebnissen erzielt wurde. Die Abbildung 30 und Abbildung 31 zeigen die Temperaturverläufe entlang der Tunnelachse für das Rechteckprofil bei unterschiedlichen Geschwindigkeiten und Wärmefreisetzungen. Da der 1D Ansatz nur für Strömungen ohne back-

layering gilt, wurden die Fälle mit der Eintrittsströmungsgeschwindigkeit von 1,5 m/s, bei denen sich ein back-layering ausbildet, nicht betrachtet.

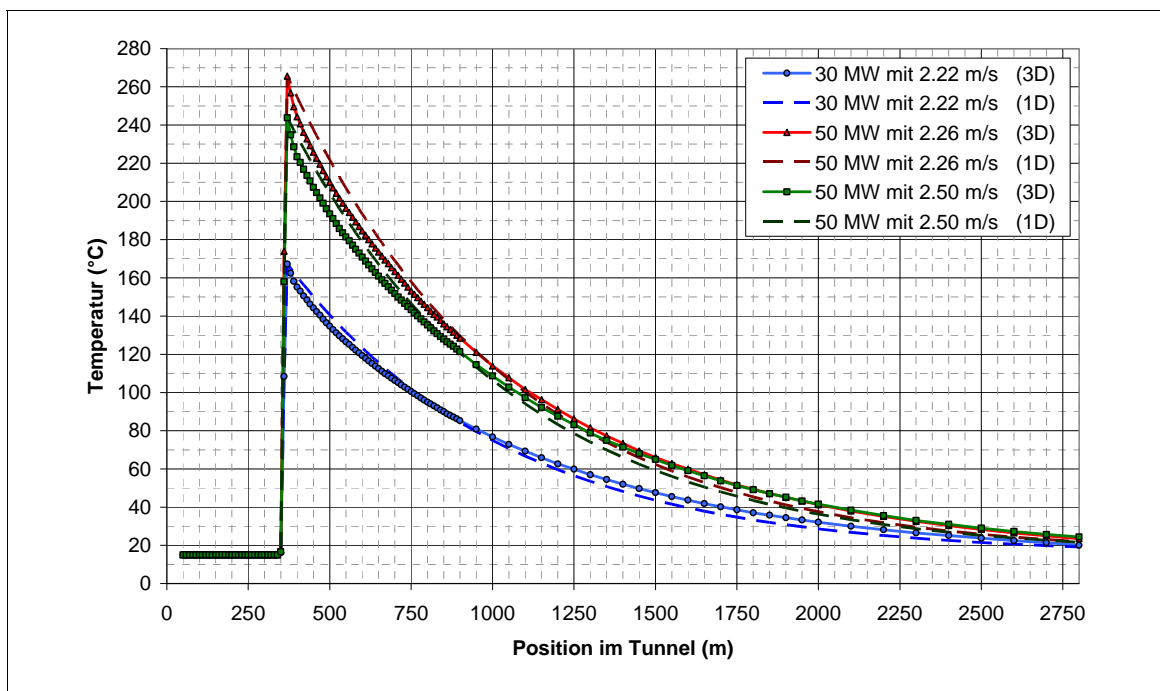


Abbildung 30: Temperaturverteilung entlang der Tunnelachse für den 3D und dem 1D Fall, Rechteckquerschnitt mit 53m<sup>2</sup>.

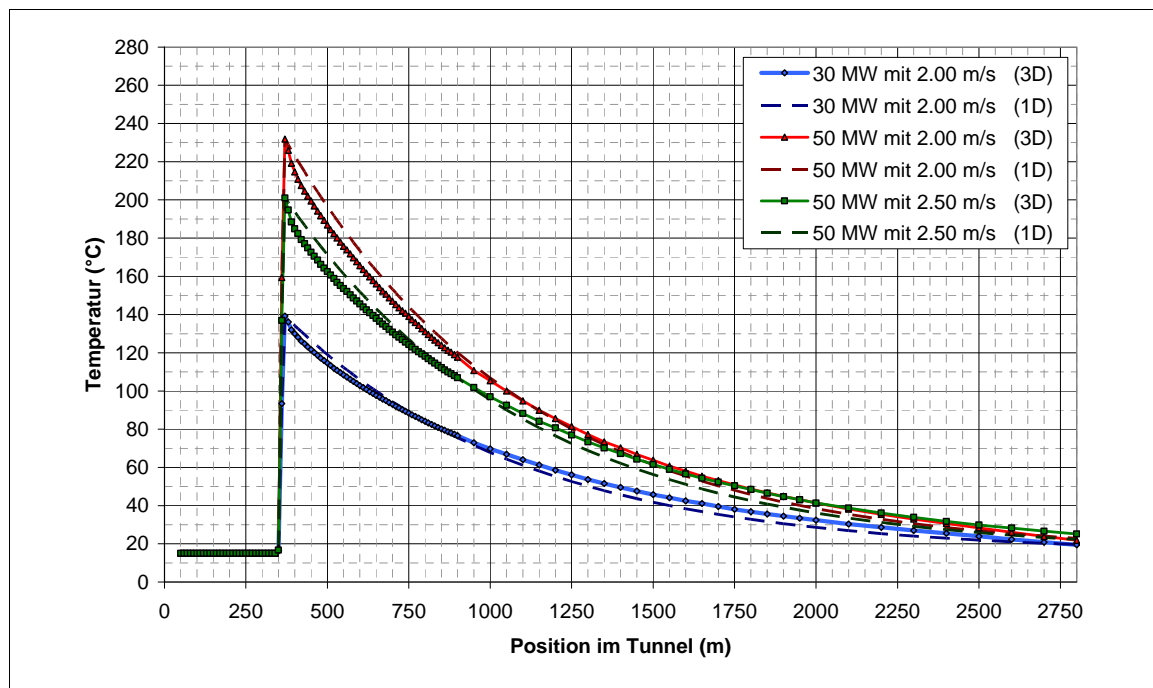


Abbildung 31: Temperaturverteilung entlang der Tunnelachse für den 3D und dem 1D Fall, Rechteckquerschnitt mit 70m<sup>2</sup>.

Durch die Anpassung der 1D Temperaturverläufe an die 3D Temperaturverläufe konnten vernünftige Werte für den Wärmeübergangskoeffizienten gefunden werden. Die Tabelle 8 zeigt die Ergebnisse dieser Anpassung für das Rechteckprofil. Der Wärmeübergangskoeffizient ist von der Eintrittsgeschwindigkeit abhängig und es besteht kein Zusammenhang zu den Tunnelquerschnitten (53m<sup>2</sup> und 70m<sup>2</sup>) und der Wärmefreisetzung (30MW und 50MW). Um ein einfaches Berechnungsschema für die Lüftungsdimensionierung von Straßentunnel bereitstellen zu können, wäre eine einfache Gleichung für die Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten zumindest innerhalb bestimmter Geschwindigkeitsbereiche hilfreich. Bezogen auf die Werte in der zweiten Spalte der Tabelle 8 konnte folgende Gleichung für die Berechnung der Wärmeübergangskoeffizienten abgeleitet werden:

$$\alpha = 2,8 \cdot (u - 2,0) + 6,6 \text{ [W/m}^2\text{K]} \quad \text{für } 2,0 \leq u \leq 3,0 \quad (9)$$

**Tabelle 8: Berechnete Wärmeübergangskoeffizienten für den eindimensionalen Ansatz der Rechteckprofile mit einer Wärmefreisetzung von 30 MW und 50 MW.**

Luftgeschwindigkeit am Tunneleinlass	$\alpha$ aus 1D-3D An- passung	$\alpha$ linearer Ansatz*
m/s	W/m <sup>2</sup> K	W/m <sup>2</sup> K
2,00	-	6,6
2,04	6,7	6,7
2,26	7,3	7,3
2,36	7,6	7,6
2,50	8,0	8,0
3,00	-	9,4

\*siehe Gleichung 9

## 5.6 Zeichenerklärung

$T_w$	[K]	Temperatur der Tunnelwand vor Ausbruch des Brandes
$T_i$	[K]	Tunnelinnentemperatur vor Ausbruch des Brandes, normalerweise gleich $T_w$
$T_x$	[K]	Temperatur an der Position x, beginnend vom Brandort ( $x = 0$ )
$T_{x,0}$	[K]	Temperatur am Brandort
$x$	[m]	Entfernung vom Brandort entlang der Tunnelachse
$\alpha$	[W/(m <sup>2</sup> K)]	Wärmeübergangskoeffizient
$U$	[m]	Umfang
$u$	[m/s]	Einströmgeschwindigkeit

$c_p$	[J/(kg K)]	Spezifische Wärmekapazität bei konstantem Druck
$\dot{m}$	[kg/s]	Massenstrom im Tunnel
$\dot{Q}$	[W]	Brandleistung
$\eta_{Brand}$	(-)	Brandwirkungsgrad
$g$	[m/s <sup>2</sup> ]	Erdbeschleunigung
$s$	[-]	Längsneigung vom Tunnel
$\rho_i$	[kg/m <sup>3</sup> ]	Dichte der Luft vor Ausbruch des Brandes
$\rho_x$	[kg/m <sup>3</sup> ]	Dichte der Luft an der Position x
$P$	[Pa]	Druck (nach ISA 101325 Pa)
$R$	[J/(kg K)]	Spezifische Gaskonstante
$\Delta p$	[Pa]	Druckwirkung durch den Brandauftrieb
Index k	[-]	Kennzeichnet Abschnitte mit konstantem Umfang

Dokument-Nr. FVT-93/10/Be V&U 10/10/6400	<b>Forschungsprojekt - Auswirkungen des Temperaturverlaufs auf die Dimensionierung von längsgelüfteten Straßentunnel</b> Schlussbericht	Version: 1.0 freigegeben
--	--	-----------------------------

## 6 Zusammenfassung

In der derzeitigen Richtlinie für die Lüftungsdimensionierung von Straßentunneln (RVS 09.02.31) wird für die Berücksichtigung des temperaturbedingten Auftriebes und der daraus resultierenden Druckdifferenz ein Temperaturblock unabhängig von Längsgeschwindigkeit und Tunnelquerschnitt verwendet. Untersuchungen haben jedoch gezeigt, dass die Strömung im Bereich eines Brandes ein stark dreidimensionales Verhalten aufweist und die Temperaturerhöhung der Luft sehr stark von der Längsströmungsgeschwindigkeit, Brandlast und dem Tunnelquerschnitt abhängt.

Um diese Effekte zukünftig in der Lüftungsdimensionierung zu berücksichtigen und die derzeit festgeschriebenen Temperaturerhöhung des Temperaturblocks für unterschiedliche Brandlasten und Tunnelquerschnitte zu prüfen, wurde vom BMVIT das vorliegende Forschungsprojekt initiiert.

Mithilfe von dreidimensionalen Strömungssimulationsprogrammen wurden zusammen mit der Fa. ILF Beratende Ingenieure ZT GmbH die räumliche Auftriebswirkung der heißen Rauchgase und die Temperaturverteilungen im Tunnel bei unterschiedlichen Wärmefreisetzungen, Tunnelgeometrien (Rechteckquerschnitt und Hufeisenprofil mit 53 m<sup>2</sup> und 70 m<sup>2</sup>) und Eintrittsgeschwindigkeiten durchgeführt.

Ausgewertet wurden einerseits die flächengemittelten Temperaturverläufe entlang der Tunnelachse und die mittlere Temperaturerhöhung über die ersten 800 m nach dem Brandort sowie über die gesamte Brandlänge. Die Ergebnisse zeigten, dass die mittleren Temperaturerhöhungen teilweise deutlich höher liegen als sie in der derzeitigen Richtlinie als Auslegungsgrundlage festgelegt sind.

In weiterer Folge wurde aus den dreidimensionalen Strömungsberechnungen ein eindimensionaler Berechnungsansatz für die Berechnung des Temperaturverlaufes und der daraus resultierenden Druckdifferenz abgeleitet. Die Herausforderung bestand darin, einen Wärmeübergangskoeffizienten aus einer Strömung, welche in der Nähe des Brandes ein stark dreidimensionales Verhalten hat, für den eindimensionalen Ansatz zu finden. Diese Problemstellung wurde gelöst, indem durch mathematische Annäherung der Wärmeübergangskoeffizient des eindimensionalen Ansatzes angepasst wurde bis der Temperaturverlauf des eindimensionalen Ansatzes am besten mit dem Temperaturverlauf aus den dreidimensionalen Berechnungen übereinstimmte. Durch diese Vorgehensweise konnten vernünftige Werte für den Wärmeübergangskoeffizienten als Funktion der Eintrittsgeschwindigkeit gefunden werden. Interessanterweise besteht kaum eine Abhängigkeit von Tunnelquerschnitten und der Höhe der Wärmefreisetzung.

Um ein einfaches Berechnungsschema für die Lüftungsdimensionierung von Straßentunnel bereitzustellen, wurde eine einfache Gleichung für die Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten innerhalb eines bestimmten Geschwindigkeitsbereiches für Straßentunnel mit einem Rechteckquerschnitt gefunden.

Dokument-Nr. FVT-93/10/Be V&U 10/10/6400	<b>Forschungsprojekt - Auswirkungen des Temperaturverlaufs auf  die Dimensionierung von längsgelüfteten Straßentunnel</b> Schlussbericht	Version: 1.0 freigegeben
--	---	-----------------------------

## 7      **Verwendete Unterlagen**

- [1] Massachusetts highway Department Federal Highway Administration (1996): Memorial Tunnel Fire Ventilation Test Programm, Interactive CD-Rom & Comprehensive Test Report: Massachusets
  
- [2] ÖNORM EN 12524, Tabelle 1. Ausgabe 2000 09 01
  
- [3] BMVIT (2008): RVS 09.02.31. Wien
  
- [4] Fluent Inc. (2006): FLUENT 6.3 User's Guide. United States: Lebanon
  
- [5] Polifke, W./ Kopitz, J. (2009, 2. Aufl., aktualisierte Auflage): Wärmeübertragung. Grundlagen, analytische und numerische Methoden. Germany: München
  
- [6] Opstad K., Aune P., Henning J. E.: Fire emergency ventilation capacity for road tunnels with considerable slope. In 9<sup>th</sup> Int. Conf. Aerodynamics and Ventilation of Vehicle Tunnels; BHR group publication 27; pp 535 – 543; 1997
  
- [7] B. E. Launder and D. B. Spalding. Lectures in Mathematical Models of Turbulence. Academic Press, London, England, 1972.

## 8 Tabellen- und Abbildungsverzeichnis

Tabelle 1: Auflistung der Simulationsfälle.....	5
Tabelle 2: Auflistung der Berechnungsparameter und der kritischen Geschwindigkeiten für die zu untersuchenden Simulationsfälle.....	17
Tabelle 3: Auflistung der Dimensionierungsgeschwindigkeit lt. RVS 09.02.31 für die zu untersuchenden Simulationsfälle. ....	18
Tabelle 4: Übersicht der Einlassrandbedingung (Einlassgeschwindigkeit und dazugehörige Massenströme) für die unterschiedlichen Simulationsfälle bei einer Einlasstemperatur von 15°C.....	18
Tabelle 5: Stoffwerte der Betonschicht gem. [2].....	20
Tabelle 6: Gegenüberstellung der mittleren Temperaturerhöhung von Simulation und Vorgaben der RVS 09.02.31.....	30
Tabelle 7: Gegenüberstellung der Lufttemperatur aus 1D Ansatz am Brandort $T_{1D}$ mit der Lufttemperatur aus den dreidimensionalen Strömungsberechnungen $T_{3D}$ . ....	35
Tabelle 8: Berechnete Wärmeübergangskoeffizienten für den eindimensionalen Ansatz der Rechteckprofile mit einer Wärmefreisetzung von 30 MW und 50 MW. ....	40
Abbildung 1: Profil des zweispurigen Straßentunnels mit einer Querschnittsfläche von 53 m <sup>2</sup> links und Profil des dreispurigen Straßentunnel mit einer Querschnittsfläche von 70 m <sup>2</sup> recht. Beide Straßentunnel besitzen eine Betonmantel mit einer Stärke von 25 cm. ....	7
Abbildung 2: Querschnitt des Rechteckprofils (53 m <sup>2</sup> ) inklusive Brandquelle. Für die Randbedingung der Wärmeübertragung wird die Temperatur der äußeren Betonschale auf konstant 15°C gesetzt. ....	8
Abbildung 3: Temperaturverlauf der eindimensionalen instationären radialen Wärmeleitungsgleichung. ....	9
Abbildung 4: Vergleich des eindimensionalen radialen Temperaturverlaufes in der Betonschicht mit dem Temperaturverlauf aus der 3D CFD Simulation nach 15 Minuten. Der Temperaturverlauf aus der 3D-CFD-Simulation bezieht sich auf die Strömungssimulation mit einem Rechteckquerschnitt von 70m <sup>2</sup> , einer Wärmeleistung von 50MW (reduziert um den Brandwirkungsgrad $\eta$ von 0,75) und einer Geschwindigkeit vor dem Brand von 1.5 m/s (bei einer Temperatur von 15°C). ....	10
Abbildung 5: Dimensionsloser Wandabstand $y^*$ an der inneren Betonoberfläche (Oberfläche der Strömung) kurz nach dem Brandort. Sollte beim logarithmischen Wandabstand zwischen 30 und 300 liegen. ....	11
Abbildung 6: Rechengitter der Tunnelgeometrie mit einer Querschnittsfläche von 70 m <sup>2</sup> . An der Symmetrieachse wird das gesamte berechnete Strömungsfeld (blau) inkl. Betonschicht (grün) und äußeren Betonschale (orange) gespiegelt und somit sehr viel Rechenzeit eingespart. ....	12
Abbildung 7: Rechts die Ansicht des Rechengitters im Querschnitt für den Rechtecktunnel mit 70 m <sup>2</sup> Querschnittsfläche und Links die Vergrößerung der wandnahen Zellen. A ist der Wandabstand der ersten Zelle im Strömungsfeld (blau) und B der Wandabstand der ersten Zelle in der Betonschicht (grün). ....	13
Abbildung 8: Vergleich der Temperaturverläufe vom Brandort bis 300 m nach dem Brandort bei unterschiedlichen Netzauflösungen. .	14
Abbildung 9: Geometrie der Brandquelle (in rot) beim groben (oben), mittleren (Mitte) und feinen (unten) Rechengitter.....	15
Abbildung 10: Schematische Seitenansicht der Tunnelgeometrie inkl. Brandquelle (rot). ....	19
Abbildung 11: Komponenten des Erdbeschleunigungsvektors. ....	21
Abbildung 12: Temperaturverläufe der Vergleichsrechnung nach 400s. ....	22

Dokument-Nr. FVT-93/10/Be V&U 10/10/6400	<b>Forschungsprojekt - Auswirkungen des Temperaturverlaufs auf die Dimensionierung von längsgelüfteten Straßentunnel</b> Schlussbericht	Version: 1.0 freigegeben
--	--	-----------------------------

Abbildung 13: Vergleich der Temperaturverläufe für unterschiedliche Brandleistungen und Tunnelquerschnitte bei konstanter Eintrittsgeschwindigkeit von 1,5 m/s..... 23

Abbildung 14: Temperaturverlauf in der Symmetrieebene des Rechtecktunnels mit 53 m<sup>2</sup> und einer Brandleistung von 30 MW ..... 24

Abbildung 15: Temperaturverlauf und Sekundärströmung in den Tunnelquerschnitten 350, 360, 370 und 380 m vom Einlassportal für den Rechtecktunnel mit 53 m<sup>2</sup> und einer Brandleistung von 30 MW..... 24

Abbildung 16: Temperaturverlauf in der Symmetrieebene des Rechtecktunnels mit 70 m<sup>2</sup> und einer Brandleistung von 50 MW ..... 25

Abbildung 17: Temperaturverlauf und Sekundärströmung in den Tunnelquerschnitten 350, 360, 370 und 380 m vom Einlassportal für den Rechtecktunnel mit 70 m<sup>2</sup> und einer Brandleistung von 50 MW..... 25

Abbildung 18: Vergleich der Temperaturverläufe der Simulationen mit kritischer Eintrittsgeschwindigkeit nach einer Simulationszeit von 20 Minuten..... 26

Abbildung 19: Temperaturverlauf in der Symmetrieebene des Rechtecktunnels mit 53 m<sup>2</sup> und einer Brandleistung von 50 MW bei kritischer Eintrittsgeschwindigkeit..... 26

Abbildung 20: Temperaturverlauf und Sekundärströmung in den Tunnelquerschnitten 350, 360, 370 und 380 m vom Einlassportal für den Rechtecktunnel mit 53 m<sup>2</sup> und einer Brandleistung von 50 MW bei kritischer Einströmgeschwindigkeit..... 27

Abbildung 21: Vergleich der Temperaturverläufe der Simulationen mit der Eintrittsgeschwindigkeit lt. RVS 09.02.31 nach einer Simulationszeit von 20 Minuten..... 28

Abbildung 22: Temperaturverlauf in der Symmetrieebene des Rechtecktunnels mit 70 m<sup>2</sup> und einer Brandleistung von 50 MW bei Eintrittsgeschwindigkeit lt. RVS 09.02.31..... 28

Abbildung 23: Temperaturverlauf und Sekundärströmung in den Tunnelquerschnitten 350, 360, 370 und 380 m vom Einlassportal für den Rechtecktunnel mit 70 m<sup>2</sup> und einer Brandleistung von 50 MW bei Einströmgeschwindigkeit lt. RVS 09.02.31..... 29

Abbildung 24: Darstellung der drei Mittelungsmethoden..... 29

Abbildung 25: Mittlere Temperaturerhöhung in Abhängigkeit des Eintrittsmassenstromes (Mittelungsmethode 2) ..... 31

Abbildung 26: zeitlicher Temperaturverlauf längs der Tunnelachse..... 32

Abbildung 27: Zeitliche Veränderung der mittlere Temperaturerhöhung über eine Länge von 2450 m (Mittelungsmethode 2)..... 32

Abbildung 28: Zeitliche Veränderung der mittlere Temperaturerhöhung über eine Länge von 800 m (Mittelungsmethode 1)..... 33

Abbildung 29: Skizze eines Tunnels mit mehreren Längsneigungen, Temperaturverlauf für einen eindimensionalen Fall. .... 38

Abbildung 30: Temperaturverteilung entlang der Tunnelachse für den 3D und dem 1D Fall, Rechteckquerschnitt mit 53m<sup>2</sup>. .... 39

Abbildung 31: Temperaturverteilung entlang der Tunnelachse für den 3D und dem 1D Fall, Rechteckquerschnitt mit 70m<sup>2</sup>. .... 39





Bundesministerium für Verkehr Innovation und Technologie

**3D CFD-Berechnung der Temperaturkurven**

**RVS-Forschungsauftrag:  
Temperaturkurven stromab eines  
Brandes im Tunnel**

**30.11.2010**

**ILF BERATENDE INGENIEURE**

Feldkreuzstraße 3, A-6063 Rum bei Innsbruck  
Tel: 0512-2412-0 / Fax: 0512-2412-5900  
E-Mail: [info@ibk.ilf.com](mailto:info@ibk.ilf.com)



BERATENDE  
INGENIEURE  
CONSULTING  
ENGINEERS  
INGENIEURS  
CONSEILS

### REVISIONSVERZEICHNIS

1	30.11.2010	Einarbeitung d. Anm. von Hrn.Prof. Sturm	Croll	Höpperger und Sturm	Höpperger
0	22.10.2010	Erste Ausgabe	Croll	Höpperger	Höpperger
Rev.	Datum	Ausgabe, Art der Änderung	Erstellt	Geprüft	Freigegeben

## INHALTSVERZEICHNIS

<b>1</b>	<b>EINLEITUNG</b>	<b>1</b>
<b>2</b>	<b>RANDBEDINGUNGEN</b>	<b>2</b>
<b>2.1</b>	<b>Vorgaben der RVS 09.02.31</b>	<b>2</b>
<b>2.2</b>	<b>Geometrie der betrachteten längsgelüfteten Tunnelanlagen</b>	<b>3</b>
<b>2.3</b>	<b>Modellierung der Betonschicht</b>	<b>5</b>
<b>2.4</b>	<b>Randbedingungen der CFD-Simulationen</b>	<b>7</b>
<b>3</b>	<b>GEOMETRIE UND VERNETZUNG DES RECHENGEBIETES</b>	<b>9</b>
<b>3.1</b>	<b>Berechnungsverfahren</b>	<b>9</b>
<b>3.2</b>	<b>Geometrie</b>	<b>9</b>
<b>3.3</b>	<b>Vernetzung</b>	<b>10</b>
3.3.1	Oberflächennetz	10
3.3.2	Volumennetz	12
<b>4</b>	<b>VERGLEICHSFALL</b>	<b>14</b>
<b>4.1</b>	<b>Geometrie</b>	<b>14</b>
<b>4.2</b>	<b>Randbedingungen</b>	<b>14</b>
<b>4.3</b>	<b>Simulationsergebnisse für den Vergleichsfall</b>	<b>14</b>
<b>5</b>	<b>ERGEBNISSE DER 3D-CFD SIMULATIONEN</b>	<b>17</b>
<b>5.1</b>	<b>Simulationen mit 1,5 m/s Eintrittsgeschwindigkeit</b>	<b>17</b>
5.1.1	Temperaturverlauf entlang des Tunnels in Abhängigkeit der verstrichenen Zeit nach Ausbruch des Brandes	17
5.1.2	Einfluss von Strömungsquerschnitt und Brandlast auf die Temperaturkurven	20
<b>5.2</b>	<b>Simulationen mit kritischer Strömungsgeschwindigkeit</b>	<b>20</b>
5.2.1	Kritische Geschwindigkeit	20
5.2.2	Temperaturverlauf entlang des Tunnels in Abhängigkeit der verstrichenen Zeit nach Ausbruch des Brandes	22
5.2.3	Einfluss von Strömungsquerschnitt und Brandlast auf die Temperaturkurven	25
<b>5.3</b>	<b>Simulationen mit 2 m/s bzw. 120 m<sup>3</sup>/s</b>	<b>25</b>
5.3.1	Strömungsgeschwindigkeit bei Auslegung entsprechend der RVS 09.02.31	25

5.3.2	Temperaturverlauf entlang des Tunnels in Abhängigkeit der verstrichenen Zeit nach Ausbruch des Brandes	26
5.3.3	Einfluss von Strömungsquerschnitt und Brandlast auf die Temperaturkurven	29
<b>5.4</b>	<b>Analyse der numerischen Ergebnisse</b>	<b>29</b>
<b>6</b>	<b>ADAPTION DER EINDIMENSIONALEN BERECHNUNGSGRUNDLAGE AN DIE 3D-CFD-ERGEBNISSE ÜBER EINE ANPASSUNG DES WÄRMEÜBERGANGSKOEFFIZIENTEN</b>	<b>33</b>
6.1.1	Adaption 1D/ 3D bei $v = 1,5$ m/s	34
6.1.2	Adaption 1D/ 3D bei kritischer Geschwindigkeit	37
6.1.3	Adaption 1D/ 3D bei Auslegungs-Strömungsgeschwindigkeit	40
6.1.4	Einfluss der Strömungsgeschwindigkeit auf die Temperaturkurven stromab des Brandes	42
6.1.5	Wärmeübergangskoeffizienten	45
<b>7</b>	<b>ZUSAMMENFASSUNG</b>	<b>46</b>
<b>8</b>	<b>REFERENZEN</b>	<b>47</b>

## ABBILDUNGSVERZEICHNIS

Abbildung 1: Geometrie der betrachteten Tunnelröhre	4
Abbildung 2: Tunnelröhre mit Hufeisenprofil und umliegender Betonschicht	4
Abbildung 3: CFD-Analyse zur Bestimmung der erforderlichen Betonschichtdicke: Temperaturverteilung im Rechengebiet	6
Abbildung 4: Laterale Wärmeleitung im Beton: Ermittlung der Betontiefe, bis zu der ein Temperaturanstieg zu erwarten ist	7
Abbildung 5: Rechengebiet, Symmetriehälfte der Tunnelröhre	9
Abbildung 6: Ausschnitt des Oberflächennetzes im Eintrittsbereich des Tunnels	10
Abbildung 7: Ausschnitt des Oberflächennetzes des durchströmten Tunnelvolumens im Eintrittsbereich des Tunnels	11
Abbildung 8: Ausschnitt des Oberflächennetzes der Betonschicht im Eintrittsbereich des Tunnels	11
Abbildung 9: Fein aufgelöstes Oberflächennetz im Bereich des Brandortes (ohne Betonschicht)	12
Abbildung 10: Volumennetz in Schnittansicht im fein aufgelösten Tunnelbereich	13
Abbildung 11: Vergleichsfall: Simulationsergebnisse von FVT und ILF nach 100 s im Vergleich	15
Abbildung 12: Vergleichsfall: Simulationsergebnisse von FVT und ILF nach 200 s im Vergleich	15
Abbildung 13: Vergleichsfall: Simulationsergebnisse von FVT und ILF nach 300 s im Vergleich	16
Abbildung 14: Vergleichsfall: Simulationsergebnisse von FVT und ILF nach 400 s im Vergleich	16
Abbildung 15: 3D-CFD, Fall 1, $v = 1,5$ m/s: Temperaturverlauf entlang des Tunnels in Abhängigkeit der verstrichenen Zeit nach Brandausbruch	18
Abbildung 16: 3D-CFD, Fall 2, $v = 1,5$ m/s: Temperaturverlauf entlang des Tunnels in Abhängigkeit der verstrichenen Zeit nach Brandausbruch	18
Abbildung 17: 3D-CFD, Fall 5, $v = 1,5$ m/s: Temperaturverlauf entlang des Tunnels in Abhängigkeit der verstrichenen Zeit nach Brandausbruch	19
Abbildung 18: 3D-CFD, Fall 6, $v = 1,5$ m/s: Temperaturverlauf entlang des Tunnels in Abhängigkeit der verstrichenen Zeit nach Brandausbruch	19
Abbildung 19: Temperaturverlauf entlang des Tunnels nach 1000 s bei Variation der Parameter Querschnittsfläche und Brandlast für eine Strömungsgeschwindigkeit von $v = 1,5$ m/	20
Abbildung 20: Korrektur für den Steigungsfaktor der SES Formeln gemäß NFPA 502	21
Abbildung 21: 3D-CFD, Fall 1, $v_{krit}$ : Temperaturverlauf entlang des Tunnels in Abhängigkeit der verstrichenen Zeit nach Brandausbruch	23
Abbildung 22: 3D-CFD, Fall 2, $v_{krit}$ : Temperaturverlauf entlang des Tunnels in Abhängigkeit der verstrichenen Zeit nach Brandausbruch	23
Abbildung 23: 3D-CFD, Fall 5, $v_{krit}$ : Temperaturverlauf entlang des Tunnels in Abhängigkeit der verstrichenen Zeit nach Brandausbruch	24
Abbildung 24: 3D-CFD, Fall 6, $v_{krit}$ : Temperaturverlauf entlang des Tunnels in Abhängigkeit der verstrichenen Zeit nach Brandausbruch	24
Abbildung 25: Temperaturverlauf entlang des Tunnels nach 600 s bei Variation der Parameter Querschnittsfläche und Brandlast für kritische Strömungsgeschwindigkeit	25
Abbildung 26: 3D-CFD, Fall 1, $v = 2,26$ m/s: Temperaturverlauf entlang des Tunnels in Abhängigkeit der verstrichenen Zeit nach Brandausbruch	27

Abbildung 27: 3D-CFD, Fall 2, $v = 2,26$ m/s: Temperaturverlauf entlang des Tunnels in Abhängigkeit der verstrichenen Zeit nach Brandausbruch	27
Abbildung 28: 3D-CFD, Fall 5, $v = 2,0$ m/s: Temperaturverlauf entlang des Tunnels in Abhängigkeit der verstrichenen Zeit nach Brandausbruch	28
Abbildung 29: 3D-CFD, Fall 6, $v = 2,0$ m/s: Temperaturverlauf entlang des Tunnels in Abhängigkeit der verstrichenen Zeit nach Brandausbruch	28
Abbildung 30: Temperaturverlauf entlang des Tunnels nach 900 s bei Variation der Parameter Querschnittsfläche und Brandlast für Auslegungs-Strömungsgeschwindigkeit	29
Abbildung 31: Fall 1, $v = 1,5$ m/s: Anpassung der 1D-Berechnung an die 3D-CFD-Ergebnisse über einen Wärmeübergangskoeffizienten von $\alpha = 7,3$ W/(m <sup>2</sup> K)	35
Abbildung 32: Fall 2, $v = 1,5$ m/s: Anpassung der 1D-Berechnung an die 3D-CFD-Ergebnisse über einen Wärmeübergangskoeffizienten von $\alpha = 8,8$ W/(m <sup>2</sup> K)	36
Abbildung 33: Fall 5, $v = 1,5$ m/s: Anpassung der 1D-Berechnung an die 3D-CFD-Ergebnisse über einen Wärmeübergangskoeffizienten von $\alpha = 7,9$ W/(m <sup>2</sup> K)	36
Abbildung 34: Fall 6, $v = 1,5$ m/s: Anpassung der 1D-Berechnung an die 3D-CFD-Ergebnisse über einen Wärmeübergangskoeffizienten von $\alpha = 8,3$ W/(m <sup>2</sup> K)	37
Abbildung 35: Fall 1, $v_{krit} = 2,5$ m/s: Anpassung der 1D-Berechnung an die 3D-CFD-Ergebnisse über einen Wärmeübergangskoeffizienten von $\alpha = 8,6$ W/(m <sup>2</sup> K)	38
Abbildung 36: Fall 2, $v_{krit} = 2,8$ m/s: Anpassung der 1D-Berechnung an die 3D-CFD-Ergebnisse über einen Wärmeübergangskoeffizienten von $\alpha = 9,7$ W/(m <sup>2</sup> K)	38
Abbildung 37: Fall 5, $v_{krit} = 2,6$ m/s: Anpassung der 1D-Berechnung an die 3D-CFD-Ergebnisse über einen Wärmeübergangskoeffizienten von $\alpha = 9,7$ W/(m <sup>2</sup> K)	39
Abbildung 38: Fall 6, $v_{krit} = 3,0$ m/s: Anpassung der 1D-Berechnung an die 3D-CFD-Ergebnisse über einen Wärmeübergangskoeffizienten von $\alpha = 9,4$ W/(m <sup>2</sup> K)	39
Abbildung 39: Fall 1, $v = 2,26$ m/s: Anpassung der 1D-Berechnung an die 3D-CFD-Ergebnisse über einen Wärmeübergangskoeffizienten von $\alpha = 8,2$ W/(m <sup>2</sup> K)	40
Abbildung 40: Fall 2, $v = 2,26$ m/s: Anpassung der 1D-Berechnung an die 3D-CFD-Ergebnisse über einen Wärmeübergangskoeffizienten von $\alpha = 9,1$ W/(m <sup>2</sup> K)	41
Abbildung 41: Fall 5, $v = 2,0$ m/s: Anpassung der 1D-Berechnung an die 3D-CFD-Ergebnisse über einen Wärmeübergangskoeffizienten von $\alpha = 8,0$ W/(m <sup>2</sup> K)	41
Abbildung 42: Fall 6, $v = 2,0$ m/s: Anpassung der 1D-Berechnung an die 3D-CFD-Ergebnisse über einen Wärmeübergangskoeffizienten von $\alpha = 8,9$ W/(m <sup>2</sup> K)	42
Abbildung 43: Fall 1, 53 m <sup>2</sup> , 30 MW: Temperaturverlauf entlang des Tunnels bei Variation der Strömungsgeschwindigkeit, 1D- und 3D-Ergebnisse	43
Abbildung 44: Fall 2, 53 m <sup>2</sup> , 50 MW: Temperaturverlauf entlang des Tunnels bei Variation der Strömungsgeschwindigkeit, 1D- und 3D-Ergebnisse	43
Abbildung 45: Fall 5, 70 m <sup>2</sup> , 30 MW: Temperaturverlauf entlang des Tunnels bei Variation der Strömungsgeschwindigkeit, 1D- und 3D-Ergebnisse	44
Abbildung 46: Fall 6, 70 m <sup>2</sup> , 50 MW: Temperaturverlauf entlang des Tunnels bei Variation der Strömungsgeschwindigkeit, 1D- und 3D-Ergebnisse	44

## 1 EINLEITUNG

Im Auftrag des Bundesministerium für Verkehr, Innovation und Technologie (BMVIT) wurde in einer Gemeinschaftsarbeit der Forschungsgesellschaft für Verbrennungskraftmaschinen und Thermodynamik mbH (FVT) und der ILF Beratende Ingenieure ZT GmbH im Rahmen einer 3D-CFD Studie der Temperaturverlauf im Tunnel stromab eines Brandes untersucht. Die Rechnungen erfolgten für einen längsgelüfteten Tunnel variierender Geometrie. Betrachtet wurden 4 unterschiedliche Tunnelgeometrien: Ein Tunnel mit Hufeisenprofil und einer mit Rechteckprofil, für die jeweils Querschnitte von 53 m<sup>2</sup> und 70m<sup>2</sup> erfasst wurden. Für die vier Tunnelgeometrien wurden jeweils Simulationen mit einer Brandlast von 30 MW und 50 MW durchgeführt. Es ergeben sich somit insgesamt 8 unterschiedliche Fälle. Der vorliegende Bericht umfasst die Ergebnisse der ILF für den Tunnel mit Hufeisenprofil. Die Rechnungen für den Tunnel mit Rechteckprofil wurden von der FVT vorgenommen und werden in einem gesonderten Bericht der FVT behandelt. Die Berechnungsgrundlagen für die unterschiedlichen Tunnelprofile wurden von FVT und ILF aufeinander abgestimmt. Die Ergebnisse für den Tunnel mit Hufeisenquerschnitt basieren auf einer Simulation mit *OpenFOAM*<sup>1</sup>, die Rechnungen der FVT für den Tunnel mit Rechteckquerschnitt wurden mit einer vergleichbaren Simulationssoftware durchgeführt. Die unterschiedlichen CFD Programme verwenden u.a. unterschiedliche Solver. Um dennoch eine Übereinstimmung der Ergebnisse zu gewährleisten, wurde ein Testfall aufgesetzt, der von FVT und ILF bei gleichen Randbedingungen und identischer Geometrie berechnet wurde. Die Ergebnisse werden in Kapitel 4 vorgestellt und zeigen eine gute Übereinstimmung.

Die vorgenommenen CFD-Simulationen berücksichtigen eine radiale Wärmeleitung in der Betonwand des Tunnels. Durch die dreidimensionale Betrachtung des Problems können lokale Temperaturverhältnisse erfasst werden, wodurch die Wärmeableitung in den Beton realistisch simuliert wird. In Anlehnung an die Messergebnisse im Memorial Tunnel Tests steigt die Brandlast während der Simulationszeit zunächst über 5 Minuten an und bleibt dann für den Rest der Simulationszeit konstant.

---

<sup>1</sup> OPENFOAM ist ein von OpenCFD geschützter Name

## 2 RANDBEDINGUNGEN

### 2.1 Vorgaben der RVS 09.02.31

Für die Brandfall-Dimensionierung einer Tunnel-Lüftungsanlage werden von der RVS 09.02.31 [1] zwecks einheitlicher Berechnungsbasis u. a. Vorgaben bezüglich Brandausmaß, Brandlast, den resultierenden mittleren Temperaturanstiegen und der Länge des Brandabschnittes gemacht. Der entsprechende Textauschnitt der RVS 09.02.31 [1] lautet wie folgt:

*„Als Dimensionierungsbrand für die Lüftung wird für alle Tunnel <3 % Längsneigung mit 2 Fahrstreifen und üblichem Tunnelquerschnitt der Brand eines Lkws und zweier Pkw festgelegt, womit sich eine Rauchgasmenge von 120 m³/s ergibt. Bei davon abweichenden Anlagenverhältnissen sind gesonderte Untersuchungen für Bemessungsansätze durchzuführen. Die Druckwirkung der Luft im Tunnel durch die Erwärmung im Regelfall als auch im Brandfall ist bei der Bemessung gemäß folgenden Ansätzen zu berücksichtigen:*

$$\Delta p_{nat} = (\rho_a \pm \rho_i) \cdot g \cdot L_{Tunnel} \cdot s / 100 \quad [Pa]$$

$$\Delta p_{Brand} = (\rho_i \pm \rho_{Brand}) \cdot g \cdot L_{Brand} \cdot s_{Brand} \cdot \eta_{Brand} / 100 \quad [Pa]$$

$$\rho = \frac{p}{R_L T} \quad [kg / m^3]$$

mit

$\Delta p_{nat}$  Druckwirkung durch den natürlichen Auftrieb [Pa]

$\Delta p_{Brand}$  Druckwirkung durch die erwärmte Luft (Brand) [Pa]

$\rho$  Dichte abhängig von der Temperatur und dem Aussendruck [kg/m³]

$L_{Brand}$  Länge des Brandabschnittes [m]

$s$  Längsneigung [%]

$s_{Brand}$  Längsneigung im Brandabschnitt ( $L_{Brand}$ ) [%]

$\eta_{Brand}$  Brandwirkungsgrad (Verhältnis von tatsächlicher zu theoretischer Wärmefreisetzung)

Index  $a$  außerhalb des Tunnels

Index  $i$  im Tunnel ohne Brand

$\Delta T_{nat}$   $T_a - T_i$  [K]

$\Delta T_{Brand}$   $T_i - T_{Brand}$  [K]



Für Tunnel mit gemischten Pkw /Lkw-Verkehr ist der Dimensionierungsbrand mit 30 MW anzusetzen; für reinen Pkw-Verkehr mit 5 MW. Für Tunnel mit höherem Lkw-Anteil (>15 %) ist die Auswirkung auf die Tunnelsicherheit auf Basis einer Tunnel-Risikoanalyse bzw. einer Risikobewertung darzustellen und als Maßnahme eine Erhöhung der Brandlast zu prüfen.

Für die Bemessungsbrände gelten folgende charakteristische Werte:

Tabelle 1: Auslegungsdaten für die Brandfall-Dimensionierung nach RVS 09.02.31 [1]

	Dimensionierungsbrand		
	5 MW	30 MW	50 MW
$\Delta T_{Brand}$ ohne Absaugung	25 K	65 K	90 K
$\Delta T_{Brand}$ mit Rauchabsaugung	20 K	40 K	65 K
$\Delta T_{nat}$	10 K	10 K	10 K
$L_{Brand}$	400 m	800 m	800 m
$\eta_{Brand}$	0,85	0,75	0,75

Die obigen Werte stellen mittlere Erfahrungswerte dar, bei speziellen Anlagenverhältnissen sind Abweichungen zu berücksichtigen.“[1]

Weiterhin ist im Falle einer Längslüftung entsprechend den Vorgaben der RVS 09.02.31 [1] im Brandfall unter den oben gegebenen Randbedingungen der jeweils kritischere Wert einer Strömungsgeschwindigkeit von 2 m/s oder eines Luftvolumenstromes von 120 m³/s zu erreichen.

## 2.2 Geometrie der betrachteten längsgelüfteten Tunnelanlagen

Wie eingangs beschrieben wurden im Rahmen der CFD-Studie 4 unterschiedliche Tunnelgeometrien betrachtet. Variiert wurden dabei die Form des Querschnittsprofils sowie die Querschnittsfläche. Tunnellänge und Brandort sind für alle untersuchten Fälle identisch.

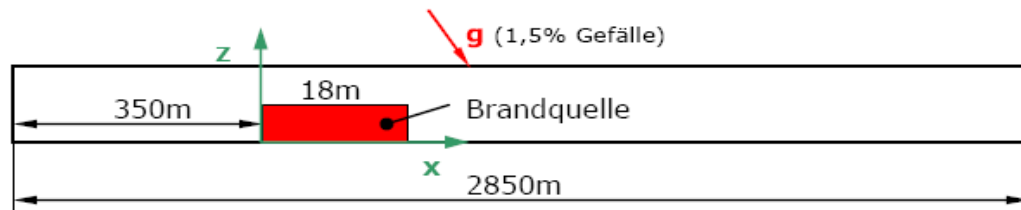


Abbildung 1: Geometrie der betrachteten Tunnelröhre

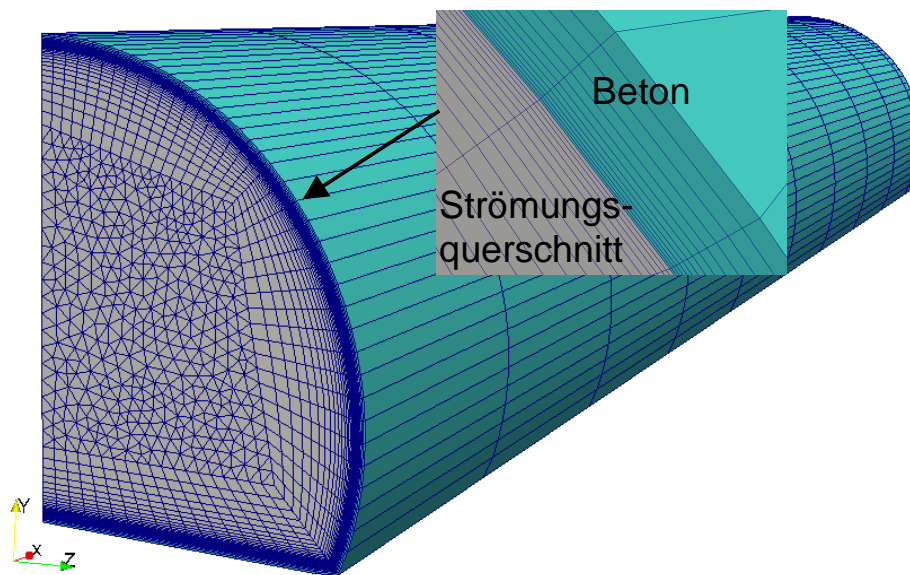


Abbildung 2: Tunnelröhre mit Hufeisenprofil und umliegender Betonschicht

Abbildung 1 und Abbildung 2 zeigen die Geometrie der betrachteten Tunnelanlage. Die Tunnelröhre hat eine Länge von 2850 m bei einem Längsgefälle von 1,5 % (Vektor der Erdbeschleunigung wurde gedreht, die Geometrie dabei exakt horizontal). Die Länge des Tunnels wurde bewusst so gewählt, dass die Luft stromab des Brandes ausreichend Zeit hat wieder die Ursprungstemperatur zu erreichen. Derart kann einerseits die gesamte Temperaturkurve mit ihren Auswirkungen auf mittlere Temperatur und Wärmeübergangskoeffizienten ermittelt werden. Andererseits wird ersichtlich, wie groß die Länge des Brandabschnittes ist, d.h. die Länge, ab der wieder Ursprungstemperatur erreicht wird. Durch die Lage des Brandortes 350 m stromab des Einfahrtssportals wird eine ausgeprägte Rohrströmung kurz vor dem Brand erreicht.

Der vorliegende Bericht umfasst allein die Ergebnisse der Rechnungen mit Hufeisenprofil und Querschnittsflächen von 53 m<sup>2</sup> und 70 m<sup>2</sup>. Die wichtigsten geometrischen Daten sind in Tabelle 2 aufgetragen.

Tabelle 2: Tunnelgeometrie

Länge der Tunnelröhre	2850 m
Querschnittsfläche des kleineren Querschnittes	53 m <sup>2</sup>
Querschnittsfläche des größeren Querschnittes	70 m <sup>2</sup>
Umfang des kleineren Querschnittes	27,8 m
Umfang des größeren Querschnittes	31,95 m
Längsgefälle	1,5 %

### 2.3 Modellierung der Betonschicht

Die Wahl der Betonschicht-Dicke basiert auf einer einfachen CFD-Analyse, bei der untersucht wurde, bis zu welcher Tiefe die Betonschicht nach einer Dauer von 1200 s von einer Temperaturerhöhung betroffen ist.

Das Modell dieser CFD-Analyse umfasst einen Ausschnitt der Betonwand mit einer Abmessung von 0,1 m x 0,1 m x 0,15 m (L x B x H) mit den in Tabelle 3 aufgeführten Parametern. Abbildung 3 zeigt das Rechengebiet. Es wurde extrem fein aufgelöst. Das Rechengebiet umfasst 3.000 Volumenzellen die entlang der z-Achse übereinander geschichtet sind. Der Wärmetransport verläuft ebenfalls in Richtung der z-Achse. An der Unterseite (entspricht der strömungszugewandten Seite) wurde eine Temperatur von 800 K vorgegeben. Abweichend zu den nachfolgenden CFD-Rechnungen und den für diese in Tabelle 3 aufgeführten Parameter, wurde an der Oberseite eine Wandtemperatur von 293,15 K (20°C) vorgegeben.

Tabelle 3: Parameter der Betonschicht für Hufeisenprofil und Vergleichsrechnung

Dicke der Betonschicht	0,25 m
Dichte	2400 kg/m <sup>3</sup>
Wärmeleitfähigkeit	2,0 W/ (m K)
Spez. Wärmekapazität	1000 J/ (kg K)
Anfangstemperatur	15°C
Konstante Außentemperatur	15°C
Rauhigkeitshöhe	0,0015 m

Abbildung 4 zeigt die Simulationsergebnisse in Form der resultierenden Temperaturkurven in der Betonschicht. Dargestellt sind die Verläufe nach 60 s und dann in Zeitschritten von 120 s.

Nach 1200 s reicht die Aufheizung der Betonschicht bis zu einer Tiefe von ca. 11 cm. Dieser Wert gilt für laterale Wärmeleitung und eine Temperatur von 800 K an der Oberfläche der Tunnelwand. Da die tatsächliche Temperatur an der Oberfläche der Tunnelwand zu Beginn der numerischen Berechnung nicht bekannt ist, wurde die Betonschicht in den nachfolgenden Simulationen mit einer Dicke von 0,25 m modelliert. Die Parameter in Tabelle 3 gelten auch für die Betonschicht der nachfolgenden CFD-Modelle.

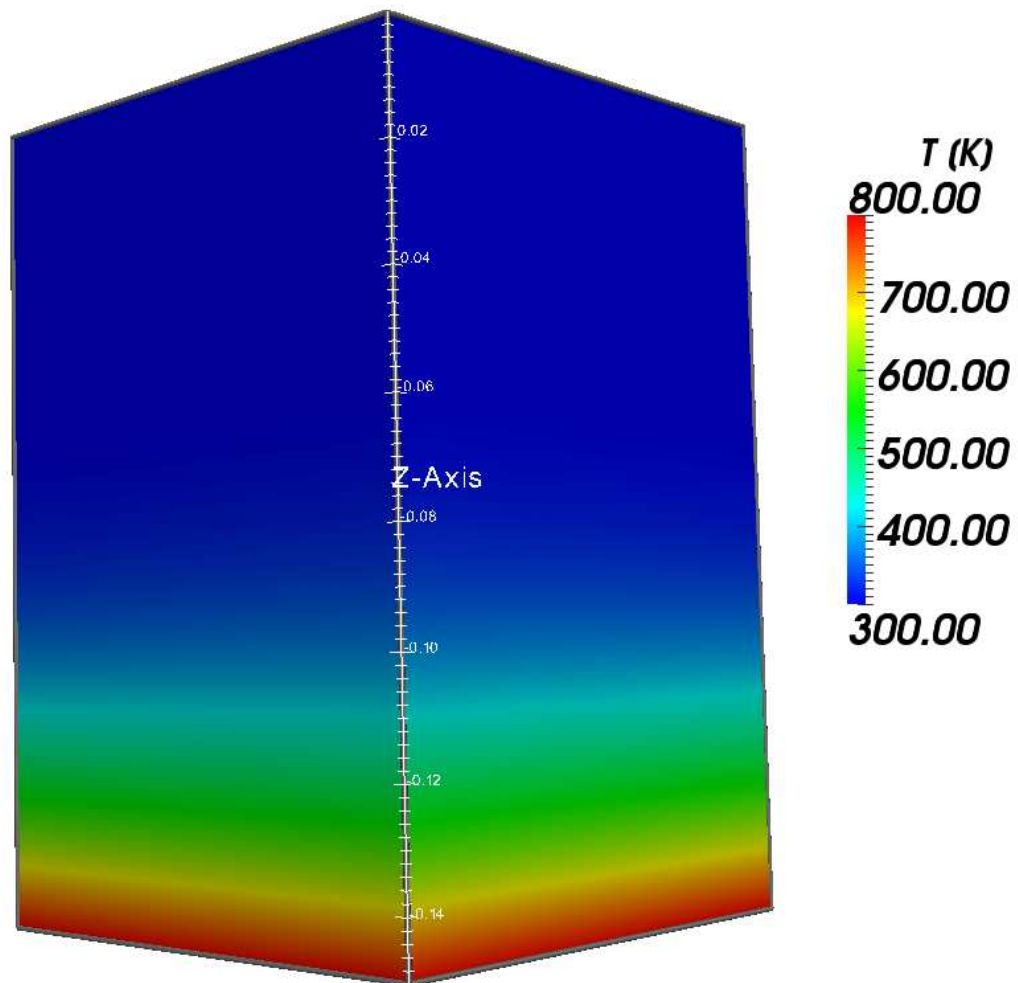


Abbildung 3: CFD-Analyse zur Bestimmung der erforderlichen Betonschichtdicke: Temperaturverteilung im Rechengebiet

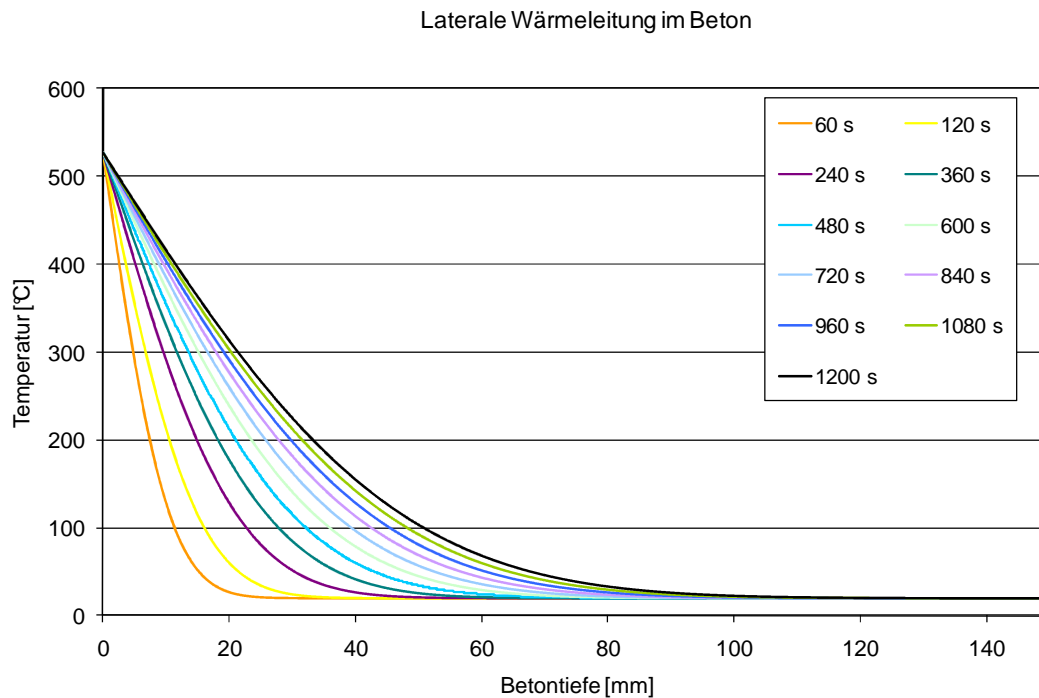


Abbildung 4: Laterale Wärmeleitung im Beton: Ermittlung der Betontiefe, bis zu der ein Temperaturanstieg zu erwarten ist

## 2.4 Randbedingungen der CFD-Simulationen

Zur Bezeichnung der einzelnen Rechenfälle sind die Fälle durchnummeriert. Im vorliegenden Bericht werden die Fälle 1, 2, 5 und 6 behandelt. Fall 1 und Fall 2 stellen die Rechnungen für den Hufeisenquerschnitt mit einer Querschnittsfläche von 53 m<sup>2</sup> dar. Die Brandlast für den Fall 1 beträgt 30 MW, für den Fall 2 liegt die Brandlast bei 50 MW. Unter Berücksichtigung eines Brandwirkungsgrades von 0,75 ergeben sich Brandlasten von 22,5 MW bzw. 37,5 MW. Fall 5 ist eine Rechnung für den Hufeisenquerschnitt bei einer Querschnittsfläche von 70m<sup>2</sup> und einer Brandlast von 30 MW (22,5 MW). Fall 6 bezeichnet den letzten Fall mit Hufeisenquerschnitt bei einer Querschnittsfläche von 70 m<sup>2</sup> und einer Brandlast von 50 MW (37,5 MW).

Der Brand ist als quaderförmige Wärmequelle mit einem räumlichen Ausmaß von 3 m x 2 m x 18 m (HxBxL) modelliert. Der Brandort befindet sich 350 m stromab des Einfahrtportals. Der Verlauf des Brandes wurde den Ergebnissen der Messungen im Memorial Tunnel (z.B. Test 611, 606A und 625B) angeglichen. Bei diesen Messungen wurde die maximale Brandlast nach 3 bis 7 Minuten erreicht. Bei den CFD-Simulationen wird die Brandlast daher zunächst linear über einen Zeitraum von 5 Minuten auf die maximale Brandlast hochgefahren. Anschließend wird sie bis zum Ende der

Simulationszeit konstant gehalten. Tabelle 4 fasst die wichtigsten Parameter der Wärmequelle zusammen.

Tabelle 4: Parameter der Wärmequelle

Abmessung der Wärmequelle [HxBxL]	Quader mit 3 m x 2 m x 18 m
Lage des Brandortes	350 m stromab des Einfahrtsportals
Brandwirkungsgrad	0,75
Brandlast Fall 1 und Fall 5	30 MW
Brandlast Fall 1 und Fall 5 (unter Berücksichtigung des Brandwirkungsgrades)	22,5 MW
Brandlast Fall 2 und Fall 6	50 MW
Brandlast Fall 2 und Fall 6 (unter Berücksichtigung des Brandwirkungsgrades)	37,5 MW

Die Simulationsdauer beträgt für die Vergleichsrechnung 400 s. Alle weiteren Rechnungen wurden über eine Dauer von 1200 s simuliert. Hinzu kommt eine simulationstechnisch notwendige Vorlaufzeit von 60 s während der sich die Rohströmung ausbilden kann (in allen Ergebnisdarstellungen ist der Zeitpunkt 0 s der Start der Brandentwicklung). Die Rechnungen erfolgten für unterschiedliche Strömungsgeschwindigkeiten am Einlass. Mit Ausnahme der Vergleichsrechnung wurden alle Fälle mit einer Eintritts-Strömungsgeschwindigkeit von 1,5 m/s gerechnet, zudem bei Auslegungs-Strömungsgeschwindigkeit ( $v_{RVS}$ ) sowie bei kritischer Strömungsgeschwindigkeit ( $v_{krit}$ ). Die Auslegungs-Strömungsgeschwindigkeit bezeichnet jene Strömungsgeschwindigkeit, die laut RVS 09.02.31 erreicht werden muss: Nach Abschnitt 2.1 eine Strömungsgeschwindigkeit von 2 m/s oder ein Luftvolumenstrom von 120 m<sup>3</sup>/s. Für die Auslegungs-Strömungsgeschwindigkeit gelten die in Tabelle 1 aufgeführten Angaben der RVS 09.02.31 bezüglich Brandlast, Temperaturdifferenzen, Brandwirkungsgrad und Länge des Brandabschnitts. Für den kleineren Tunnelquerschnitt von 53 m<sup>2</sup> ist die kritischere der beiden Vorgaben das Einstellen eines Luftvolumenstromes von 120 m<sup>3</sup>/s. Daraus ergibt sich für die Fälle 1 und 2 eine Auslegungs-Strömungsgeschwindigkeit von 2,26 m/s. Bei Fall 5 und Fall 6 ist die kritischere der beiden RVS-Vorgaben das Erreichen einer Strömungsgeschwindigkeit von 2 m/s.

Bei den Simulationen ist der Brandwirkungsgrad in der Formulierung der Wärmequelle berücksichtigt.

Die Massezunahme durch die Verteilung von Verbrennungsprodukten in der Tunnelluft wurde bei den Rechnungen für den Hufeisenquerschnitt nicht berücksichtigt.

### 3 GEOMETRIE UND VERNETZUNG DES RECHENGEBIETES

Die Symmetrie der Tunnelröhre kann ausgenutzt werden um das erforderliche Rechenetz um die Hälfte zu dezimieren und somit die nötige Rechenzeit zu verringern. Die CFD-Simulationen wurden daher für die halbierte Tunnelröhre durchgeführt.

#### 3.1 Berechnungsverfahren

Die Berechnungen wurden mit Hilfe von OpenFOAM® unter Berücksichtigung der Dichteveriation, der radialen Wärmeleitung im Beton und einer zeitlich variierenden Wärmequelle durchgeführt. Um die radiale Wärmeleitung im Beton berücksichtigen zu können, setzt sich das Rechengebiet aus dem durchströmten Volumen des Tunnels und einer umliegenden Betonschicht zusammen. Die Berechnungen erfolgten transient mit einer Simulationsdauer von 1200 s bzw. 400 s (vgl. Abschnitt 2.4). Zur Turbulenzmodellierung kam das  $k-\Omega$  SST Modell<sup>1</sup> zum Einsatz.

#### 3.2 Geometrie

Abbildung 5 zeigt die modellierte Symmetriehälfte der Tunnelanlage bei einem Querschnitt von 53 m<sup>2</sup>. Mit Hinsicht auf die Erkennbarkeit sind im Folgenden zumeist Ausschnitte der gesamten Tunnellänge dargestellt. Die Geometrie der Tunnelanlage mit einer Querschnittsfläche von 70 m<sup>2</sup> wurde durch maßstäbliches Hochskalieren erstellt.

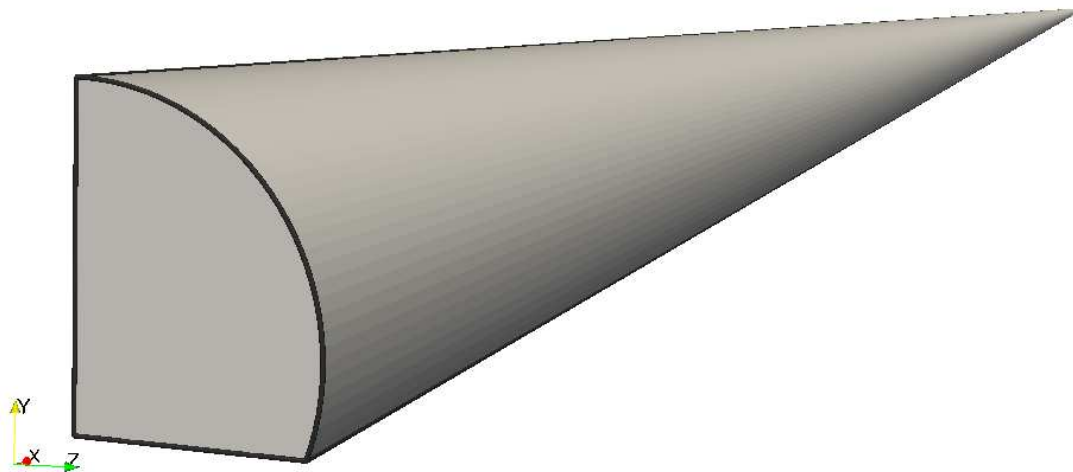


Abbildung 5: Rechengebiet, Symmetriehälfte der Tunnelröhre

<sup>1</sup> Das  $k-\Omega$  SST Modell im OpenFOAM ist für high Reynoldsmodelle entwickelt worden, in vielen anderen CFD solvern wird das SST Verfahren nur im low-Reynoldsbereich eingesetzt

### 3.3 Vernetzung

#### 3.3.1 Oberflächennetz

Die Vernetzung der Oberfläche erfolgte teilstrukturiert. Abbildung 6 zeigt anhand eines Ausschnittes der Tunnelgeometrie das Oberflächennetz und die Netzauflösung an der Grenze zwischen dem Strömungsquerschnitt und der Betonschicht. Im Bereich der Grenzschicht sowie im Bereich der Betonschicht ist das Netz besonders fein aufgelöst. Die Betonschicht ist durch hellblaue Einfärbung kenntlich gemacht. Direkt an der Grenzschicht sind die Zellen am kleinsten. Mit zunehmender Entfernung von der Trennfläche nimmt die Auflösung zu beiden Seiten ab.

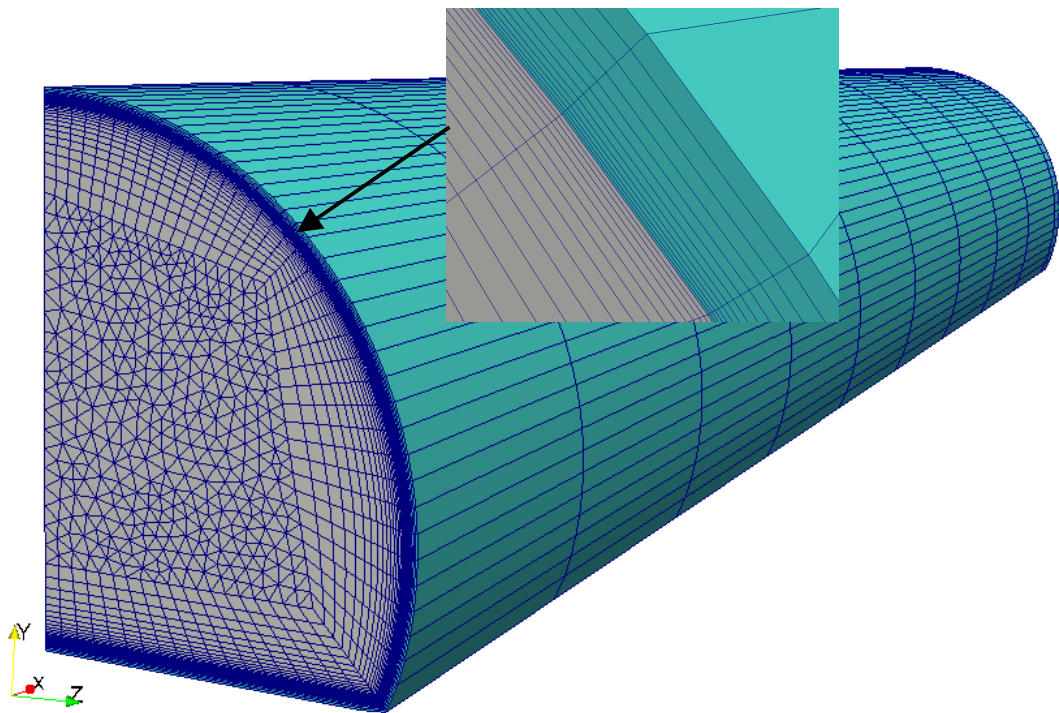


Abbildung 6: Ausschnitt des Oberflächennetzes im Eintrittsbereich des Tunnels

Wie eingangs beschrieben ist das Rechengebiet in zwei Bereiche unterteilt: das durchströmte Volumen des Tunnels und eine umliegende Betonschicht. Abbildung 7 zeigt für den obigen Ausschnitt das Oberflächennetz des durchströmten Tunnelvolumens. Am Rand der Eintrittsfläche ist das Oberflächennetz strukturiert durch Rechtecke aufgebaut. In diesem Bereich entstehen bei der Generierung des Volumennetzes Hexaeder. Das Innere der Eintrittsfläche ist in dreieckige Zellen zerlegt. Im Inneren Bereich der Tunnelgeometrie entstehen daher beim Generieren des Volumennetzes Prismen.



Abbildung 8 zeigt das Oberflächenetz der Betonschicht. Wie ersichtlich ist es allein aus rechteckigen Oberflächenelementen aufgebaut, sodass bei der Erstellung des Volumennetzes ausschließlich Hexaeder entstehen.

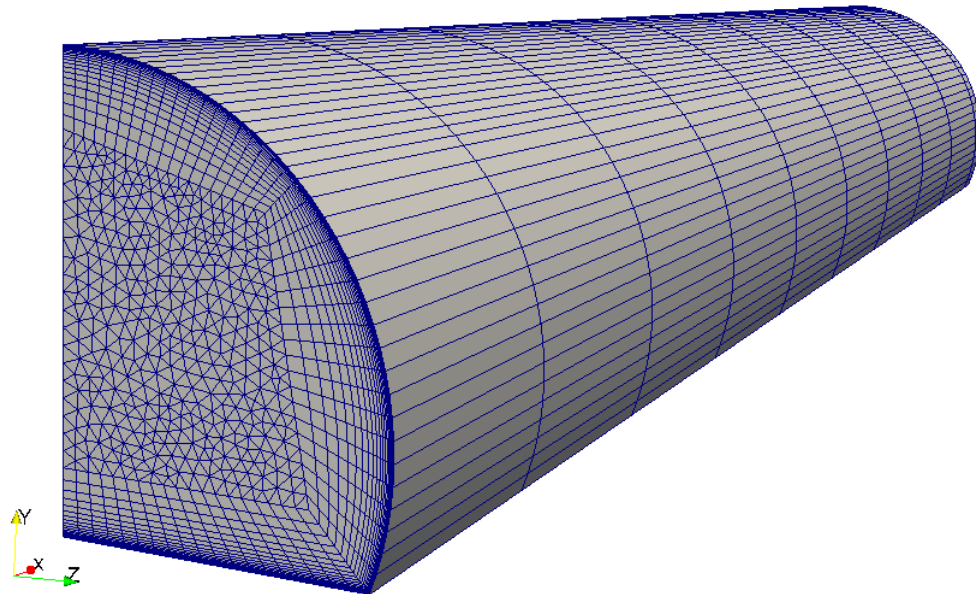


Abbildung 7: Ausschnitt des Oberflächennetzes des durchströmten Tunnelvolumens im Eintrittsbereich des Tunnels

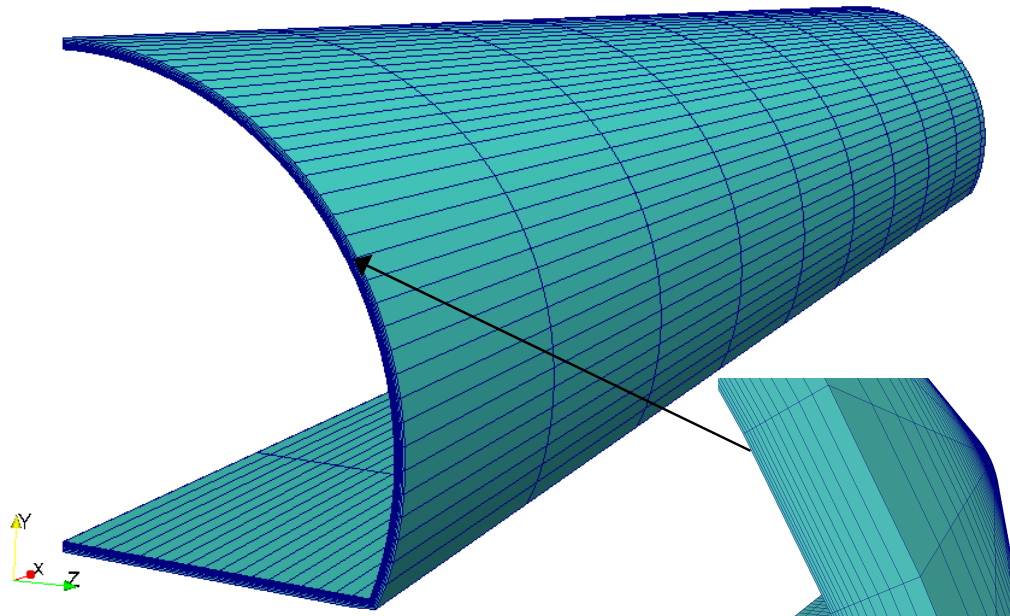


Abbildung 8: Ausschnitt des Oberflächennetzes der Betonschicht im Eintrittsbereich des Tunnels

Im Bereich des Brandes ist eine feine Auflösung nötig um die dort vorherrschenden großen Veränderungen in Temperatur und Dichte auflösen zu können. Aufgrund der großen Tunnellänge ist es jedoch mit Hinsicht auf die benötigte Rechenzeit nicht möglich das gesamte Rechengebiet derart fein aufzulösen. Daher nimmt die Netzauflösung in Richtung der Tunnellängsachse zu beiden Seiten des Brandortes ab. Abbildung 9 zeigt den hoch aufgelösten Tunnelbereich in den die Wärmequelle platziert wird mit den umliegenden Oberflächenzellen, die mit zunehmendem Abstand vom Brandort größer werden.

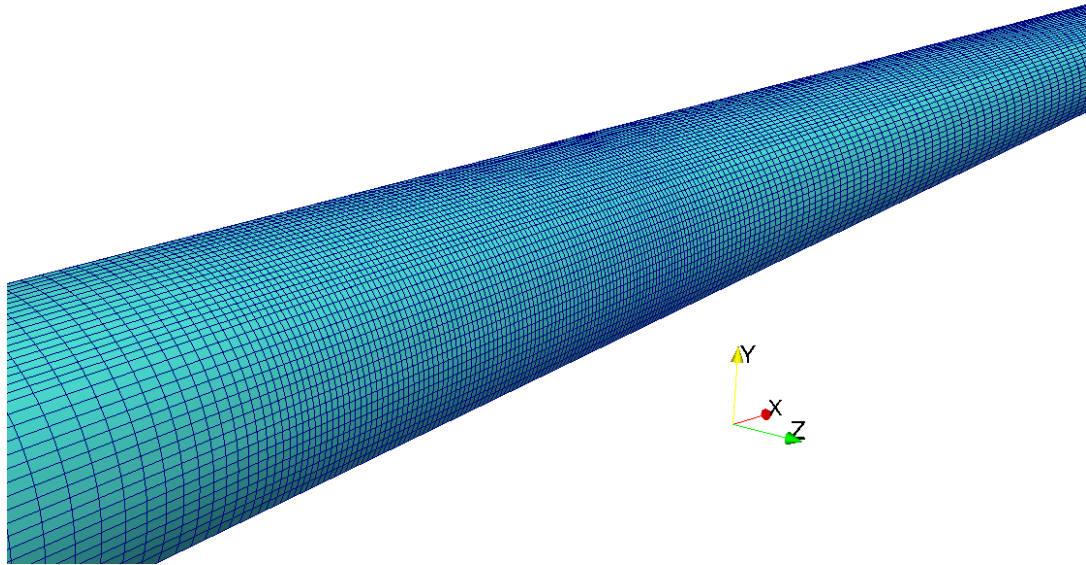


Abbildung 9: Fein aufgelöstes Oberflächennetz im Bereich des Brandortes (ohne Betonschicht)

Die Netzgeometrie für den Tunnel mit einer Querschnittsfläche von  $70 \text{ m}^2$  ist analog aufgebaut, weswegen auf eine Darstellung an dieser Stelle verzichtet wird. Das Oberflächennetz für die Tunnelgeometrie mit  $53 \text{ m}^2$  Querschnittsfläche ist aus insgesamt 65.312 Oberflächenzellen zusammengesetzt. Davon sind 1.464 Oberflächenzellen Dreiecke, 63.848 Zellen sind Rechtecke. Die Netzgeometrie der Tunnelröhre mit einer Querschnittsfläche von  $70 \text{ m}^2$  resultiert aus einem Hochskalieren der Netzgeometrie für den Tunnel mit einer Querschnittsfläche von  $53 \text{ m}^2$ . Daher ist die Anzahl der Oberflächenzellen für beide Tunnelanlagen identisch.

### 3.3.2 Volumennetz

Das Volumennetz ist aus insgesamt 1.099.080 Volumenzellen aufgebaut, davon sind 314.760 Zellen Prismen, 784.320 Zellen sind Hexader. 465.690 der insgesamt 784.320 Hexaeder befinden sich im Strömungsquerschnitt, die restlichen 318.630 Hexaeder bilden das Volumennetz der umliegenden Betonschicht. Abbildung 10 zeigt einen

Ausschnitt des Volumennetzes im fein aufgelösten Tunnelbereich nahe dem Brandort. Die Prismen sind in roter Farbe dargestellt, die Hexaeder des Strömungsquerschnittes sind grün markiert, die Hexaeder der umgebenden Betonschicht sind grau eingefärbt.

Die Netzgeometrie der Tunnelröhre mit  $70 \text{ m}^2$  wurde durch Hochskalieren der Netzgeometrie des Tunnels mit  $53 \text{ m}^2$  generiert. Beide Volumennetze weisen daher die gleiche Anzahl von Hexaeder- und Prismen-Zellen auf.

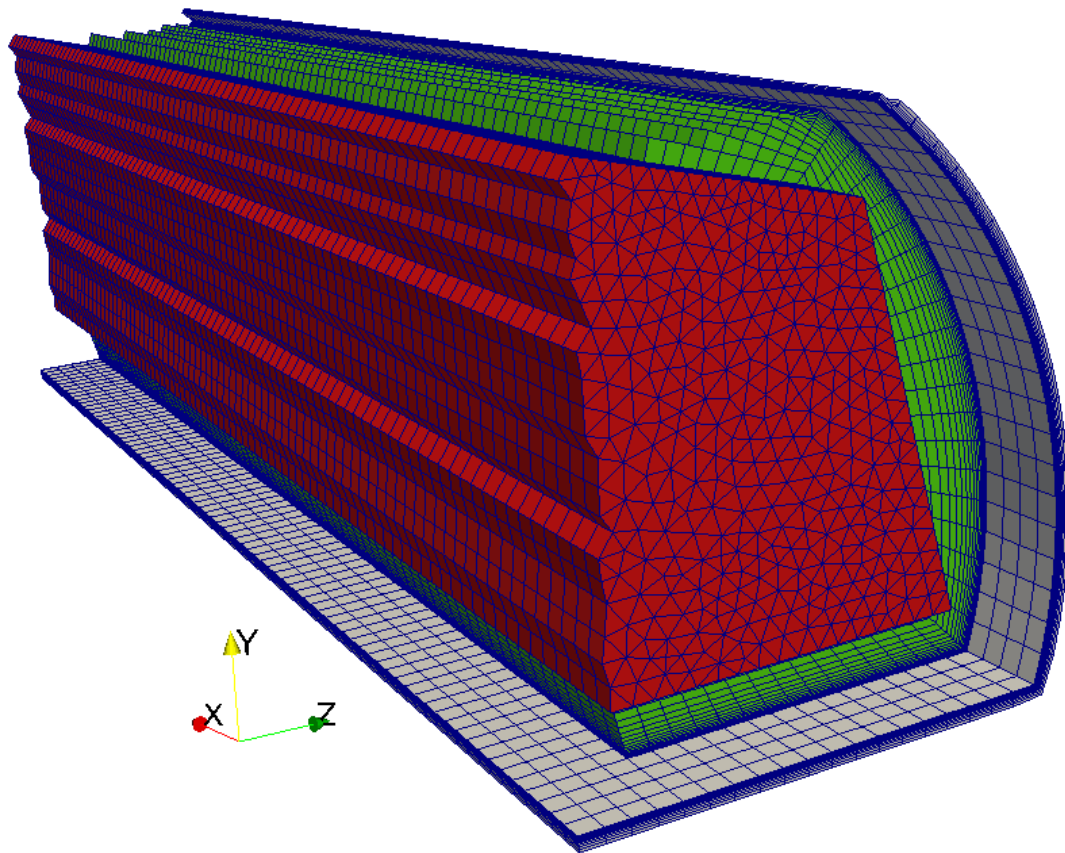


Abbildung 10: Volumennetz in Schnittansicht im fein aufgelösten Tunnelbereich

## 4 VERGLEICHSFALL

Die Berechnungen für den Forschungsauftrag des RVS-Ausschusses wurden gemeinschaftlich von ILF und FVT durchgeführt. Da sich die Simulationssoftware und die verwendeten Solver, die von ILF und FVT verwendet werden unterscheiden, wurde vor Beginn der eigentlichen Rechnungen von beiden Firmen ein Vergleichsfall untersucht. Die Ergebnisse von ILF und FVT wurden verglichen und sind im Folgenden aufgetragen.

### 4.1 Geometrie

Die für den Vergleichsfall verwendete Geometrie entspricht der der Rechenfälle mit einem Tunnelquerschnitt von 53 m<sup>2</sup>. Auch die Netzgeometrie ist zu der des kleineren Tunnels identisch. Geometriedaten und Netzdaten sind daher dem Kapitel 3 zu entnehmen.

### 4.2 Randbedingungen

Der Vergleichsfall wurde für eine Wärmequelle mit 30 MW und einer Eintrittsströmungsgeschwindigkeit von 1,5 m/s berechnet. Die Simulationsdauer betrug 400 s. Alle weiteren Parameter entsprechen denen der anderen Rechenfälle und sind dem entsprechenden Kapitel zu entnehmen.

### 4.3 Simulationsergebnisse für den Vergleichsfall

Die nachfolgenden Abbildungen zeigen die Simulationsergebnisse für den Vergleichsfall nach 100 s, 200 s, 300 s und 400 s. Verglichen werden jeweils die Ergebnisse der FVT und der ILF für denselben Zeitschritt. In Anbetracht der unterschiedlichen Simulationssoftware, unterschiedlicher Solver und Netzgeometrien stimmen die Ergebnisse gut überein.

Wenige Meter stromauf des Brandortes liegen die Temperaturen der FVT bei höheren Werten als die der ILF. Diese Unterschiede erstrecken sich über den Bereich des Backlayering. Bei den höheren Zeitschritten zeigen sich zudem Temperaturunterschiede stromab des Brandortes, die bis zu ca. 22°C betragen.

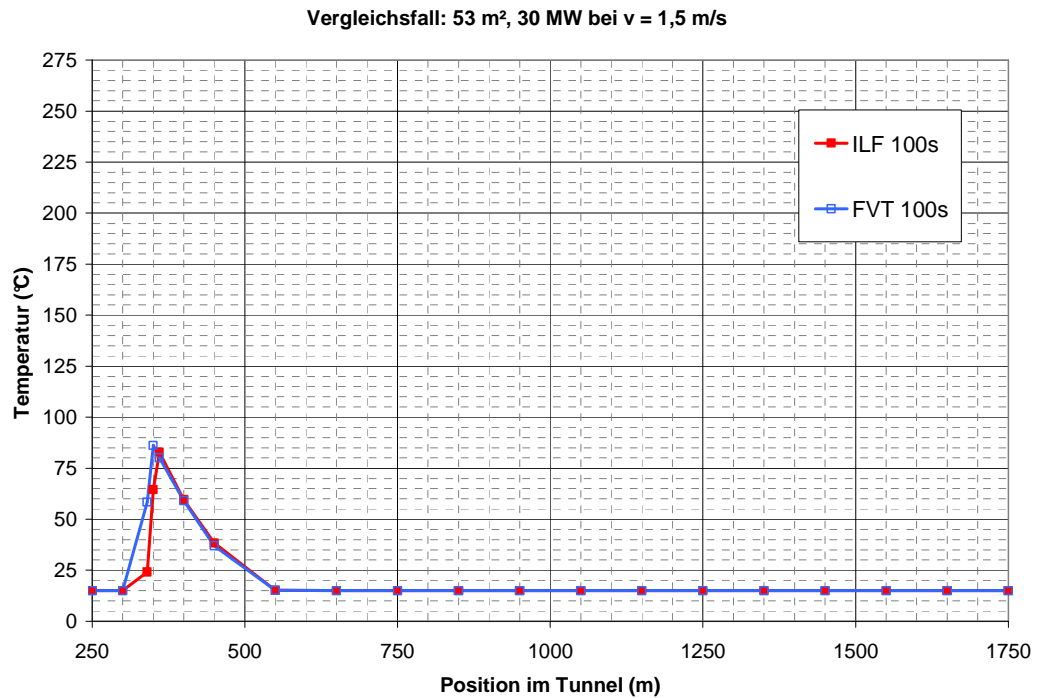


Abbildung 11: Vergleichsfall: Simulationsergebnisse von FVT und ILF nach 100 s im Vergleich

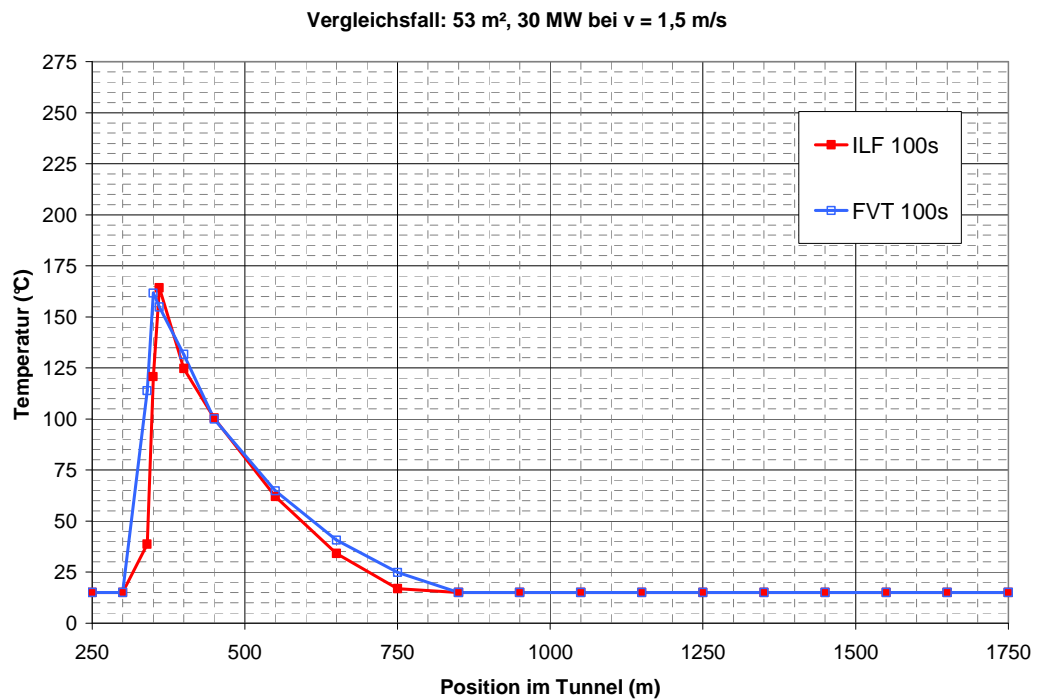


Abbildung 12: Vergleichsfall: Simulationsergebnisse von FVT und ILF nach 200 s im Vergleich

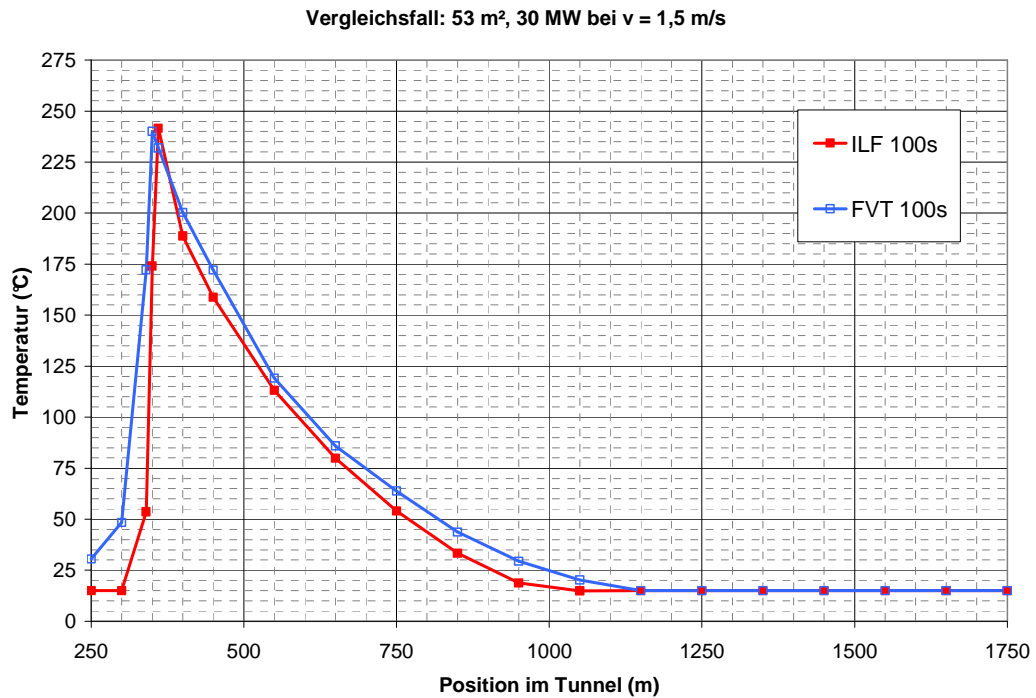


Abbildung 13: Vergleichsfall: Simulationsergebnisse von FVT und ILF nach 300 s im Vergleich

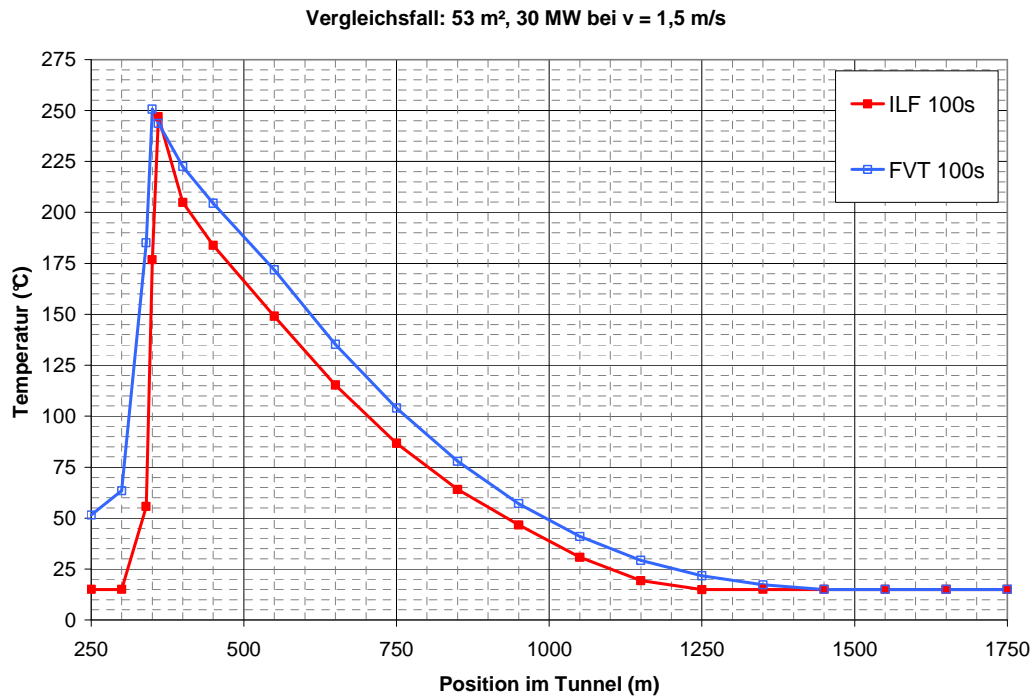


Abbildung 14: Vergleichsfall: Simulationsergebnisse von FVT und ILF nach 400 s im Vergleich

## 5 ERGEBNISSE DER 3D-CFD SIMULATIONEN

Die 4 Fälle mit unterschiedlicher Tunnelgeometrie wurden jeweils bei drei unterschiedlichen Strömungsgeschwindigkeiten gerechnet. Entsprechend ist die Vorstellung der Simulationsergebnisse unterteilt in drei Unterkapitel.

### 5.1 Simulationen mit 1,5 m/s Eintrittsgeschwindigkeit

#### 5.1.1 Temperaturverlauf entlang des Tunnels in Abhängigkeit der verstrichenen Zeit nach Ausbruch des Brandes

Abbildung 15 bis Abbildung 18 zeigen für die 4 Fälle bei einer Einströmgeschwindigkeit von 1,5 m/s den resultierenden Temperaturverlauf entlang des Tunnels in Abhängigkeit der verstrichenen Zeit nach Ausbruch des Brandes. Dargestellt sind jeweils die über den Querschnitt gemittelten Temperaturwerte. Gemäß den vorgegebenen Randbedingungen steigt die Brandlast während der ersten fünf Minuten linear bis zur maximalen Brandlast an. Die Maximaltemperatur im Tunnel steigt in dieser Phase bis zu ihrem Maximalwert. Da sich der Verlauf der Temperaturkurven nach einer gewissen Zeit nur noch unmerklich ändert, wurde die Simulationsdauer bei einigen Rechnungen in Bezug auf die in Kapitel 2.4 beschriebenen Randbedingungen (1200 s) verkürzt.

Der Temperaturunterschied zwischen der aufgeheizten Tunnelluft und der Wand ist nach dem Brandausbruch am Größten im Bereich direkt hinter dem Brandort. Hier stellt sich der größte Wärmestrom von der Luft in die Wand ein. In der Folge ist der Temperaturgradient entlang des Tunnels ( $dT/dx$ ) direkt hinter dem Brandort am größten und nimmt mit zunehmender Entfernung vom Brandort ab. Dies zeigt sich deutlich anhand der Steigung der Temperaturkurven. Die Position im Tunnel, ab der Umgebungstemperatur ( $15^{\circ}\text{C}$ ) herrscht verschiebt sich mit fortschreitender Zeit entlang der Tunnelachse in Richtung des Ausfahrtsportals. Mit zunehmender Aufheizung der Tunnelluft sowie der Wand kühlt sich die Tunnelluft durch Wärmeabgabe in das Bauwerk erst über eine entsprechend längere Strecke ab. Nach einer gewissen Zeit sind die zeitlichen Änderungen der Temperaturkurve gering und die Temperaturkurven der hohen Zeitschritte nähern sich einander an.

Fall 1: 53 m<sup>2</sup>, 30 MW bei v = 1,5 m/s

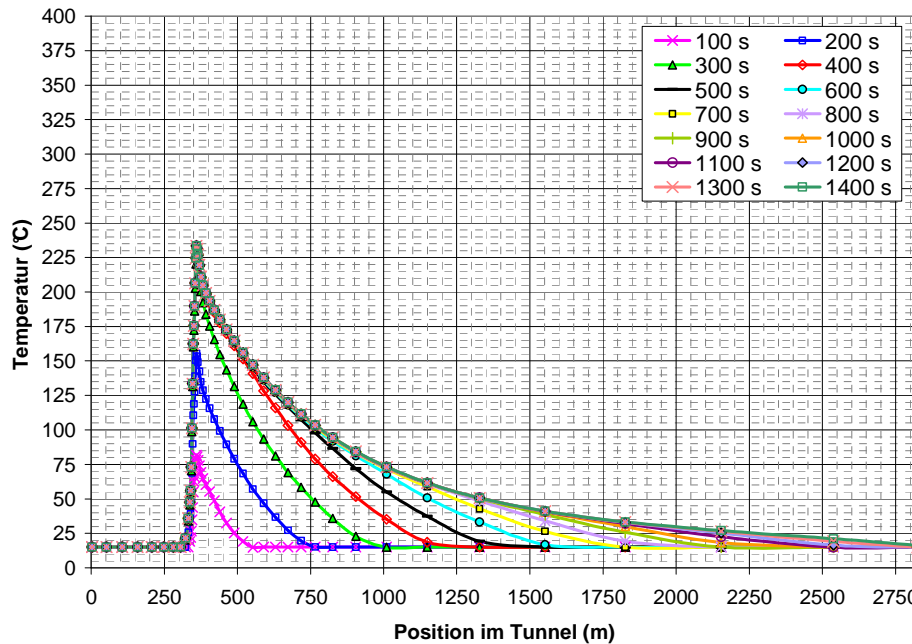


Abbildung 15: 3D-CFD, Fall 1, v = 1,5 m/s: Temperaturverlauf entlang des Tunnels in Abhängigkeit der verstrichenen Zeit nach Brandausbruch

Fall 2: 53 m<sup>2</sup>, 50 MW bei v = 1,5 m/s

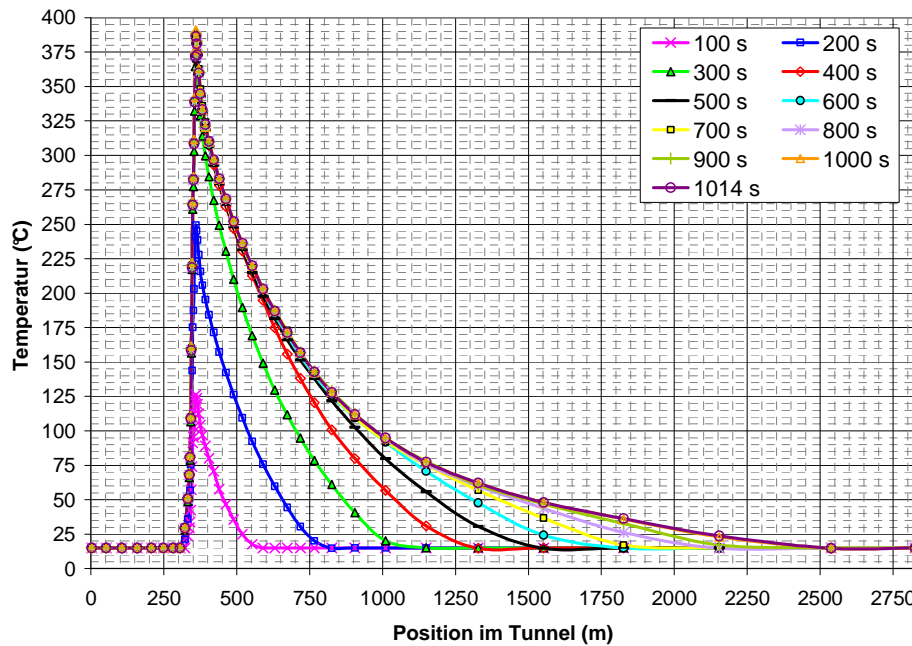


Abbildung 16: 3D-CFD, Fall 2, v = 1,5 m/s: Temperaturverlauf entlang des Tunnels in Abhängigkeit der verstrichenen Zeit nach Brandausbruch



Fall 5: 70 m<sup>2</sup>, 30 MW bei v = 1,5 m/s

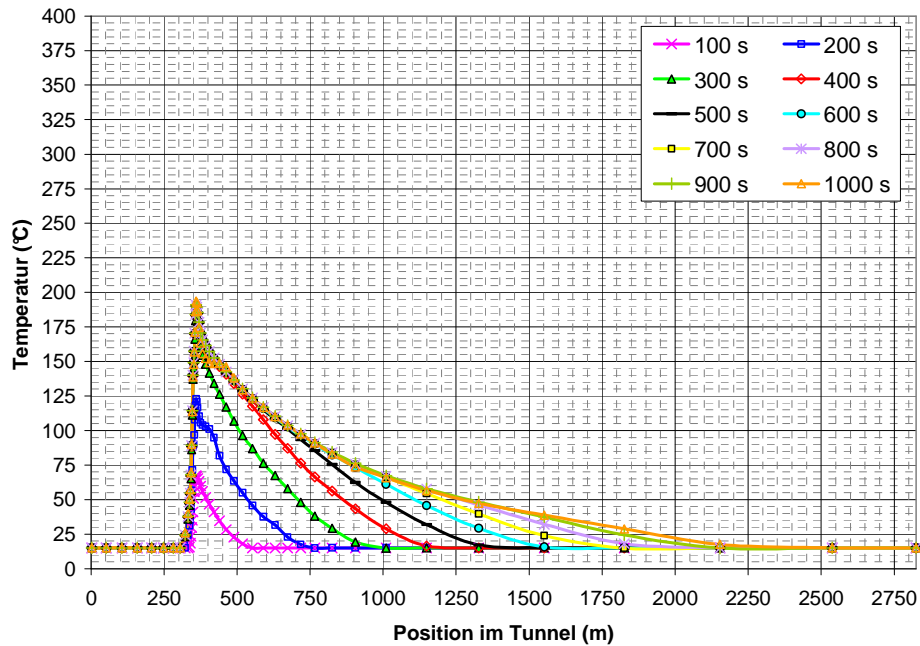


Abbildung 17: 3D-CFD, Fall 5, v = 1,5 m/s: Temperaturverlauf entlang des Tunnels in Abhängigkeit der verstrichenen Zeit nach Brandausbruch

Fall 6: 70 m<sup>2</sup>, 50 MW bei v = 1,5 m/s

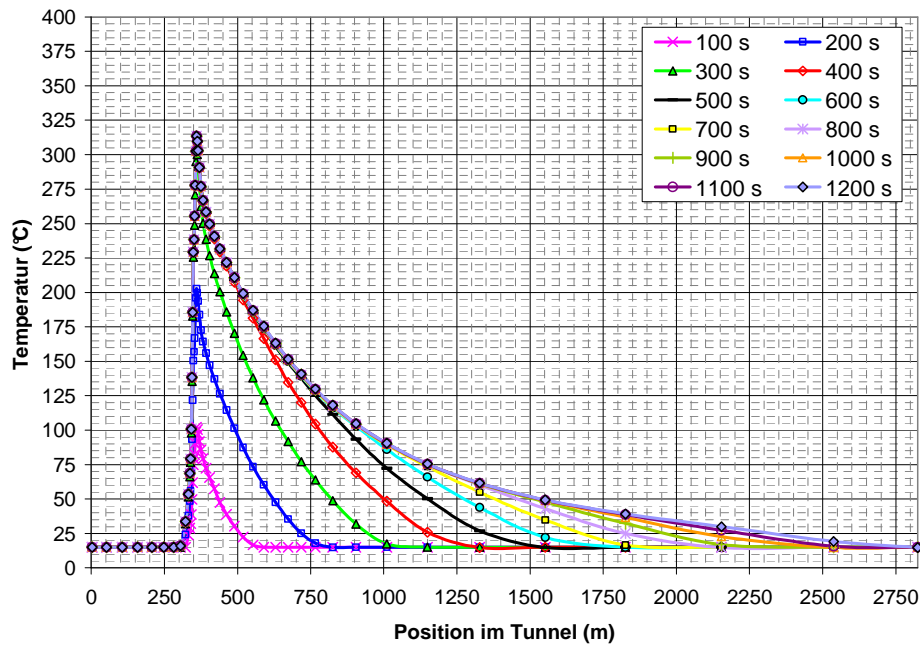


Abbildung 18: 3D-CFD, Fall 6, v = 1,5 m/s: Temperaturverlauf entlang des Tunnels in Abhängigkeit der verstrichenen Zeit nach Brandausbruch

### 5.1.2 Einfluss von Strömungsquerschnitt und Brandlast auf die Temperaturkurven

Der Einfluss der Parameter Querschnittsfläche und Brandlast auf den Verlauf der Temperaturkurve geht aus Abbildung 19 hervor. Hier sind die Temperaturverläufe aller vier Fälle jeweils nach 1000 s aufgetragen. Das Anheben der Brandlast von 30 MW auf 50 MW bewirkt bei dem größeren Querschnitt (70 m<sup>2</sup>) eine Zunahme der auftretenden Temperaturspitze um rd. 123°C von rd. 191°C auf rd. 314°C. Für den kleineren Querschnitt steigt die Temperaturspitze um rd. 154°C von rd. 234 auf rd. 388°C. Die Zunahme der Querschnittsfläche von 53 m<sup>2</sup> auf 70 m<sup>2</sup> bewirkt ein Absinken der resultierenden Temperaturen im Tunnel.

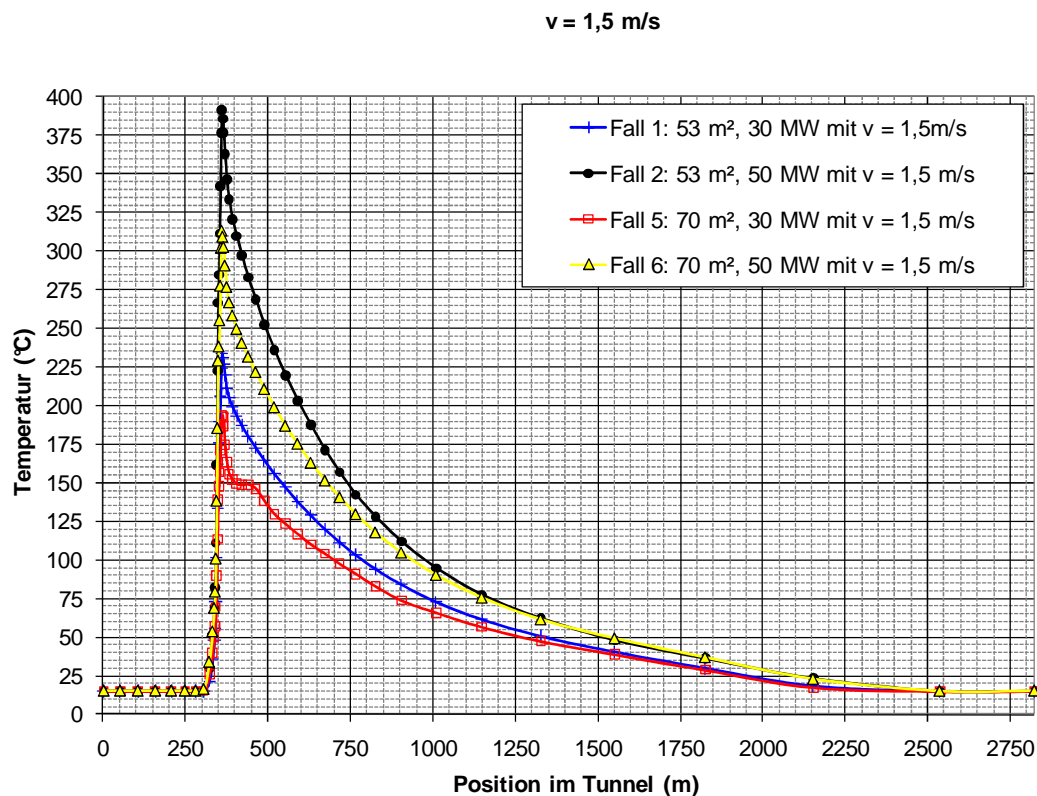


Abbildung 19: Temperaturverlauf entlang des Tunnels nach 1000 s bei Variation der Parameter Querschnittsfläche und Brandlast für eine Strömungsgeschwindigkeit von  $v = 1,5 \text{ m/s}$

## 5.2 Simulationen mit kritischer Strömungsgeschwindigkeit

### 5.2.1 Kritische Geschwindigkeit

Die kritische Geschwindigkeit bezeichnet jene Geschwindigkeit, die im Brandfall mindestens erreicht werden muss um ein Rückströmen der heißen Rauchgase in den sicheren Bereich des längsgelüfteten Tunnels (stromauf des Brandortes) zu verhindern.

Da die RVS keine Angabe zur Berechnung der kritischen Geschwindigkeit macht, wurde diese anhand der nachstehenden Formeln lt. SES Version 4 [2], Teil 1 Seite 9-3 ermittelt.

$$v_C = K_g * \sqrt[3]{\frac{g * H * Q}{4,5 * \rho_\infty * c_p * A * T_f}} \quad (1)$$

$$T_f = \frac{Q}{\rho_\infty * c_p * A * v_C} + T_\infty \quad (2)$$

$$K_g = 1 + 0,0374 * (grade)^{0,8} \quad (3)$$

mit:

$v_C$	: kritische Geschwindigkeit	[m/s]
$K_g$	: Faktor in Abhängigkeit der Steigung	[1]
$g$	: Erdbeschleunigung	[m/s <sup>2</sup> ]
$H$	: Höhe der lichten Querschnittsfläche	[m <sup>2</sup> ]
$Q$	: Brandleistung	[W]
$\rho_\infty$	: Umgebungsluftdichte	[kg/m <sup>3</sup> ]
$A$	: Querschnittsfläche	[m <sup>2</sup> ]
$T_f$	: Temperatur der heißen Brandgase	[K]
$c_p$	: spezifische Wärmekapazität	[J/kg.K]
$T_\infty$	: Umgebungstemperatur	[K]
$grade$	: Steigung des Tunnels	[%]

Für den Steigungsfaktor  $K_g$  wird gemäß NFPA 502 [3] folgende Korrektur berücksichtigt:

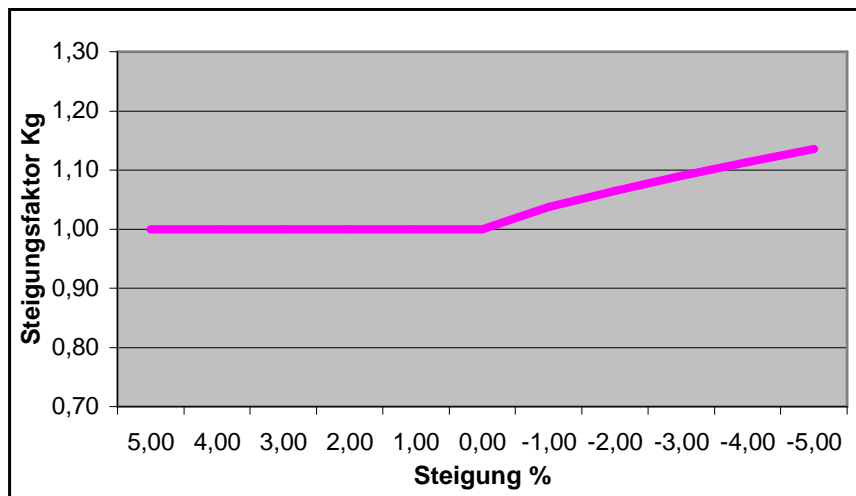


Abbildung 20: Korrektur für den Steigungsfaktor der SES Formeln gemäß NFPA 502

Tabelle 5 führt die kritische Geschwindigkeit für die unterschiedlichen Fälle auf.

Tabelle 5: Kritische Geschwindigkeit

	Kritische Geschwindigkeit
Fall 1 mit 53 m <sup>2</sup> , 30 MW	2,5 m/s
Fall 2 mit 53 m <sup>2</sup> , 50 MW	2,8 m/s
Fall 5 mit 70 m <sup>2</sup> , 30 MW	2,6 m/s
Fall 6 mit 70 m <sup>2</sup> , 50 MW	3,0 m/s

### 5.2.2 Temperaturverlauf entlang des Tunnels in Abhängigkeit der verstrichenen Zeit nach Ausbruch des Brandes

Abbildung 21 bis Abbildung 24 zeigen analog dem Kapitel 5.1.1 die Temperaturverläufe entlang des Tunnels für Zeitschritte von 100s. Die Ergebnisse der einzelnen Rechenfälle sind separat in Abhängigkeit der Zeit für die jeweilige kritische Strömungsgeschwindigkeit dargestellt. Da sich der Verlauf der Temperaturkurven nach einer gewissen Zeit nur noch unmerklich ändert, wurde auch hier die Simulationsdauer bei einigen Rechnungen in Bezug auf die in Kapitel 2.4 beschriebenen Randbedingungen (1200 s) verkürzt.

Fall 1: 53 m<sup>2</sup>, 30 MW bei  $v_{krit} = 2,5$  m/s

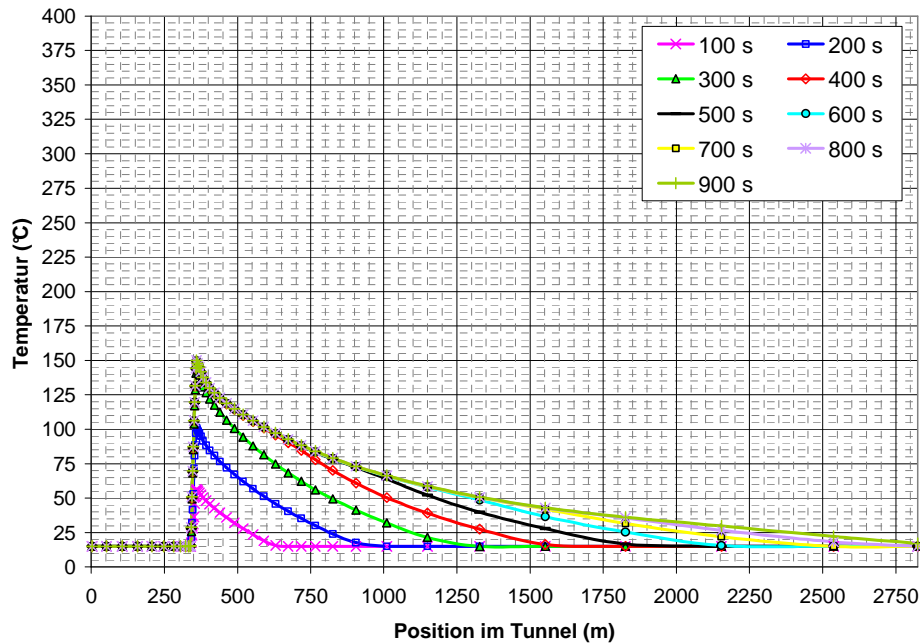


Abbildung 21: 3D-CFD, Fall 1,  $v_{krit}$ : Temperaturverlauf entlang des Tunnels in Abhängigkeit der verstrichenen Zeit nach Brandausbruch

Fall 2: 53 m<sup>2</sup>, 50 MW bei  $v_{krit} = 2,8$  m/s

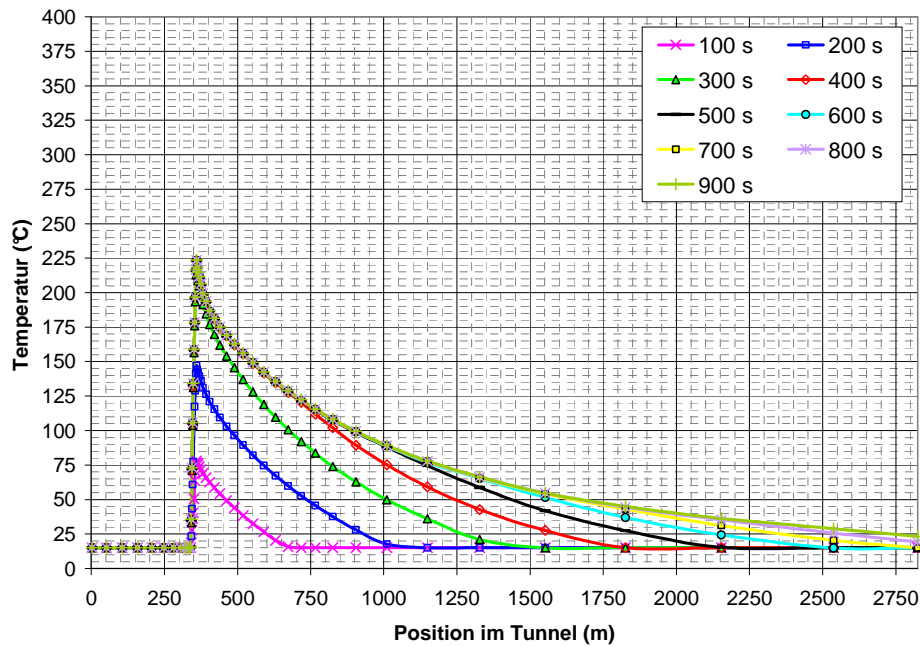


Abbildung 22: 3D-CFD, Fall 2,  $v_{krit}$ : Temperaturverlauf entlang des Tunnels in Abhängigkeit der verstrichenen Zeit nach Brandausbruch

Fall 5: 70 m<sup>2</sup>, 30 MW bei v<sub>krit</sub> = 2,6 m/s

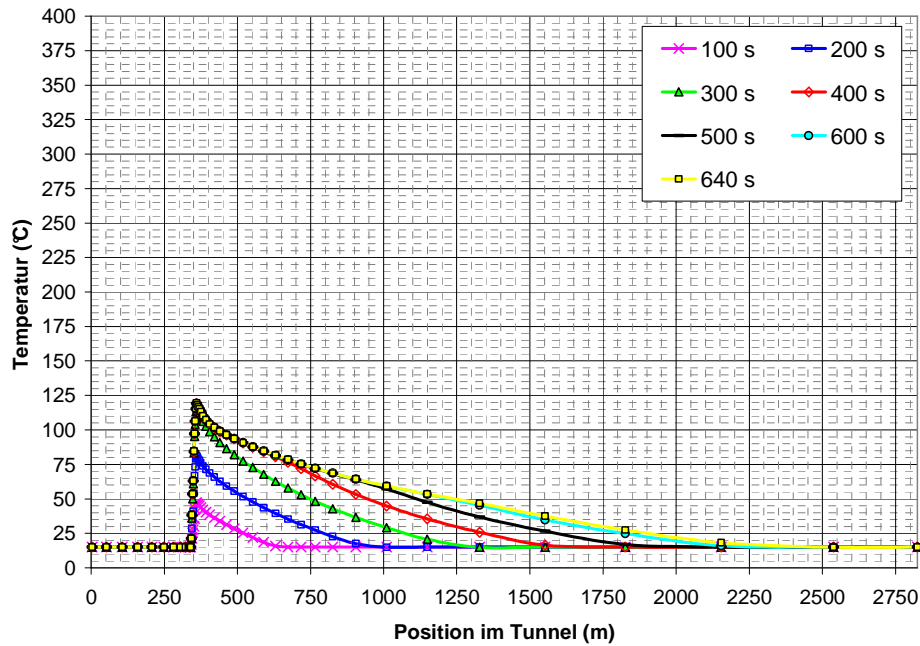


Abbildung 23: 3D-CFD, Fall 5, v<sub>krit</sub>: Temperaturverlauf entlang des Tunnels in Abhängigkeit der verstrichenen Zeit nach Brandausbruch

Fall 6: 70 m<sup>2</sup>, 50 MW bei v<sub>krit</sub> = 3,0 m/s

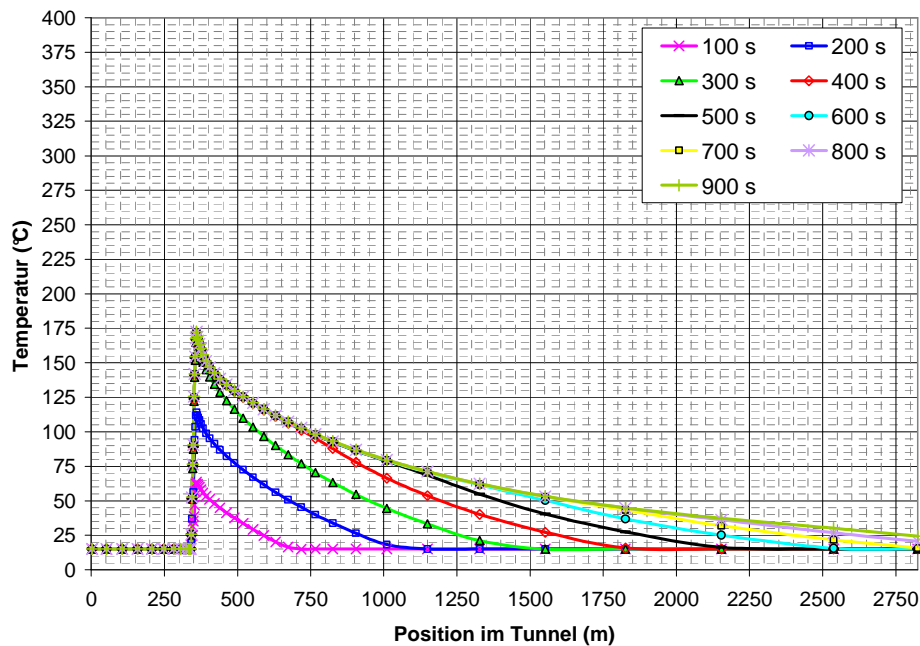


Abbildung 24: 3D-CFD, Fall 6, v<sub>krit</sub>: Temperaturverlauf entlang des Tunnels in Abhängigkeit der verstrichenen Zeit nach Brandausbruch

### 5.2.3 Einfluss von Strömungsquerschnitt und Brandlast auf die Temperaturkurven

In Abbildung 25 sind für alle vier Fälle die Temperaturverläufe nach 600 s aufgetragen. Zu beachten ist bei dieser Darstellung, dass die Temperaturkurven jeweils für die kritische Strömungsgeschwindigkeit aufgezeichnet wurden, die von Fall zu Fall differiert.

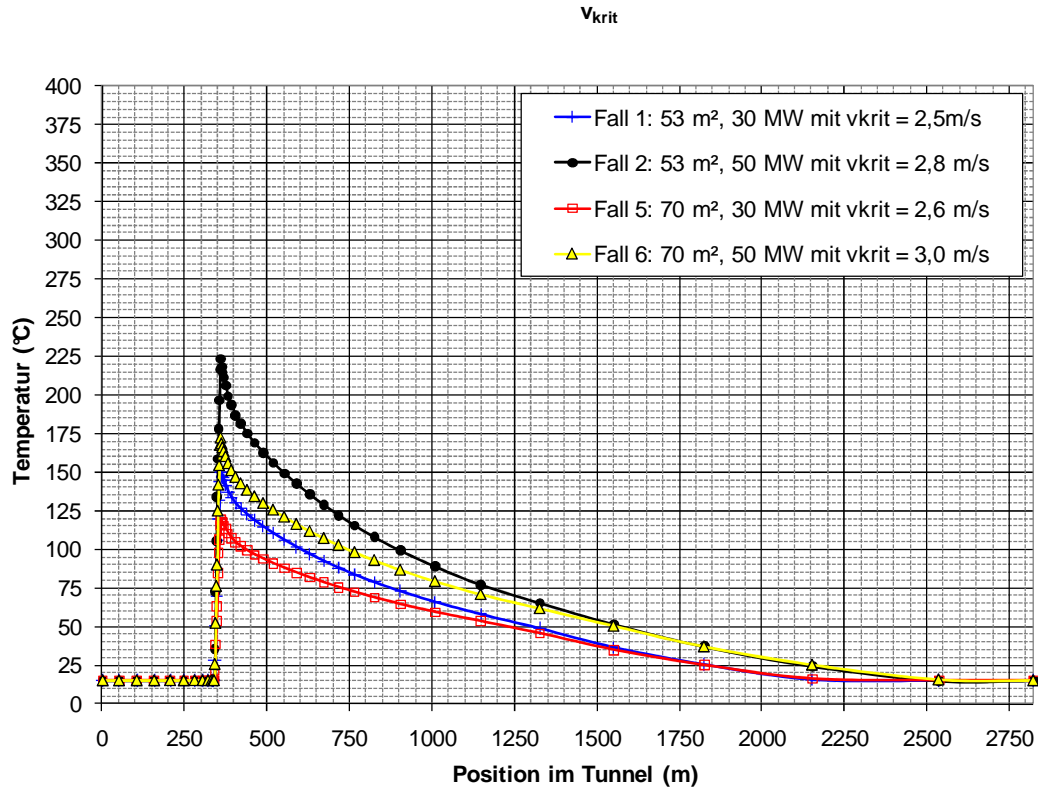


Abbildung 25: Temperaturverlauf entlang des Tunnels nach 600 s bei Variation der Parameter Querschnittsfläche und Brandlast für kritische Strömungsgeschwindigkeit

## 5.3 Simulationen mit 2 m/s bzw. 120 m³/s

### 5.3.1 Strömungsgeschwindigkeit bei Auslegung entsprechend der RVS 09.02.31

Im Brandfall ist entsprechend der RVS 09.02.31 im längsgelüfteten Tunnel unter den in Abschnitt 2.1 erläuterten Randbedingungen eine Strömungsgeschwindigkeit von 2 m/s oder ein Luftvolumenstrom von 120 m³/s zu erreichen. Der jeweils kritischere der beiden Werte ist für die Auslegung der Lüftungsanlage maßgebend. Tabelle 6 zeigt für die verschiedenen Rechenfälle die kritischere und somit maßgebende Bedingung sowie die aus dieser Bedingung resultierende erforderliche Strömungsgeschwindigkeit. Für den kleineren Strömungsquerschnitt (53 m²) beträgt die erforderliche Strömungsgeschwindigkeit 2,26 m/s, für den größeren Querschnitt (70 m²) 2,0 m/s.

Tabelle 6: Auslegungsgeschwindigkeit nach RVS 09.02.31

	Querschnitts- fläche	Maßgebende Bedingung der RVS 09.02.31	Resultierende Längsgeschwindigkeit
Fall 1	53 m <sup>2</sup>	120 m <sup>3</sup> /s	2,26 m/s
Fall 2	53 m <sup>2</sup>	120 m <sup>3</sup> /s	2,26 m/s
Fall 5	70 m <sup>2</sup>	2 m/s	2 m/s
Fall 6	70 m <sup>2</sup>	2 m/s	2 m/s

### 5.3.2 Temperaturverlauf entlang des Tunnels in Abhängigkeit der verstrichenen Zeit nach Ausbruch des Brandes

Abbildung 26 bis Abbildung 29 zeigen analog dem Kapitel 5.1.1 die Temperaturverläufe entlang des Tunnels für Zeitschritte von 100s. Die Ergebnisse der einzelnen Rechenfälle sind separat in Abhängigkeit der Zeit für die jeweilige auslegungsrelevante Strömungsgeschwindigkeit dargestellt. Da sich der Verlauf der Temperaturkurven nach einer gewissen Zeit nur noch unmerklich ändert, wurde auch hier die Simulationsdauer bei einigen Rechnungen in Bezug auf die in Kapitel 2.4 beschriebenen Randbedingungen (1200 s) verkürzt.



Fall 1: 53 m<sup>2</sup>, 30 MW bei v = 2,26 m/s

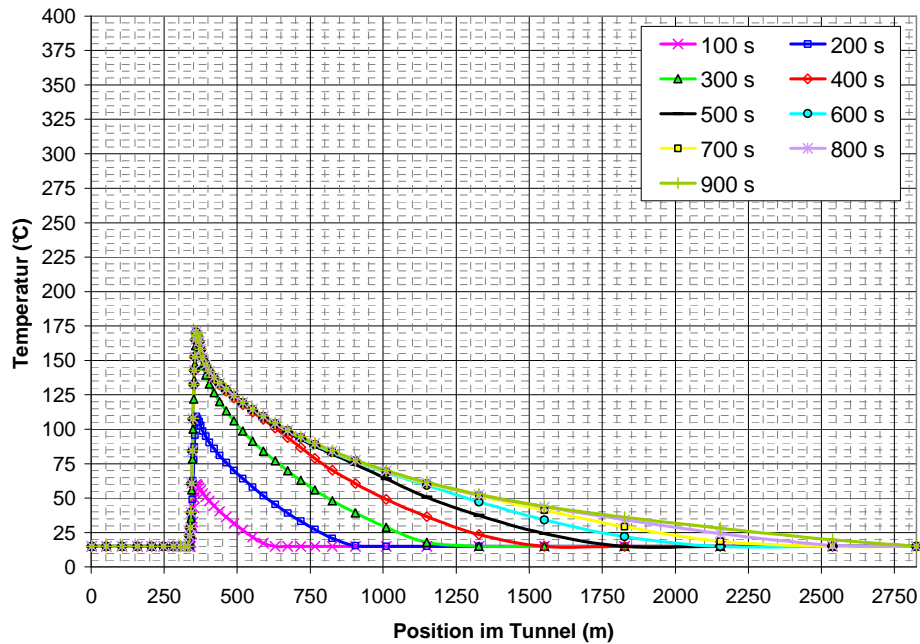


Abbildung 26: 3D-CFD, Fall 1, v = 2,26 m/s: Temperaturverlauf entlang des Tunnels in Abhängigkeit der verstrichenen Zeit nach Brandausbruch

Fall 2: 53 m<sup>2</sup>, 50 MW bei v = 2,26 m/s

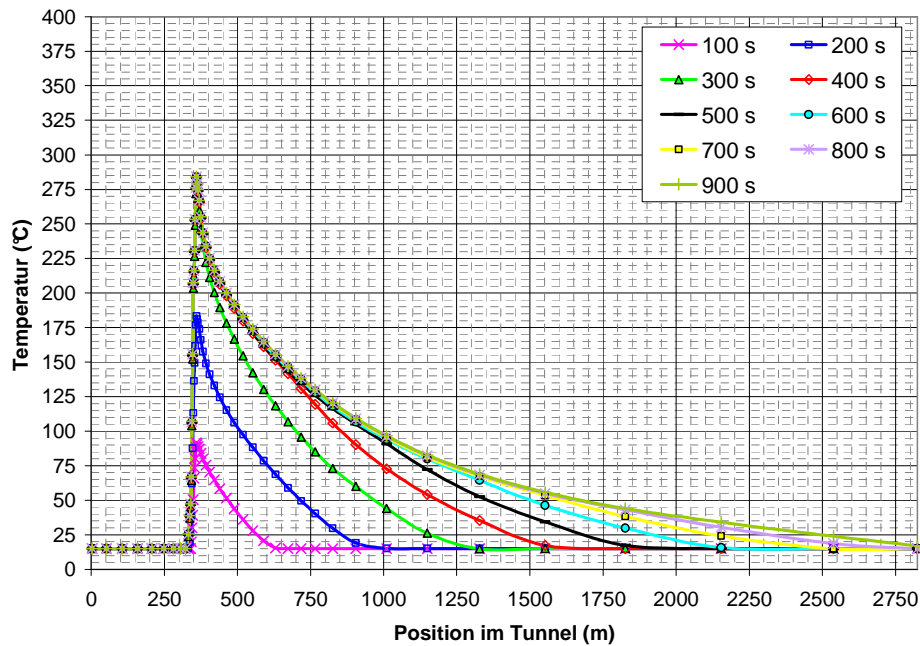


Abbildung 27: 3D-CFD, Fall 2, v = 2,26 m/s: Temperaturverlauf entlang des Tunnels in Abhängigkeit der verstrichenen Zeit nach Brandausbruch

Fall 5: 70 m<sup>2</sup>, 30 MW bei v = 2,0 m/s

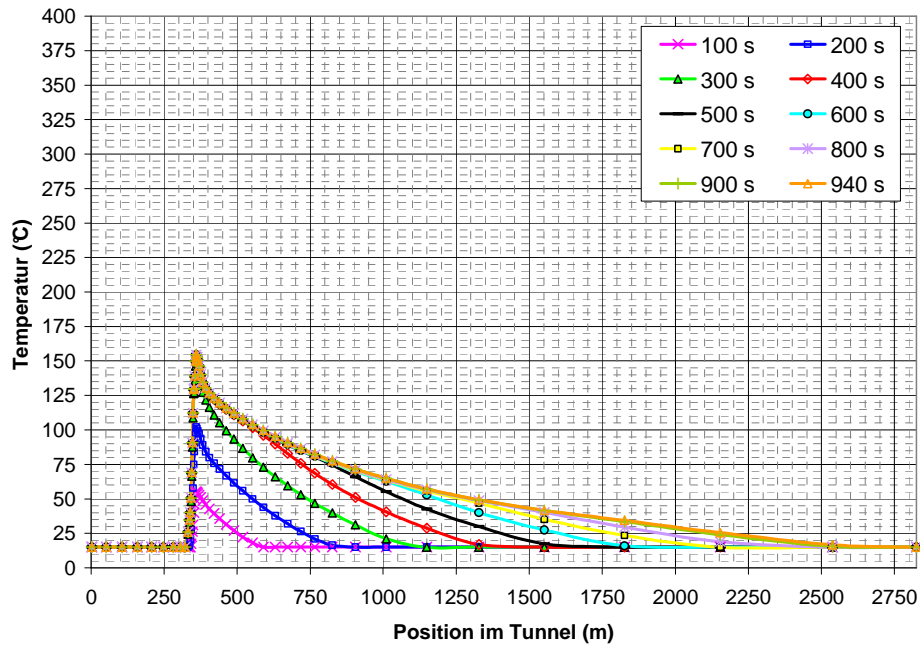


Abbildung 28: 3D-CFD, Fall 5, v = 2,0 m/s: Temperaturverlauf entlang des Tunnels in Abhängigkeit der verstrichenen Zeit nach Brandausbruch

Fall 6: 70 m<sup>2</sup>, 50 MW bei v = 2,0 m/s

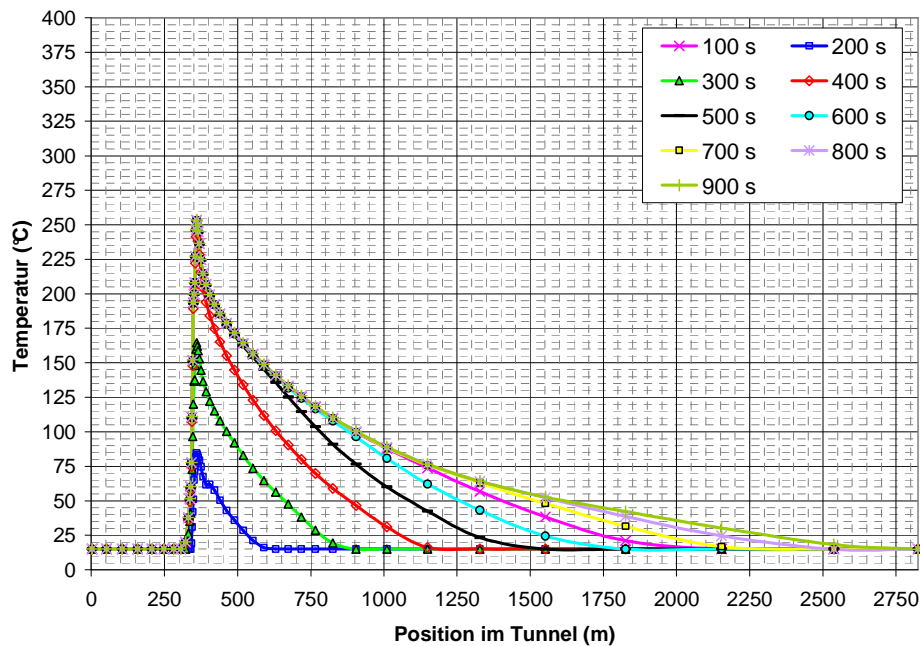


Abbildung 29: 3D-CFD, Fall 6, v = 2,0 m/s: Temperaturverlauf entlang des Tunnels in Abhängigkeit der verstrichenen Zeit nach Brandausbruch

### 5.3.3 Einfluss von Strömungsquerschnitt und Brandlast auf die Temperaturkurven

In Abbildung 30 sind die Temperaturverläufe des jeweils letzten Zeitschrittes für alle vier Fälle aufgetragen. Zu beachten ist bei dieser Darstellung, dass die Temperaturkurven jeweils für die nach RVS 09.02.31 [1] auslegungsrelevante Strömungsgeschwindigkeit aufgezeichnet wurden, die abhängig vom Strömungsquerschnitt ist.

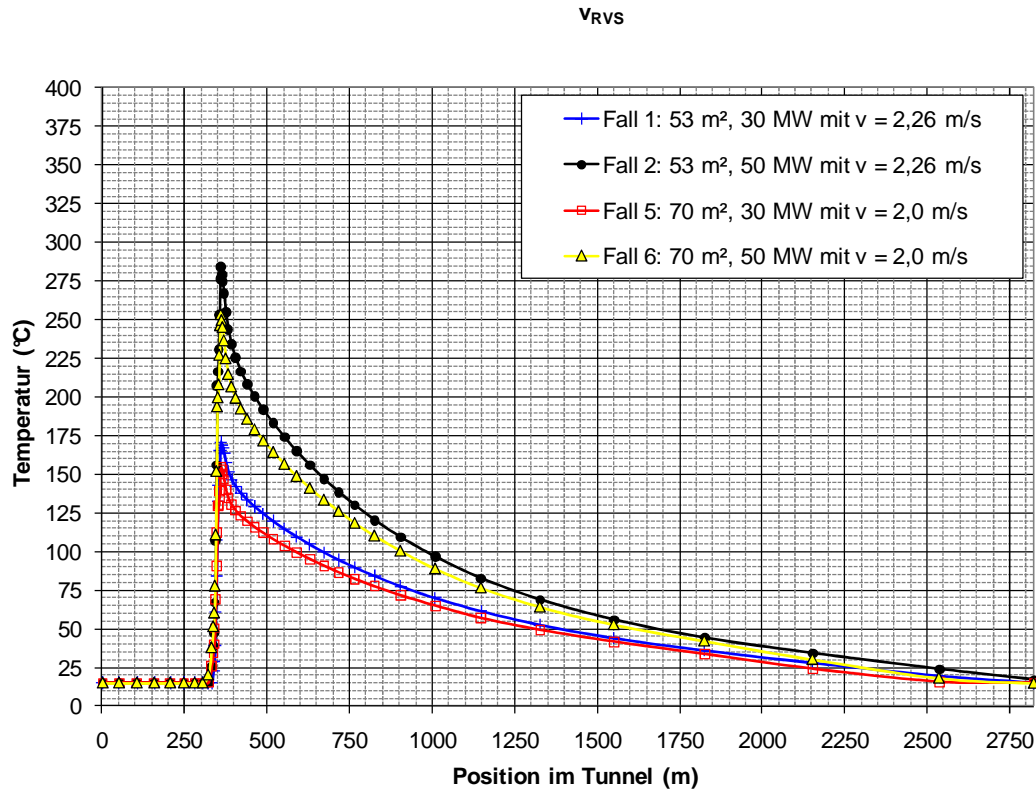


Abbildung 30: Temperaturverlauf entlang des Tunnels nach 900 s bei Variation der Parameter Querschnittsfläche und Brandlast für Auslegungs-Strömungsgeschwindigkeit

## 5.4 Analyse der numerischen Ergebnisse

Tabelle 7 enthält für alle CFD-Rechnungen die ermittelte Länge des Brandabschnittes sowie die gemittelte Temperaturerhöhung über den Brandabschnitt ( $\Delta T_m$ ). Für die betrachteten Fälle liefert die RVS 09.02.31 nach Tabelle 1 bezüglich der Länge des Brandabschnittes einen Wert von  $L_{\text{Brand}} = 800$  m. Diese Länge weicht in allen Fällen von den numerisch ermittelten Werten ab. Die mittlere Temperaturerhöhung in Tabelle 1 der RVS bezieht sich auf die Länge des Brandabschnittes von  $L_{\text{Brand}} = 800$  m. Der RVS 09.02.31 ist jedoch nicht klärend zu entnehmen, ob die angegebene Temperaturerhöhung aus einer Umlegung der Temperaturerhöhung über einen längeren

Brandabschnitt auf einen Abschnitt von 800 m resultiert, oder ob die Länge des Brandabschnittes tatsächlich 800 m beträgt.

Um die Simulationsergebnisse mit den Vorgaben der RVS vergleichen zu können, wurde die mittlere Temperaturerhöhung für alle Rechenfälle auch über einen Abschnitt von 800 m ab dem Brandort ausgewertet. Dieser Wert wird mit  $\Delta T_{m,800}$  bezeichnet. Die Größe  $\Delta T_{m,umgelegt}$  bezeichnet hingegen die auf eine Länge von 800 m umgelegte Temperaturerhöhung  $\Delta T_m$ . Die entsprechende Abhängigkeit lautet:

$$\Delta T_{m,umgelegt} = \frac{\Delta T_m \cdot x_U}{800m}$$

Tabelle 7: Ergebnisse der 3D-CDF-Rechnungen

Fall	v	Brandlast	Querschnitt	$x_U$	$\Delta T_m$	$\Delta T_{m,800m}$	$\Delta T_{m,umgelegt}$
	[m/s]	[MW]	[m <sup>2</sup> ]	[m]	[K]	[K]	[K]
1	1,5	30	53 m <sup>2</sup>	2500	44,4	101,7	138,8
1	$v_{krit}=2,5$	30	53 m <sup>2</sup>	2500	36,9	74,9	115,3
1	$V_{RVS}=2,26$	30	53 m <sup>2</sup>	2500	38,7	81,7	120,9
2	1,5	50	53 m <sup>2</sup>	2120	73,2	154,1	194,0
2	$v_{krit}=2,8$	50	53 m <sup>2</sup>	2500	54,5	110,1	170,3
2	$V_{RVS}=2,26$	50	53 m <sup>2</sup>	2500	59,2	128,3	185,1
5	1,5	30	70 m <sup>2</sup>	1947	45,2	84,2	110,0
5	$v_{krit}=2,6$	30	70 m <sup>2</sup>	2032	33,9	61,2	86,0
5	$V_{RVS}=2,0$	30	70 m <sup>2</sup>	2352	36,5	73,2	107,2
6	1,5	50	70 m <sup>2</sup>	2401	59,6	132,8	178,8
6	$v_{krit}=3,0$	50	70 m <sup>2</sup>	2500	47,6	89,3	148,6
6	$V_{RVS}=2,0$	50	70 m <sup>2</sup>	2352	55,6	114,8	163,4

Tabelle 8: Vergleich der Simulationsergebnisse bei Auslegungs-  
Strömungsgeschwindigkeit ( $v_{RVS}$ ) mit den Vorgaben der RVS 09.02.31

CDF-Studie ( $v_{RVS}$ )					RVS-Vorgabe	
Fall	$x_U$ [m]	$\Delta T_m$ [°C]	$\Delta T_{m,800}$ [°C]	$\Delta T_{m,umgelegt}$ [°C]	$L_{Brand}$ [m]	$\Delta T_{Brand}$ [°C]
1	2500	36,9	81,7	120,9	800	65
2	2500	59,2	128,3	185,1	800	90
5	2352	36,5	73,2	107,2	800	65
6	2352	55,6	114,8	163,4	800	90

Tabelle 8 zeigt den direkten Vergleich der Simulationsergebnisse bei Auslegungs-  
Strömungsgeschwindigkeit ( $v_{RVS}$ ) mit den entsprechenden Werten in der RVS 09.02.31  
(vgl. Tabelle 1). Die numerisch berechneten, mittleren Temperaturanstiege bei  
Auslegungs-Strömungsgeschwindigkeit  $\Delta T_{m,800m}$  und  $\Delta T_{m,umgelegt}$  liegen bei deutlich  
höheren Werten als die entsprechenden Werte der RVS 09.02.31. Für den Fall 1 liegt  
der mittlere Temperaturanstieg über 800 m stromab des Brandes ( $\Delta T_{m,800}$ ) um 16,7 C  
über der Vorgabe der RVS. Der umgelegte Wert ( $\Delta T_{m,umgelegt}$ ) ist entsprechend höher und  
liegt 55,9°C über der RVS-Vorgabe. Für den Fall 2 liegt der mittlere Temperaturanstieg  
 $\Delta T_{m,800}$  um 38,3°C über der RVS-Vorgabe, für den Fall 5 um 8,2°C und für den Fall 6 um  
24,8°C. Die Abweichungen der numerischen Ergebnisse von der RVS-Vorgabe sind in  
Tabelle 9 verzeichnet. Die Differenz zwischen der mittleren Temperaturerhöhung  $\Delta T_{m,800}$   
und der RVS-Vorgabe beträgt zwischen 12,6 % und 42,6 % des RVS-Wertes und ist  
somit verhältnismäßig groß. Die Differenz zwischen der mittleren Temperaturerhöhung  
 $\Delta T_{m,umgelegt}$  und der RVS-Vorgabe ist ihrer Definition gemäß noch größer und liegt  
zwischen 64,9 % und 105,7 %.

Die numerisch ermittelte Länge des Brandabschnittes ist deutlich größer als die von der  
RVS vorgegebenen 800 m. Für Fall 1 und Fall 2 liegt sie bei 2500 m, für Fall 5 und Fall 6  
beträgt die Länge des Brandabschnittes ca. 2352 m. Zu beachten ist hierbei, dass die  
Genauigkeit, mit der die Länge des Brandabschnittes angegeben werden kann, u. a. von  
der Netzauflösung im Bereich des Ausfahrtsportals abhängt, die bei etwa 50 m liegt.

Tabelle 9: Abweichungen zwischen RVS-Vorgabe und numerischen Rechenergebnissen bei Auslegungs-Geschwindigkeit

Fall	1	2	3	4
$\Delta T_{m,800} - \Delta T_{Brand} \text{ [}^\circ\text{C]}$	16,7	38,3	8,2	24,8
$\Delta T_{m,umgelegt} - \Delta T_{Brand} \text{ [}^\circ\text{C]}$	55,9	95,1	42,2	73,4
$\frac{(\Delta T_{m,800} - \Delta T_{Brand})}{\Delta T_{Brand}} * 100 \text{ [%]}$	25,7	42,6	12,6	27,6
$\frac{(\Delta T_{m,umgelegt} - \Delta T_{Brand})}{\Delta T_{Brand}} * 100 \text{ [%]}$	86	105,7	64,9	81,6

Die beste Übereinstimmung der numerisch ermittelten mittleren Temperaturerhöhung ( $\Delta T_{m,800}$  bzw.  $\Delta T_{m,umgelegt}$ ) mit den Vorgaben der RVS zeigt sich für kritische Strömungsgeschwindigkeit.

## 6 ADAPTION DER EINDIMENSIONALEN BERECHNUNGSGRUNDLAGE AN DIE 3D-CFD-ERGEBNISSE ÜBER EINE ANPASSUNG DES WÄRMEÜBERGANGSKOEFFIZIENTEN

Der Wärmestrom von der aufgeheizten Tunnelluft in das Bauwerk lässt sich ganz allgemein über die folgende Gleichung beschreiben:

$$\dot{Q} = \alpha \cdot A \cdot (T_L - T_W)$$

mit

$T_L$  : Lokale Temperatur der Tunnelluft in [K]

$T_W$  : Lokale Wandtemperatur in [K]

$\alpha$  : Wärmeübergangskoeffizient in [W/(m<sup>2</sup> K)]

$A$  : Trennfläche zwischen Luft und Wand.

Die lokalen Temperaturen von Tunnelluft und Wand variieren abhängig von der Entfernung zum Brandort. Zudem steigen die heißen Rauchgase in die Kalotte auf, weswegen sich auch über dem Querschnitt eine sehr unterschiedliche Temperaturverteilung einstellen wird. Der Wärmestrom in das Bauwerk ist von der lokalen Temperaturdifferenz zwischen der strömenden Luft und der Wand abhängig und ändert sich folglich über den Querschnitt wie auch entlang des Tunnels. Der Wärmeübergangskoeffizient ist u. a. abhängig von der lokalen Strömungsgeschwindigkeit, der Turbulenz der Strömung und der Oberflächenbeschaffenheit der Tunnelwand. In turbulenten Strömungen ist der Wärmeübergangskoeffizient eine Funktion der Nusselt-Zahl, welche ihrerseits bei gegebener Geometrie alleine von der Reynolds- und der Prandtl-Zahl abhängt.

Da eine generelle dreidimensionale Betrachtung während der Lüftungsauslegung einen ungerechtfertigt hohen Aufwand bedeuten würde, müssen die Ergebnisse der angefertigten 3D-CFD-Rechnungen in angemessener Weise auf eine eindimensionale Berechnungsvorschrift übertragen werden. Im Folgenden wird gezeigt, dass die vereinfachende Annahme eines konstanten jedoch von der Geometrie und der Brandlast abhängigen Wärmeübergangskoeffizienten eine gute Annäherung der eindimensionalen Berechnung an die 3D-CFD-Ergebnissen liefert. Die Anpassung der 1D-Temperaturverläufe an die 3D-Temperaturverläufe erfolgt daher nachfolgend über eine Adaption des Wärmeübergangskoeffizienten.

Während der eindimensionalen Lüftungsauslegung kann der Temperaturverlauf entlang des Tunnels nach folgender Gleichung berechnet werden:

$$T_{x,n} = T_{Fels} + (T_{x,n-1} - T_{Fels}) \cdot e^{\left(\frac{-\alpha \cdot U \cdot \Delta x}{c_p \cdot \dot{m}}\right)}$$

mit:

$T_{Fels}$	[K]	Tunnelwandtemperatur vor Ausbruch des Brandes
$T_{x,n}, T_{x,n-1}$	[K]	Temperatur am Ort $x_n$ bzw. $x_{n-1}$
$\alpha$	[W/(m <sup>2</sup> K)]	Wärmeübergangskoeffizient
$U$	[m]	Umfang
$\Delta x$	[m]	Länge des betrachteten Tunnelabschnitts ( $x_n - x_{n-1}$ )
$c_p$	[J/(kg K)]	Spezifische Wärmekapazität bei konstantem Druck
$\dot{m}$	[kg/s]	Massenstrom

Der Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha$  geht in den Exponenten der Temperaturgleichung ein. Im kalten Tunnelbereich stromauf des Brandortes liegt der Wärmeübergangskoeffizient bei einem deutlich geringeren Wert als stromab des Brandortes. Für die eindimensionale Berechnung wurde hier ein konstanter Wert von  $\alpha_{kalt} = 0,5 \text{ W/(m}^2\text{K)}$  verwendet. Basierend auf den Ergebnissen der 3D CFD-Rechnungen wird nun ein Wert für den Wärmeübergangskoeffizienten im heißen Tunnelbereich gesucht, der den realen, mittleren Temperaturanstieg durch den Brand möglichst exakt wiedergibt. Zunächst wird für jede der 12 numerischen Simulationen der mittlere Temperaturanstieg über die Länge des Brandabschnittes ermittelt. Die Länge des Brandabschnittes bezeichnet jenen Tunnelabschnitt zwischen dem Brandort und dem Punkt, an dem sich die Tunnelluft wieder auf Umgebungstemperatur abgekühlt hat. Diese Länge wird im Folgenden mit  $x_U$  bezeichnet. Über die Länge des Brandabschnittes  $x_U$  wird die nun die mittlere Temperatur als Differenz zur Umgebungstemperatur berechnet. Analog wird für die eindimensionale Berechnung die mittlere Temperaturerhöhung über den Brandabschnitt bestimmt. Nachfolgend wird der Wärmeübergangskoeffizient in der oben aufgeführten Temperaturgleichung derart angepasst, dass sich die brandbedingte, mittlere Temperaturerhöhung der 1D-Rechnung der des 3D-Ergebnisses angleicht.

Die drei nachfolgenden Kapitel zeigen die Adaption von 1D- und 3D-Temperaturverläufen aufgegliedert in einzelne Abschnitte für die unterschiedlichen Einströmgeschwindigkeiten.

### 6.1.1 Adaption 1D/ 3D bei $v = 1,5 \text{ m/s}$

Abbildung 31 bis Abbildung 34 zeigen die 3D-Temperaturkurven des letzten Zeitschrittes bei einer Einströmgeschwindigkeit von  $1,5 \text{ m/s}$ . Als Vergleich sind in die Diagramme jeweils die Temperaturkurven der eindimensionalen Rechnung aufgenommen, die durch Anpassung des Wärmeübergangskoeffizienten an die Kurven der dreidimensionalen



Rechnung angeglichen wurden. Die Anpassung der 1D-Berechnungsgrundlage erfolgte auf Basis der mittleren Temperaturerhöhung ( $\Delta T_m$ ) über die numerisch ermittelte Länge des Brandabschnittes. Die Wärmeübergangskoeffizienten, die eine optimale Anpassung an die Simulationsergebnisse ermöglichen, sind in Tabelle 10 zusammengefasst.

Fall 1: 53 m<sup>2</sup>, 30 MW bei v = 1,5 m/s

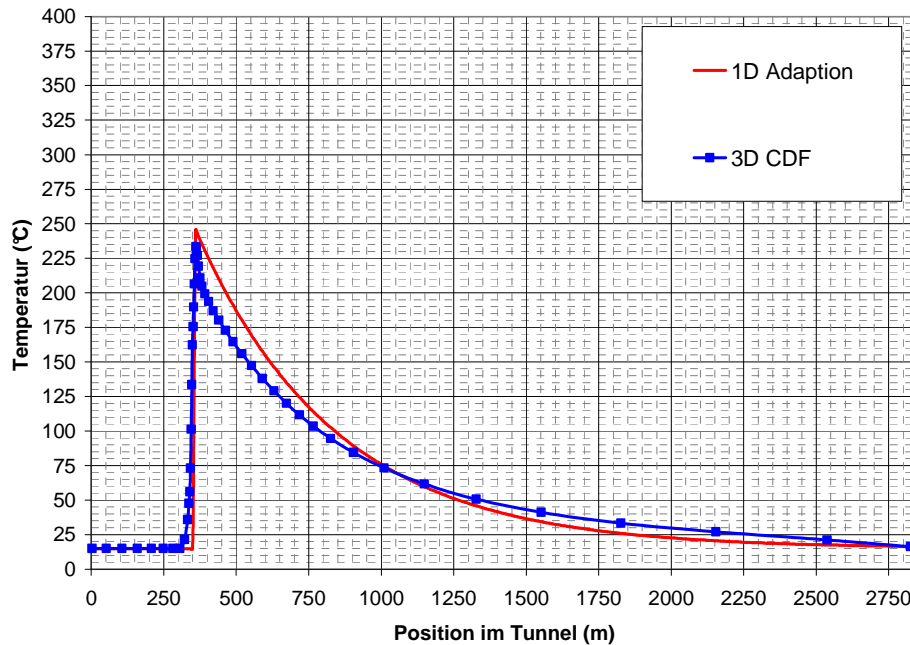


Abbildung 31: Fall 1, v = 1,5 m/s: Anpassung der 1D-Berechnung an die 3D-CFD-Ergebnisse über einen Wärmeübergangskoeffizienten von  $\alpha = 7,3 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$

Fall 2: 53 m<sup>2</sup>, 50 MW bei v = 1,5 m/s

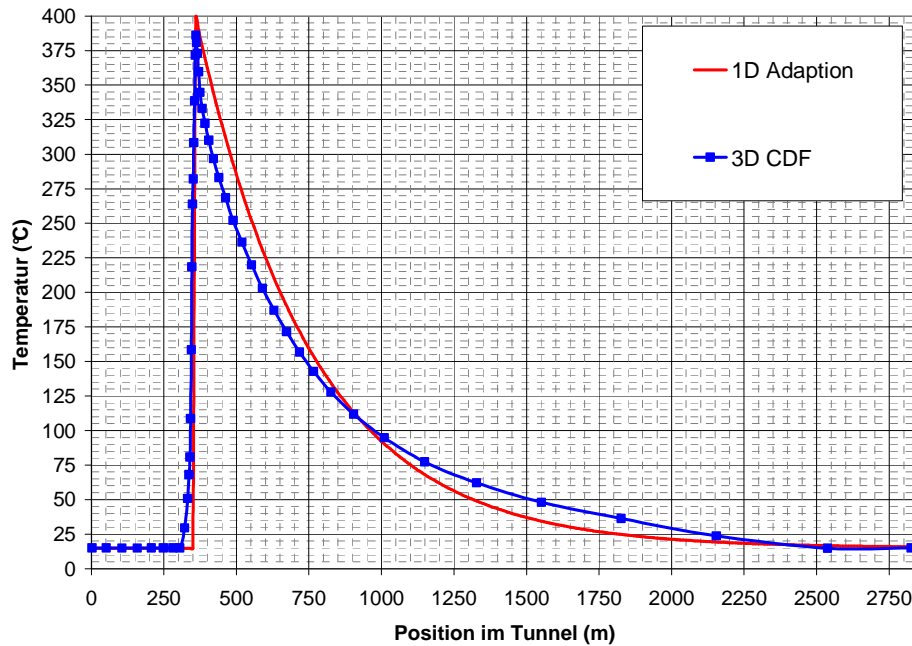


Abbildung 32: Fall 2, v = 1,5 m/s: Anpassung der 1D-Berechnung an die 3D-CFD-Ergebnisse über einen Wärmeübergangskoeffizienten von  $\alpha = 8,8 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$

Fall 5: 70 m<sup>2</sup>, 30 MW bei v = 1,5 m/s

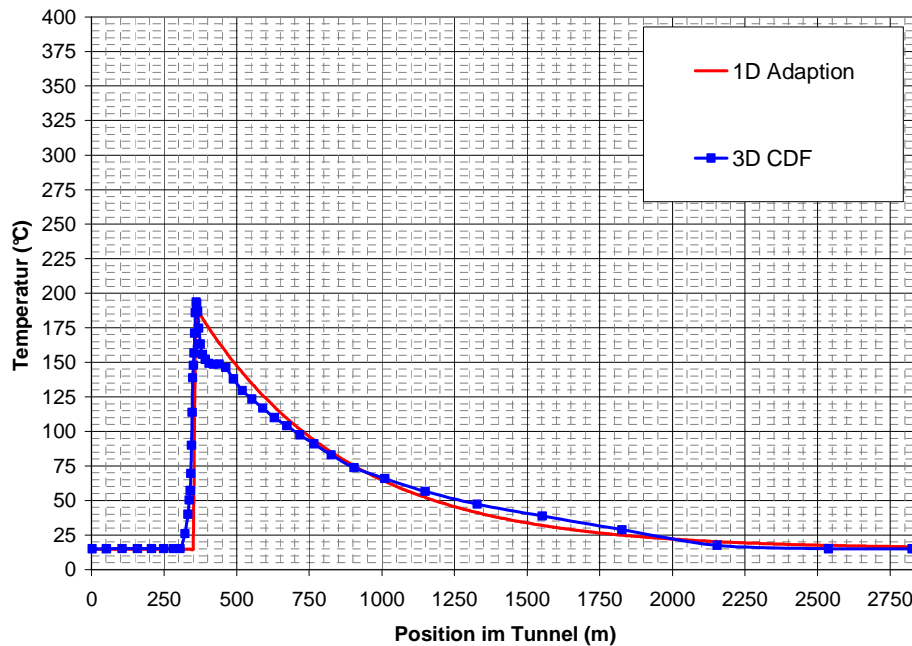


Abbildung 33: Fall 5, v = 1,5 m/s: Anpassung der 1D-Berechnung an die 3D-CFD-Ergebnisse über einen Wärmeübergangskoeffizienten von  $\alpha = 7,9 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$

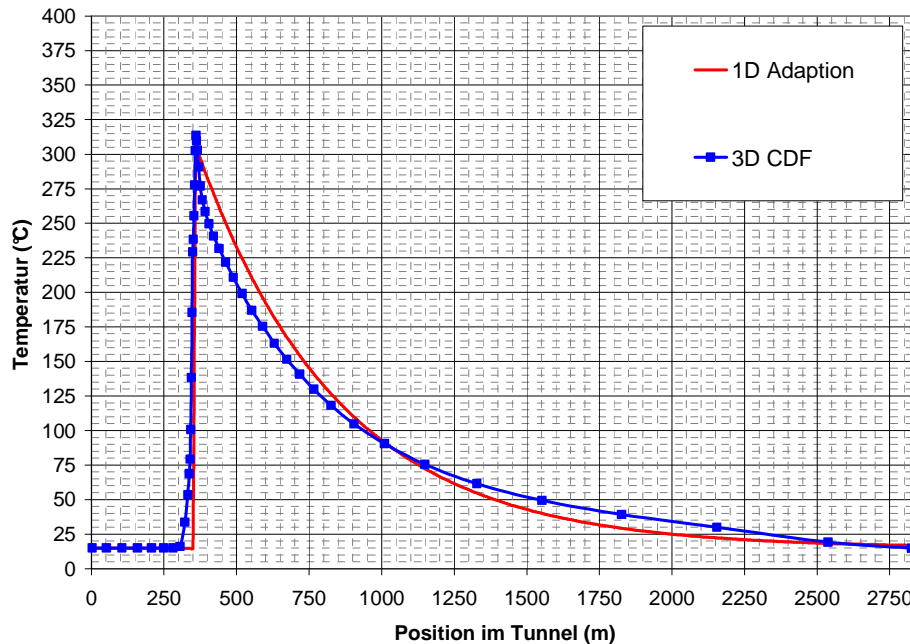
Fall 6: 70 m<sup>2</sup>, 50 MW bei v = 1,5 m/s

Abbildung 34: Fall 6, v = 1,5 m/s: Anpassung der 1D-Berechnung an die 3D-CFD-Ergebnisse über einen Wärmeübergangskoeffizienten von  $\alpha = 8,3 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$

### 6.1.2 Adaption 1D/ 3D bei kritischer Geschwindigkeit

Analog zum vorherigen Kapitel sind nachfolgend die 3D-Temperaturkurven des letzten Zeitschrittes bei kritischer Strömungsgeschwindigkeit im Vergleich zu den 1D-Rechenergebnissen aufgetragen. Die Anpassung der 1D-Berechnungsgrundlage erfolgte auf Basis der mittleren Temperaturerhöhung ( $\Delta T_m$ ) über die numerisch ermittelte Länge des Brandabschnittes.

Fall 1: 53 m<sup>2</sup>, 30 MW bei  $v_{krit} = 2,5$  m/s

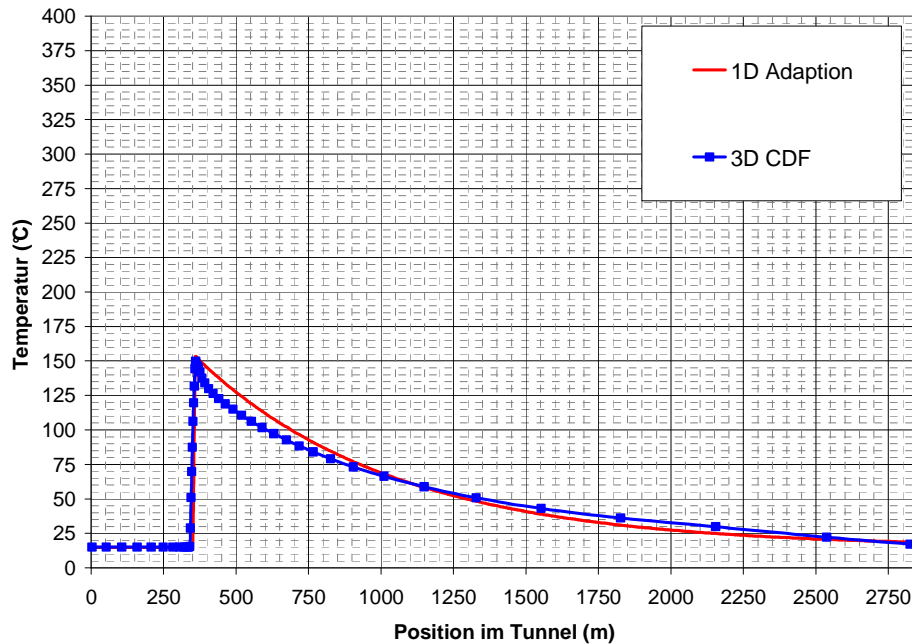


Abbildung 35: Fall 1,  $v_{krit} = 2,5$  m/s: Anpassung der 1D-Berechnung an die 3D-CFD-Ergebnisse über einen Wärmeübergangskoeffizienten von  $\alpha = 8,6$  W/(m<sup>2</sup>K)

Fall 2: 53 m<sup>2</sup>, 50 MW bei  $v_{krit} = 2,8$  m/s

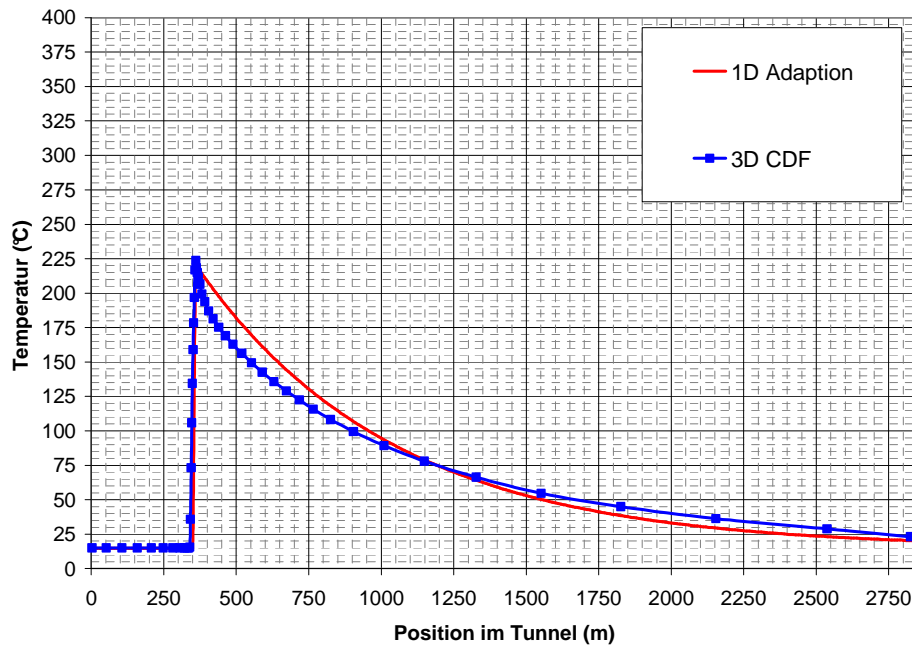


Abbildung 36: Fall 2,  $v_{krit} = 2,8$  m/s: Anpassung der 1D-Berechnung an die 3D-CFD-Ergebnisse über einen Wärmeübergangskoeffizienten von  $\alpha = 9,7$  W/(m<sup>2</sup>K)

Fall 5: 70 m<sup>2</sup>, 30 MW bei  $v_{krit} = 2,6$  m/s

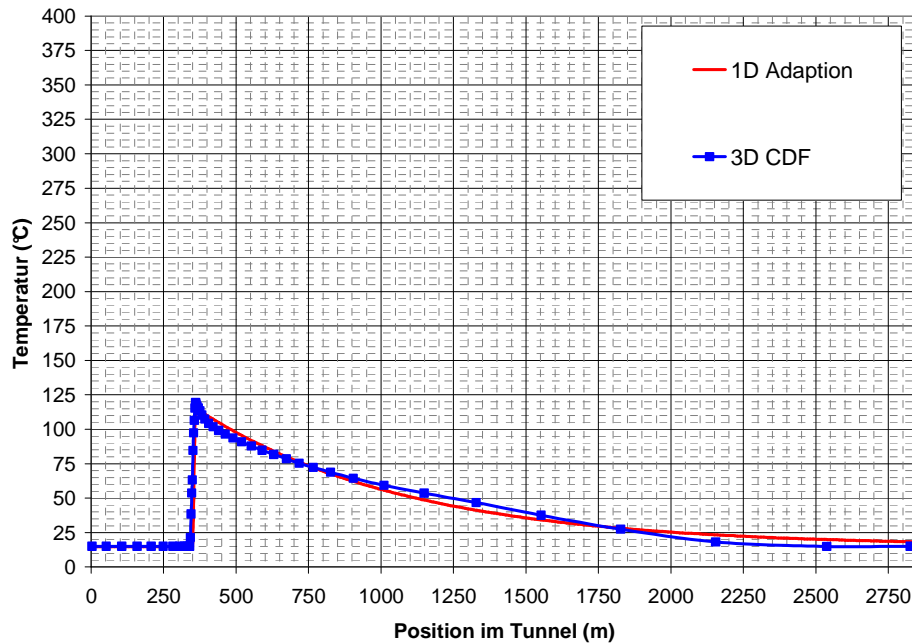


Abbildung 37: Fall 5,  $v_{krit} = 2,6$  m/s: Anpassung der 1D-Berechnung an die 3D-CFD-Ergebnisse über einen Wärmeübergangskoeffizienten von  $\alpha = 9,7$  W/(m<sup>2</sup>K)

Fall 6: 70 m<sup>2</sup>, 50 MW bei  $v_{krit} = 3,0$  m/s

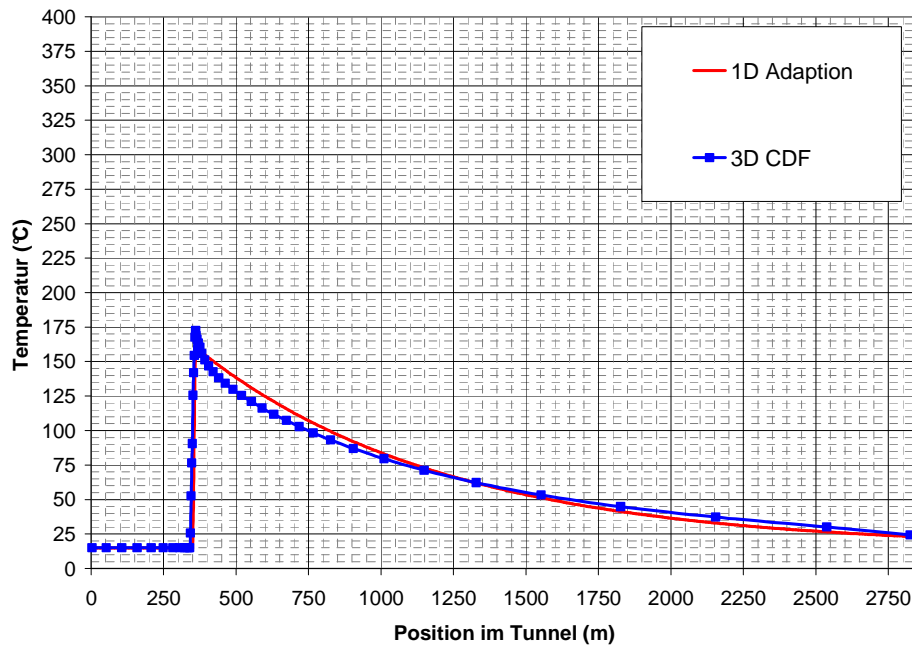


Abbildung 38: Fall 6,  $v_{krit} = 3,0$  m/s: Anpassung der 1D-Berechnung an die 3D-CFD-Ergebnisse über einen Wärmeübergangskoeffizienten von  $\alpha = 9,4$  W/(m<sup>2</sup>K)

### 6.1.3 Adaption 1D/ 3D bei Auslegungs-Strömungsgeschwindigkeit

Analog zu den beiden vorherigen Kapiteln sind nachfolgend die 3D-Temperaturkurven des letzten Zeitschrittes bei Auslegungs-Strömungsgeschwindigkeit im Vergleich zu den 1D-Rechenergebnissen aufgetragen. Die Anpassung der 1D-Berechnungsgrundlage erfolgte auch hier auf Basis der mittleren Temperaturerhöhung ( $\Delta T_m$ ) über die numerisch ermittelte Länge des Brandabschnittes.

Fall 1: 53 m<sup>2</sup>, 30 MW bei  $v = 2,26$  m/s

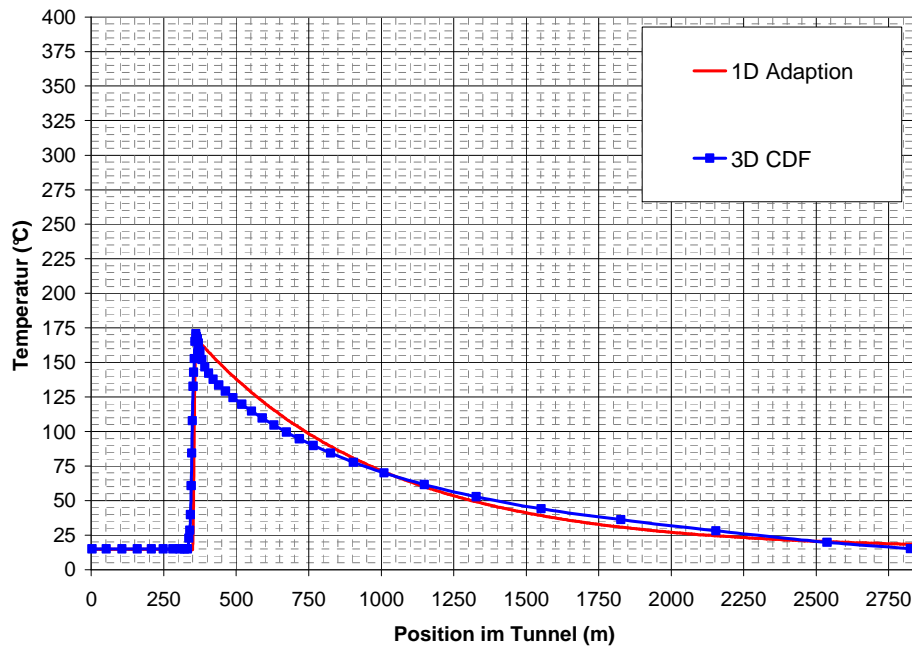


Abbildung 39: Fall 1,  $v = 2,26$  m/s: Anpassung der 1D-Berechnung an die 3D-CFD-Ergebnisse über einen Wärmeübergangskoeffizienten von  $\alpha = 8,2$  W/(m<sup>2</sup>K)

Fall 2: 53 m<sup>2</sup>, 50 MW bei v = 2,26 m/s

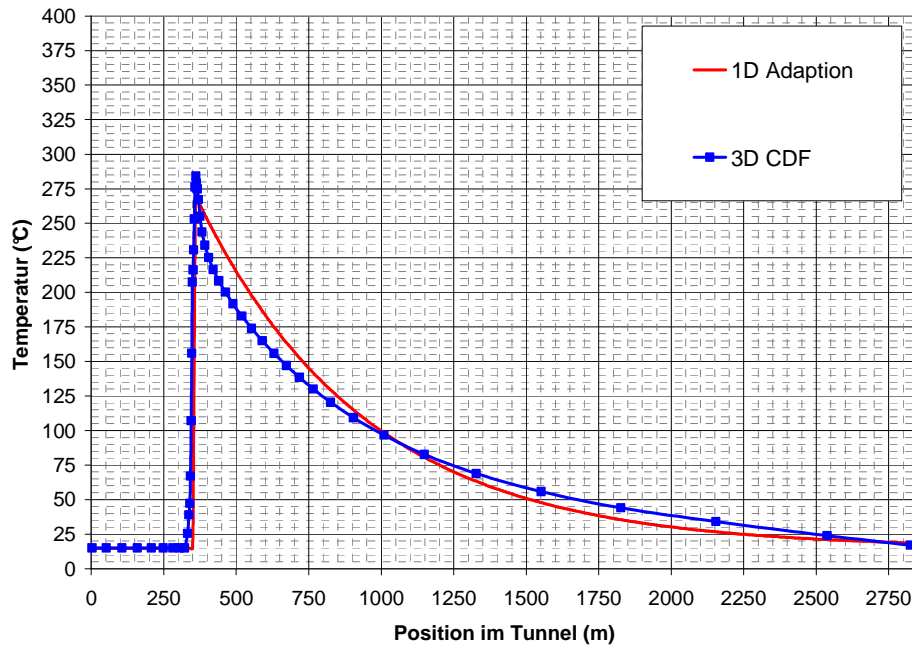


Abbildung 40: Fall 2, v = 2,26 m/s: Anpassung der 1D-Berechnung an die 3D-CFD-Ergebnisse über einen Wärmeübergangskoeffizienten von  $\alpha = 9,1 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$

Fall 5: 70 m<sup>2</sup>, 30 MW bei v = 2,0 m/s

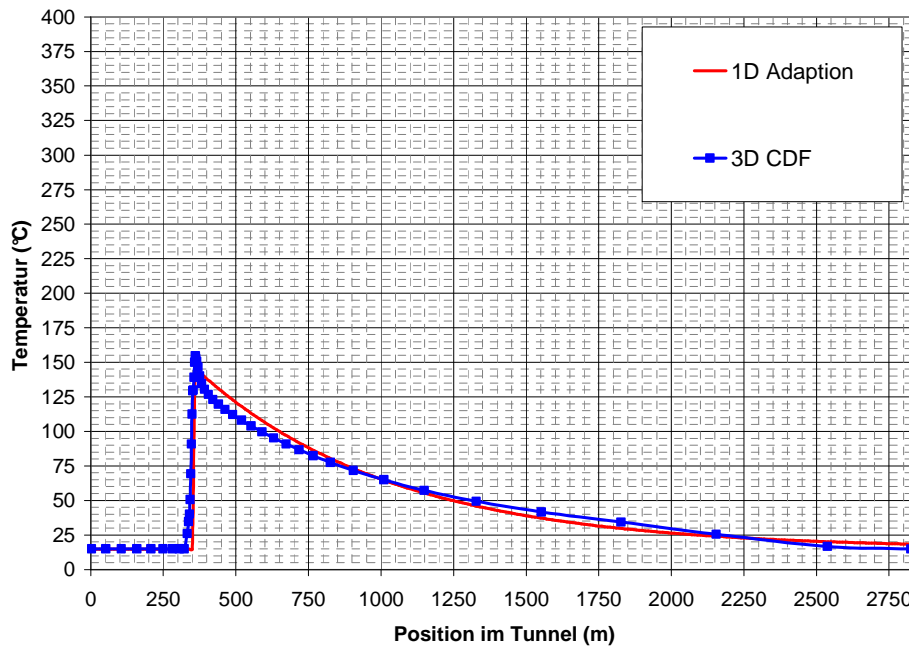


Abbildung 41: Fall 5, v = 2,0 m/s: Anpassung der 1D-Berechnung an die 3D-CFD-Ergebnisse über einen Wärmeübergangskoeffizienten von  $\alpha = 8,0 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$

Fall 6: 70 m<sup>2</sup>, 50 MW bei v = 2,0 m/s

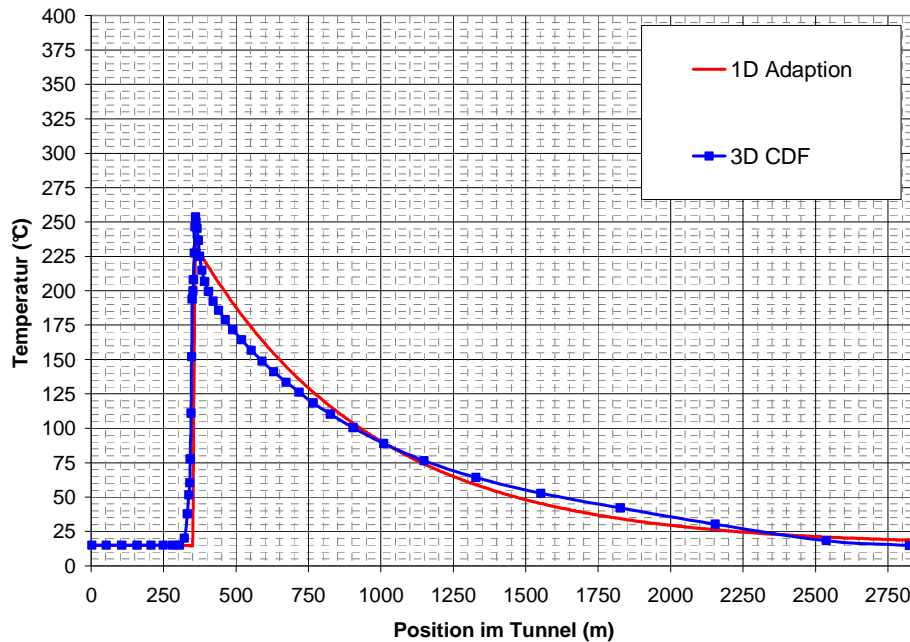


Abbildung 42: Fall 6, v = 2,0 m/s: Anpassung der 1D-Berechnung an die 3D-CFD-Ergebnisse über einen Wärmeübergangskoeffizienten von  $\alpha = 8,9 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$

#### 6.1.4 Einfluss der Strömungsgeschwindigkeit auf die Temperaturkurven stromab des Brandes

Der Einfluss der Strömungsgeschwindigkeit auf den Temperaturverlauf stromab des Brandortes geht aus den Abbildung 43 bis Abbildung 46 hervor. Dargestellt sind für jeden Fall separat die Temperaturverläufe aus eindimensionaler und dreidimensionaler Rechnung für die drei unterschiedlichen Strömungsgeschwindigkeiten. Wie schon Tabelle 7 zeigt, sinkt der mittlere Temperaturanstieg  $\Delta T_m$  bzw.  $\Delta T_{m,800}$  mit zunehmender Strömungsgeschwindigkeit.



**53 m<sup>2</sup>**

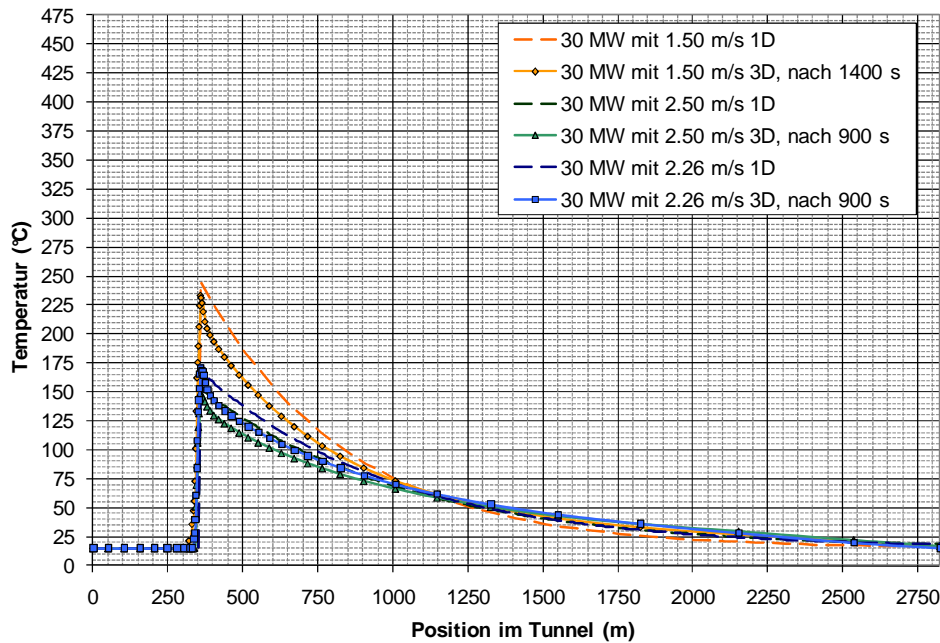


Abbildung 43: Fall 1, 53 m<sup>2</sup>, 30 MW: Temperaturverlauf entlang des Tunnels bei Variation der Strömungsgeschwindigkeit, 1D- und 3D-Ergebnisse

**53 m<sup>2</sup>**

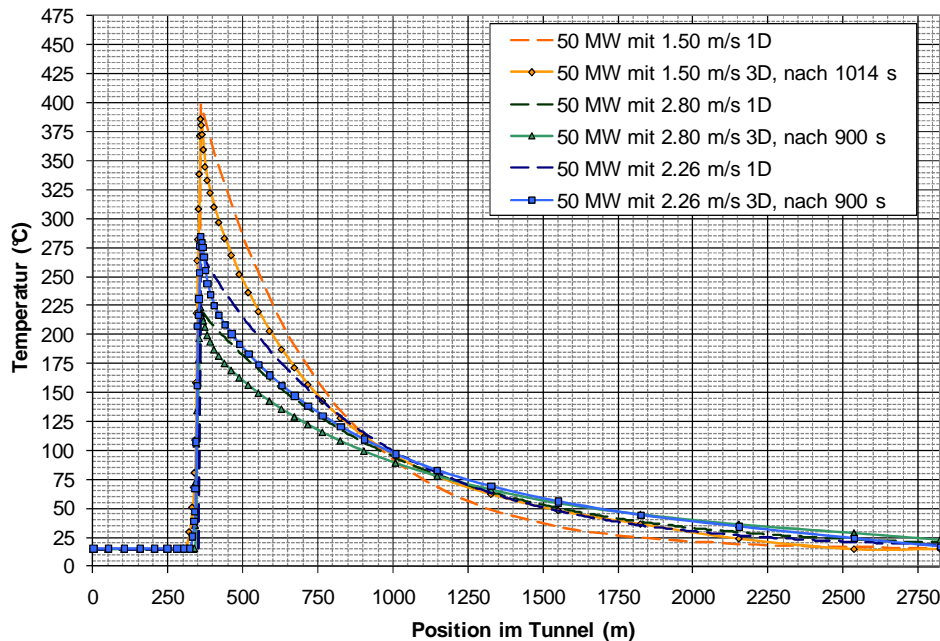


Abbildung 44: Fall 2, 53 m<sup>2</sup>, 50 MW: Temperaturverlauf entlang des Tunnels bei Variation der Strömungsgeschwindigkeit, 1D- und 3D-Ergebnisse

**70 m<sup>2</sup>**

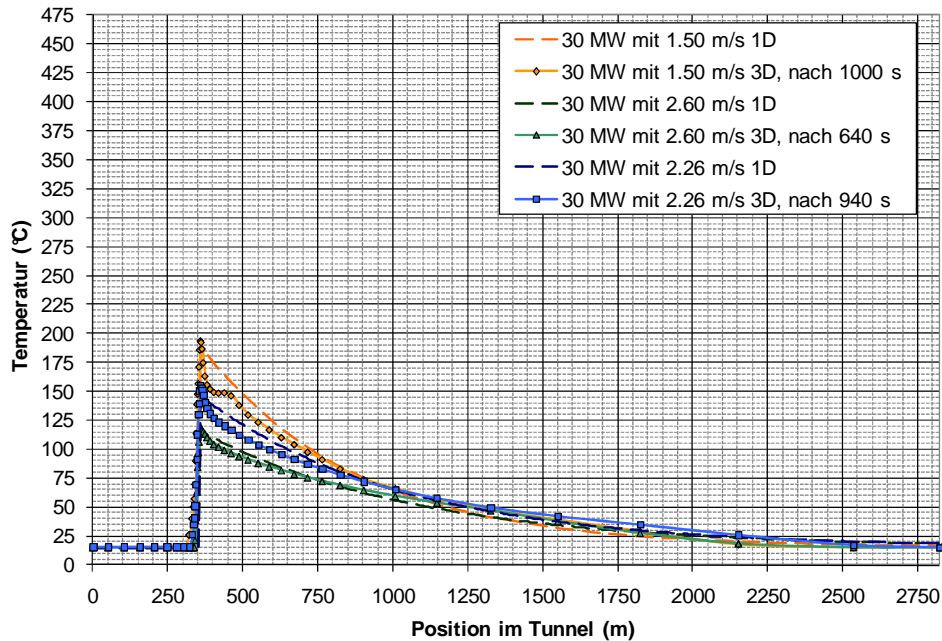


Abbildung 45: Fall 5, 70 m<sup>2</sup>, 30 MW: Temperaturverlauf entlang des Tunnels bei Variation der Strömungsgeschwindigkeit, 1D- und 3D-Ergebnisse

**70 m<sup>2</sup>**

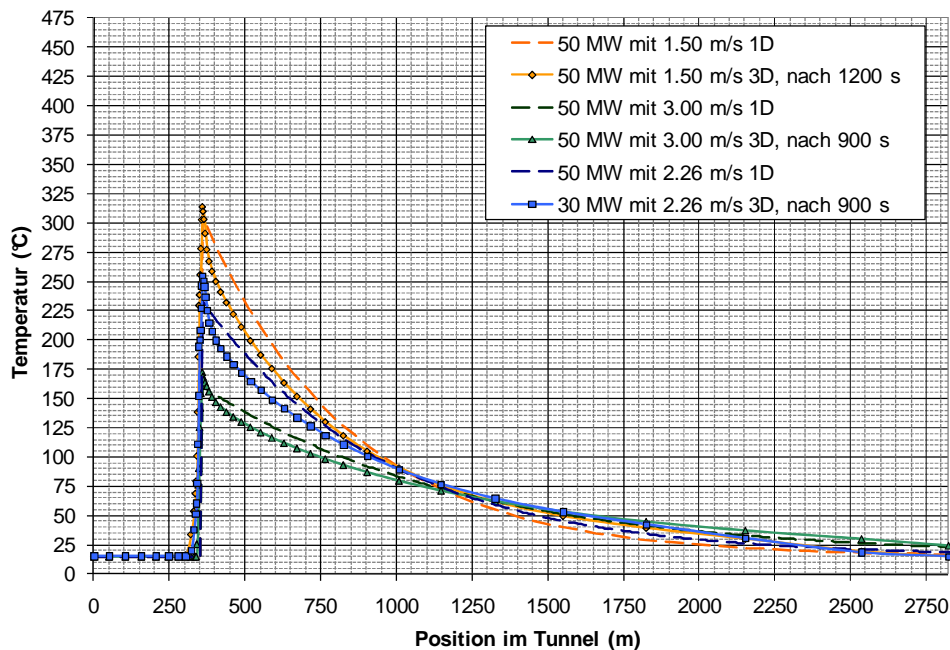


Abbildung 46: Fall 6, 70 m<sup>2</sup>, 50 MW: Temperaturverlauf entlang des Tunnels bei Variation der Strömungsgeschwindigkeit, 1D- und 3D-Ergebnisse

### 6.1.5 Wärmeübergangskoeffizienten

Tabelle 10 zeigt eine Übersicht der Wärmeübergangskoeffizienten, die eine optimale Anpassung der 1D-Temperaturkurven an die CFD-Ergebnisse ermöglichen. Der Tabelle ist zu entnehmen, dass die Wärmeübergangskoeffizienten mit zunehmender Strömungsgeschwindigkeit ansteigen und auch bezüglich Brandlast und Querschnittsfläche eine gewisse Varianz zeigen. Im Allgemeinen liegen die Werte jedoch in einem eher engen Bereich zwischen 7,3 und 8,8 bei  $v = 1,5 \text{ m/s}$  und 8,6 und 9,7 bei kritischer Strömungsgeschwindigkeit. Für  $2 \text{ m/s}$  bzw.  $2,26 \text{ m/s}$  liegt der Wärmeübergangskoeffizient in einem Bereich von 8,0 bis 9,1.

Die Länge der Volumenzellen, mit denen das Rechengebiet der CFD-Simulationen diskretisiert wird, steigt mit zunehmender Entfernung von Brandort an (vgl. Kapitel 3.3). Zum Ausfahrtsportal hin beträgt die Zellenlänge <sup>1</sup>ca.  $50 \text{ m}$ . Die Genauigkeit der angegebenen Länge des Brandabschnittes  $x_U$  liegt demnach im Bereich von  $50 \text{ m}$ . Mit Rücksicht auf diese Tatsache und die allgemeinen Rechenunsicherheiten, ist es sinnvoll, für jede der betrachteten Strömungsgeschwindigkeiten einen mittleren Wärmeübergangskoeffizienten zu formulieren. Dieser mittlere Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha_{1D,m}$  könnte für die Formulierung einer neuen Rechengrundlage in der RVS 09.02.31 herangezogen werden. Er liegt für  $1,5 \text{ m/s}$  bei rd.  $8,1 \text{ W/(m}^2\text{K)}$ , für kritische Strömungsgeschwindigkeit bei rd.  $9,4 \text{ W/(m}^2\text{K)}$  und für  $2 \text{ m/s}$  bzw.  $2,26 \text{ m/s}$  bei  $8,6 \text{ W/(m}^2\text{K)}$ .

Tabelle 10: Wärmeübergangskoeffizienten

Fall	Brandlast	Querschnitt	$\alpha_{1D}$	$\alpha_{1D}$	$\alpha_{1D}$
			für $v=1,5 \text{ m/s}$	für $v_{\text{krit}}$	für $v_{\text{RVS}}$
	[MW]	[m <sup>2</sup> ]	[W/(m <sup>2</sup> K)]	[W/(m <sup>2</sup> K)]	[W/(m <sup>2</sup> K)]
1	30	53	7,3	8,6	8,2
2	50	53	8,8	9,7	9,1
5	30	70	7,9	9,7	8,0
6	50	70	8,3	9,4	8,9
$\alpha_{1D,m}$	-	-	8,1	9,4	8,6

<sup>1</sup> Mit der Zellenlänge von ca.  $50 \text{ m}$  liegt das Verhältnis der Zellabmessungen (Aspect Ratio) im Bereich des Ausfahrtsportals bei einem verhältnismäßig hohen Wert. Da jedoch die Änderungen der relevanten Strömungsgrößen in diesem Bereich des Rechengebietes deutlich geringer sind als direkt hinter dem Brandort und diesem Bereich des Rechengebietes eine geringere Bedeutung zukommt, wurde im Hinblick auf die Rechenzeit auf eine feinere Auflösung verzichtet.

## 7 ZUSAMMENFASSUNG

Die vorliegende Studie umfasst eine Analyse der Temperaturverläufe stromab eines Brandes im längsgelüfteten Tunnel. Die Studie wurde im Auftrag des BMVIT in Zusammenarbeit von FVT und ILF durchgeführt. Für unterschiedliche Tunnelgeometrien, variierende Brandlast und unterschiedliche Strömungsgeschwindigkeiten wurden insgesamt 2 x 12 Fälle mittels dreidimensionaler CFD-Simulationen untersucht. Der vorliegende Bericht umfasst allein die Ergebnisse der von der ILF durchgeführten Rechnungen. Die 3D-Rechenergebnisse wurden eindimensional, analytisch nachgerechnet und über die Vorgabe eines konstanten Wärmeübergangskoeffizienten an die CFD-Ergebnisse angepasst. Die ermittelten Wärmeübergangskoeffizienten könnten im Folgenden die Basis für eine Aktualisierung der RVS-Vorgaben für die Auslegung einer Längslüftung bilden. Im vorliegenden Text wird eine Temperaturgleichung formuliert, die für die eindimensionale Berechnung im Auslegungsprozess verwendet werden kann. In den Exponenten dieser Gleichung geht der Wärmeübergangskoeffizient ein, der seinerseits entsprechend den Ergebnissen der vorliegenden Studie vorgegeben werden könnte. In Ergänzung zur vorliegenden Studie liefert die Studie der FVT die entsprechenden Ergebnisse für einen Tunnel mit Rechteckquerschnitt.

Die Auswertung der CFD-Simulationen ergab deutlich höhere Werte für die Länge des Brandabschnittes als sie in der aktuellen RVS 09.02.31 verzeichnet sind. Auch differieren RVS-Vorgaben und Simulationsergebnisse im Hinblick auf die mittlere Temperaturerhöhung über den Brandabschnitt. Eine diesbezügliche Anpassung der RVS-Vorgaben ist zu erwägen.

## 8 REFERENZEN

- [1] Österreichische Forschungsgemeinschaft Straße und Verkehr, Arbeitsgruppe „Tunnelbau“, Arbeitsausschuss „Betriebs- und Sicherheitseinrichtungen“, Projektierungsrichtlinie RVS 09.02.31, Ausgabe 1. August 2008
- [2] Subway Environmental Simulation (SES) Version 4
- [3] National Fire Protection Association (NFPA), Standard for Road Tunnels, Bridges, and Other Limited Access Highways, 2004 Edition