



# Strömungswiderstand von Bränden in Strassentunneln

**Résistance des incendies à l'écoulement de l'air dans les  
tunnels routiers**

**Investigation on the influence of flow resistance of fires in  
road tunnels**

**Riess Ingenieur-GmbH**  
**Ingo Riess**

**Amstein+Walthert Progress AG**  
**Daniel Weber**  
**Michael Steck**

**Forschungsprojekt AGT 2017/005 auf Antrag der Arbeitsgruppe  
Tunnelforschung (AGT)**

**August 2020**

**1679**

Der Inhalt dieses Berichtes verpflichtet nur den (die) vom Bundesamt für Strassen unterstützten Autor(en). Dies gilt nicht für das Formular 3 "Projektabschluss", welches die Meinung der Begleitkommission darstellt und deshalb nur diese verpflichtet.

Bezug: Schweizerischer Verband der Strassen- und Verkehrsfachleute (VSS)

Le contenu de ce rapport n'engage que les auteurs ayant obtenu l'appui de l'Office fédéral des routes. Cela ne s'applique pas au formulaire 3 « Clôture du projet », qui représente l'avis de la commission de suivi et qui n'engage que cette dernière.

Diffusion : Association suisse des professionnels de la route et des transports (VSS)

La responsabilità per il contenuto di questo rapporto spetta unicamente agli autori sostenuti dall'Ufficio federale delle strade. Tale indicazione non si applica al modulo 3 "conclusione del progetto", che esprime l'opinione della commissione d'accompagnamento e di cui risponde solo quest'ultima.

Ordinazione: Associazione svizzera dei professionisti della strada e dei trasporti (VSS)

The content of this report engages only the author(s) supported by the Federal Roads Office. This does not apply to Form 3 'Project Conclusion' which presents the view of the monitoring committee.

Distribution: Swiss Association of Road and Transportation Experts (VSS)



Schweizerische Eidgenossenschaft  
Confédération suisse  
Confederazione Svizzera  
Confederaziun svizra

Eidgenössisches Departement für Umwelt, Verkehr, Energie und Kommunikation UVEK  
Département fédéral de l'environnement, des transports, de l'énergie et de la communication DETEC  
Dipartimento federale dell'ambiente, dei trasporti, dell'energia e delle comunicazioni DATEC

**Bundesamt für Strassen**  
**Office fédéral des routes**  
**Ufficio federale delle Strade**

# **Strömungswiderstand von Bränden in Strassentunneln**

**Résistance des incendies à l'écoulement de l'air dans les  
tunnels routiers**

**Investigation on the influence of flow resistance of fires in  
road tunnels**

**Riess Ingenieur-GmbH**  
**Ingo Riess**

**Amstein+Walthert Progress AG**  
**Daniel Weber**  
**Michael Steck**

**Forschungsprojekt AGT 2017/005 auf Antrag der Arbeitsgruppe  
Tunnelforschung (AGT)**

**August 2020**

**1679**

# Impressum

## **Forschungsstelle und Projektteam**

### **Projektleitung**

Ingo Riess

### **Mitglieder**

Michael Steck

Daniel Weber

## **Begleitkommission**

### **Präsident**

Markus Friedl

### **Mitglieder**

Bernard Crausaz

Severin Wälchli

Franz Zumsteg

## **Antragsteller**

Arbeitsgruppe Tunnelforschung (AGT)

## **Bezugsquelle**

Das Dokument kann kostenlos von <http://www.mobilityplatform.ch> heruntergeladen werden.

# Inhaltsverzeichnis

<b>Impressum</b> .....	<b>4</b>
<b>Zusammenfassung</b> .....	<b>7</b>
<b>Résumé</b> .....	<b>9</b>
<b>Summary</b> .....	<b>11</b>
<b>1 Einleitung</b> .....	<b>13</b>
1.1 Ausgangslage.....	13
1.2 Ziele.....	13
<b>2 Grundlagen</b> .....	<b>15</b>
2.1 Richtlinien.....	15
2.2 Der «throttling effect» .....	16
2.3 Modelle in der Literatur .....	20
2.3.1 Dossier Pilote [5] .....	20
2.3.2 Dutrieue, Jacques [27] .....	21
2.3.3 Colella et al. [34] .....	22
2.3.4 Fleming et al. [52], [53].....	22
2.3.5 Li et al. [66].....	23
2.3.6 Du et al. [67].....	23
2.3.7 Zusammenfassung.....	25
<b>3 Analytische Herleitung</b> .....	<b>27</b>
3.1 Impulssatz-Modell .....	27
3.1.1 Einströmung in das Rechengebiet .....	27
3.1.2 Anströmung zum Brand .....	28
3.1.3 Druckabfall am Brand.....	28
3.1.4 Plumegleichungen.....	30
3.1.5 Abströmung vom Brand .....	31
3.1.6 Temperaturschichtung stromab vom Brand .....	33
3.1.7 Ausströmportal .....	36
3.1.8 Zusammenfassung.....	36
3.2 Oszillationen bei Tunnelbränden.....	38
3.2.1 Verbrennungsdruck.....	38
3.2.2 Oszillation des Flächenbrandes .....	39
3.2.3 Oszillation der Luftsäule .....	40
3.2.4 Kopplung von Luftschwingung und Brandleistung .....	45
3.2.5 Auswirkung auf die Druckverluste.....	47
<b>4 Fire Dynamics Simulator</b> .....	<b>49</b>
4.1 Beschreibung der Software.....	49
4.2 Anwendungen zu Bränden in Strassentunneln .....	49
4.3 Modellierung.....	53
4.3.1 Gitter.....	53
4.3.2 Turbulenzmodell.....	55
4.3.3 Modellierung des Brandes .....	56
4.3.4 Randbedingungen .....	57
4.3.5 Sensoren .....	59
4.4 Ergebnisse aus einer Parametervariation .....	59
4.4.1 Ermittlung der Druckdifferenz.....	59
4.4.2 Geometrie der Wärmequelle .....	60
4.4.3 Einfluss der Wärmeleistung .....	61
4.4.4 Einfluss der Tunnelgeometrie .....	62
4.4.5 Zusammenfassung.....	63

4.5	Schlussfolgerung .....	64
<b>5</b>	<b>OpenFOAM / FireFoam .....</b>	<b>65</b>
5.1	Beschreibung der Software.....	65
5.2	Anwendungen zu Bränden in Strassentunneln.....	66
5.3	Modellierung .....	68
5.3.1	Gittergenerierung .....	68
5.3.2	Modellierung des Brandes .....	70
5.3.3	Turbulenzmodell .....	71
5.3.4	Anfangs- und Randbedingungen .....	71
5.3.5	Sensoren.....	74
5.4	Ergebnisse .....	76
5.4.1	Qualitative Beschreibung der Strömung .....	76
5.4.2	Quantitative Auswertung der Druckprofile .....	85
5.4.3	Erhöhte Wandreibung stromab vom Brand .....	87
5.4.4	Vergleich zwischen Simulation und Modell.....	89
5.4.5	Variation der Höhe des Brandes im Tunnelprofil .....	90
5.4.6	Einfluss von Fahrzeugen .....	94
5.5	Vergleich mit den Modellen aus der Literatur .....	101
5.6	Zusammenfassung .....	102
<b>6</b>	<b>Umsetzung in die Praxis .....</b>	<b>103</b>
6.1	Sensitivitätsstudie ASTRA 13001 .....	103
6.1.1	Methodik.....	103
6.1.2	Eingangsgrossen der Lüftungsauslegung .....	104
6.1.3	Tunnel A.....	106
6.1.4	Tunnel B.....	107
6.1.5	Tunnel C.....	108
6.1.6	Zusammenfassung .....	109
6.2	Empfehlung für die Umsetzung in ASTRA 13001 .....	109
6.3	Validierung .....	110
6.3.1	Zielsetzung.....	110
6.3.2	Modell- vs. Grossversuch .....	110
6.3.3	Aufgabenstellung .....	111
6.3.4	Versuchsaufbau .....	111
6.3.5	Messtechnik .....	113
6.3.6	Auswertung .....	114
	<b>Anhänge.....</b>	<b>115</b>
	<b>Literaturverzeichnis.....</b>	<b>135</b>
	<b>Variablen.....</b>	<b>139</b>
	<b>Glossar.....</b>	<b>141</b>
	<b>Projektabschluss .....</b>	<b>143</b>
	<b>Verzeichnis der Berichte der Forschung im Strassenwesen .....</b>	<b>147</b>

## Zusammenfassung

Das Forschungsprojekt beinhaltet die Untersuchung des Strömungswiderstandes eines Tunnelbrandes in einer Längsströmung und von seiner Relevanz für die Auslegung der Ereignislüftung von Strassentunneln.

Ziel des Projekts ist eine Quantifizierung des Strömungswiderstandes eines Tunnelbrandes. Mit den Ergebnissen dieser Studie kann der Strömungswiderstand anhand der massgebenden Parameter bestimmt werden – zur Verwendung bei der Dimensionierung von Lüftungsanlagen mit 1-D Berechnungsprogrammen. In der Fachliteratur finden sich mehrere Angaben zur Berechnung des Strömungswiderstandes eines Brandes. In dieser Studie wurden vier solche Ansätze beschrieben. Die Ansätze unterscheiden sich qualitativ und quantitativ voneinander.

Der Strömungswiderstand eines Brandes im Tunnel setzt sich aus mehreren Beiträgen zusammen. Einige Beiträge lassen sich aus den eindimensionalen Erhaltungsgleichungen bestimmen:

- Abnahme des statischen Drucks am Brandort durch die Erwärmung, Ausdehnung und Beschleunigung der Tunnelluft,
- Erhöhte Wandreibung stromab vom Brand durch die erhöhte Strömungsgeschwindigkeit bei verminderter Luftdichte und
- Erhöhung des statischen Drucks durch die Verzögerung der Luftströmung infolge Abkühlung an der Tunnelwand.

Es verbleibt ein Druckverlust, der auf räumliche Effekte zurückzuführen ist. Dieser Druckverlust wurde für diese Studie aus einer Serie von 3-D Strömungssimulationen mit FireFoam bestimmt. FireFoam ist eine Applikation aus dem frei verfügbaren CFD-Paket OpenFOAM. In den Simulationen bewirkt insbesondere die Temperaturschichtung der Strömung stromab vom Brand einen erhöhten Strömungswiderstand. Die Temperaturschichtung hat einen starken Einfluss auf das Profil der Strömungsgeschwindigkeit, aus dem sich wiederum der erhöhte Widerstand ergibt.

- Erhöhter Strömungswiderstand durch die Temperaturschichtung stromab vom Brand.

Mit einer umfangreichen Parameterstudie werden die massgebenden Parameter für den Strömungswiderstand eines Brandes ermittelt. Dies sind die Brandleistung, die Anströmung und das Tunnelprofil (Querschnitt und Höhe). Für die Parameterstudie wurden insgesamt mehr als 200 Simulationen durchgeführt. Etwa 60 Simulationen gehen in die abschliessende Auswertung ein. Dabei werden die massgebenden Grössen wie folgt variiert:

- Brandleistung                    2 MW bis 34 MW
- Anströmung                        1 m/s bis 4 m/s
- Tunnelquerschnitt                2-spuriges Rechteckprofil bis 4-spuriges Hufeisenprofil

Für den Strömungswiderstand eines Brandes in einem Strassentunnel mit Längslüftung wird ein Gleichungssystem beschrieben, das die einzelnen Beiträge zum Gesamtwiderstand quantifiziert.

Die Simulationen eines Flüssigkeitsbrandes auf der Fahrbahn ergeben im Vergleich mit anderen Brandquellen (volumetrische Wärmequelle oder Brandquelle erhöht über der Fahrbahn) einen vergleichsweise grossen Strömungswiderstand des Brandes («worst case scenario»). Bei einem Fahrzeugbrand mit ausgedehnter und gegenüber der Fahrbahn erhöhter Brandquelle ist ein geringerer Strömungswiderstand zu erwarten.

Die Richtlinie ASTRA 13001 Lüftung der Strassentunnel wird auf inhärente Sicherheitsmargen untersucht. Der Strömungswiderstand eines Brandes wird in Relation zu diesen

Sicherheitsmargen gesetzt. Es zeigt sich, dass der Strömungswiderstand die Sicherheitsmargen übersteigt und dass die Lüftungsanlagen somit stärker dimensioniert werden sollten. Vor einer Anpassung der Richtlinien sollen die Ergebnisse der Simulation anhand neuer experimenteller Daten validiert werden. Zudem soll die Richtlinie nicht punktuell angepasst werden, da die Installation von zusätzlichen Strahlventilatoren auch Risiken mit sich bringt, wie z.B. eine Zerstörung der Rauchsichtung durch den Betrieb von Strahlventilatoren.

Die Studie basiert ausschliesslich auf Strömungssimulationen, da zum untersuchten Thema praktisch keine experimentellen Daten vorliegen. Die Ergebnisse dieser Studie sollten anhand von Strömungsversuchen verifiziert werden. In dieser Studie ist daher ein Konzept beschrieben, wie solche Strömungsversuche in einem Strassentunnel durchgeführt werden können.

## Résumé

Le projet de recherche comprend l'étude de la résistance à l'écoulement d'un feu de tunnel dans un écoulement longitudinal et sa pertinence pour la conception de la ventilation événementielle dans les tunnels routiers.

L'objectif du projet est de quantifier la résistance à l'écoulement d'un feu de tunnel. Les résultats de cette étude permettent de déterminer la résistance à l'écoulement sur la base des paramètres pertinents - pour une utilisation dans le dimensionnement des systèmes de ventilation avec des programmes de calcul 1-D. Dans la littérature technique, il existe plusieurs spécifications pour calculer la résistance à l'écoulement d'un feu. Quatre approches de ce type ont été décrites dans cette étude. Les approches diffèrent qualitativement et quantitativement.

La résistance à l'écoulement d'un feu dans un tunnel est composée de plusieurs contributions. Certaines contributions peuvent être déterminées à partir des équations de conservation unidimensionnelles :

- Diminution de la pression statique sur le site de l'incendie en raison du réchauffement, de la dilatation et de l'accélération de l'air du tunnel,
- Augmentation du frottement des parois en aval de l'incendie en raison de l'augmentation de la vitesse d'écoulement à une densité d'air réduite et
- Augmentation de la pression statique due au retard de la circulation de l'air causé par le refroidissement sur la paroi du tunnel.

Une perte de pression subsiste, qui est due à des effets spatiaux. Cette perte de pression a été déterminée pour cette étude à partir d'une série de simulations d'écoulement en 3-D avec FireFoam. FireFoam est une application du progiciel CFD OpenFOAM, disponible gratuitement. Dans les simulations, la stratification de la température de l'écoulement en aval de l'incendie, en particulier, entraîne une résistance accrue à l'écoulement. La stratification de la température a une forte influence sur le profil de la vitesse d'écoulement, ce qui entraîne une résistance accrue.

- Résistance accrue à l'écoulement en raison de la stratification de la température en aval du feu.

Une étude approfondie des paramètres a été réalisée pour déterminer les paramètres décisifs pour la résistance à l'écoulement d'un incendie. Il s'agit de la performance au feu, du débit et du profil du tunnel (section et hauteur). Plus de 200 simulations ont été réalisées pour l'étude des paramètres. Une soixantaine de simulations sont incluses dans l'évaluation finale. Les variables pertinentes ont été variées comme suit :

- Puissance de feu de 2 MW à 34 MW
- Débit de 1 m/s à 4 m/s
- Section du tunnel : profil rectangulaire à 2 voies et profil en fer à cheval à 4 voies

Pour la résistance à l'écoulement d'un incendie dans un tunnel routier avec ventilation longitudinale, un système d'équations est décrit qui quantifie les contributions individuelles à la résistance totale.

Les simulations d'un feu de liquide sur la surface de la route donnent une résistance à l'écoulement plus élevée du feu par rapport à d'autres sources d'incendie (source de chaleur volumétrique ou source d'incendie élevée au-dessus de la surface de la route). Il s'agit d'un « worst case scenario ». Dans le cas d'un incendie de véhicule avec une source de feu étendue élevée au-dessus de la surface de la route, une résistance à l'écoulement plus faible est à prévoir.

La directive ASTRA 13001 sur la ventilation des tunnels routiers est examinée pour déterminer les marges de sécurité inhérentes. La résistance à l'écoulement d'un feu est mise en relation avec ces marges de sécurité. Il est démontré que la résistance à l'écoulement dépasse les marges de sécurité et que les systèmes de ventilation devraient donc être mieux dimensionnés. Mais avant une mise à jour des lignes directrices, les résultats de la simulation doivent être validés à l'aide de nouvelles preuves expérimentales. En outre, la ligne directrice ne doit pas être adaptée de manière sélective, car l'installation de ventilateurs à jet supplémentaires comporte également des risques, tels que la destruction de la stratification des fumées par le fonctionnement des ventilateurs à jet.

L'étude est exclusivement basée sur des simulations de flux, car il n'existe pratiquement pas de données expérimentales disponibles sur le sujet étudié. Les résultats de cette étude doivent être vérifiés par des tests de débit. Cette étude décrit donc un concept permettant de réaliser de tels essais de débit dans un tunnel routier.

## Summary

The subject of this research project is an investigation into the air-flow resistance of a tunnel fire in longitudinal flow and of its relevance for tunnel ventilation design for fire operation.

The project aimed at the quantification of the air-flow resistance of a tunnel fire. The findings of the study allow a calculation of the aerodynamic resistance based on the relevant parameters – for application in the design of tunnel ventilation systems using one-dimensional flow models. In the literature, there are several formulations for the calculation of the air-flow resistance of a tunnel fire. In this study, four formulations are summarised. The formulations differ from each other qualitatively and quantitatively.

Several separate effects contribute to the total air-flow resistance of a tunnel fire. Several of these contributions can be derived from the one-dimensional conservation equations:

- Reduction of static pressure at the fire location due to temperature rise, expansion and acceleration of the tunnel air,
- Increased wall friction downstream of the fire due to increased air-flow velocity at reduced density,
- Increase of static pressure due to deceleration of the air-flow due to cooling at the tunnel wall.

There remains a pressure drop, caused by the three-dimensional flow structure. In this study, this pressure loss was determined by a series of 3-D flow simulations by means of FireFoam. FireFoam is an application within the freely available CFD-package OpenFOAM. The simulations show that the temperature stratification in the flow downstream of the fire causes an additional air-flow resistance. The temperature stratification has an impact on the air-flow profile, which causes the increased losses.

- Increased air-flow resistance due to temperature stratification downstream of the fire.

In an extensive parameter study, the governing parameters for the air-flow resistance of a tunnel fire are determined. These are the heat release rate, the upstream air-flow velocity and the tunnel geometry (cross-section area and height of the tunnel profile). For the parameter study, more than 200 simulation runs were performed. About 60 simulations are analysed in the final processing. The governing parameters are varied as follows:

- Heat release rate                      2 MW to 34 MW
- Upstream air-flow velocity          1 m/s to 4 m/s
- Tunnel cross-section                  2-lane box profile to 4-four lane horse-shoe profile

For the air-flow resistance of a tunnel fire in longitudinal ventilation, a set of equations is described that quantifies the different contributions.

The simulations of a liquid fire on the road surface result in a higher flow resistance of the fire when compared to other fire sources (volumetric heat source or fire source elevated above the road surface). It represents a "worst case scenario". In the case of a vehicle fire with an extended fire source elevated above the road surface, a lower flow resistance is to be expected.

The design code ASTRA 13001 on tunnel ventilation is examined with respect to inherent safety margins. The air-flow resistance of a tunnel fire is compared to these safety margins. It is shown that the air-flow resistance exceeds the inherent safety margins. The design of longitudinal tunnel ventilation system should be improved. But prior to an update of guidelines, the results of the simulation shall be validated using new experimental evidence. In addition, the guideline shall not be adapted selectively, since the installation of additional jet fans also entails risks, such as de-stratification of smoke by jet fan operation.

This study is based only on computer simulations using standard CFD models. Currently, there are no experimental data available to verify the results. It is recommended that the findings of this study are validated against fire tests. For this purpose, this report includes a designated section on appropriate fire tests to be performed in a full-size tunnel.

# 1 Einleitung

## 1.1 Ausgangslage

Längslüftungssysteme in Strassentunneln werden für den Ereignisbetrieb auf eine minimale Strömungsgeschwindigkeit ausgelegt. In der Regel wird ein eindimensionales, stationäres Strömungsmodell für mehrere vordefinierte Szenarien angewendet. Diese Vorgehensweise ist in national gültigen Richtlinien detailliert beschrieben, z.B. in der Schweiz [1], in Österreich [3] und in Deutschland [4].

Für die Lüftungsauslegung ist es notwendig, den kritischen Brandort zu bestimmen. Im Modell berücksichtigt werden eine geforderte Anströmung zum Brand hin, Strömungswiderstände des Tunnelbauwerks, barometrische Druckdifferenzen und Winddruck an den Portalen, temperaturbedingter Auf- und Abtrieb sowie Strömungswiderstände der Fahrzeuge. Die daraus hervorgehenden Druckverluste lassen auf die Anzahl notwendiger Strahlventilatoren schliessen. In Österreich ist zusätzlich die temperaturbedingte Ausdehnung der Luft zu berücksichtigen [3]. In diesen Modellen wird davon ausgegangen, dass der Brand selbst nicht als Strömungswiderstand in Erscheinung tritt. Der Einfluss des Brandes auf die Längsströmung bleibt vernachlässigbar.

Bereits seit den 1960er Jahren ist bekannt, dass ein Brand in einem geschlossenen Kanal einen Druckverlust zur Folge hat [49]. Das Phänomen wird in der Literatur beschrieben, jedoch auf der Basis von nur wenigen Forschungsergebnissen und nur selten in Bezug auf Tunnelbrände. Aus der Literatur geht hervor, dass der Brand ähnlich wirkt, wie eine lokale Verengung des Strömungskanals, vgl. [11] bis [14]. Daraus leitet sich die im englischen Sprachgebrauch verbreitete Bezeichnung «throttling effect» ab.

Obschon nur wenige Forschungsergebnisse dokumentiert sind, wird der Strömungswiderstand eines Brands in der Fachliteratur zur Belüftung von Tunneln und Bergwerken als relevant eingeschätzt.

Die Lüftungsauslegung nach der Richtlinie ASTRA 13001 [1] ist mit inhärenten Sicherheitsmargen versehen, die Vereinfachungen in der Berechnung erlauben. Es ist derzeit jedoch nicht quantifizierbar, wie gross der Druckverlust des Brandes ist und ob es legitim ist, diesen Effekt in der Lüftungsauslegung zu vernachlässigen. Es besteht das Risiko, dass der Druckverlust des Brandes nicht innerhalb der Grenzen der Sicherheitsmargen liegt. Damit würden Lüftungsanlagen zu schwach ausgelegt.

## 1.2 Ziele

Das Forschungsprojekt beinhaltet die folgenden Ziele:

- Bestimmung des Strömungswiderstandes eines Tunnelbrandes. Der Strömungswiderstand wird bestimmt in Abhängigkeit der massgebenden Parameter, wie z.B. Anströmung  $u$  in [m/s], Brandleistung  $Q$  in [W], Tunnelgeometrie (Querschnitt und Profilform) und Brandgeometrie (z.B. Ausdehnung und Höhe über Fahrbahn).
- Relevanzbetrachtung im Zusammenhang mit der Auslegung der Tunnellüftung nach Richtlinie ASTRA 13001 [1], Vergleich mit inhärenten Sicherheitsreserven der Richtlinie.
- Empfehlung zu Anpassung oder Beibehaltung der Vorgaben.



## 2 Grundlagen

### 2.1 Richtlinien

Längslüftungssysteme in Strassentunneln werden für den Ereignisbetrieb auf eine minimale Strömungsgeschwindigkeit ausgelegt. In der Regel wird ein eindimensionales, stationäres Strömungsmodell angewendet. Die Auslegung erfolgt für mehrere vordefinierte Szenarien. Für diese Art von Modellen ist es wesentlich, dass alle relevanten Einflussgrößen berücksichtigt werden.

$$\Delta p_{SV} = \Delta p_{Rohr} + \Delta p_{Portal} + \Delta p_{Fzg} + \Delta p_{Auftrieb} + \Delta p_{Wind} + \Delta p_{baro} \quad (1)$$

Die Druckwirkung  $\Delta p_{SV}$ , die von den Strahlventilatoren aufgebracht werden muss, ergibt sich aus der Summe der folgenden Beiträge:

Die Rohrreibung wird unter Annahme eines konstanten Rohrreibungsbeiwerts berechnet.

$$\Delta p_{Rohr} = \frac{\rho_i}{2} \cdot u^2 \cdot \frac{\lambda \cdot L_T}{D_h} \quad (2)$$

mit der Dichte der Luft im Tunnel  $\rho_i$ , der Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel  $u$ , dem Rohrreibungsbeiwert  $\lambda$ , der Tunnellänge  $L_T$  und dem hydraulischen Durchmesser des Tunnels  $D_h$ .

Hinzu kommen lokale Strömungsverluste, wie z.B. durch die Ein- und Ausströmung an den Tunnelportalen. Weitere Strömungsverluste entlang des Tunnels können in ähnlicher Form berücksichtigt werden.

$$\Delta p_{Portal} = \frac{\rho_i}{2} \cdot u^2 \cdot \zeta \quad (3)$$

mit dem Verlustbeiwert  $\zeta$ . Als Verlustbeiwert kann z.B.  $\zeta = 1$  am Ausströmportal angenommen werden. Da die Verlustbeiwerte von der konkreten Tunnelgeometrie abhängig sind, sind sie im Regelfall der einschlägigen Literatur zu entnehmen, z.B. Idelchik [21].

Der Druckwiderstand eines Fahrzeugs bestimmt sich aus der Differenz zwischen der Luftgeschwindigkeit und der Geschwindigkeit des Fahrzeugs  $u_{Fzg}$  und aus seiner Widerstandsfläche  $c_w A$ . Die Widerstandsfläche  $c_w A$  ist das Produkt aus Querschnittfläche und Widerstandsbeiwert.  $A_T$  ist die Querschnittfläche des Tunnels. Der Beitrag der Fahrzeuge ist über alle Fahrzeuge im Tunnel zu summieren.

$$\Delta p_{Fzg} = \sum_{Fzg} \left( \frac{\rho_i}{2} \cdot (u - u_{Fzg})^2 \cdot \frac{c_w A}{A_T} \right) \quad (4)$$

Der Beitrag des Auf- bzw. Abtriebs setzt sich aus zwei Anteilen zusammen. Auch ohne Brandereignis ist von einer Temperaturdifferenz zwischen der Luft im Tunnel und der Umgebung auszugehen. Bei einem Brandereignis kommt die lokale Erwärmung hinzu.

$$\Delta p_{Auftrieb,nat} = (\rho_e - \rho_i) \cdot g \cdot L_T \cdot i \quad (5)$$

$$\Delta p_{Auftrieb,Brand} = \int_0^{L_T} (\rho_i - \rho_{Brand}(x)) \cdot g \cdot i(x) \cdot dx \quad (6)$$

mit der Luftdichte ausserhalb des Tunnels  $\rho_e$ , der Erdbeschleunigung  $g$ , der Tunnellänge  $L_T$  und der mittleren Längsneigung  $i$ . Der Brandauftrieb wird bestimmt durch die lokale Dichte unter Einfluss der Brandtemperatur  $\rho_{Brand}$ . Die Längsneigung kann innerhalb des Abschnitts mit heissen Brandgasen variieren. Nach den Vorgaben der ASTRA Richtlinie 13001 [47] mit einer konstanten Temperatur über einen vordefinierten Tunnelabschnitt vereinfacht sich der Zusammenhang zu

$$\Delta p_{Auftrieb,Brand} = (\rho_i - \rho_{Brand}) \cdot g \cdot L_{Brand} \cdot i_{Brand} \quad (7)$$

Die meteorologischen Kräfte, die auf die Tunnelportale wirken, werden in den Beiträgen  $\Delta p_{Wind}$  und  $\Delta p_{baro}$  berücksichtigt. Der Winddruck  $\Delta p_{Wind}$  beträgt in der Regel einige Pascal und ist meist rasch schwankend. Für die Auslegung wird ein statistischer Wert eingesetzt, der von der lokalen Windgeschwindigkeits- und -richtungsverteilung abhängt. Die Windgeschwindigkeit wird von der Messhöhe auf die Portalhöhe und dann auf einen zugehörigen Staudruck umgerechnet.

$$\Delta p_{Wind} = \frac{\rho_e}{2} \cdot u_{Wind}^2 \quad (8)$$

Bei Tunneln, die Bergketten durchstossen, können die barometrischen Druckdifferenzen  $\Delta p_{baro}$  zwischen den Portalen mehrere hundert Pascal betragen und während längerer Zeit (Stunden, Tage) konstant bleiben. Wenn keine lokalen Messungen vorliegen, kann der barometrische Druck aufgrund der Überdeckung des Tunnels abgeschätzt werden. Auch für einen Tunnel ohne Überdeckung kann eine barometrische Druckdifferenz zwischen den Tunnelportalen wirksam werden. Es sind im Prinzip diese Druckdifferenzen, die auch den atmosphärischen Wind antreiben.

Zusätzliche Beiträge zu den Druckkräften im Verkehrsraum sind zu berücksichtigen, wenn im Tunnel eine Halbquer- oder Querlüftung betrieben wird. Auch weitere Druckkräfte z.B. durch den Einsatz von ortsfesten Brandbekämpfungsmassnahmen (Wasserdampf, Löschschaum) sind als Beitrag zur Druckverteilung im Tunnel explizit zu berücksichtigen, vgl. [63], [64].

Die Berechnung der Längsströmung im Tunnel unter Berücksichtigung dieser Beiträge ist nicht auf die Richtlinien beschränkt. Sie findet vielfach Anwendung in der Auswertung von Brandversuchen, wie z.B. in [38]. Die Methodik zeigt eine gute Übereinstimmung mit den Versuchen im Rahmen der Messgenauigkeit und in der Regel bei geringen Strömungsgeschwindigkeiten. Viele eindimensionale Berechnungswerkzeuge bestimmen die Druckverteilung im Tunnel mit einem entsprechenden Ansatz, vgl. z.B. [19], [45].

## 2.2 Der «throttling effect»

Bereits seit den 1960er Jahren ist bekannt, dass ein Brand in einem geschlossenen Kanal einen Druckverlust zur Folge hat [49]. Das Phänomen wird in der Literatur beschrieben, jedoch auf der Basis von nur wenigen Forschungsergebnissen und nur selten in Bezug auf Tunnelbrände.

In den Jahren 1976 bis 1980 wurde im Auftrag der amerikanischen Bergbaubehörde eine Reihe von Versuchen zu Bränden in Minen durchgeführt. Die Versuche wurden in mehreren technischen Berichten und Fachartikeln beschrieben, z.B. [11], [12], [13] und [14]. Die Versuche waren allgemeiner Natur. Sie zielten auf die Brandentwicklung und -ausbreitung, auf die Beschreibung der Verbrennungsprodukte und auf das Gefährdungspotential für den Bergbau unter Tage.

Der Versuchsstand ist in der seitlichen Ansicht in Abb. 1 dargestellt. Während des Versuchs wurde Umgebungsluft in einen Kanal eingesaugt. Die Teststrecke «test section» wurde durch einen etwa 7 m langen, rechteckigen, mit Holz ausgekleideten Kanal gebildet. Nach der Zündung sollte die Holzverkleidung abbrennen. Der Brand breitete sich in Strömungsrichtung vom Zündbereich («ignition section») durch die Teststrecke aus. Die heissen Brandgase wurden nach der Teststrecke durch einen wassergekühlten

Wärmetauscher geleitet und dabei teilweise abgekühlt. Anschliessend wurden sie durch einen Radialventilator gefördert und nach oben ausgestossen.

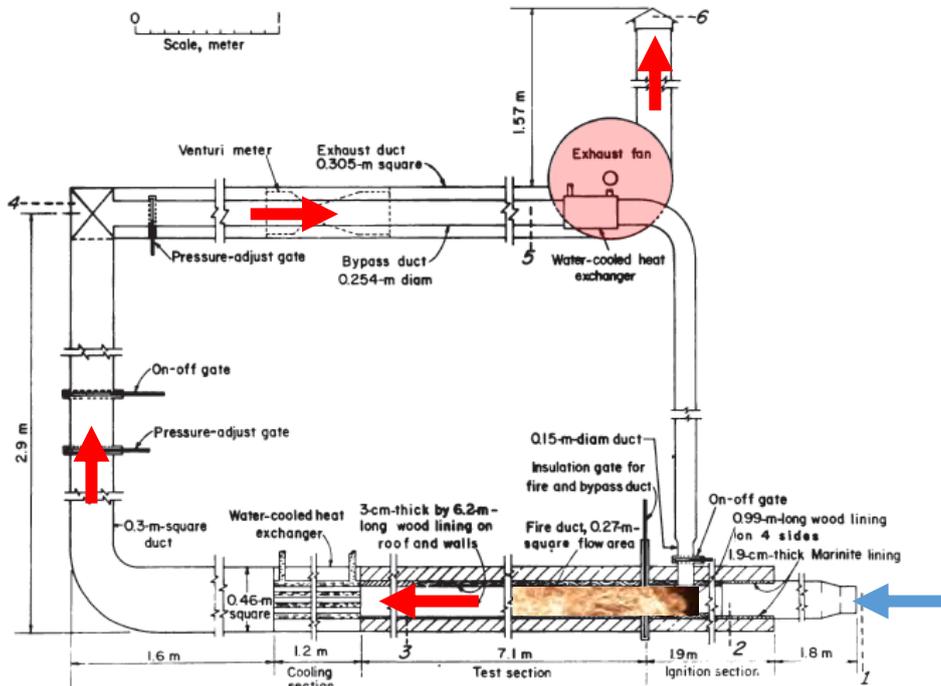


Abb. 1 Versuchsaufbau zur Untersuchung von Bränden im Bergbau [14]

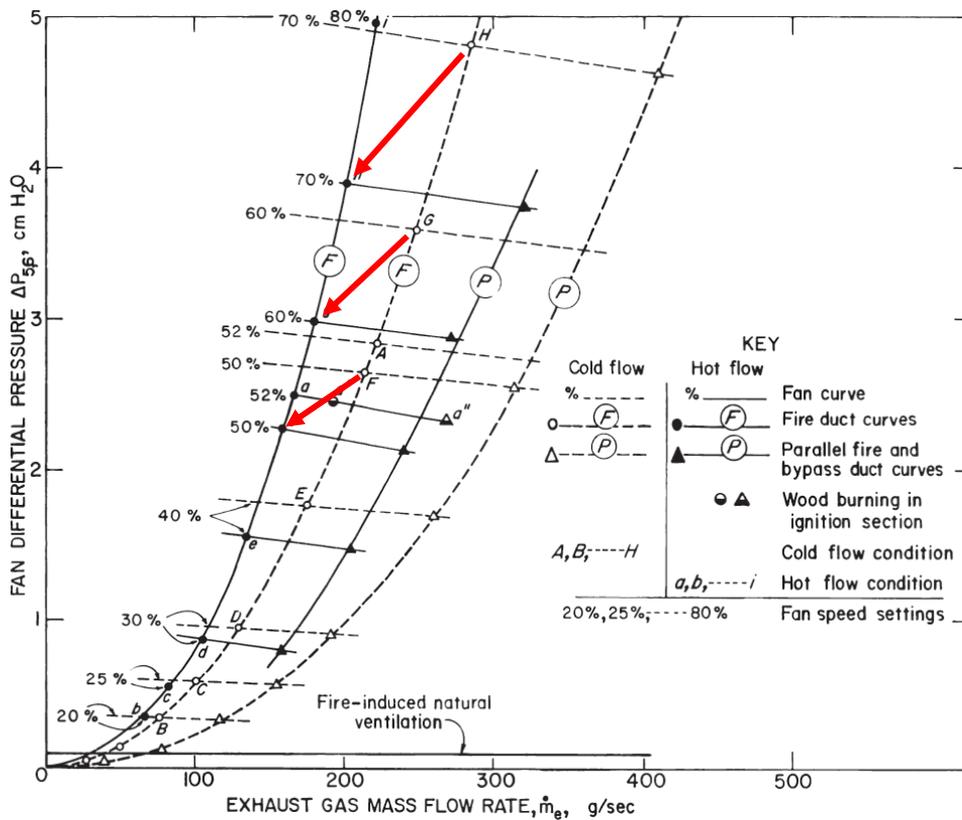


Abb. 2 Gemessene Betriebspunkte des Radialventilators mit und ohne Brand [14]

Die Ergebnisse der Massenstrom- und Druckmessungen sind in Abb. 2 dargestellt. In der Abbildung ist die Förderhöhe des Ventilators in [cm Wassersäule] über dem geförderten Massenstrom in [g/s] dargestellt. Heute ist für solche Kennlinien eine Darstellung des

Totaldrucks über dem Volumenstrom üblich. Mit den roten Pfeilen ist die Verschiebung der Betriebspunkte vom Zustand ohne Brand zum Zustand mit Brand dargestellt.

Lee et al. [14] folgern aus ihren Messungen: «Die Veränderungen in den Druckverlusten vor und im Brandabschnitt im Übergang von kalter zu heisser Strömung deuten auf zusätzliche Strömungsverluste im Brandabschnitt hin.»

Wir interpretieren Abb. 2 wie folgt: Dass sich die Anlagenkennlinie nach links verschiebt, ist ein deutlicher Hinweis auf höhere Druckverluste in der Anlage. Durch den Brand nehmen sowohl die Fördermenge als auch die Förderhöhe des Ventilators ab. Diese Abnahme kann damit erklärt werden, dass der Ventilator bei Abnahme der Dichte des Fördermediums einen kleineren Massenstrom fördert und dass somit auch die Förderhöhe abnimmt.

Im Anhang zu [11] wird die Wirkung des Brandes auf die Strömungsgeschwindigkeit weiter analysiert. Über den Brand wird eine Massenbilanz aufgestellt.

$$\rho_i \cdot u \cdot A_T + \dot{m}_{Br} = \rho_h \cdot u_h \cdot A_T \quad (9)$$

Mit der Anströmung zum Brand  $\rho_i \cdot u \cdot A_T$ , der zugeführten Masse aus der Verbrennung  $\dot{m}_{Br}$  und der heissen Abströmung  $\rho_h \cdot u_h \cdot A_T$ .

Um für die Anwendung im Strassentunnel die Grössenordnungen zu analysieren, kann ein 30 MW Brand einer Benzinlache angenommen werden. Dabei wird die Masse aus der Verbrennung mit einer Anströmung von 2 m/s in einem Tunnel mit Querschnitt 50 m<sup>2</sup> verglichen. Die Masse der Verbrennung wird aus der Wärmefreisetzung und aus dem unteren Heizwert bestimmt.

$$\rho_i \cdot u \cdot A_T = 1.2 \text{ kg/m}^3 \cdot 2.0 \text{ m/s} \cdot 50 \text{ m}^2 = 120 \text{ kg/s} \quad (10)$$

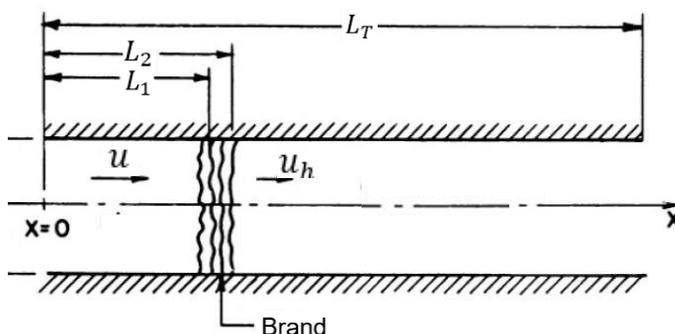
$$\dot{m}_{Br} = \frac{30 \text{ MW}}{41 \text{ MJ/kg}} = 0.73 \text{ kg/s} \quad (11)$$

Aufgrund dieser Abschätzung scheint es, dass in den Stoffbilanzen um den Brandort die Massenzunahme der Strömung durch die Verbrennungsprodukte vernachlässigt werden kann.

Zusätzlich kann über den Brand die Energiebilanz aufgestellt werden. Vereinfachend wird in [11] davon ausgegangen, dass die spezifische Wärmekapazität  $c_p$  vor und nach dem Brand konstant ist. Zudem wird der Wärmeübergang in die Wand vernachlässigt (adiabat).

$$\rho_i \cdot u \cdot A_T \cdot c_p \cdot T_i + \dot{m}_{Br} \cdot h_{Br} + Q_{Br} = \rho_h \cdot u_h \cdot A_T \cdot c_p \cdot T_h \quad (12)$$

Für die Betrachtung der Druckverluste durch den Brand wird eine Kräftebilanz über die Teststrecke des Versuchsaufbaus, vgl. Abb. 3, erstellt.



**Abb. 3** Koordinatensystem für die Kräftebilanz der Teststrecke, nach [11]

$$\Delta p_T = \rho(L_T) \cdot u(L_T)^2 - \rho_i \cdot u^2 + \frac{\rho_i}{2} \cdot u^2 \cdot \frac{\lambda \cdot L_1}{D_h} + \tau_{1-2} \cdot \frac{U_T}{A_T} \cdot (L_2 - L_1) \quad (13)$$

$$+ \int_{L_2}^{L_T} \frac{\rho(x)}{2} \cdot u(x)^2 \cdot \frac{\lambda(x)}{D_h} \cdot dx$$

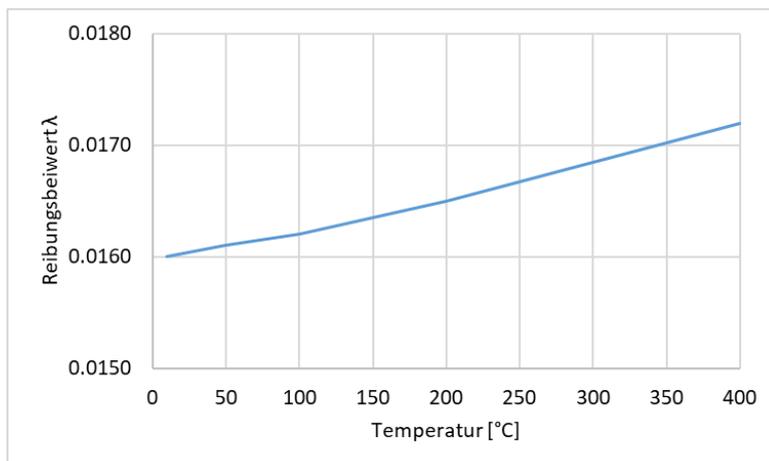
Das zugehörige Koordinatensystem ist in Abb. 3 erläutert. Als zusätzliche Parameter werden in der Gleichung eingeführt:  $U_T$  für den Umfang des Tunnelprofils und  $\tau_{1-2}$  für die Wandschubspannung im Abschnitt  $x = L_1$  bis  $L_2$ . Die einzelnen Terme der rechten Seite sind

$\rho(L_T) \cdot u(L_T)^2 - \rho_i \cdot u^2$	Impulsbilanz über das Kontrollvolumen
$\frac{\rho_i}{2} \cdot u^2 \cdot \frac{\lambda \cdot L_1}{D_h}$	Wandreibung im Abschnitt $x = 0$ bis $L_1$
$\tau_{1-2} \cdot \frac{U_T}{A_T} \cdot (L_2 - L_1)$	Wandreibung im Abschnitt $x = L_1$ bis $L_2$
$\int_{L_2}^{L_T} \frac{\rho(x)}{2} \cdot u(x)^2 \cdot \frac{\lambda(x)}{D_h} \cdot dx$	Wandreibung im Abschnitt $x = L_2$ bis $L_T$

Der Reibungsbeiwert des Tunnels wird im Abschnitt  $L_2$  bis  $L_T$  als Funktion des Ortes angegeben. Im Folgenden schätzen wir die Variation des Reibungsbeiwerts ab. Bei der untersuchten Geometrie ist nur eine Abhängigkeit des Reibungsbeiwertes von der Temperatur sinnvoll zu berücksichtigen. Der Reibungsbeiwert wird nach der Formel von Prandtl und Colebrook berechnet.

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = -2 \cdot \lg \left( \frac{2.51}{Re \cdot \sqrt{\lambda}} + \frac{k_s}{3.71 \cdot D_h} \right) \quad (14)$$

Die Reynoldszahl  $Re$  wird mit der Strömungsgeschwindigkeit, dem hydraulischen Durchmesser und der kinematischen Zähigkeit  $\nu$  gebildet. In einem Strassentunnel kann von einer Wandrauigkeit von  $k_s = 2.5 \text{ mm}$  ausgegangen werden. Bei  $D_h = 7.0 \text{ m}$ , einer Temperatur von  $10^\circ\text{C}$  und einer Strömungsgeschwindigkeit von  $3 \text{ m/s}$  ergibt sich ein Reibungsbeiwert von  $\lambda = 0.016$ . In Gleichung (14) ist nur die Reynoldszahl über die kinematische Zähigkeit von der Temperatur abhängig.



**Abb. 4** Rohrreibungsbeiwert für die im Text erwähnten Zahlenwerte in Abhängigkeit der Temperatur

In Abb. 4 ist der Rohrreibungsbeiwert im Temperaturbereich zwischen  $10^\circ\text{C}$  und  $400^\circ\text{C}$  dargestellt. Da für die Strömung stromab des Brandes nicht mehr von einer ausgeprägten

Temperaturschichtung ausgegangen wird, beschränkt sich der Temperaturbereich auf 10°C bis etwa 200°C. Der Einfluss einer Variation des Reibungsbeiwertes kann somit als gering beurteilt werden. In der Anwendung für Strassentunnel gehen wir für  $\lambda$  von einem konstanten Wert aus.

In der Analyse in [11] wird die Wandreibung im Abschnitt  $x = L_1$  bis  $L_2$  als Bestandteil der Wandreibung im Abschnitt  $x = L_2$  bis  $L_T$  angesehen. Dies erscheint sinnvoll für den Übergang zu einer Anwendung der Gleichung für ein eindimensionales Modell, in dem der Brand als Punkt ohne räumliche Ausdehnung betrachtet wird. Andererseits kann so ein Beitrag zum gesamten Druckverlust verloren gehen. Auf die Annahme, dass die Wandreibung am Brandort vernachlässigt werden kann, stützen sich die Vorgaben der Richtlinien in Kapitel 2.1 und weitere Forschungsarbeiten, wie z.B. [52], [53].

Aufgrund dieser Untersuchungen gehen wir davon aus, dass der «throttling effect», wie er in den Arbeiten [11], [12], [13] und [14] beschrieben ist, als Summe mehrerer Einflüsse beschrieben werden kann:

- ein lokaler Strömungswiderstand, der durch den Brand verursacht wird und sich in einer lokal erhöhten Wandreibung in der Form  $\tau \cdot L \cdot U_T/A_T$  niederschlägt;
- eine erhöhte Wandreibung im Tunnelabschnitt stromab vom Brand, verursacht durch die Dichteänderung und Beschleunigung der erwärmten Tunnelluft;
- eine Verminderung der Wirkung von Ventilatoren, die in einem Abschnitt mit erwärmter Tunnelluft betrieben werden.

Für diese Studie wird die Minderung der Wirkung von Ventilatoren bei einem Betrieb in heissen Rauchgasen nicht betrachtet. Die Berücksichtigung dieses Effekts in der Lüftungsplanung ist z.B. in Österreich [3] explizit vorgeschrieben und wird als bekannt vorausgesetzt.

## 2.3 Modelle in der Literatur

In mehreren Veröffentlichungen wurde der Strömungswiderstand eines Tunnelbrandes mittels CFD Berechnungen untersucht. Von den Ergebnissen abgeleitet werden unterschiedliche Modelle für die Berechnung dieses Druckverlustes formuliert.

### 2.3.1 Dossier Pilote [5]

Unter den nationalen Richtlinien stellt das französische «Dossier Pilote» des CETU [5] eine Ausnahme dar. In diesem Bericht wird mit den Strömungsverlusten in Strassentunneln der lokale Druckwiderstand des Brandes beschrieben. Der Druckverlust ist demnach abhängig von der Wärmeleistung des Brandes, dem Tunnelquerschnitt und vielen anderen Faktoren. Anhand einer Modellbetrachtung wurde für Strömungsgeschwindigkeiten zwischen 1.5 und 3.5 m/s eine Näherungsformel hergeleitet.

$$\Delta p_{Brand} = \frac{Q_c}{u \cdot D_h^2} \cdot C_1 \quad (15)$$

$$C_1 \approx 9 \cdot 10^{-5}$$

mit dem konvektiven Anteil der Brandleistung  $Q_c$ , der Strömungsgeschwindigkeit  $u$  und dem hydraulischen Durchmesser  $D_h$ .  $C_1$  ist eine empirische Konstante. Bei der Auslegung von Lüftungssystemen mit lokaler Absaugung und Regelung der Längsströmung soll dieser Effekt vernachlässigt werden. Bei der Auslegung von Längslüftungssystemen ist iterativ vorzugehen, damit der Effekt nicht überschätzt wird.

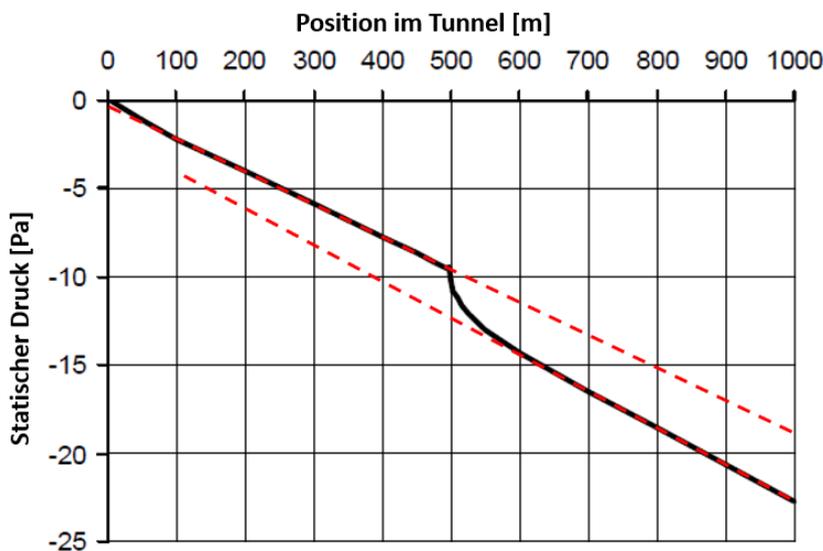
Die Herleitung von Gleichung (15) ist nicht dokumentiert. Für den Vergleich mit anderen Literaturstellen ist anzumerken, dass der Druckverlust des Brandes, wie er in [5] beschrieben und in der Auslegung zu verwenden ist, einen Totaldruckverlust darstellt.

### 2.3.2 Dutrieue, Jacques [27]

Der Begriff des «throttling effect» wurde im Zusammenhang mit der Lüftung von Strassentunneln im Jahr 2006 wieder aufgenommen [27]. Für eine räumliche Strömungssimulation mit der kommerziellen Berechnungssoftware Fluent wurde ein 1000 m langer Tunnel mit einem Querschnitt von 30 m<sup>2</sup> modelliert. Der Brand wurde als volumenförmige Wärmequelle ohne Berechnung der Verbrennungsvorgänge abgebildet. Durch den Brand wurde somit auch kein zusätzlicher Massenstrom der Strömung zugefügt. Die Brandquelle hat eine Ausdehnung von 3.5 m x 1.6 m x 2 m, ist also klein gegenüber der Ausdehnung des Tunnels.

In den Simulationen wurde keine mechanische Lüftung abgebildet. Die Strömung wurde als Einströmung mit 3 m/s in den Tunnel vorgegeben. Die Tunnelwände wurden adiabatisch modelliert, d.h. die Abkühlung der heissen Brandgase stromab vom Brand wurde nicht berücksichtigt.

Als Ergebnis einer Simulation mit der Brandleistung 2.5 MW ist die Verteilung des statischen Drucks entlang der Tunnelachse dargestellt, vgl. Abb. 5. Die Darstellung wurde durch Gitternetzlinien und durch zwei rote, gestrichelte Linien ergänzt. Die unterschiedliche Steigung der beiden Geraden verdeutlicht gemäss [27] die grössere Wandreibung stromab vom Brand, die sich aus der erhöhten Strömungsgeschwindigkeit der erwärmten Luft ergibt.



**Abb. 5** Verteilung des statischen Drucks entlang des Tunnels [27]

Deutlich sichtbar ist auch zwischen 500 m und 600 m ein lokaler Druckabfall von etwa 3.5 Pa. Dieser wird von den Autoren [27] auf zwei überlagerte Effekte zurückgeführt. Zum einen ist dies die plötzliche Beschleunigung der erwärmten Strömung (Erhöhung des dynamischen Drucks), zum anderen eine vom Auftrieb verursachte Schubspannung «buoyancy stress». Diese hängt mit der Temperaturschichtung zusammen, durch die unterschiedliche Strömungsgeschwindigkeiten im Tunnelquerschnitt bewirkt werden. Aus Abb. 5 lässt sich ablesen, dass die Temperaturschichtung in der Simulation über eine Länge von etwa 100 m stromab vom Brand erhalten bleibt.

In der weiteren Auswertung der berechneten Brandszenarien betrachten die Autoren [27] den Druckverlust, der im 1000 m langen Tunnel durch den Brand erzeugt wird. In den Simulationen zeigte sich, dass der Druckverlust des Brandes von der Wandrauigkeit und von der Temperatur der Anströmung unabhängig ist. Für den brandbedingten Druckverlust wird die folgende Formel angegeben:

$$\Delta p_{Brand} = \frac{Q^{0.8} \cdot u^{1.5}}{D_h^{1.5}} \cdot C_1 \quad (16)$$

$$C_1 = 41.5 \cdot 10^{-6} [s^{1.9} kg^{0.2} / m^{2.6}]$$

mit der Brandleistung  $Q$  in [W], der Strömungsgeschwindigkeit  $u$  in [m/s] und dem hydraulischen Durchmesser  $D_h$  in [m].  $C_1$  ist eine empirische Konstante, die von der Geometrie des Tunnels und des Brandes abhängt. Dieser Druckverlust beinhaltet die erhöhte Wandreibung zwischen dem Brand und dem Tunnelportal, an dem die Strömung aus dem Tunnel austritt. Die lokale Abnahme des statischen Drucks am Brand wird mit etwa 80% von  $\Delta p_{Brand}$  abgeschätzt [27].

### 2.3.3 Colella et al. [34]

Der «throttling effect» wurde 2011 in einem Fachartikel von Colella et al. [34] wieder aufgenommen. Wie in [27] basiert die Untersuchung auf einer numerischen Strömungssimulation mittels CFD, ebenfalls mit Fluent. Untersucht wurde im speziellen die Kopplung eines 1-D Modells für die Tunnelabschnitte, die nicht direkt vom Brand betroffen sind, mit einem 3-D Modell für die unmittelbare Umgebung des Brandes. Die Ergebnisse wurden mit Ergebnissen einer vollständigen 3-D Berechnung des Tunnels verglichen.

Im Vergleich der Berechnungen mit und ohne Brand wird der «throttling effect» quantifiziert. In einer Simulation nahm der Luftvolumenstrom durch den Widerstand eines 100 MW Brandes von 290 m<sup>3</sup>/s auf 200 m<sup>3</sup>/s ab. Da in diesem Szenario nur Strahlventilatoren stromauf vom Brand eingesetzt wurden, ist deren Wirkung nicht beeinträchtigt. Im erhöhten Strömungswiderstand ist allerdings der Widerstand durch die warme Strömung nach dem Brand enthalten.

Mit den Angaben zur Tunnelgeometrie und zu den Strahlventilatoren können wir den Strömungswiderstand des Brandes abschätzen. Bei einer Geschwindigkeit der Strömung zum Brand hin von 3.14 m/s beträgt der Strömungswiderstand des modellierten 100 MW Brandes etwa 28.9 Pa. Dieser Druckverlust beinhaltet neben dem Druckverlust des Brandes selbst die erhöhte Wandreibung zwischen dem Brand und dem Tunnelportal, an dem die Strömung aus dem Tunnel austritt, sowie den ebenfalls erhöhten Austrittsverlust am Portal. Da in [34] der Wärmeübergang in die Tunnelwand berücksichtigt ist, ist die Trennung der einzelnen Beiträge zum gesamten Druckverlust nur unter Anwendung zusätzlicher Annahmen möglich.

### 2.3.4 Fleming et al. [52], [53]

Ziel der Arbeit von Fleming et al. [52], [53] ist eine Formulierung für den Strömungswiderstand eines Tunnelbrandes, die direkt in einem 1-D Strömungsmodell verwendet werden kann. Es wird postuliert, dass bei einer kompressiblen Berechnung diese Strömungsverluste stets enthalten sind. Bei einer inkompressiblen Berechnung müssen sie explizit eingerechnet werden.

In der Herleitung wird davon ausgegangen, dass der Einfluss der Wandreibung bei den Vorgängen unmittelbar am Brand vernachlässigt werden kann. Es verbleibt eine Impulsbilanz über den Brand, die zu der Formulierung führt:

$$\Delta p_{Brand} = \rho u^2 \left( \frac{T_h}{T_0} - 1 \right) = \frac{Q_c u}{c_p A_T T_0} \quad (17)$$

mit der Dichte  $\rho$  und der Strömungsgeschwindigkeit  $u$  der Anströmung, mit den Temperaturen vor und nach dem Brand  $T_0$  und  $T_h$ , der konvektiven Brandleistung  $Q_c$ , dem Tunnelquerschnitt  $A_T$  und der spezifischen Wärmekapazität  $c_p$ .

Zusätzlich müssen in der Simulation die erhöhte Wandreibung nach dem Brand und der ebenfalls erhöhte Austrittsverlust am Tunnelportal berücksichtigt werden. In der

Anwendung wird dieser Ansatz in IDA Tunnel [45] mit Ergebnissen einer Berechnung mit SES (Subway Environment Simulation) verglichen. IDA Tunnel berücksichtigt zwar die temperaturabhängige Ausdehnung der Tunnelluft, rechnet aber nicht kompressibel. SES erlaubt die Simulation einer kompressiblen Strömung.

Im Artikel wird davon ausgegangen, dass keine weiteren Strömungsverluste am Brandort auftreten. Es wird zudem nicht zwischen einer lokalen Abnahme des statischen Drucks und einem Totaldruckverlust unterschieden. Tatsächlich wird die Druckänderung aus Gleichung (17) in IDA Tunnel als Totaldruckverlust behandelt.

### 2.3.5 Li et al. [66]

In ihrer Studie aus dem Jahr 2018 nehmen Li et al. [66] den Ansatz aus dem Dossier Pilote des CETU [5] wieder auf. Sie leiten die Gleichung aus einer Energiebetrachtung ab, indem die negative Arbeit aus statischer Druckdifferenz und Volumenstrom einem Anteil der Wärmefreisetzung des Brandes entspricht. Li et al. setzen in der Herleitung voraus, dass die Volumenzunahme der Strömung beim Passieren des Brandes vernachlässigt werden kann.

$$\Delta p_{Brand} \cdot \Delta V = \alpha \cdot Q_c \quad (18)$$

$$\Delta p_{Brand} \cdot u \cdot D_h^2 = C_1 \cdot Q_c$$

$$\Delta p_{Brand} = \frac{Q_c}{u \cdot D_h^2} \cdot C_1 \quad (19)$$

$$C_1 = 9 \cdot 10^{-5}$$

Li et al. geben den Strömungswiderstand als statische Druckdifferenz an, wohingegen in [5] dieselbe Gleichung für den Totaldruckverlust angegeben ist. Ohne temperaturbedingte Ausdehnung und Beschleunigung der Strömung am Brand entspricht der statische Druckverlust dem Totaldruckverlust.

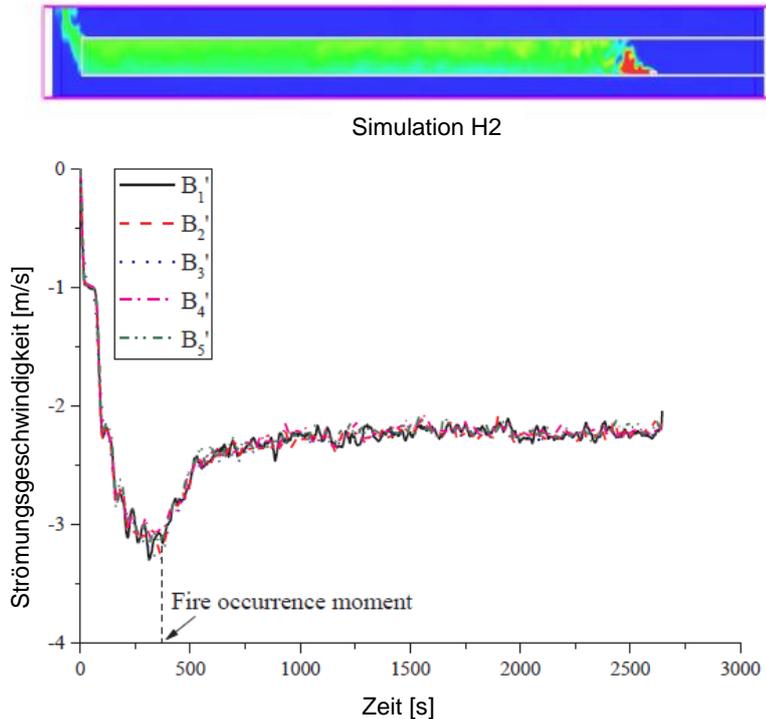
Der Vergleich der Gleichung (19) mit Messungen an einem Modelltunnel im Massstab 1:8 hat keine zufriedenstellenden Ergebnisse erbracht. Die Formel wurde somit anhand von numerischen Berechnungen (FDS Version 6) validiert. Im Artikel wird allerdings nur der Druckverlust als Funktion der Brandleistung dargestellt. Für die Anströmung wird die jeweilige kritische Geschwindigkeit eingesetzt.

### 2.3.6 Du et al. [67]

In einer weiteren aktuellen Veröffentlichung behandeln Du et al. [67] den Strömungswiderstand eines Brandes in einem abwärts geneigten Tunnel. In dieser Arbeit werden numerische Simulationen (FDS) eingesetzt. Untersucht wird der überlagerte Effekt des Strömungswiderstandes eines Tunnelbrandes und des Auftriebs der heißen Brandgase. Als Vergleichsfall ist auch die Strömung in einem Tunnel ohne Längsneigung beschrieben. In einer analytischen Betrachtung geben Du et al. einen Ansatz zur Beschreibung des Strömungswiderstandes eines Tunnelbrandes an.

Der Tunnel ist 300 m lang mit einem Querschnitt von 9 m x 7.8 m. Abb. 6 zeigt qualitativ die Temperaturverteilung in der Simulation. Darunter ist die Strömungsgeschwindigkeit in 5 Punkten in einem Querschnitt stromauf vom Brand dargestellt. Da sich keine Rauchsicht entgegen der Strömung ausbreitet, sind die Geschwindigkeiten in den Punkten ähnlich.

In Simulation H2 wird die Strömung im Tunnel ohne Neigung vor und nach Zündung eines 10 MW-Brandes untersucht. In der Simulation ohne Längsneigung entfällt der Einfluss des Kamineffekts, so dass der Strömungswiderstand des Brandes deutlich wird.



**Abb. 6** Verlauf der Strömungsgeschwindigkeit in der Simulation H2 [67]

In der Analyse gehen die Autoren von der Impulsbilanz eines Kontrollvolumens unmittelbar um die Brandzone herum aus. Die Gleichung gilt bei Vernachlässigung der Wandreibung in diesem Abschnitt.

$$\Delta p_{Brand} = \rho_i u^2 - \rho_h u_h^2 \quad (20)$$

mit der Luftdichte und Strömungsgeschwindigkeit der Anströmung ( $\rho_i, u$ ), der heissen Abströmung ( $\rho_h, u_h$ ) und der Differenz des statischen Drucks  $\Delta p_{Brand}$ . Dieser Ansatz wird mit einem Ansatz für den Druckabfall durch die thermische Ausdehnung  $\Delta p_{Expansion}$  aus einem Fachartikel (chinesisch) kombiniert. Die Herleitung dieser zweiten Gleichung kann leider nicht nachvollzogen werden. Die Gleichung deutet auf eine Kombination aus Impulsbilanz und Stromfadentheorie aus. Sie lässt sich unter Verwendung der idealen Gasgleichung und der Energiebilanz am Brand umformen.

$$\Delta p_{Expansion} = \frac{1}{2} \rho_h u_h^2 - \frac{1}{2} \rho_i u^2 = \frac{1}{2} \rho_i u (u_h - u) = \frac{1}{2} \frac{Q_c u}{c_p A_T T_0} \quad (21)$$

mit dem konvektiven Anteil der Brandleistung  $Q_c$ , der spezifischen Wärmekapazität und Temperatur der Anströmung ( $c_p, T_0$ ) und dem Tunnelquerschnitt  $A_T$ .

Der Strömungswiderstand des Brandes selbst (als Totaldruckverlust) setzt sich gemäss Du et al. [67] aus dem Druckverlust durch die thermische Ausdehnung der Brandgase  $\Delta p_{Expansion}$  und einem Formwiderstand des Brandplumes zusammen. Damit ergibt sich der gesamte Strömungswiderstand aus

$$\Delta p_{Brand} = \frac{1}{2} \frac{Q_c u}{c_p A_T T_0} + \frac{1}{2} \zeta_{Brand} \rho_i u^2 \quad (22)$$

mit einem spezifischen Verlustkoeffizienten des Brandes  $\zeta_{Brand}$ , abhängig von der Tunnelgeometrie und der Brandleistung. Dieser Verlustkoeffizient wird im Artikel nicht weiter beschrieben oder quantifiziert.

Im Folgenden wird versucht, die im Artikel dargestellten Ergebnisse quantitativ zu interpretieren: Am Eintrittsportal wird eine Druckdifferenz von 8.5 Pa aufgeprägt. Dadurch ergibt sich im Tunnel eine Längsströmung von etwa 3.2 m/s (Abb. 6, ohne Brand). Das Einströmportal wird in der Simulation nicht abgebildet. Lediglich der Austrittsverlust  $\zeta_a = 1$  ist zu berücksichtigen. Es ergibt sich der Zusammenhang für den Druckverlust

$$\Delta p = \frac{1}{2} \rho_i u^2 \left( \lambda \frac{L}{D_h} + \zeta_a \right) \quad (23)$$

$$\lambda = \left( \frac{2\Delta p}{\rho_i u^2} - \zeta_a \right) \frac{D_h}{L} \quad (24)$$

Der Wandreibungsfaktor kann somit aus der Druckdifferenz und der Strömungsgeschwindigkeit vor Brandbeginn berechnet werden ( $\lambda = 0.011$ ). Dies widerspricht allerdings der Angabe im Artikel, wonach in der Analyse von einem deutlich grösseren Wandreibungsfaktor  $\lambda = 0.0585$  ausgegangen wurde.

Für die Situation mit dem 10 MW-Brand ergibt sich der Druckverlust des Brandes aus der Differenz des anliegenden Drucks von 8.5 Pa und dem Reibungswiderstand bei der reduzierten Strömungsgeschwindigkeit von etwa 2.2 m/s.

$$\Delta p_{Brand} = \Delta p - \frac{1}{2} \rho_i u^2 \left( \lambda \frac{L}{D_h} + \zeta_a \right) \quad (25)$$

Es ergibt sich ein Strömungswiderstand des Brandes von 4.48 Pa. Dieser Strömungswiderstand beinhaltet den lokalen Druckverlust am Brandort sowie die erhöhte Wandreibung stromab. Anhand der Formeln, die in [67] angegeben sind, lassen sich die einzelnen Anteile quantifizieren:

$$\Delta p_{Expansion} = \frac{1}{2} \frac{Q_c u}{c_p A_T T_0} = 0.37 \text{ Pa} \quad (26)$$

$$\Delta p_{Wand} = \frac{1}{2} \lambda \frac{L_s}{D_h} \frac{Q_c u}{c_p A_T T_0} = 0.12 \text{ Pa} \quad (27)$$

$$\Delta p_{lokal} = \frac{1}{2} \zeta_{Brand} \rho_i u^2 = 3.98 \text{ Pa} \quad (28)$$

Die Länge  $L_s$  entspricht der Länge des Tunnelabschnitts zwischen dem Brand und dem Tunnelportal stromab. Um  $\Delta p_{lokal}$  zu bestimmen, kann  $\zeta_{Brand}$  variiert werden, bis die Summe der drei Anteile dem Total 4.48 Pa entspricht. Es ergibt sich  $\zeta_{Brand} = 1.37$ .

### 2.3.7 Zusammenfassung

Aus der Literatur lassen sich vier Ansätze für die Berechnung des Strömungswiderstandes eines Tunnelbrandes ableiten. Diese Ansätze sind in Tab. 1 zusammenfassend dargestellt.

Der Zusammenhang zwischen Druckverlust und Brandleistung ist mit einem Exponenten von 0.8 bis 1 angegeben. Der Zusammenhang zwischen Druckverlust und Anströmung mit einem Exponenten -1 bis +1.5 bzw. +2. Bei der Gleichung von Du et al. ist für den Untersuchungsbereich der massgebende Beitrag der beiden Summanden zu bestimmen. Auch der hydraulische Durchmesser der Tunnelröhre geht in den Zusammenhang ein. Dabei wird der Exponent des hydraulischen Durchmessers mit -1.5 bis -2 angegeben.

**Tab. 1** Modelle für die Berechnung des Strömungswiderstandes

Dossier Pilote [5]

$$\Delta p_{Brand} = \frac{Q_c}{D_h^2 \cdot u} \cdot C_1$$

Dutrieue, Jacques [27]

$$\Delta p_{Brand} = \frac{Q^{0.8} \cdot u^{1.5}}{D_h^{1.5}} \cdot C_1$$

Fleming et al. [52]

$$\Delta p_{Brand} = \frac{Q_c u}{c_p A_T T_0}$$

Du et al. [67]

$$\Delta p_{Brand} = \frac{1}{2} \frac{Q_c u}{c_p A_T T_0} + \frac{1}{2} \zeta_{Brand} \rho_i u^2$$

mit

$\Delta p_{Brand}$	Druckwiderstand
$Q$	Brandleistung
$Q_c$	konvektiver Anteil der Brandleistung
$u$	Strömungsgeschwindigkeit zum Brand hin
$D_h$	hydraulischer Durchmesser der Tunnelröhre
$C_1$	modell- und tunnelabhängige Konstante
$c_p$	spezifische Wärmekapazität
$A_T$	Tunnelquerschnitt
$T_0$	Temperatur der Anströmung
$\rho_i$	Dichte der Anströmung
$\zeta_{Brand}$	Druckverlustbeiwert

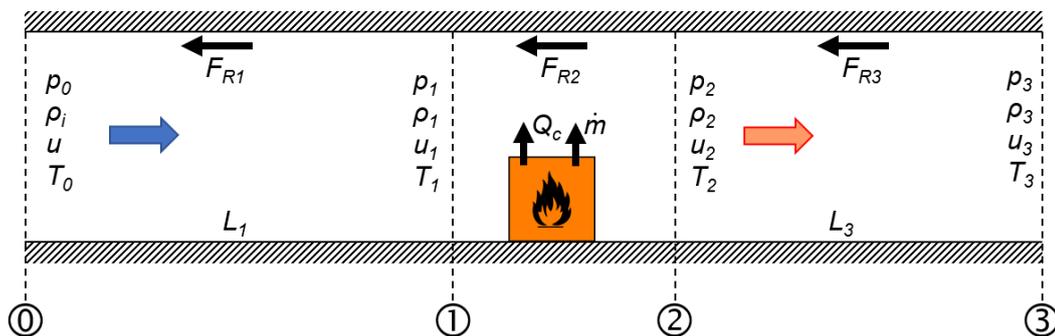
In der Auswertung der Fachliteratur wird deutlich, dass bei der Untersuchung des Strömungswiderstandes von Tunnelbränden die unterschiedlichen Beiträge möglichst genau zu trennen sind. Zudem muss stets zwischen einer lokalen Änderung des statischen Drucks und einem Totaldruckverlust unterschieden werden.

### 3 Analytische Herleitung

#### 3.1 Impulssatz-Modell

In diesem Kapitel wird der Strömungswiderstand eines Brandes in einem Tunnelabschnitt analytisch beschrieben. Die Vorgehensweise entspricht dem Ansatz von Hwang und Chaiken [11], vgl. Abb. 3. Der Einfachheit halber wird der Tunnel als Rohr ohne Fahrzeuge angesehen. Der Eintrittsverlust wird nicht betrachtet.

Vereinfachend wird zudem angenommen, dass die betrachteten Größen (z.B. Strömungsgeschwindigkeit) an den Grenzen der Kontrollvolumina über den jeweiligen Querschnitt konstant sind.

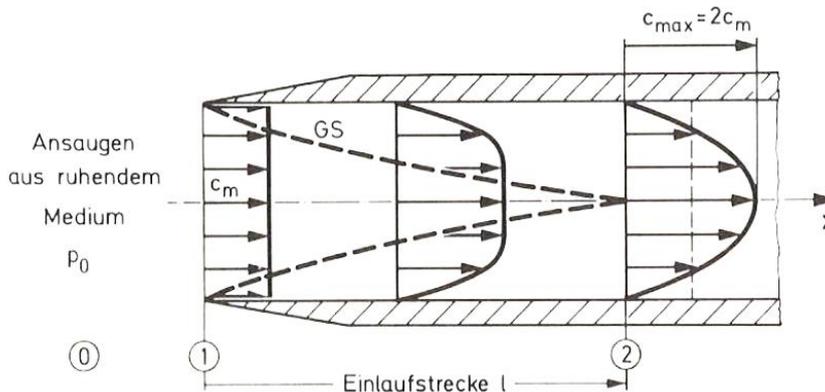


**Abb. 7** Definition für die Kenngrößen der Analyse

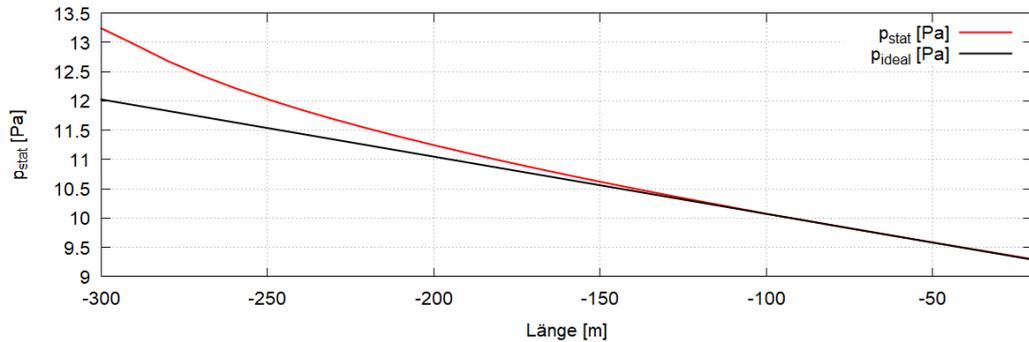
Im Tunnel nahe am Eintrittsportal beträgt der statische Druck  $p_0$ . Der Totaldruck ist durch  $p_0 + \rho_i/2 \cdot u^2$  gegeben. Die Größen an der Eintrittsrandbedingung ① sind in Anlehnung an die Nomenklatur der ASTRA Richtlinie 13001 [1] gewählt, vgl. Kapitel 2.1.

##### 3.1.1 Einströmung in das Rechengebiet

Der Strömungswiderstand einer Rohrströmung – sowie der Längsströmung in einem Tunnel – ist von den Gradienten der Strömungsgeschwindigkeit an der Wand und damit von der Ausbildung des Strömungsprofils abhängig. Der Strömungswiderstand eines Rohrs mit nicht ausgebildetem Strömungsprofil, z.B. bei der Einströmung in ein Rohr, ist generell höher als bei ausgebildetem Profil. Dies hängt mit der Dicke der Grenzschicht und der daraus folgenden Schubspannung an der Tunnelwand zusammen [21]. Abb. 9 zeigt den Druckabfall in der Einlaufstrecke eines Tunnels ausgehend von einer über den Querschnitt konstanten Strömungsgeschwindigkeit bis zur Annäherung an ein ausgebildetes turbulentes Strömungsprofil (Simulation mit OpenFOAM).



**Abb. 8** Strömung in der Einlaufstrecke eines Kreisrohrs (hier: laminar) [15]



**Abb. 9** Druckabfall in der Einlaufstrecke (turbulent, Simulation FireFoam)

Abweichungen des Druckverlaufs im Bereich der Einströmrandbedingung können generell darauf zurückgeführt werden, dass das Strömungsprofil nicht dem ausgebildeten Strömungsprofil entspricht. Diesem Umstand wird in der Simulation Rechnung getragen, indem die Randbedingung der Einströmung so definiert wird, dass sie dem ausgebildeten turbulenten Profil nahekommt. Im Impulssatzmodell wird dieser Bereich nicht beschrieben.

### 3.1.2 Anströmung zum Brand

Der Druckabfall in der Anströmung zum Brand wird unter Annahme eines konstanten Rohrreibungswertes bestimmt, vgl. Abschnitt 2.1. Dieser Druckabfall wird im Verlauf des statischen Drucks entlang der Tunnelachse sichtbar. Er entspricht dem Totaldruckverlust in diesem Tunnelabschnitt.  $L_1$  entspricht dem Abstand zwischen dem Einströmportal und dem Brandort.  $F_{R1}$  ist die Reibungskraft, die der Strömungsrichtung entgegengesetzt wirkt.

$$\Delta p_{0-1} = p_1 - p_0 = -\frac{\rho_i}{2} \cdot u^2 \cdot \frac{\lambda \cdot L_1}{D_h} \quad (29)$$

Der Totaldruck vor dem Brand ist wiederum durch  $p_1 + \rho_1/2 \cdot u^2$  gegeben. Es wird von einer konstanten Luftdichte und Temperatur ausgegangen. Damit gilt  $\rho_1 = \rho_i$  und  $u_1 = u$ .

### 3.1.3 Druckabfall am Brand

Für die Berechnung der Druckverhältnisse am Brandort wird das Kontrollvolumen definiert, das den Brandort umfasst.

Impulserhaltung:

$$0 = p_1 + \rho_1 u_1^2 - p_2 - \rho_2 u_2^2 - \frac{F_{R2}}{A_T} \quad (30)$$

In der Impulsbilanz erscheint eine Reibungskraft  $F_{R2}$ . Dies ist die einzige äussere Kraft, die am Kontrollvolumen angreifen kann. Auch ein Formwiderstand, wie er von Du et al. [67] beschrieben wird, vgl. Kapitel 2.3.6, muss sich als eine Reibungskraft am Kontrollvolumen darstellen lassen.

Kontinuität:

$$0 = \frac{\dot{m}}{A_T} + \rho_1 u_1 - \rho_2 u_2 \quad (31)$$

Energieerhaltung:

$$0 = \frac{\dot{m}}{A_T} c_p T_1 + \rho_1 u_1 c_p T_1 - \rho_2 u_2 c_p T_2 + \frac{Q_c}{A_T} \quad (32)$$

Die Grösse  $\dot{m}$  bezeichnet den Massenstrom des Brennstoffs. In der Energiebilanz wird vereinfachend angenommen, dass die spezifische Wärmekapazität  $c_p$  und die Temperatur des Brennstoffes (gasförmig) und der zuströmenden Luft gleich sind. Die Wärmekapazität des Brennstoffes hat aufgrund des kleinen Anteils an der Massenbilanz nur eine geringe Bedeutung. In der Energieerhaltung kann noch ein Term für die kinetische Energie der Zu- und Abströmung  $1/2 \rho u^3$  formuliert werden. Dieser ist jedoch  $<10^2 \text{ kg/s}^3$  und damit um Grössenordnungen kleiner als die Anteile der thermischen Energie  $\sim 5 \cdot 10^5 \text{ kg/s}^3$  und wird hier vernachlässigt. Auch die thermische Energie des zugeführten Brennstoffs liegt etwa eine Grössenordnung über dem Anteil der kinetischen Energie.

Ideales Gas:

$$\frac{p_1}{\rho_1 T_1} = \frac{p_2}{\rho_2 T_2} \quad (33)$$

Auch bei dieser Beziehung wird angenommen, dass die Verbrennungsgase nur einen sehr kleinen Anteil an den Gasmengen ausmachen. Tatsächlich verändern sich die Eigenschaften des Gasgemischs durch die chemische Umwandlung. Als weitere Vereinfachung wird von einer inkompressiblen Strömung ausgegangen  $(p_1 - p_2)/p_2 \ll 1$ . Das bedeutet, dass die Luftdichte nur eine Funktion der Temperatur und nicht des Drucks ist. Aus Gleichung (33) wird

$$\rho_1 T_1 = \rho_2 T_2 \quad (34)$$

Die Grössen stromauf des Brandes können als bekannt vorausgesetzt werden. Auch Brandleistung und der Massenstrom der Verbrennung sind bekannt. In der Berechnung sind die Grössen stromab des Brandes zu bestimmen. Man erhält vier Gleichungen mit fünf Unbekannten. Das Gleichungssystem wird lösbar, wenn die Reibungskraft  $F_{R2}$  separat bestimmt oder vernachlässigt werden kann.

$$T_2 = T_1 + \frac{Q_c}{(\dot{m} + \rho_1 u_1 A_T) c_p} \quad (35)$$

$$\rho_2 = \rho_1 \frac{T_1}{T_2} \quad (36)$$

$$u_2 = u_1 \frac{\rho_1}{\rho_2} + \frac{\dot{m}}{A_T \rho_2} \quad (37)$$

$$\Delta p_{1-2} = p_2 - p_1 = \rho_1 u_1^2 - \rho_2 u_2^2 - \frac{F_{R2}}{A_T} \quad (38)$$

Unter Vernachlässigung der Reibung  $F_{R2}$  und des Massenstroms  $\dot{m}$  des Brennstoffs ergibt sich die Lösung aus dem Artikel von Fleming et al. [52], Gleichung (17).

Die Druckdifferenz in Gleichung (38) entspricht einer lokalen Veränderung des statischen Drucks im Tunnel. Dabei stellt nur der Reibungsanteil  $F_{R2}$  einen direkten Totaldruckverlust dar. Der Totaldruck berechnet sich aus  $p_2 + \rho_2/2 \cdot u_2^2$ .

Der Druckunterschied aufgrund der thermischen Expansion der erwärmten Tunnelluft ist vollständig reversibel. Bei der Abkühlung der Tunnelluft stromab vom Brand wird die Strömungsgeschwindigkeit kleiner. Der statische Druck und der Totaldruck steigen wieder

an. Dies lässt sich zeigen, indem die Bilanzen reibungsfrei und ohne Massenstrom des Brennstoffs sowie mit abgeführter Wärmemenge  $Q_c$  aufgestellt werden, vgl. Kapitel 3.1.5.

### 3.1.4 Plumegleichungen

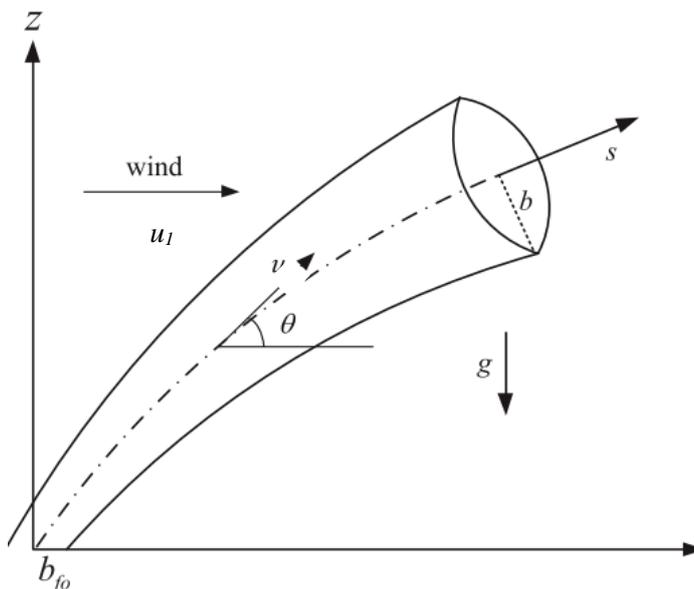
Es scheint naheliegend, dass der Formwiderstand eines Brandes von den charakteristischen Grössen des Brandes und des Auftriebsplumes abhängig ist. In diesem Kapitel wird daher ein Modell für einen Auftriebsplume in einem Tunnel beschrieben. Es gibt in der Literatur einige Modelle, wie z.B. Fanelop (1994) [16], Kunsch (2002) [20] und Ingason et al. (2015) [51]. Die Modelle unterscheiden sich in ihren vereinfachenden Annahmen. Nur Ingason et al. berücksichtigen den Einfluss einer Längsströmung. Da für die vorliegende Studie die Längsströmung massgebend ist, wird im Folgenden dieses Modell [51] auszugsweise beschrieben.

Die Analyse geht von einem runden Plume aus, bei dem die Strömungsgeschwindigkeit über den Querschnitt konstant ist. Der Plume ist schlank, d.h. der Radius des Plumes ist kleiner als die Krümmung seiner Längsachse. Es gibt zwei Mechanismen der Einmischung von Umgebungsluft in den Plume, die sich addieren: durch Geschwindigkeitsdifferenzen zwischen Plume und Umgebung und durch die Längsströmung im Tunnel. Aus den Erhaltungsgleichungen ergibt sich ein Zusammenhang für eine charakteristische Geschwindigkeit im Auftriebsplume  $w^*$  und daraus eine dimensionslose Lüftungsgeschwindigkeit  $u'$ .

$$w^* = \left( \frac{gQ}{b\rho_1 c_p T_1} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (39)$$

$$u' = u_1/w^* \quad (40)$$

Für die Grösse  $b$  wird die charakteristische Breite der Brandfläche eingesetzt. Sie entspricht dem Durchmesser des Plumes an seiner Basis. Die übrigen Grössen sind die spezifische Wärmekapazität  $c_p$ , die Brandleistung  $Q$ , die Erdbeschleunigung  $g$  und die Eigenschaften der Anströmung nach Abb. 7.



**Abb. 10** Winkel des Auftriebsplumes in der Längsströmung [51]

Aus der dimensionslosen Plumegeschwindigkeit und dem Ansatz für die Einmischung von Umgebungsluft können der Massenstrom im Plume in Abhängigkeit der Höhe über der Brandquelle und der Winkel des Plumes gegenüber der Horizontalen bestimmt werden.

Der Zusammenhang gilt allerdings nur für kleine Brände, bei denen die Flammen die Tunneldecke nicht erreichen. Bei grösseren Bränden erfolgt ein Teil der Wärmefreisetzung erst in der Rauchsicht unter der Tunneldecke. Dieser Teil trägt nicht zur Geschwindigkeit im Plume bei.

$$\dot{m}_p(z) = \begin{cases} 0.071 Q_c^{1/3}, & u' \leq 0.19 \\ 0.3735 Q_c^{1/3} z^{5/3} u', & u' > 0.19 \end{cases} \quad (41)$$

$$\sin \theta = \begin{cases} 1, & u' \leq 0.19 \\ (5.26 u')^{-1/2}, & u' > 0.19 \end{cases} \quad (42)$$

Wird in Gleichung (41) anstelle der z-Koordinate die Höhe zwischen der Brandquelle und der Tunneldecke  $H$  eingesetzt, so ergibt sich der Massenstrom des Plumes, der unmittelbar nach der Umlenkung unter der Tunneldecke als Rauchsicht abgetrieben wird. Mit der Temperatur an der Decke kann die zugehörige Dichte  $\rho_{2H}$  bestimmt werden.

$$\Delta T(H) = \frac{Q_c}{\dot{m}_p(H) c_p} \quad (43)$$

$$\rho_{2H} = \rho_1 \left( 1 + \frac{Q_c}{\dot{m}_p(H) c_p} \right)^{-1} \quad (44)$$

Tatsächlich konnte in den numerischen Untersuchungen für diese Studie kein direkter Zusammenhang zwischen den charakteristischen Grössen eines Auftriebsplumes und dem Strömungswiderstand des Brandes in der Längsströmung aufgezeigt werden. Das Modell für den Auftriebsplume im Tunnel kann jedoch für die Plausibilisierung der CFD Simulationen herangezogen werden, vgl. Kapitel 5.4.1.

Im Folgenden wird die Reibungskraft  $F_{R2}$  zusammen mit der Reibungskraft  $F_{R3}$  beschrieben. Dies erscheint zulässig, da die Länge ①→② in Abb. 7 sehr klein ist gegenüber der Länge ②→③.

### 3.1.5 Abströmung vom Brand

Die Änderung des statischen Drucks stromab vom Brand  $\Delta p_{2-3}$  setzt sich aus den folgenden Anteilen zusammen:

- Wandreibung, verstärkt wegen der thermischen Ausdehnung  $\Delta p_{2-3A}$ ,
- Druckrückgewinn durch die Abkühlung und Verzögerung der Strömung  $\Delta p_{2-3B}$  und
- Strömungswiderstand durch Temperaturschichtung  $\Delta p_{2-3C}$ , vgl. Kapitel 3.1.6.

Es gilt

$$\Delta p_{2-3} = \Delta p_{2-3A} + \Delta p_{2-3B} + \Delta p_{2-3C} \quad (45)$$

Der Totaldruck am Ende dieses Tunnelabschnitts berechnet sich aus  $p_3 + \rho_3/2 \cdot u_3^2$ .

In diesem Kapitel werden die ersten beiden Beiträge behandelt, da diese vom Impulssatz analytisch hergeleitet werden können. Der dritte Beitrag, die Temperaturschichtung, ist eine Wirkung der räumlichen Strömung. Sie wird im nächsten Kapitel beschrieben.

Der Reibungsverlust stromab vom Brand lässt sich entsprechend dem Druckverlust in der Anströmung berechnen. Allerdings sind Dichte und Strömungsgeschwindigkeit nicht konstant, sondern hängen aufgrund der Wärmeabfuhr von der lokalen Temperatur ab. Der Reibungswiderstand ist über den Tunnelabschnitt vom Brand weg zu integrieren. Im Folgenden entspricht  $L_3$  dem Abstand zwischen dem Brand und dem Ausströmportal des Tunnels.

$$\Delta p_{2-3A} = \frac{F_{R3}}{A_T} = -\frac{\lambda}{2D_h} \int_0^{L_3} \rho(x) \cdot u(x)^2 \cdot dx \quad (46)$$

Mit der lokalen Temperatur aus Gleichung (48) ergibt sich der Zusammenhang

$$\Delta p_{2-3A} = -\frac{\rho_i}{2} \left( u + \frac{\dot{m}}{\rho_i A_T} \right)^2 \cdot \frac{\lambda}{D_h} \cdot \left[ \left( \frac{T_2}{T_0} - 1 \right) \frac{\rho_2 u_2 A_T c_p}{\alpha U_T} \left( 1 - \exp \left( -\frac{\alpha U_T L_3}{\rho_2 u_2 A_T c_p} \right) \right) + L_3 \right] \quad (47)$$

Der Ausdruck in der eckigen Klammer in Gleichung (47) lässt sich aufteilen. Es ergeben sich der Anteil der Rohrreibung ohne Erwärmung (rechts, Tunnelabschnitt der Länge  $L_3$ ) und ein zusätzlicher Term (links). Der zusätzliche Term wird durch das Integral der lokalen Temperatur bestimmt. Er stellt die Erwärmung als eine virtuelle zusätzliche Tunnellänge dar.

Durch die Wärmeabgabe der Strömung an die Wand nimmt die Strömungsgeschwindigkeit und damit der Impuls ab. Dies führt zu einem Anstieg des statischen Drucks. Wird der Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha$  konstant angenommen, so ergibt sich für die lokale Temperatur stromab vom Brand (vgl. auch [3], [35]):

$$T(x) = (T_2 - T_0) \cdot \exp \left( -\frac{\alpha U_T x}{\rho_2 u_2 A_T c_p} \right) + T_0 \quad (48)$$

mit

$x$	Abstand vom Brand $\rightarrow$ stromab
$T_0$	Temperatur vor dem Brand
$T_2$	Temperatur nach dem Brand
$\rho_2$	Dichte nach dem Brand
$u_2$	Strömungsgeschwindigkeit nach dem Brand
$\alpha$	Wärmeübergangskoeffizient Luft $\rightarrow$ Tunnelprofil
$U_T$	Umfang des Tunnelprofils
$A_T$	Tunnelquerschnitt
$c_p$	Spezifische Wärmekapazität

Die weiteren Berechnungsschritte sind entsprechend der Beschleunigung am Brandort vorzunehmen. Über das Kontrollvolumen wird eine Impuls- und Massenbilanz aufgestellt.

$$\rho(x) = \rho_2 \frac{T_2}{T(x)} \quad (49)$$

$$u(x) = u_2 \frac{\rho_2}{\rho(x)} \quad (50)$$

$$p(x) = p_2 + \rho_2 u_2^2 \left( 1 - \frac{T(x)}{T_2} \right) + \frac{F_{R3}}{A_T} \quad (51)$$

Der statische Druck am Tunnelportal entspricht nach Gleichung (51)  $p_3 = p(L_3)$  mit Gleichung (48) und Gleichung (47). Ausgedrückt als Beitrag der Druckrückgewinnung durch Abkühlung im Abschnitt ② $\rightarrow$ ③ ergibt sich:

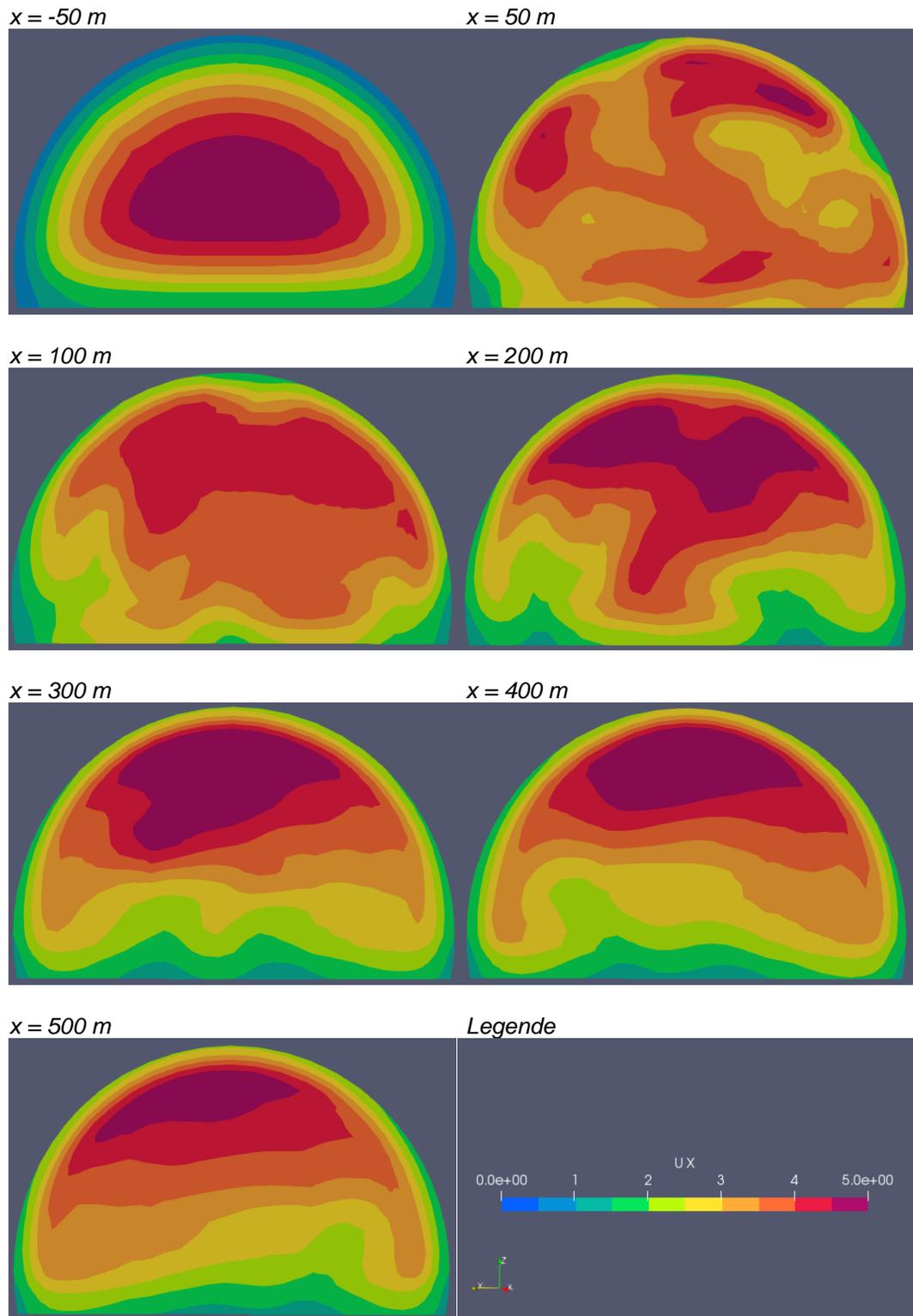
$$\Delta p_{2-3B} = \rho_2 u_2^2 \left( 1 - \frac{T_3}{T_2} \right) \quad (52)$$

Setzt man in Gleichung (51) typische Werte für einen Strassentunnel ein, so zeigt sich, dass der Verlauf des statischen Drucks vom Wärmeübergang zwischen der heissen Brandabluft und der Tunnelwand abhängt. Für einen Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha \approx 9.5 \text{ W/m}^2\text{K}$  entsprechend den Vorgaben der Richtlinie RVS 09.02.31 [3] wirkt sich der Druckanstieg durch die Abkühlung stärker aus als die erhöhte Wandreibung aufgrund von Gleichung (47). Allerdings sind beide Einflüsse deutlich schwächer als der Strömungswiderstand durch die Temperaturschichtung.

### 3.1.6 Temperaturschichtung stromab vom Brand

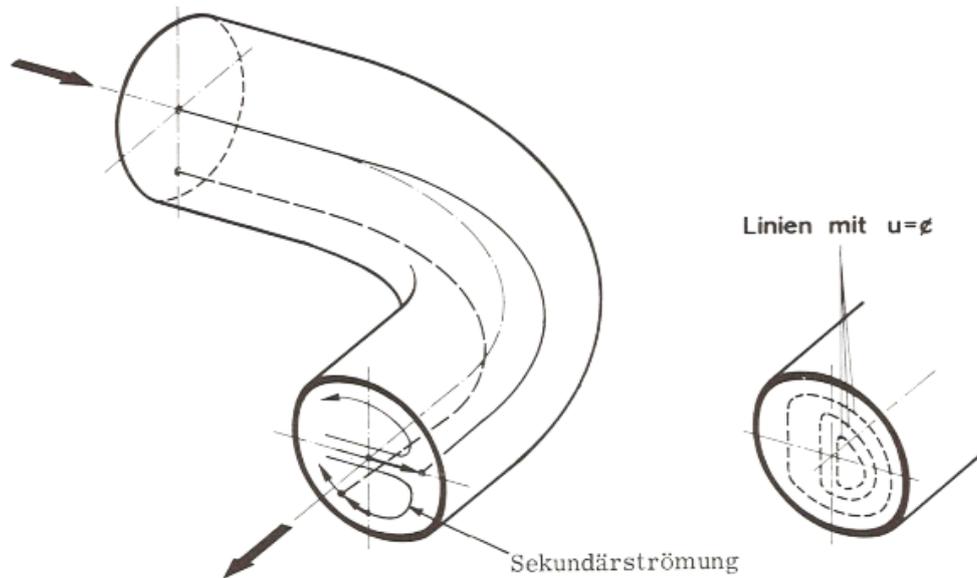
In der Betrachtung des Tunnelbrandes gehen wir stromauf vom Brand von einem ausgebildeten turbulenten Strömungsprofil aus, vgl. Kapitel 3.1.1. Der Auftriebsplume des Brandes zerstört dieses Strömungsprofil. Bei einer (isothermen) Rohrströmung kann davon ausgegangen werden, dass sich das Profil je nach Stärke der Störung nach einer Strecke von 10 bis 60 hydraulischen Durchmessern wieder ausgleicht. Stromab von einem auftriebsbehafteten Plume wirkt jedoch die Temperaturschichtung einem Ausgleich des Strömungsprofils entgegen, vgl. Abb. 11.

Abb. 11 zeigt Momentaufnahmen von Profilen der Strömungsgeschwindigkeit  $u_x$  in einem Tunnel mit Hufeisenprofil. Mit FireFoam wurde ein Methanbrand auf der Fahrbahn mit einer Brandleistung von 9 MW und einer Anströmung von 3 m/s simuliert. In der Anströmung 50 m stromauf vom Brand ist ein annähernd ausgebildetes turbulentes Strömungsprofil sichtbar. 50 m stromab vom Brand ist das Profil durch Sekundärströmungen und Verwirbelungen gestört. In weiterer Entfernung vom Brand bilden sich Profile aus, welche grosse Strömungsgeschwindigkeiten unter dem Gewölbe und geringe Geschwindigkeiten über der Fahrbahn zeigen.



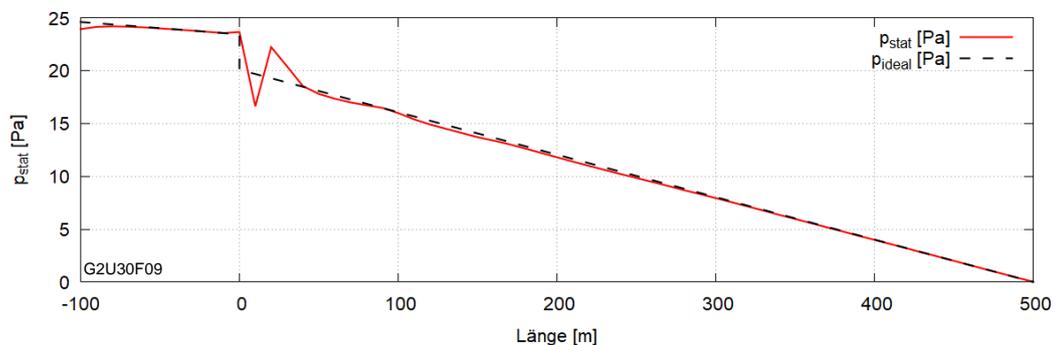
**Abb. 11** Profile der Strömung  $u_x$  [m/s] vor und nach dem Brand

Diese Strömungsprofile ähneln den asymmetrischen Strömungsprofilen in einem gekrümmten Rohr. Auch ohne Ablösung der Strömung kann sich beim gekrümmten Rohr der Druckabfall gegenüber dem geraden Rohr verdoppeln. Der Druckverlust erfolgt durch erhöhte Wandreibung und durch Energiedissipation der Sekundärströmung [9].



**Abb. 12** Sekundärströmung und Strömungsprofil im gekrümmten Rohr [9]

Abb. 13 zeigt den Verlauf des statischen Drucks entlang des Tunnels. Die rote Kurve gibt die Ergebnisse der Simulation wieder. Die schwarzen Linien zeigen einen idealisierten Verlauf. Stromauf vom Brand ( $x < 0$ ) entspricht das gestrichelt dargestellte Druckprofil dem Reibungswiderstand, wie er von Gleichung (29) in Kapitel 3.1.2 beschrieben ist. Der Drucksprung bei  $x = 0$  entspricht annähernd dem Druckabfall am Brand gemäss Kapitel 3.1.3.



**Abb. 13** Profil des statischen Drucks zu den Strömungsprofilen aus Abb. 11

Die Abbildung verdeutlicht, dass es sich beim Druckverlust nicht um einen lokalen Verlust handelt, sondern um einen zusätzlichen Strömungswiderstand, der sich über mehrere hundert Meter stromab vom Brand auswirkt. Entsprechend wird die Veränderung des statischen Drucks im Tunnel in Abhängigkeit der Länge  $L_3$  dargestellt.

$$\Delta p_{2-3c} = -1.894 \frac{Q^{0.315} u_0^{1.136} H_T^{0.608}}{A_T^{1.295}} \cdot \frac{L_3}{500 \text{ m}} \quad (53)$$

Die Konstante und die Exponenten wurden durch einen numerischen Fit an die Simulationsergebnisse dieser Studie ermittelt, vgl. Kapitel 5.4.3. In allen Simulationen blieb die thermische Schichtung über eine Länge von mehr als 500 m stromab vom Brand erhalten. Aufgrund der Beschränkung des Rechengebiets konnte aus den Simulationen nicht abgeleitet werden, wie weit die Temperaturschichtung in einer realen Brandsituation erhalten bleibt.

Der Druckabfall der Strömung mit Temperaturschichtung leistet einen wesentlichen Beitrag zum Strömungswiderstand eines Tunnelbrandes. In den CFD Simulationen mit FireFoam liegt der Beitrag der Temperaturschichtung bei 50 bis 70% des gesamten Strömungswiderstandes im Rechengebiet.

### 3.1.7 Ausströmportal

Am Tunnelportal stromab vom Brand treten die ggf. noch heissen Brandgase aus dem Tunnel aus. Dieser Freistrahverlust ( $\zeta = 1$ ) ist aufgrund der erhöhten Strömungsgeschwindigkeit grösser als ohne Brand. Der Freistrahverlust berechnet sich aus

$$\Delta p_{portal} = \frac{\rho(L_3)}{2} u(L_3)^2 = \frac{\rho_i}{2} \left( u + \frac{\dot{m}}{\rho_i A_T} \right)^2 \cdot \frac{T(L_3)}{T_0} \quad (54)$$

$$\Delta p_{portal} = \frac{\rho_i}{2} \left( u + \frac{\dot{m}}{\rho_i A_T} \right)^2 \cdot \left[ \left( \frac{T_2}{T_0} - 1 \right) \cdot \exp \left( - \frac{\alpha U_T L_3}{\rho_2 u_2 c_p} \right) + 1 \right] \quad (55)$$

mit dem Abstand zwischen dem Brand und dem Ausströmportal bei  $L_3$ . Der statische Druck ändert sich am Ausströmportal aufgrund der Freistrahbedingung nicht. Bei diesem Druckverlust handelt es sich um einen Totaldruckverlust.

Der Ausdruck in der eckigen Klammer in Gleichung (55) lässt sich wiederum aufteilen in den Anteil ohne Erwärmung (rechts, Summand «1») und einen zusätzlichen Term (links), der durch die erhöhte lokale Temperatur  $T(L_3)$  bestimmt wird. Entspricht die lokale Temperatur der Anfangstemperatur im Tunnel  $T_0$  (z.B. durch  $T_2 \rightarrow T_0$  oder durch  $\alpha L_3 \rightarrow \infty$ ), so verschwindet dieser Anteil.

### 3.1.8 Zusammenfassung

Die Berechnung des Druckverlaufs entlang des Tunnels ist in Abb. 14 in einer Tabellenkalkulation zusammengefasst.

Die Randbedingungen sind dem Brand eines Lastwagens (bei  $x = 0$ ) in einem zweispurigen Tunnel mit Hufeisenprofil angelehnt. Die Anströmung beträgt 3 m/s, der Wärmeübergangskoeffizient ist angelehnt an die Vorgabe der österreichischen Richtlinie RVS 09.02.31 [3]. Der Formwiderstand des Brandes wird im Berechnungsbeispiel entsprechend Kapitel 3.1.4 mit  $F_{R2} = 0 N$  angenommen. Mit Vorgabe eines Formwiderstandes werden die Druckverläufe (statisch und total) stromab vom Brand parallel zu geringerem Druck hin verschoben. Mit dem Berechnungsblatt lassen sich einfach Parametervariationen durchführen, wie z.B. reibungsfreie Strömung oder eine Variation des Wärmeübergangs. Einige Berechnungen sind im Anhang I dokumentiert.

Druck- und Temperaturverlauf mit einen Brand im Tunnel

Tunnelquerschnitt $A_T$	59 m <sup>2</sup>	Brennstoff $m$	0.600 kg/s
Tunnelumfang $U_T$	30.0 m	Brandleistung $Q$	30 MW
Profilhöhe $H_T$	6.7 m	Brandwirkungsgrad $\eta$	0.7
hydr. Durchm. $D_h$	7.87 m	Formwiderstand Brand	0 N
Wandreibung $\lambda$	0.015	spez. Wärmekap. $c_p$	1005 J/kgK
Portaldruck $p_o$	33.8 Pa	Wärmeübergang $\alpha$	10 W/m <sup>2</sup> K
Anströmung $u$	3 m/s		
Dichte $\rho_i$	1.24 kg/m <sup>3</sup>		
Lufttemperatur $T_o$	283 K		

	Statischer Druck	Totaldruck	Temperatur
Eintritt	33.8 Pa	39.3 Pa	10.0 °C
vor dem Brand	32.7 Pa	38.3 Pa	10.0 °C
nach dem Brand	28.9 Pa	36.4 Pa	104.9 °C
x = 500 m	0.0 Pa	6.6 Pa	58.2 °C
x = 1000 m	-29.2 Pa	-23.1 Pa	34.4 °C

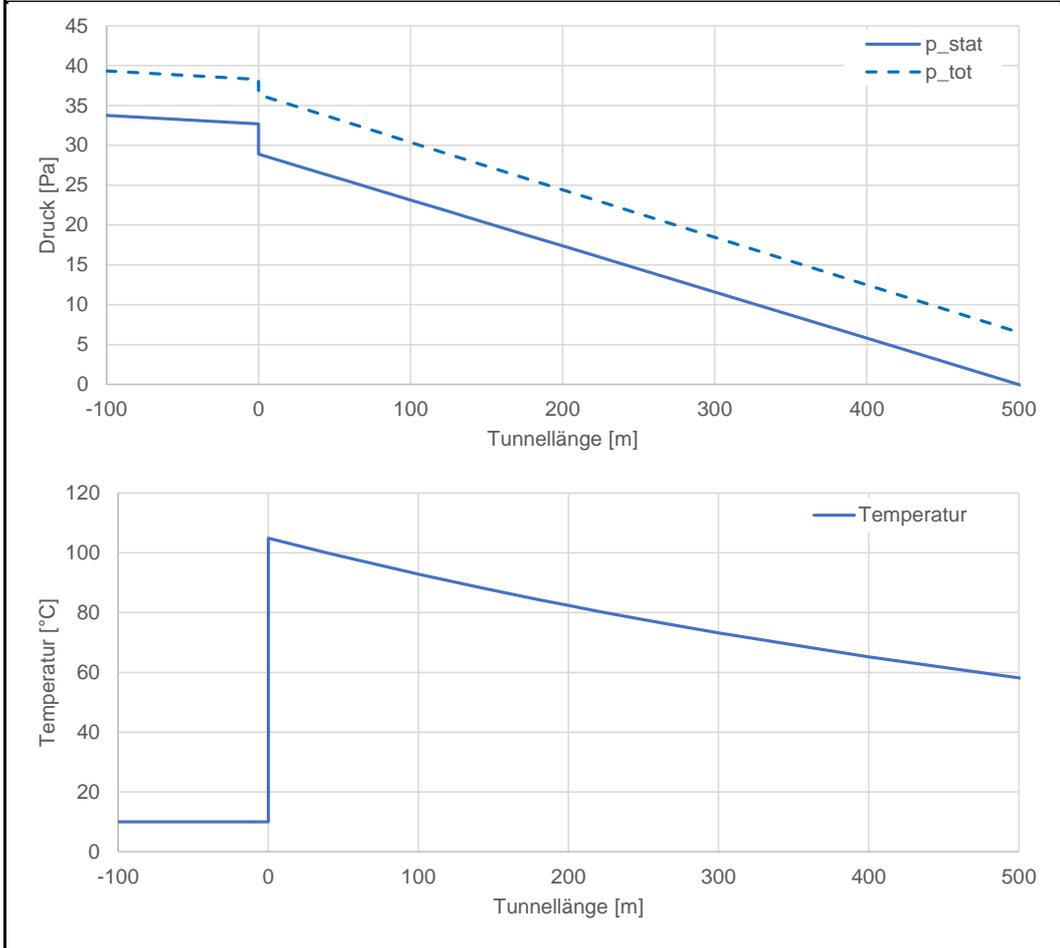


Abb. 14 Modell für den Temperatur- und Druckverlauf im Tunnel

## 3.2 Oszillationen bei Tunnelbränden

Oszillationen bei Tunnelbränden sind ein Phänomen, dass in der Literatur nur wenig beschrieben ist. Bei den Simulationen mit FDS und FireFoam sind jedoch wiederholt Oszillationen aufgetreten, die eine vertiefende Betrachtung rechtfertigen. Zumindest ist die Frage zu untersuchen, ob es sich um einen numerischen Fehler oder um ein physikalisches Phänomen handelt.

Diese Oszillationen sind von den statistischen Druckschwankungen zu unterscheiden, die eine natürliche Eigenschaft der turbulenten Strömung bzw. in der Simulation der LES sind.

Das Auftreten von Oszillationen konnte in den Simulationen vermindert werden, indem die Simulation zunächst ohne Brand bis zu einer stabilen Anfangsbedingung berechnet wurde. Anschliessend wurde der Brand neu definiert und die Simulation ausgehend von der stabilen Anfangsbedingung gestartet.

Während den Brandversuchen T1 und T2 im Runehamar Tunnel in Norwegen wurden Oszillationen der Strömungsgeschwindigkeit in zwei Versuchen mit besonders grosser Brandleistung beobachtet. Die Versuche und die Analyse dieser Oszillationen sind in den Arbeiten [23], [24] und [26] beschrieben. Die gemessenen Strömungsgeschwindigkeiten schwankten zwischen einem Minimum bei 1.5 bis 3 m/s und einem Maximum bei 4 bis 4.2 m/s.

Pulsierende Flammen sind kein neues Phänomen. Die «singende Flamme» wird 1867 in der Arbeit von Tyndall [6] beschrieben. Insbesondere wird dabei auf die Wechselwirkung zwischen einer Flamme und der Schwingung einer Luftsäule eingegangen. In der Studie von Lönnermark und Ingason [23] wird die Forschung zu pulsierenden Flammen in einem kurzen historischen Abriss zusammengefasst. Während die grundlegenden Beziehungen bekannt sind, wird auf diesem Gebiet auch heute geforscht, vgl. [40]. Eigenfrequenzen von Bränden sind z.B. bei einer frequenzabhängigen Flammendetektion von Interesse.

Eine weitere Art der Schwingung eines Brandes wird einer wechselnden Belüftung des Brandes zugeschrieben, «breathing» (atmen) [24]. Eine wechselnde Anströmung in einem teilweise geschlossenen Raum führt bei unzureichender Belüftung zu einer Abnahme der Brandleistung. Durch den abnehmenden Verbrennungsdruck nimmt die Luftzufuhr wieder zu, die Brandleistung steigt. Mit steigender Brandleistung nimmt der Verbrennungsdruck zu und die Luftzufuhr wieder ab. Dieses Phänomen steht in engem Zusammenhang mit dem plötzlichen Auftreten einer Stichflamme, wenn in einem geschlossenen Brandraum eine Türe oder ein Fenster geöffnet wird («backdraft»).

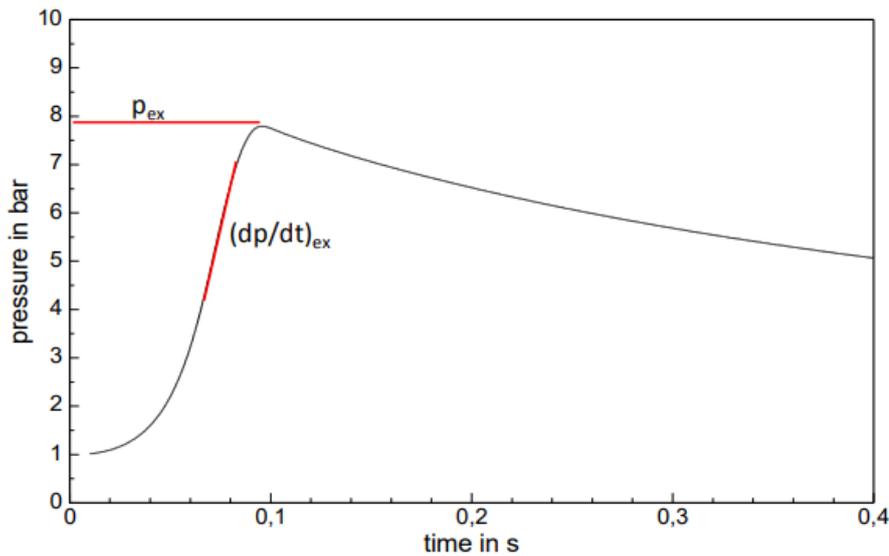
Im technischen Gebiet der Tunnellüftung können weitere Arten von Schwingungen auftreten, wie z.B. bei der Regelung der Längsströmung mit Strahlventilatoren oder durch periodische Effekte durch Auftrieb infolge natürlicher Temperaturdifferenzen. Solche Schwingungen werden im Folgenden nicht beschrieben.

### 3.2.1 Verbrennungsdruck

Die Oszillationen werden in der numerischen Simulation als Schwingungen des statischen Drucks und der Strömungsgeschwindigkeit sichtbar. Da die Strömung reibungsbehaftet ist, muss die Schwingung periodisch von der Verbrennung angetrieben werden. Es wird davon ausgegangen, dass der Verbrennungsdruck für diesen Antrieb massgebend ist.

Abb. 15 zeigt den zeitlichen Druckverlauf bei Zündung eines annähernd stöchiometrischen Methan-Luft-Gemisches. Nach der Zündung beträgt die Zeit bis zum maximalen Explosionsdruck etwa 0.1 s. FDS und FireFoam verwenden ein Verbrennungsmodell, dass von einer unendlich grossen Flammengeschwindigkeit ausgeht. Da die Flammengeschwindigkeit grösser ist als die Schallgeschwindigkeit, ist jeder Verbrennungsprozess eine Detonation. Dies gilt unabhängig vom Mischungsverhältnis, solange Brennstoff und Sauerstoff in genügender Menge zur Verfügung stehen. Bei einer Gitterauflösung von

33 cm liegen typische Zeitschritte in FDS und FireFoam unter 15% der Verbrennungsdauer in Abb. 15.



**Abb. 15** Druckverlauf bei Zündung eines Gemischs aus 10 mol% Methan in Luft [54]

Wenn im Bereich des Brandes mit Volumen ca.  $1 \text{ m}^3$  der max. Explosionsdruck von 0.8 MPa auftritt, erzeugt diese Druckspitze bei Druckausgleich auf das simulierte Tunnelstück mit einem Volumen in der Größenordnung  $30'000 \text{ m}^3$  einen Druckanstieg von 27 Pa. Das entspricht dem dynamischen Druck einer Strömungsgeschwindigkeit von 6.5 m. Schwankungen des Verbrennungsdrucks können damit als Auslöser und Antrieb für eine periodische Strömung dienen.

### 3.2.2 Oszillation des Flächenbrandes

Eine periodische Wirbelablösung am Brand kann ein Auslöser für Schwingungen sein, insbesondere wenn die Frequenz der Wirbelablösung in der Nähe der Eigenfrequenz des Systems liegt. Die Wirbelablösung kann auch mit dem akustischen System der Röhre zusammenwirken, indem die Schwingung in der Röhre auf die Flamme wirkt. Dabei gleicht sich die Wirbelablösung der Flamme der Frequenz des Systems an.

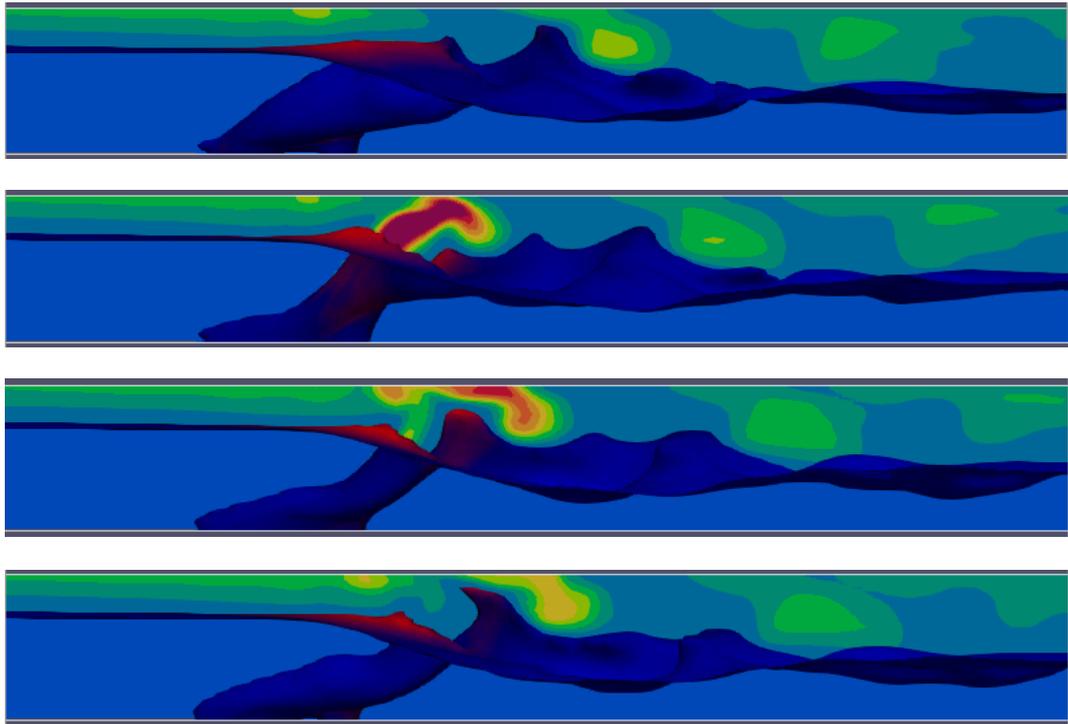
Die Eigenfrequenzen von Lachenbränden wurden eingehend untersucht [23]. Aufgrund experimenteller Beobachtungen wird davon ausgegangen, dass die Amplitude der Oszillation von der Brandleistung abhängt. Unter Vernachlässigung der Geschwindigkeit des Brennstoffs ergibt sich die Eigenfrequenz der Flamme<sup>1</sup> direkt aus dem Durchmesser der brennenden Fläche in der Form

$$f = \frac{C_1}{\sqrt{D_B}} \quad (56)$$

mit

- $f$  Eigenfrequenz der Flamme in [1/s]
- $D_B$  Durchmesser des Brandes in [m]
- $C_1 = 1.68$  für  $D_B$  zwischen 0.0074 m und 2.2 m [23]
- $C_1 = 1.60$  für  $D_B$  zwischen 1.6 m und 50 m [23]
- $C_1 = 1.51$  für  $D_B$  zwischen 0.03 m und 60 m [40]

<sup>1</sup> Beispiel einer oszillierenden Flamme <https://www.youtube.com/watch?v=9E-KDPDM1sk>



**Abb. 16** Wirbelablösung am Brand – Simulation mit FireFoam ( $\text{CO}_2$ -Konzentration)<sup>2</sup>

G. Maragkos et al (2012) [43] beschreiben Simulationen eines Heliumplumes mit FDS und FireFoam. Die Strömung eines Heliumplumes gleicht der Strömung des heißen Rauchs über einem Brand. In der Arbeit zeigen sie, dass in FireFoam bei genügend feiner Gitterauflösung die periodische Wirbelablösung sehr gut abgebildet wird. Bei FDS ergibt sich eine weniger gute Übereinstimmung mit dem Experiment. Um höherfrequente Fluktuationen innerhalb des Heliumplumes abzubilden, wurden die Simulationen mit einer sehr feinen Gitterauflösung von 2.5 cm durchgeführt.

Für die Konstante  $C_1$  finden sich in der Literatur unterschiedliche Angaben. In der Arbeit von Lönnermark [24] wird angegeben, dass die Werte von  $C_1$  zwischen 0.85 und 1.9 variieren. Grössere Werte treten bei quadratischen Lachenbränden auf, bei denen anstelle des Durchmessers eine Kantenlänge eingesetzt wird. Für einen Lachenbrand mit einer quadratischen Lache mit 2 m Kantenlänge ( $C_1 = 1.9$ ) ergibt sich eine Frequenz von etwa 1.3 Hz bzw. eine Schwingungsdauer von 0.75 s.

### 3.2.3 Oszillation der Luftsäule

Breiten sich Schallwellen in einer Röhre aus, werden sie am jeweiligen Ende reflektiert. Als Überlagerung der gegeneinander laufenden Wellen bildet sich eine stehende Welle aus, wenn die Wellenlänge der Schallwelle in bestimmten Verhältnissen zur Länge des Rohres zusammenpasst [71]. Oszillationen einer Luftsäule können von einer Störung ausgelöst werden, wie z.B. von Wind auf eine Öffnung der Röhre. Häufig gibt es keinen offensichtlichen Auslöser für eine Schwingung. Bei einem Tunnelbrand mit einer Wechselwirkung der Luftschwingung mit dem Brand gehen wir von einer thermoakustischen Schwingung aus.

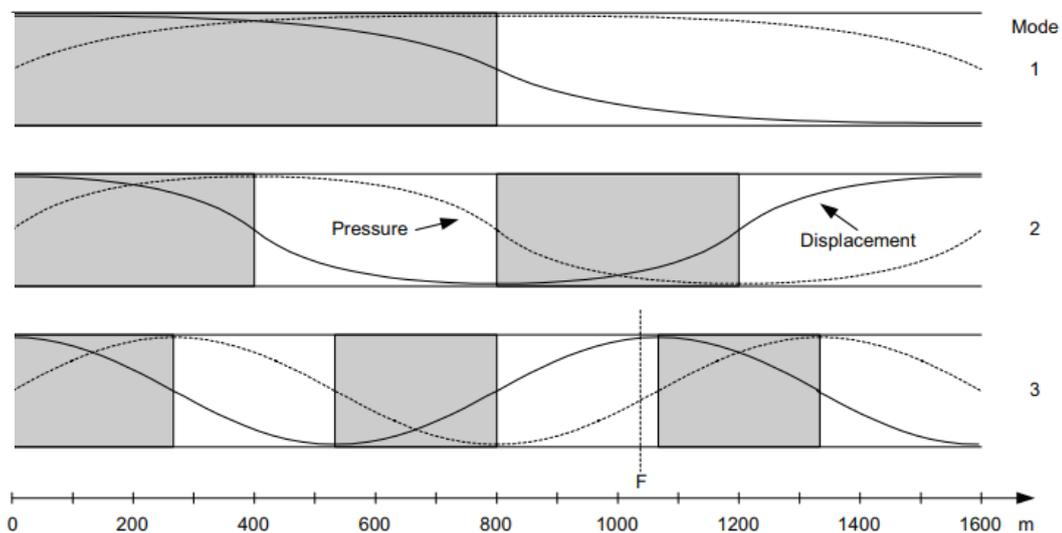
Eine Beschreibung des Vorgangs gibt Rayleigh im Jahr 1878 [7] an, zitiert aus [24]:

<sup>2</sup> Darstellung der Brandsimulation als Video <https://www.youtube.com/watch?v=TFth7muCtd4>

Wenn der Luft im Moment der grössten Kompression Wärme zugeführt wird, oder wenn sie im Moment der grössten Ausdehnung abgeführt wird, so wird die Schwingung verstärkt. Auf der anderen Seite, wenn Wärme im Moment der grössten Ausdehnung zu- oder im Moment der grössten Kompression abgeführt wird, wird die Schwingung abgeschwächt.

Diese Beschreibung wird heute noch als gültig angesehen («Rayleigh-Kriterium der Thermoakustik»), auch wenn die Regel in dem Sinn erweitert wurde, dass die Bereiche, in denen die Schwingung verstärkt wird, deutlich breiter sind, als der «Moment» der grössten Kompression. Eine Phasendifferenz kleiner  $90^\circ$  ist bei genügender Energiezufuhr als Antrieb einer Oszillation ausreichend.

Abb. 17 zeigt die ersten drei Schwingungsmodi (Grundton und zwei Obertöne) für die Luftsäule im Runehamar Tunnel [24]. Akustisch handelt es sich bei einem Tunnel um eine Röhre mit zwei offenen Enden [71]. Das bedeutet, dass die Druckschwingung an den Portalen einen Pol hat. Die grössten Druckschwingungen treten bei der Grundschiwingung in Tunnelmitte auf. Die Strömung (eigentlich Verschiebung) hingegen hat bei der Grundschiwingung in Tunnelmitte einen Pol und an den Portalen die jeweils maximale Amplitude.



**Abb. 17** Amplitude der ersten drei Schwingungsmodi für den Runehamar Tunnel [24]

Die grau markierten Bereiche in der Abbildung stellen jeweils die Bereiche dar, in denen aufgrund der Phasenverschiebung zwischen Druck und Verschiebung ein Brand die Oszillation begünstigt.

Die Schwingungsdauer  $\tau$  ergibt sich aus dem Verhältnis der Wellenlänge  $\lambda$  und der Schallgeschwindigkeit  $c = 340 \text{ m/s}$ :

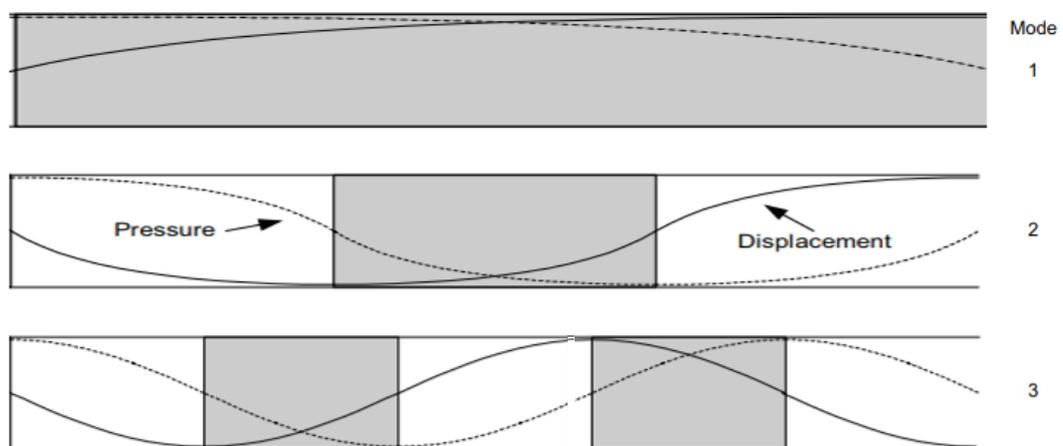
$$\tau = \frac{\lambda}{c} \quad (57)$$

In den ersten drei Modi des Tunnels entspricht die Wellenlänge dem 2-fachen der Tunnellänge, der Tunnellänge selbst und dem 0.67-fachen der Tunnellänge. Es handelt sich um ein akustisches Phänomen, auch wenn die Frequenzen so tief sind, dass sie ausserhalb des menschlichen Hörbereichs liegen. Für den Runehamar Tunnel mit einer Länge von 1600 m ergeben sich die zugehörigen Schwingungsdauern  $\tau$  zu 9.41 s, 4.71 s und 3.14 s. Der Runehamar Tunnel entspricht nicht einer glatten geraden Röhre, sondern weist unterschiedliche Querschnitte und Einbauten auf, welche die Frequenzen beeinflussen können, sicher aber einen zusätzlichen Energieaufwand zur Schwingungsanregung benötigen. Die Analyse in [24] deutet darauf hin, dass in den Brandversuchen der Modus 2 angeregt wurde. Die mittlere Schwingungsdauer lag bei 4.47 bis 4.84 s. Dass

der Modus 1 nicht angeregt wurde, ist auch durch die Lage des Brandes bei etwa 1030 m zu erklären, vgl. Markierung «F» in Abb. 17.

Abb. 18 zeigt die ersten drei Schwingungsmodi für eine CFD Simulation. Anders als bei einem Tunnel liegt hier eine Röhre mit einem geschlossenen und einem offenen Ende vor. Das geschlossene Ende (Abb. 18 links) wird durch die Randbedingung definiert, an der eine Strömungsgeschwindigkeit vorgegeben wird. Die Strömung ist konstant und der Druck kann variieren. Das offene Ende (rechts) wird durch die Druckrandbedingung bestimmt. Dort ist der Druck konstant und die Strömung variiert.

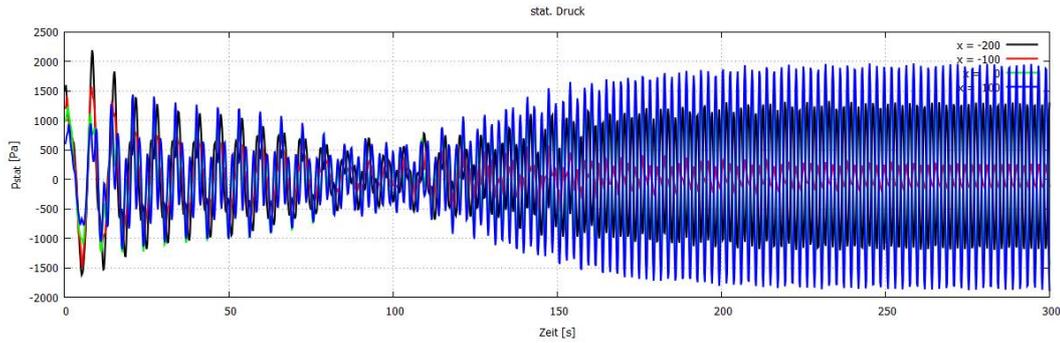
Die grau markierten Bereiche stellen wiederum die Bereiche dar, in denen aufgrund der Phasenverschiebung zwischen Druck und Verschiebung ein Brand die Oszillation begünstigt. Es wird deutlich, dass jede Brandposition im Rechengebiet für eine Anregung im Modus 1 günstig ist. Für Modus 2 ist gerade der Bereich in der Mitte des Rechengebiets für die Schwingungsanregung günstig. Dies kann ein Grund dafür sein, dass in vielen Brandsimulationen Oszillationen kaum vermieden werden können.



**Abb. 18** Amplitude der ersten drei Schwingungsmodi für eine CFD Simulation

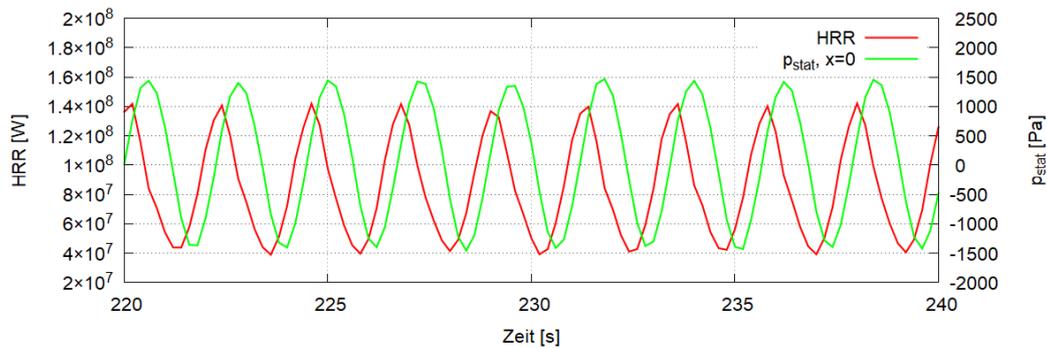
In den ersten drei Modi des Tunnels entspricht die Wellenlänge dem Vierfachen der Tunnellänge, dem 1.33-fachen der Tunnellänge selbst und dem 0.8-fachen der Tunnellänge. Wird für das Rechengebiet eine Länge von 600 m definiert, ergeben sich die zugehörigen Schwingungsdauern  $\tau$  zu 7.06 s, 2.35 s und 1.41 s. Für die Beurteilung der numerischen Behandlung der Oszillationen sind diese Zeiten mit den Zeitschritten der numerischen Berechnung zu vergleichen. Diese liegen für die Simulationen dieser Studie in Abhängigkeit des Rechengitters zwischen 0.008 s und 0.025 s. Die Oszillationen werden damit numerisch gut aufgelöst.

Abb. 19 zeigt den zeitlichen Verlauf des statischen Drucks bei der Simulation eines 100 MW Lachenbrandes in FireFoam (vier Punkte in der Umgebung des Brandes). Zu Beginn ist der Einschwingvorgang sichtbar. Dieser ergibt sich aus der Fortpflanzung der Randbedingungen in das Rechengebiet und zeigt sich in ähnlicher Form bei allen Simulationen mit oder ohne Brand. Die Frequenz entspricht etwa Modus 1 der einseitig geschlossenen Röhre, hier überlagert mit Oberschwingungen. Bei etwa  $t = 100$  s klingt die Schwingung im Modus 1 ab und eine andere Schwingung wird dominant. Ihre Frequenz entspricht Modus 2 mit einer Schwingungsdauer von 2.4 s.



**Abb. 19** Zeitlicher Verlauf des statischen Drucks, Simulation mit FireFoam 100 MW in 600 m langen Rechengebiet bei 3 m/s Anströmung

In der Untersuchung zu den Runehamar Brandversuchen [24] wird davon ausgegangen, dass die im Versuch gemessene Oszillation der Brandleistung durch die Oszillationen des Drucks hervorgerufen wurden, welche sich auf die Berechnung der Brandleistung auswirkten. Demgegenüber wird in der CFD Simulation die Brandleistung direkt bestimmt. Der zeitliche Verlauf der Brandleistung zeigt eine Oszillation in der gleichen Frequenz wie der statische Druck am Brandort, vgl. Abb. 20.



**Abb. 20** Zeitlicher Verlauf der Brandleistung (rot) und des statischen Drucks am Brandort (grün), Simulation mit FireFoam vgl. Abb. 19

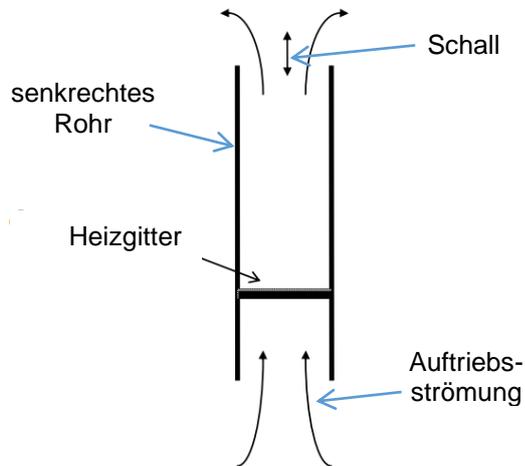
Der Vergleich der beiden Verläufe zeigt, dass die Oszillation der Brandleistung dem Druck nur wenig vorseilt. Die Wirbelablösung am Brand wirkt mit dem akustischen System des Tunnels derart zusammen, dass die Wirbelablösung des Brandes gezwungen wird, die Eigenfrequenz der Luftsäule im Tunnel anzunehmen [24].

Wenn die Brandleistung in Phase mit der Luftsäule schwingt, kann das System aus Tunnel und Brand in Analogie zu einem Rijke-Rohr<sup>3</sup> betrachtet werden. Ein Rijke-Rohr ist ein thermo-akustischer Resonator: Das Rijke-Rohr ist ein an beiden Enden offenes Rohr, in dessen unterer Hälfte sich ein Heizgitter befindet. Wird das Rohr senkrecht gehalten, so steigt die Luft durch die Erwärmung über dem Heizgitter auf. Die Wärmeabgabe des Heizgitters an die Luft hängt von der Strömungsgeschwindigkeit ab. Kleinste Veränderungen der Strömungsgeschwindigkeit liegen immer vor.

Wenn das Heizgitter wie beschrieben in der unteren Hälfte des Rohres angeordnet ist (bei etwa  $\frac{1}{4}$  der Länge), sind die Schwankungen der Wärmefreisetzung und des Drucks in Phase. Das Rayleigh-Kriterium der Thermoakustik ist erfüllt, und die Eigenfrequenzen der Luftsäule im Rohr werden angeregt. Dies macht sich durch deutlich hörbares Pfeifen bemerkbar.

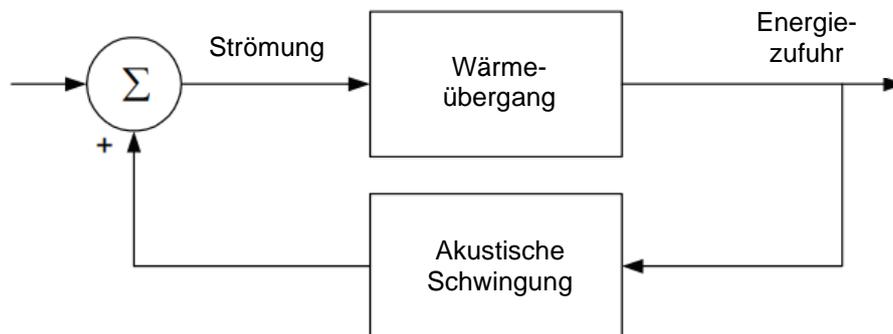
<sup>3</sup> Demonstration eines Rijke-Rohrs im Video: <https://www.youtube.com/watch?v=pncG3lJUOdY>

Matveev [22] präsentiert eine gründliche theoretische und experimentelle Analyse der thermoakustischen Oszillationen im Rijke-Rohr. Er zeigt die Bedeutung der Wärmezufuhr und die Bereiche, die für die Anregung der Schwingung günstig sind, vgl. graue Bereiche in Abb. 17. Für die Anregung der höheren Schwingungsmodi sind andere Positionen und mehr Energie notwendig.



**Abb. 21** Grundaufbau eines Rijke-Rohrs [22]

Das theoretische Modell des Rijke-Rohrs basiert auf einer Annahme des Wärmeübergangs in Funktion der Strömungsgeschwindigkeit. Der Wärmeübergang wächst mit der Strömungsgeschwindigkeit im Rohr. Die Anregung der Schwingung ist eine direkte Folge.



**Abb. 22** Rückkopplung zwischen Wärmeübergang und akustischer Schwingung [24]

Bei einem Tunnelbrand ist der Tunnel die Röhre, die Auftriebsströmung wird von Auftrieb, äusseren Druckkräften oder der Tunnellüftung aufgeprägt. Die Wärmequelle wird durch den Brand gebildet. Anders als beim Rijke-Rohr ist die Auftriebsströmung nicht zwingend nötig, solange die Wärmefreisetzung des Brandes in Phase mit der Luftschwingung oszilliert.

Der wichtigste Schritt in der Übertragung des Modells für das Rijke-Rohr auf einen Tunnelbrand und damit für das Verständnis der Oszillation im Tunnel liegt im Zusammenhang zwischen der Bewegung der Luftsäule und der Brandleistung. Anders als beim Wärmeübergang des Rijke-Rohrs ist der Zusammenhang zwischen Strömung bzw. statischem Druck und Brandleistung nicht direkt ersichtlich. In Kapitel 3.2.4 gehen wir auf diesen Zusammenhang ein.

Die CFD Brandsimulation unterscheidet sich zudem vom Rijke-Rohr, indem das Rohr an einem Ende geschlossen ist, indem damit andere Eigenfrequenzen angeregt werden und indem die Wärmequelle an anderen Stellen angeordnet sein muss, vgl. Abb. 17 und Abb. 18. Zudem können sich Unterschiede durch Vereinfachungen bei der Simulation der

Verbrennung ergeben, wie z.B. unendliche Flammengeschwindigkeiten, beschränkte räumliche Auflösung und vereinfachte chemische Reaktionen.

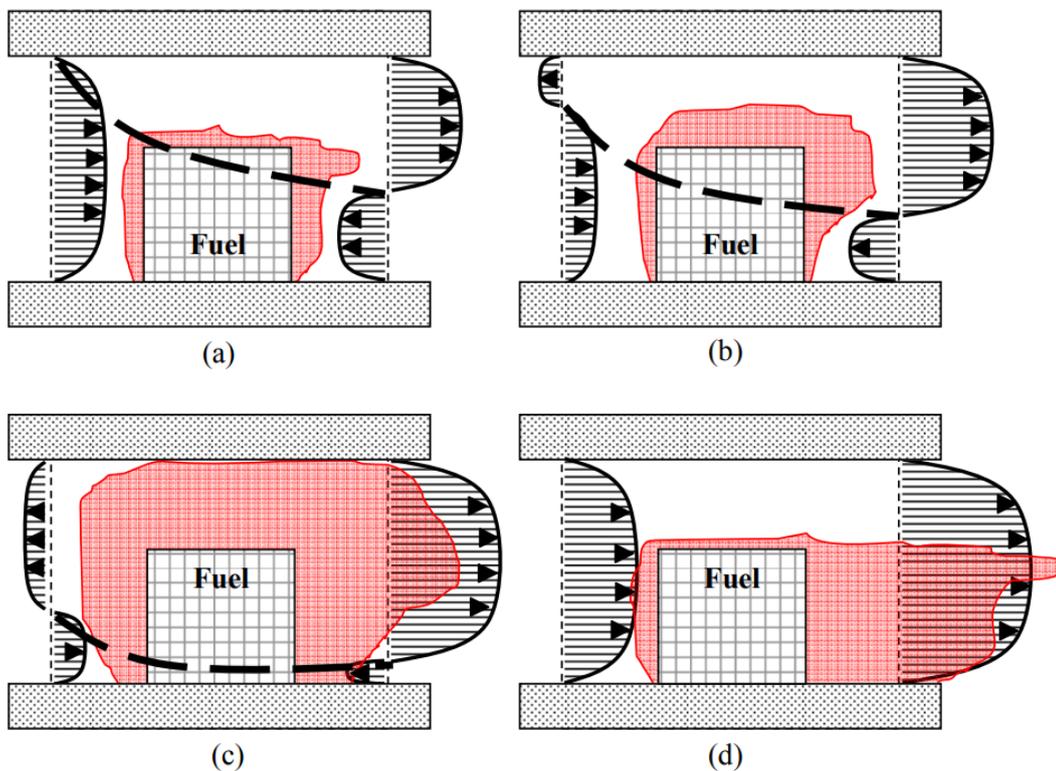
### 3.2.4 Kopplung von Luftschwingung und Brandleistung

M. Kim untersucht das Phänomen der Luftschwingungen bei den Runehamar Brandversuchen T1 und T2 in ihrer Studie [26] eingehend. Die Arbeit beinhaltet einen analytischen Ansatz sowie numerische Simulationen mit dem Fire Dynamics Simulator V4.0. Ziel der Arbeit ist die Untersuchung, wie bei den Brandversuchen die akustischen Schwingungen ausgelöst wurden.

Dieser Auslöser wird im Wesentlichen auf lokal unterbelüftete Bedingungen bei grosser Brandleistung zurückgeführt. Dafür werden vier Argumente genannt:

- Die Konzentrationsmessungen 460 m stromab vom Brand sind nicht repräsentativ für die lokalen Bedingungen am Brandort. Auch wenn die Messungen einen genügenden Sauerstoffüberschuss (~10% Konzentration) zeigten, können sich lokal die Bedingungen für einen unterbelüfteten Brand ergeben.
- Die geringe CO Konzentration stromab vom Brand ist nicht für die Bedingungen am Brandort repräsentativ, da das CO vom Brand bei hoher Temperatur auch im Nachlauf des Brandes weiter zu CO<sub>2</sub> reagieren kann.
- Bei hoher Brandleistung ist generell von einem lokal unterbelüfteten Brand auszugehen – mit der Brandleistung steigt die Wahrscheinlichkeit.
- Das Aussehen der Flammen im Video deutet auf annäherndes Ersticken des Brandes hin.

Ein lokal unterbelüfteter Brand mit entsprechender Ab- und anschliessender Zunahme der Brandleistung wird als Auslöser der Oszillation genannt. Anschliessend wird der zyklische Brandverlauf gemäss Abb. 23 beschrieben.



**Abb. 23** Schematische Darstellung des zyklischen Brandes (a) bis (d) aus [26]

Die gestrichelte Linie in Abb. 23 teilt die Flamme in zwei Bereiche. Unterhalb der Linie befindet sich der Bereich mit direkter Frischluftzufuhr.

Der Zyklus beginnt bei guter Frischluftzufuhr zum Brand, aber abnehmender Strömungsgeschwindigkeit. Die Luftzufuhr zum Brand beginnt abzunehmen (a). Durch die abnehmende Strömung verbleiben die Brandgase länger beim Brand. Es steht genügend Sauerstoff zur Verfügung. Die Brandleistung steigt. Abhängig von der Anströmung kann sich eine Ausbreitung stromauf vom Brand ergeben (b). Durch die Abnahme der Strömungsgeschwindigkeit nimmt die Flammengrösse zu (c). Dies ist der Zeitpunkt der minimalen Strömung und des maximalen statischen Drucks (Energiezufuhr gemäss Rayleigh-Kriterium). Gleichzeitig nimmt aber auch die Frischluftzufuhr zum Brand ab. Nachdem lokal der Luftsauerstoff aufgebraucht ist, nimmt die Brandleistung ab. Die Flammen gehen zurück und die Geschwindigkeit der Anströmung nimmt wieder zu (d). Der Prozess wiederholt sich.

In der Studie [26] wird die Theorie eines unterbelüfteten Brandes anhand eines analytischen Modells und anhand einer FDS Simulation überprüft. Auch wenn die Simulationen zeigen, dass bei den Leistungen der Runehamar Brandversuche lokal unterbelüftete Situationen möglich sind, wurden die akustischen Schwingungen in den Simulationen nicht reproduziert. Beim analytischen Modell kann dies auf starke Vereinfachungen am Modell zurückgeführt werden (inkompressibel, nur drei Zonen). Bei den FDS Simulationen werden überwiegend Temperatur und Rauchausbreitung mit Daten aus Brandversuchen verglichen. Es ist nicht beschrieben, ob die dargestellten Strömungsgeschwindigkeiten zeitliche Mittelwerte sind. Daten zum zeitlichen und örtlichen Verlauf des statischen Drucks im Tunnel fehlen.

In der vorliegenden Studie haben sich bei einigen numerischen Simulationen mit FireFoam und FDS starke Oszillationen gezeigt, mit Amplituden des statischen Drucks bis zu  $\pm 3000$  Pa, vgl. Abb. 19. Durch Variation der Randbedingungen konnten Bedingungen identifiziert werden, bei denen Schwingungen unterstützt werden, bzw. Schwingungen wahrscheinlicher sind:

- **Brandleistung** – Allgemein treten Oszillationen bei grossen Brandleistungen auf. Von der Brandleistung ist auch abhängig, ob der erste oder ein höherer Schwingungsmodus angeregt wird. Für die Anregung von höheren Frequenzen ist eine grössere Energiezufuhr notwendig.
- **Luftzufuhr** – Oszillationen können in der Simulation vermindert werden, indem die Brennstoffzufuhr aus einem stöchiometrischen Gemisch aus Methan und Sauerstoff besteht, anstelle einer Zufuhr von Methan allein. Dies deutet darauf hin, dass die veränderliche Vermischung von Brennstoff und Sauerstoff ein Mechanismus ist, um Brandleistung und Strömung zu koppeln, vgl. Abb. 22. Andererseits treten Schwingungen – in geringerem Mass – auch bei Zugabe eines stöchiometrischen Brennstoff-Luft-Gemischs auf. Mit Zugabe eines stöchiometrischen Brennstoffgemischs kann sich kein lokal unterbelüfteter Brand ausbilden.
- **Wärmeleitung** – In Simulationen mit adiabater Tunnelwand treten stärkere Oszillationen auf als in Simulationen mit Wärmeleitung. Dies kann aus dem Rayleigh-Kriterium abgeleitet werden. Bei Druckerhöhung erwärmt sich die Luft lokal. In diesem Zustand wird vermehrt Wärme an die Wand abgegeben. Der Schwingung wird auf diese Weise Energie entzogen.
- **Gitterauflösung** – Simulationen mit feiner Gitterauflösung zeigen stärkere Oszillationen als Simulationen mit grobem Gitter. Dies weist auf zwei Effekte hin. Die Gitterauflösung im Bereich der Flammen erlaubt die Auflösung der Wirbelablösung am Brand. Dies unterstützt die Kopplung zwischen Luftschwingung und Brandleistung. Es ist nicht auszuschliessen, dass bei einer viel feineren Auflösung dieser Effekt wieder abnimmt, indem die erste Eigenfrequenz der Wirbelablösung weniger dominant wird. Dafür ist jedoch eine Gitterauflösung nötig, die aufgrund der Grenzen bezüglich Speicherkapazität und Rechenzeit (noch) nicht modelliert werden kann. Ein grobes Gitter führt zu numerischer Diffusion. Diese wirkt wie eine verstärkte Reibung, durch die der Schwingung Energie entzogen wird.

- **Anfangsbedingung** – Die Stabilität der Simulationen kann erhöht werden, indem die Strömung im Tunnel zunächst kalt bzw. mit geringer Brandleistung berechnet wird. In einem zweiten Schritt wird dann die Zufuhr von Methan erhöht. Dennoch können auch mit diesem Vorgehen Oszillationen nicht sicher vermieden werden.

In den Simulationen wurde nicht sichtbar, ob die Geometrie der Brandquelle einen Einfluss auf die Oszillationen hat. Es wurden Simulationen durchgeführt mit Brandquellen mit den Abmessungen 0.67 m x 6 m (quer), 2 m x 2 m (quadratisch) und 6 m x 0.67 m (längs). Die Simulationen zeigten gleichermassen Oszillationen.

In der Literaturrecherche haben wir nur eine Quelle gefunden, welche Schwingungen der Luftsäule bei einem Brandversuch beschreibt. So bleibt in dieser Arbeit die Frage offen, ob diese Oszillationen bei Grossbränden in Strassentunneln im Regelfall tatsächlich auftreten, oder ob es sich um ein Phänomen handelt, dass durch die Vereinfachungen einer CFD Simulation begünstigt wird. Bei der Beschreibung von Simulationen werden Schwingungen der Luftsäule ebenfalls vergleichsweise selten erwähnt, vgl. [23], [24], [26], [58], [59] und [69]. Dies kann auch darauf zurückgeführt werden, dass in Brandsimulationen im Regelfall nur Temperaturen und die Rauchausbreitung analysiert werden.

### 3.2.5 Auswirkung auf die Druckverluste

Schwingungen der Strömungsgeschwindigkeit können sich im zeitlichen Mittel auf die Druckverluste in der Tunnelröhre auswirken. Wie das Impulssatzmodell in Kapitel 3.1 zeigt, sind die einzelnen statischen Druckverluste im Regelfall proportional zum Quadrat der Strömungsgeschwindigkeit.

$$\Delta p \sim u^2 \quad (58)$$

In der praktischen Anwendung betrachtet man den zeitlichen Mittelwert der Strömungsgeschwindigkeit und der Druckdifferenz. Wenn in diesem Zusammenhang angenommen wird, dass die Strömungsgeschwindigkeit sinusförmig mit der Amplitude  $a$  und der Kreisfrequenz  $\omega$  um einen stationären Mittelwert schwingt, ergibt sich der Zusammenhang wie folgt:

$$\begin{aligned} \Delta p \sim \frac{1}{\tau} \int_0^\tau u(t)^2 dt &= \frac{1}{\tau} \int_0^\tau \bar{u}^2 (1 + a \sin(\omega t))^2 dt \\ &= \bar{u}^2 + \bar{u}^2 \frac{2a}{\tau} \int_0^\tau \sin(\omega t) dt + \bar{u}^2 \frac{a^2}{\tau} \int_0^\tau \sin^2(\omega t) dt \end{aligned} \quad (59)$$

Wenn die Integration über die Periode  $\tau = 2\pi/\omega$  durchgeführt wird, ergibt sich

$$\Delta p \sim \bar{u}^2 \left( 1 + \frac{a^2}{2} \right) \quad (60)$$

Die Druckverluste steigen also mit dem Quadrat der Amplitude der Oszillationen an. Gleichung (58) ist zwar eine Vereinfachung, gerade für instationäre Strömungsvorgänge. Für die Strömungssimulationen in den Kapiteln 4 und 5 kann dennoch von Gleichung (60) abgeleitet werden, dass bei starken Oszillationen die Auswertung der Druckverteilung im Tunnel durch zeitliche Mittelung kein geeignetes Mittel für die Evaluation des Strömungswiderstands eines Brandes darstellt. Bei kleinen Amplituden  $a$  geht der Anteil  $a^2/2$  rasch gegen 0, so dass die zeitliche Mittelung zulässig ist.



## 4 Fire Dynamics Simulator

Im Rahmen des Projekts wurden Strömungswiderstände von Bränden in einem Tunnel mittels numerischer Simulationen untersucht. Als Simulationssoftware war zunächst der Fire Dynamics Simulator (FDS) [80] in der bei Projektbeginn (September 2018) aktuellen Version 6.7.0 vorgesehen. Die Software FDS ist für die Simulation von Bränden im Hochbau (Brandschutz) und in unterirdischen Verkehrsanlagen (Simulation der Tunnellüftung, Risikoanalysen) etabliert [79].

### 4.1 Beschreibung der Software

Der Fire Dynamics Simulator (FDS) ist ein Programm zur numerischen Simulation von Bränden. FDS wurde im Jahre 2000 am amerikanischen National Institute of Standards and Technology (NIST) ins Leben gerufen und wird seither laufend weiterentwickelt. Es wird weltweit sowohl von Brandschutzingenieuren als auch von Beschäftigten wissenschaftlicher Einrichtungen zur Untersuchung von Brandereignissen und deren Auswirkungen eingesetzt, getestet und weiterentwickelt.

Das Programm FDS ist frei verfügbar. Es kann mit der zugehörigen Dokumentation (englisch) über die folgende Website heruntergeladen werden:

→ [http://www.nist.gov/el/fire\\_research/fds\\_smokeyview.cfm](http://www.nist.gov/el/fire_research/fds_smokeyview.cfm)

Die Software simuliert dreidimensionale Strömungen auf Grundlage der Navier-Stokes-Gleichungen. Das umfasst den zugrundeliegenden Brandprozess und die Ausbreitung von Feuer und Brandrauch. Die Ergebnisse der FDS-Simulationen können im Programm Smokeview visualisiert oder auch als Zahlenwerte und -reihen ausgegeben werden [80]. Die Verwendung von FDS erlaubt das Nachvollziehen der Simulationen, indem z.B. exemplarische Eingabedateien im Anhang des Forschungsberichts veröffentlicht werden können.

FDS zeichnet sich durch eine detaillierte Simulation der Verbrennungsvorgänge aus. So können Brände sehr detailliert definiert werden, indem das Brandgut – auch in Kombination unterschiedlicher Materialien – und eine Zündquelle angegeben werden. Die Simulation kann dann Pyrolyse, Aschebildung, Verbrennung und den Abbrand des Brandguts beinhalten. In vielen Anwendungen im Brandschutz wird die Verbrennung jedoch einfacher modelliert, indem neben einem generischen Brennstoff (z.B. Heptan) eine Wärmefreisetzung pro Fläche oder pro Volumen vorgegeben werden. Die detaillierte Berechnung von Konzentrationen der Brandgase und der Temperaturverteilung erlaubt eine Kopplung der Berechnung mit der Simulation der Entfluchtung (FDS+Evac) und die Anwendung für die Ausmassberechnung in Risikoanalysen.

Im Rahmen dieser Studie wird der Fire Dynamics Simulator als Werkzeug des Ingenieurs und Planers angesehen. Auf die Beschreibung der zugrundeliegenden Gleichungen und Lösungsverfahren wird nicht eingegangen. Eine detaillierte Beschreibung der mathematisch physikalischen Grundlagen von FDS kann dem Anwenderhandbuch [79] entnommen werden.

### 4.2 Anwendungen zu Bränden in Strassentunneln

In der Fachliteratur sind zahlreiche Artikel zur Anwendung von FDS für Tunnelbrände zu finden. Im Folgenden wird auf eine Auswahl dieser Veröffentlichungen eingegangen.

Lu et al. (2008) haben numerisch die kritische Geschwindigkeit in einem Strassentunnel in Abhängigkeit der Position des Brandes im Tunnelquerschnitt untersucht [29]. Die Studie kommt zum Ergebnis, dass bei einem Brand nahe der seitlichen Tunnelwand eine grössere Strömungsgeschwindigkeit erforderlich ist, um den Rauch einseitig abzutreiben. Dies wird darauf zurückgeführt, dass an der Tunnelwand weniger Tunnelluft in den Rauchplume

eingemischt wird. Die Studie wertet die Rauchausbreitung und die Rauchttemperaturen aus. Auf die Druckverhältnisse in der Umgebung des Brandes geht die Veröffentlichung nicht ein.

Cheong et al. (2009) vergleichen die Ergebnisse von FDS Simulationen mit Daten aus einem Runehamar Brandversuch [30]. In dieser Studie wird die Simulation der Brandquelle dem Experiment angenähert. Im Modell wird eine Holzstruktur definiert, die zu Beginn der Simulation gezündet wird. Die Ausbreitung des Feuers und der Abbrand werden in der Berechnung nachvollzogen. Entsprechend konzentriert sich der Vergleich zwischen Simulation und Experiment auf den zeitlichen Verlauf der Brandleistung. Der Einfluss des Brandes auf die Druckverhältnisse im Tunnel ist nicht beschrieben.

Weisenpacher et al. (2011) untersuchen die Parallelisierung einer FDS Simulation eines einfachen Tunnelbrandes [36]. Es werden Simulationen des gleichen Brandes mit unterschiedlichen Gittern und unterschiedlicher Parallelisierung verglichen. Die Vergleiche beschränken sich auf Rauchausbreitung und Temperaturverteilung. In einer Simulation werden bei den Temperaturen starke Fluktuationen festgestellt. Diese werden auf die Parallelisierung zurückgeführt. Die Druckverhältnisse im Tunnel sind nicht beschrieben.

E. Blanchard et al. (2012) vergleichen FDS Brandsimulationen mit Messungen an einem Modelltunnel [39]. Temperaturen und Rauchausbreitung zeigen eine gute Übereinstimmung zwischen Simulation und Experiment. Auf die Luftströmung und auf die Druckverhältnisse wird nicht eingegangen.

In den Veröffentlichungen von Vaitkevicius et al. (2014) [49] und (2015) [50] wird anhand von FDS Simulationen der Strömungswiderstand eines Brandes untersucht. In Simulationen mit FDS werden bei Bränden zwischen 10 und 90 MW Strahlventilatoren zugeschaltet, um einen einseitigen Rauchabtrieb zu erreichen. In der Studie wurde die Strömungsgeschwindigkeit in einem Querschnitt unmittelbar stromauf vom Brand ausgewertet. Als Mass für die Druckdifferenz wurde die Anzahl Strahlventilatoren ausgewertet. Der betrachtete «throttling effect» beinhaltet somit alle Komponenten, sowohl den lokalen Verlust am Brandort als auch die erhöhte Reibung stromab vom Brand und den Freistrahverlust am Portal.

Li et al. (2016) [55] führen mit FDS Version 5.5 Simulationen zur Berechnung der Temperaturverteilung im Tunnel durch. Sie prüfen die Zuverlässigkeit von linearen Brandmeldern in Abhängigkeit des Brandortes und der Längsströmung. Die Gitterauflösung wird in Abhängigkeit der spezifischen Abmessung des Brandes gewählt. Sie bestimmt sich entsprechend Kapitel 6.3.6 des Anwenderhandbuchs von FDS [80] aus

$$\Delta x = 0.1 \cdot D^* = 0.1 \cdot \left( \frac{Q}{\rho c_p T_0 \sqrt{g}} \right)^{\frac{2}{5}} \quad (61)$$

In der Studie wird eine typische Gitterabmessung von 0.5 m gewählt. In Brandnähe wird das Gitter auf 0.25 m verfeinert. Die Gitterauflösung ist damit in einem üblichen Bereich für ingenieurtechnische Anwendungen von FDS. Als Ergebnis der Simulationen werden in der Arbeit ausschliesslich Temperaturverteilungen ausgewertet.

Q. Wang et al. (2016) [56] untersuchen die Rauchausbreitung im Tunnel bei Anwendung eines Lüftungssystems mit lokaler Absaugung über steuerbare Klappen. Gesucht ist die optimale Anordnung der Klappen vor bzw. nach dem Brand für den Schutz von Personen im Tunnel. Entsprechend wurden als Ergebnisse der Simulationen lediglich die Temperaturverteilung und -schichtung analysiert.

Ang et al. (2016) [58] sowie Vermesi et al. (2017) [59] untersuchen die Verwendung von FDS für eine Kopplung einer 3-D Brandsimulation mit einer 1-D Simulation der Randbedingungen. Die Kopplung zeigte ohne Brand gute Ergebnisse mit Messungen und im Vergleich zu einer vollständigen 3-D Simulation. Bei den Simulationen mit Brand ergaben sich deutliche Abweichungen zwischen den Modellen. In den Simulationen mit Brand

zeigten sich zudem unphysikalische Oszillationen. Aufgrund dieser nicht verifizierten Ergebnisse empfehlen die Autoren, die beschriebene Methodik nicht für Brandsimulationen einzusetzen. Es ist anzumerken, dass die Oszillationen, die im Artikel beschrieben sind, nicht direkt mit den akustischen Schwingungen aus Kapitel 3.2 verglichen werden können, da die Schwingungsdauern deutlich grösser sind als die Eigenfrequenz der Tunnelröhre.

In der Studie von Riess und Steck (2017) [63] und (2018) [64] wird der Strömungswiderstand eines Tunnelbrandes und einer Wassernebelanlage mittels FDS Simulationen untersucht. In den Simulationen mit Wassernebel und Längsströmung ergibt sich eine gute Übereinstimmung zwischen dem analytischen Ansatz und der Simulation. In den Simulationen mit Brand jedoch ergibt die Simulation deutlich grössere Druckverluste als die Theorie erwarten lässt. Diese Druckverluste werden dem «throttling effect» zugeschrieben. Es wird darauf hingewiesen, dass weitere Forschung notwendig sei, um die Simulationen zu bestätigen und den «throttling effect» zu quantifizieren.

Johansson und Ekholm (2018) [65] untersuchen die Fehleranfälligkeit von FDS, indem sie eine Simulationsaufgabe von mehreren unabhängigen Teams bearbeiten lassen. Es handelt sich nicht um eine Tunnelsimulation. Dennoch sind die Ergebnisse auch für Simulationen in Verkehrsanlagen relevant. Die Studie zeigt, dass wesentliche Unterschiede in den Ergebnissen (Brandleistung, Temperatur) auf unterschiedliche Annahmen zum Brand, bei den thermischen Randbedingungen und bei der Modellierung der Strahlung zurückzuführen sind. Die Ergebnisse zur Rauchausbreitung und den Strömungsgeschwindigkeiten unterschieden sich nur wenig. Die Fehleranfälligkeit in der Anwendung von FDS erscheint bei den Druck- und Strömungsrandbedingungen deutlich geringer.

Li et al. (2018) [66] sowie Du et al. (2018) [67] untersuchen den Strömungswiderstand eines Brandes bei Längslüftung. Auf diese beiden Artikel wird in den Kapiteln 2.3.5 und 2.3.6 dieses Berichts eingegangen.

Haghighat et al. (2018) [70] untersuchen die Verwendung von FDS für eine gekoppelte Simulation der 3-D Brandsimulation mit einer 1-D Simulation der Randbedingungen – ähnlich der Studien von Colella et al. [34] und Vermesi et al. [59]. Für die Kopplung zwischen den 1-D und 3-D Modellen wird die Druckdifferenz über das 3-D Rechengebiet mit dem Brand entscheidend. Aus der Abbildung im Anhang können die Druckdifferenzen gemäss Tab. 2 abgelesen werden. Diese Druckdifferenzen deuten darauf hin, dass der Brand einen grossen Einfluss auf die Druckverteilung hat. Der Druck wird jeweils an der Schnittstelle zwischen dem 1-D und dem 3-D Modell ausgewertet. Die Druckverteilung im Rechengebiet ist nicht dargestellt.

**Tab. 2** Druckdifferenz über FDS Rechengebiet [70]

Fall	Brandleistung	Anströmung	Länge	Druckdifferenz
1	10 MW	5.0 m/s	110 m	20 Pa
2	30 MW	5.0 m/s	110 m	27 Pa
3	10 MW	1.5 m/s	280 m	30 Pa

Im Artikel von Pachera et al. (2018) werden Einschränkungen in der Anwendung von FDS für die Simulation von Tunnelbränden beschrieben [69]. Ähnlich wie Ang et al. (2016) [58] und Vermesi et al. (2017) [59] entwickeln die Autoren ein kombiniertes Modell von 1-D und 3-D Strömungssimulationen, um Brände in langen Tunneln oder Tunnelnetzwerken untersuchen zu können. Wie in der vorliegenden Studie wird der Strömungswiderstand des Tunnelbrandes untersucht, um die Anwendbarkeit des Verfahrens zu prüfen. Simulationen ohne Brand ergaben jeweils eine gute Übereinstimmung mit analytischen Ansätzen. Simulationen mit Brand ergaben jedoch in der FDS Simulation unplausible Druckprofile entlang der Tunnelachse. Mit verfeinertem Berechnungsgitter und vergrösserter Brandleistung wichen die Ergebnisse jeweils weiter vom erwarteten Verlauf ab. Zusammenfassend wird angegeben, dass das beschriebene Verfahren aufgrund der unerwarteten Druckverteilung in FDS nur für Brandleistungen unter 3 MW angewandt werden kann. M.

Pachera hat jeweils Zwischenergebnisse dieser Arbeit im Anwenderforum von FDS<sup>4</sup> besprochen. Der persönliche Austausch erlaubte einen detaillierten Abgleich zwischen seinen Simulationen und den Simulationen, die im Rahmen dieses Projekts mit FDS durchgeführt wurden.

Tomar et al. (2018) dokumentieren die Validierung einer Brandsimulation mit FDS anhand von Messdaten der Runehamar Brandversuche [76]. Das Berechnungsgebiet umfasst einen 150 m langen Ausschnitt des Runehamar Tunnels. Dokumentiert werden Daten zur Temperaturverteilung und zum Wärmestrom durch die Brandschutzplatten aus Kalziumsilikat. Die Längsströmung im Tunnel sowie die Druckverhältnisse sind nicht dokumentiert. Für die Temperaturverteilung ergibt sich eine gute Übereinstimmung zwischen Messung und Simulation.

Entgegen dem Titel des Artikels beschreiben Danisovic et al. (2018) nur Ergebnisse von FDS Simulationen in zwei 900 m langen Tunneln [77]. Ein Tunnel weist eine durchgehende Längsneigung von 2% auf, der zweite eine wechselnde Längsneigung von 2%/-2%. Als Randbedingung wird eine natürliche Längsströmung als `DYNAMIC_PRESSURE` vorgegeben. Aus dem Ergebnis der Simulation wird auf eine auftriebsbedingte Beschleunigung der Strömung im Tunnel mit durchgehender Längsneigung geschlossen. Aus der grafischen Darstellung der Strömung am Brand lässt sich jedoch nur ein geringer Unterschied der Geschwindigkeit ableiten.

Weisenpacher et al. (2018) untersuchen anhand von FDS Simulationen das Auftreten einer Rauchschichtung stromauf und stromab vom Brand [78]. Von besonderem Interesse ist dabei wiederum die Längsneigung des Tunnels, vgl. [77]. Für einen 600 m langen Tunnel wird ein isometrisches Gitter mit einer Auflösung von 20 cm gewählt. Die Auswertung der Simulationen beschränkt sich auf die Visualisierung der Rauchausbreitung und auf die Auswertung der Sichtweite für eine Reihe von Punkten auf 1.6 m über der Fahrbahn. Die Strömung und die Druckverteilung werden nicht beschrieben. In einigen Szenarien werden Fahrzeuge im Fahrraum modelliert. Es zeigt sich, dass die Fahrzeuge bei den gewählten Strömungsgeschwindigkeiten von 1.0 bzw. 1.5 m/s nur einen geringen Einfluss auf die Sichtweiten haben.

Cirrincione et al. (2019) zeigen anhand von FDS Simulationen den Einfluss einer mechanischen Längslüftung auf die Rauchausbreitung und auf die Temperaturen bei einem Brand in einem Strassentunnel [82]. Im Grundszenario wird ein 100 m langer Tunnelabschnitt modelliert. Mit Gitterauflösungen von 0.5 m bis 1.0 m sind die Simulationen selbst für eine ingenieurtechnische Studie vergleichsweise grob. Die im Anwenderhandbuch von FDS [80] empfohlene Auflösung wird nicht erreicht. Die offenen Enden des Modells werden mit `OPEN` Randbedingungen modelliert (vgl. Kapitel 4.3.4). Die Längsströmung wird von Strahlventilatoren erzeugt, die jeweils durch eine einzelne Gitterzelle modelliert sind. Ein Lüftungsszenario, in dem Strahlventilatoren in Form einer Rauchabsaugung aus dem Brandbereich eingesetzt werden, weckt Zweifel am Verständnis der Autoren für die Funktion einer solchen Lüftungsanlage.

Khatti et al. (2019) untersuchen die Brandleistung und die Temperaturverteilung eines Tunnelbrandes in Abhängigkeit des Sauerstoffgehalts der zuströmenden Luft [83]. Die Definition der Brandszenarien basiert auf einer Skalierung unter Einhaltung der Froudezahl. Entsprechend werden die Szenarien mit vergleichsweise kleinen Brandleistungen in einem Modelltunnel definiert. Auf diese Weise kann das Rechengitter genügend klein definiert werden, um die Skalen des Brandes besser aufzulösen. Andererseits werden aerodynamische Eigenschaften des Tunnels weniger zuverlässig abgebildet. In der Studie steht die Simulation des Verbrennungsvorgangs im Vordergrund. Auf die Druckverteilung im Tunnel wird nicht eingegangen, da dies bei der Skalierung zusätzlich die Einhaltung der Reynoldszahl bedingen würde.

<sup>4</sup> Anwenderforum von FDS und Smokeview: <https://groups.google.com/forum/#!forum/fds-smv>

Haghighat et al. (2019) beschreiben eine Untersuchung zum Einfluss von Tunnelgeometrie, Strömungsgeschwindigkeit, Wärmefreisetzung und geometrischer Ausdehnung des Brandes auf die Strömung im Tunnelabschnitt stromab [88]. Die Studie umfasst acht Simulationen mit FDS. Die Strömungsverhältnisse nach dem Brand werden anhand von Temperatur, Dichte, Viskosität und Strömungsgeschwindigkeit beschrieben. Diese Kenngrößen werden jeweils als Mittelwerte über den Tunnelquerschnitt dargestellt. Die Definition der Viskosität in FDS entspricht der Summe aus molekularer Viskosität und der turbulenten Viskosität, die im gewählten Berechnungsgitter nicht aufgelöst wird. In Bezug auf die vorliegende Studie ist bemerkenswert, dass auch die Studie von Haghighat et al. zum Ergebnis kommt, dass die geometrische Ausdehnung der Brandquelle nur einen geringen Einfluss hat auf die Kenngrößen stromab vom Brand (Temperatur, Dichte, Viskosität und Strömungsgeschwindigkeit).

Unter den Anwendungen von FDS zu Bränden in Strassentunneln lassen sich mehrere Forschungsrichtungen erkennen:

- Verbrennung: Brandgut, Brandentwicklung, Rauchplume, Temperaturen
- Kritische Geschwindigkeit: Welche Parameter aus Brandort und -leistung sowie Tunnelgeometrie wirken sich auf die Rauchausbreitung im Tunnel aus
- Rauchsichtung: Welche Parameter wirken sich auf die Rauchsichtung aus
- Kopplung FDS mit 1-D Simulation: Simulation des Brandes mit der Lüftung in einem langen Tunnel oder Tunnelnetzwerk

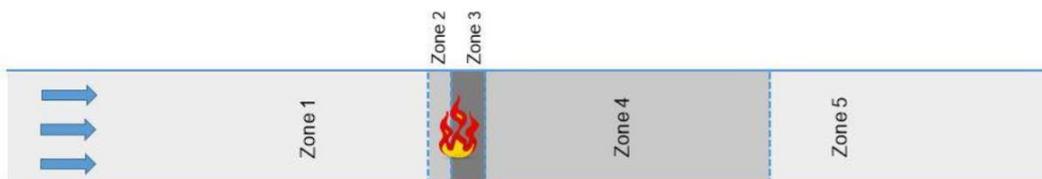
Validierungen von FDS für Brände in Strassentunneln zielen in der Regel auf die Simulation der Verbrennung, der Temperaturen und der Rauchausbreitung ab. Messungen zu den Druckverhältnissen in der Umgebung von Tunnelbränden bzw. Brandversuchen stehen in der Fachliteratur praktisch nicht zur Verfügung. Einige Fachartikel der letzten Jahre ([58], [59], [64], [69]), welche die Strömungs- und Druckverhältnisse in der Umgebung eines Tunnelbrandes genauer analysieren, beschreiben Oszillationen oder Zweifel an der Zuverlässigkeit der Simulationen.

## 4.3 Modellierung

In diesem Kapitel wird die Modellierung von Brand und Tunnel beschrieben, wie sie in den Simulationen mit FDS verwendet wurde. Die Beschreibung orientiert sich an einer Simulation, deren Eingabedatei im Anhang zu diesem Bericht angefügt ist. Zusätzlich wird beschrieben, welche Parametervariationen geprüft wurden.

### 4.3.1 Gitter

Zunächst war vorgesehen, ein Berechnungsgitter zu verwenden in dem der Bereich um den Brand selbst mit einer höheren räumlichen Auflösung dargestellt wird. Der modellierte Tunnelabschnitt weist eine Länge von 350 m, eine Breite von 10 m und eine Höhe von 5.5 m auf. Der Tunnelquerschnitt ist damit einem zweispurigen Tagbautunnel mit Rechteckquerschnitt angenähert.



**Abb. 24** FDS Modell mit lokal vergrößerter Auflösung

In Vorversuchen zeigten sich jedoch frühzeitig unplausible Ergebnisse für die Druckverteilung im Tunnel. Damit für die Gittervariation unterschiedliche Solver ausprobiert werden konnten, wurde das Modell vereinfacht, indem bei gleichbleibender Geometrie eine durchgehend konstante Gitterauflösung vorgegeben wurde.

Die Berechnung der Druckverteilung in einem Tunnel stellt besondere Anforderungen an die Lösung der Druckgleichung einer CFD Simulation, da ein Druckausgleich mit der Umgebung nur an den entfernten Tunnelportalen erfolgen kann. Aufgrund dieser grundsätzlichen Schwierigkeit ist im Anwenderhandbuch von FDS [80] das Kapitel 9.3 über Simulationen von Tunnelbränden enthalten. Diese Fragestellung ist auch in der Arbeit von Kilian und Münch [31] und [32] beschrieben, die in der aktuellen Version von FDS eingeflossen ist. Das numerische Schema in FDS erfordert die Lösung der Poisson-Gleichung zweimal je Zeitschritt. Es handelt sich um eine elliptische Gleichung, bei der sich lokale Störungen auf die Lösung im gesamten Rechengebiet auswirken. Information schreitet im Rechengebiet unendlich schnell voran. Die schnelle und stabile Lösung dieser Gleichung stellt besondere Anforderungen an das Lösungsverfahren – insbesondere bei einer Geometrie, die in einer Richtung sehr langgestreckt ist.

Die Gitterauflösung wurde mit Gitterkonstanten 0.25 m, 0.33 m, 0.50 m und 1.0 m variiert. Die Gitterauflösung konnte nicht feiner als 0.25 m vorgegeben werden, da die Rechnungen nicht konvergierten, sondern mit einem numerischen Fehler abbrachen.

Um die Umgebung eines Brandes mit FDS in ingenieurtechnischen Anwendungen mit genügender Genauigkeit wiederzugeben, wird im Handbuch [80] eine Gitterauflösung in Abhängigkeit der Brandgrösse, bzw. des Plume-Durchmessers  $D^*$ , empfohlen. Je feiner die Auflösung, desto besser wird die Strömung in einem Rauchplume wiedergegeben.

$$D^* = \left( \frac{Q}{\rho c_p T_0 \sqrt{g}} \right)^{\frac{2}{5}} \quad (62)$$

Die Simulationen, die im Technical Reference Guide [79] angegeben sind, wurden mit Auflösungen zwischen  $0.01 D^*$  und  $D^*$  durchgeführt. Grundsätzlich soll anhand einer Gittervariation die Unabhängigkeit der Lösung von der Gitterauflösung dargestellt werden. Für einen 30 MW-Brand im Tunnel ergibt sich  $D^* \approx 3.8 \text{ m}$ .

Um die Wandreibung mit FDS mit genügender Genauigkeit wiederzugeben, sollte die Gitterweite genügend klein gewählt werden. Im Anwenderhandbuch [80] wird für praktische technische Anwendungen ein dimensionsloser Wandabstand von  $y^+ \approx 100$  empfohlen. Der dimensionslose Wandabstand ergibt sich aus der Gitterweite  $\Delta y$ , der kinematischen Viskosität  $\nu$  und der Schubspannungsgeschwindigkeit  $u_\tau$ .

$$y^+ = \frac{1}{2} \frac{\Delta y u_\tau}{\nu} \quad (63)$$

Die Schubspannungsgeschwindigkeit ergibt sich aus

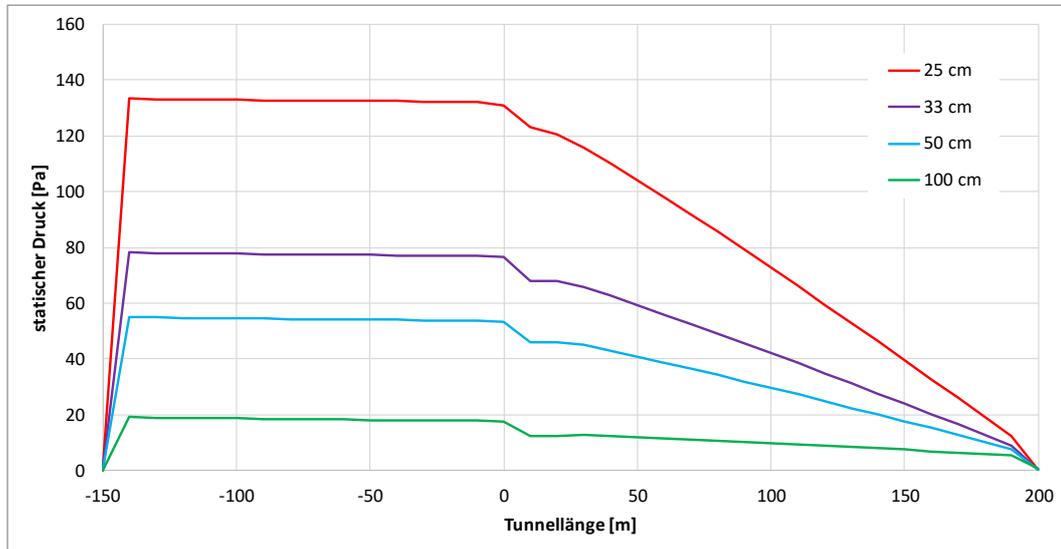
$$u_\tau = \sqrt{\nu \Delta u / \Delta y} \quad (64)$$

Sehr konservativ wird für  $\Delta u$  die Anströmgeschwindigkeit eingesetzt. Mit einer Gitterweite von 0.25 m ergibt sich  $y^+ = 111$ . Die Gitterauflösung kann damit für die Anwendung als ausreichend angesehen werden. Die Ergebnisse der Strömungssimulation für den leeren Tunnel bestätigen diese Annahme.

Die Analyse von Fachartikeln zur ingenieurtechnischen Anwendung von FDS für Strassentunnel zeigt, dass häufig eine Gitterauflösung im Bereich 0.25 m bis 1.0 m gewählt wird, typischerweise 0.5 m, vgl. Kapitel 4.2. Für Risikoanalysen nach dem österreichischen Modell TuRisMo wird für FDS Simulationen standardisiert eine Gitterauflösung von 2.0 m x 0.5 m x 0.5 m verwendet [87].

Abb. 25 zeigt die Verteilung des statischen Drucks für die Simulation eines 30 MW Lachenbrandes zwischen  $x = 0 \text{ m}$  und  $6 \text{ m}$  an. Für diese Druckverteilungen wurden Sensoren im Gitter platziert. Die Sensoren geben jeweils den über den Tunnelquerschnitt gemittelten statischen Druck relativ zur Umgebung an. Für die Auswertung wurde

zusätzlich jeweils ein 60 s-Mittelwert gebildet, um den Einfluss einzelner Wirbel herauszufiltern. Als Randbedingungen wurde eine konstante Strömungsgeschwindigkeit an der Einströmung und eine offene Randbedingung an der Ausströmung vorgegeben. Die Druckverteilung ist stark von der Auflösung des Gitters abhängig. Man würde erwarten, dass die Lösung zu kleinen Gitterkonstanten hin konvergiert. Dies ist nicht der Fall.



**Abb. 25** Druckverteilung bei unterschiedlicher Auflösung

Zusätzlich zur Gitterabhängigkeit sind die Ergebnisse auch nicht plausibel. Links vom Brand (in der Anströmung) ist praktisch kein Einfluss der Wandreibung sichtbar. In der Abströmung hingegen ist der Druckabfall übermässig gross, insbesondere in den Simulationen mit kleineren Gitterkonstanten.

### 4.3.2 Turbulenzmodell

FDS basiert auf Large Eddy Simulation, d.h. in einer instationären Berechnung werden die grossen Wirbel im Gitter aufgelöst. Bei der Dissipation der Turbulenzelemente wird die Energie in kleinere Wirbel übertragen. Wirbel, die im Gitter nicht dargestellt werden können, werden mit einem Turbulenzmodell berücksichtigt. In der Grundeinstellung von FDS wird Large Eddy Simulation mit einem Smagorinsky Modell mit «Van Driest Dämpfung» nahe der Wand eingesetzt [80].

Abweichend von der Grundeinstellung können sowohl die Ansätze für die Large Eddy Simulation als auch das unterlegte Turbulenzmodell und die Wanddämpfung variiert werden:

- LES            Large Eddy Simulation
- VLES        Very Large Eddy Simulation
- SVLES      Simple Very Large Eddy Simulation

Für die Dämpfung nahe der Wand wurde neben der Grundeinstellung ein angepasstes Modell der wandnahen turbulenten Viskosität `WALE` verwendet.

Zusätzlich bietet FDS unterschiedliche Lösungsverfahren an. Neben der Grundeinstellung Verfahren `FFT` (Fast Fourier Transformation) das Verfahren `GLMAT`. Gemäss Handbuch [80] sollte das Verfahren `GLMAT` exakt dieselbe Lösung ergeben, wie das Verfahren `FFT`. Allerdings ist es nur für isometrische Gitter anwendbar.

Im Kapitel 9.3 des Anwenderhandbuchs [80] wird auf Besonderheiten der Druckverhältnisse in langen Tunneln eingegangen. Es werden drei Methoden empfohlen, um nicht-physikalische Oszillationen des statischen Drucks in den Berechnungen zu vermeiden:

- Verkleinerung der Toleranz für die Lösung der Druckgleichung `PRESSURE_TOLERANCE`
- Verkleinerung der Toleranz für die Lösung der Strömungsgeschwindigkeit `VELOCITY_TOLERANCE` (nur bei Verwendung mehrerer Gitter)
- Definition von Öffnungen entlang des Tunnels, die einen Druckausgleich mit der Umgebung und damit eine Dämpfung von Oszillationen im Tunnel ermöglichen.

In der Anwendung von FDS für dieses Projekt brachte die erste Empfehlung keine Verbesserung. Die zweite Empfehlung ist nicht anwendbar, da das Gitter bereits entsprechend vereinfacht wurde. Die dritte Empfehlung widerspricht dem Ziel des Projekts. Mit Öffnungen entlang des Tunnels kann das Längsprofil des statischen Drucks nicht zur Bestimmung eines Strömungswiderstandes ausgewertet werden.

In den Diskussionen im Anwenderforum wurde nicht deutlich, inwieweit die beobachteten Oszillationen wirklich nicht-physikalisch sind. Die auftretenden Frequenzen deuten darauf hin, dass es sich um akustische Schwingungen mit Eigenfrequenzen des Modelltunnels handelt, vgl. Kapitel 3.2. Nicht-physikalisch erscheint vor allem, dass die zeitlich gemittelten Druckprofile stark von der Gitterauflösung abhängig und nicht plausibel sind, vgl. Abb. 25.

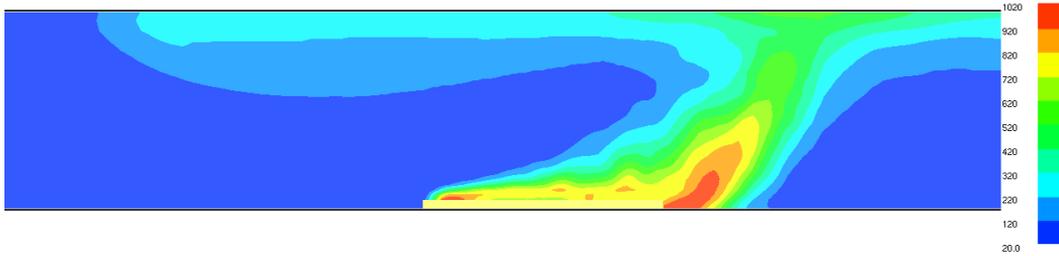
Eine detaillierte Validierung von FDS wurde für den Druckabfall in langen Tunneln durchgeführt, der sich lediglich aufgrund der Wandreibung ergibt (kein Brand, keine Fahrzeuge etc.). Diese Fälle sind im Anwenderhandbuch [80] in Kapitel 9.3 als Spezialfall beschrieben. Gute Übereinstimmung mit experimentellen Daten wurde mit der Einstellung `LES`, dem Lösungsverfahren `GLMAT` und der wandnahen turbulenten Viskosität `WALE` erzielt. Diese Kombination wird für Tunnelanwendungen empfohlen. Allerdings betrifft die Validierung nur Simulationen ohne Brand.

### 4.3.3 Modellierung des Brandes

In FDS ist die Modellierung des Brandes eng mit den thermischen Eigenschaften der umgebenden Stoffe verbunden. Gerade wenn die Simulation die Pyrolyse einschliesst, bestimmt der Wärmeübertrag der Umgebung auf das Brandgut die zeitliche Entwicklung des Brandes [80]. Im Artikel von Cheong et al. [30] ist eine detaillierte Nachmodellierung eines Brandversuchs in einem Strassentunnel dokumentiert (Nachbildung eines beladenen Lastwagens mit Holzpaletten).

Da sich die detaillierte Modellierung der Pyrolyse noch im Stadium der Forschung befindet, beschränkt sich die Modellierung bei technischen Anwendungen von FDS meist auf einen vorgegebenen zeitlichen Verlauf der Brandleistung. Ein solcher Ansatz wird auch in diesem Projekt verfolgt. Für einen Lachenbrand wird als Brandquelle eine quaderförmige Geometrie `OBST` («`OBSTacle`») definiert. Eine Fläche dieses Quaders wird als Brand definiert. Die Brandleistung wird über eine zeitabhängige Funktion durch eine flächenbezogene Wärmefreisetzung beschrieben (`HRRPUA` «Heat Release Rate per Unit Area»). In diesem Fall wird in FDS der Brennstoff als kontinuierlicher Massenstrom durch die Fläche vorgegeben. Nicht in jeder Simulation wird die vorgegebene Brandleistung erreicht. Sie kann beschränkt sein durch

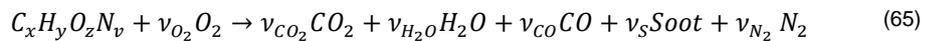
- den Brennstoff und die definierte Fläche: Wenn die Fläche des Lachenbrandes verhältnismässig zu klein für die vorgegebene Brandleistung ist, wird diese Brandleistung nicht erreicht;
- den zugeführten Sauerstoff: Wenn für die Verbrennung zu wenig Sauerstoff in der Umgebungsluft vorhanden ist, kann keine chemische Umwandlung erfolgen;
- das Rechengebiet: Wenn unverbrannter Brennstoff das Rechengebiet verlässt, wird die erwartete Brandleistung nicht erreicht.



**Abb. 26** Temperaturverteilung bei einem Lachenbrand in FDS (Längsschnitt)

Abb. 26 zeigt die Temperaturverteilung im Längsschnitt durch einen Lachenbrand mit 3 m Breite und 6 m Länge. Unter dem Einfluss der Längsströmung ist der Rauchgasplume stark geneigt und in Strömungsrichtung zum Ende der eigentlichen Brandtasse hin verschoben.

Auch das vereinfachte Verbrennungsmodell erlaubt die Berücksichtigung einer unvollständigen Verbrennung in der Form



Für die Bildung von CO und Russ sind in der Falldefinition entsprechende Parameter anzugeben. CO- und Russanteil sind damit proportional zum Brennstoff vorgegeben. Die Anteile sind unabhängig von der Sauerstoffzufuhr zum Brand. In der Grundeinstellung ist die Verbrennung vollständig ( $\nu_{CO} = \nu_S = 0$ ).

Da sich in den FDS Simulationen mit Lachenbrand grosse Druckfluktuationen und in der Folge unplausible Druckverteilungen entlang der Tunnelachse ergaben, wurden weitere Simulationen mit einer vereinfachten Brandquelle durchgeführt. Hierbei wurde anstelle der flächenbezogenen Wärmefreisetzung eine Volumenquelle definiert ( $HRR_{PUV}$ , Heat Release Rate per Unit Volume). Für die Volumenquelle wurden unterschiedliche Geometrien getestet (Abmessungen  $x, y, z$ ):

- LBH = 6 m, 3 m, 1 m – über der Fahrbahn
- LBH = 6 m, 3 m, 1 m – unter der Tunneldecke
- LBH = 6 m, 3 m, 4 m – über der Fahrbahn

Die Volumenquelle 1 m über der Fahrbahn zeigte einen Rauchplume vergleichbar mit dem des Lachenbrandes. Auch die Fluktuationen waren nur wenig reduziert. Die Volumenquelle unter der Tunneldecke zeigte keine Fluktuationen, aber auch nur eine geringe Rauchausbreitung entgegen der Anströmung. Die Berechnungen mit einer Volumenquelle, die annähernd die Höhe des Tunnels einnimmt, konnten für die weitere Auswertung herangezogen werden, vgl. Abb. 27 und Abb. 28.

#### 4.3.4 Randbedingungen

Die Tunnelwände und -fahrbahn werden als massive, 1 m dicke Betonwände mit einer Rauigkeit von 5 mm modelliert. Die Modellierung beinhaltet den Wärmeeintrag in die Wand und den daraus folgenden Temperaturanstieg.

Als Randbedingung der Strömung wird in FDS im Regelfall am Einströmportal eine konstante Strömungsgeschwindigkeit vorgegeben. Zu Beginn der Simulation wird die Einströmung über eine Rampe gesteigert, um Druckschwankungen im Modell zu verringern. Am ausströmenden Tunnelportal wird als Randbedingung eine freie Öffnung mit Vorgabe des statischen Drucks definiert.

Im Rahmen der Simulationen für dieses Projekt wurden die Eintritts- und Austrittsrandbedingungen variiert. In einer Reihe von Simulationen wurden die folgenden Kombinationen getestet:

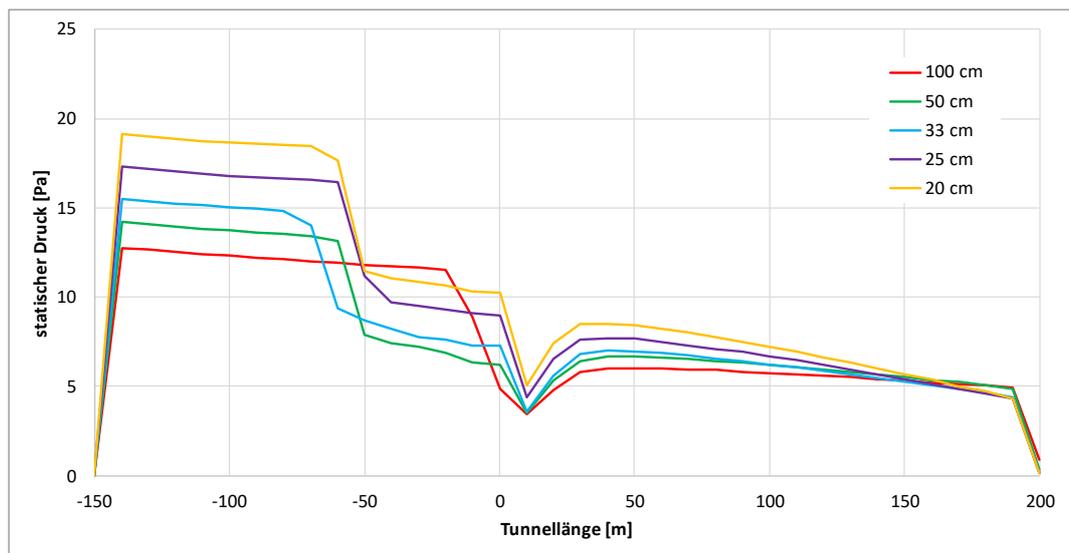
**Tab. 3** Randbedingungen Längsströmung

Kombination	Einströmportal	Auströmportal
1	Strömungsgeschwindigkeit	Offen
2	Offen	Massenstrom
3	HVAC (1-D Lüftungskanal) + Volumenstrom	HVAC (1-D Lüftungskanal) + offen

Bei der HVAC-Randbedingung («Heating, Ventilation, Air-Conditioning») wird das Rechengebiet verlängert, indem der verlängerte Tunnel eindimensional als Lüftungskanal bzw. als Teil einer Raumlüftungsanlage modelliert wird. Für die Simulation bedeutet dies in erster Linie, dass an den Grenzen des Rechengebiets Strömungsgeschwindigkeit und Druck über den Querschnitt konstant sind. Dies gilt insbesondere auch am Auströmportal. Es ist insbesondere nicht möglich, dass an einer Öffnung gleichzeitig Aus- und Einströmen auftreten. Die Anströmung zum Brand wird definiert, indem im HVAC-Teil ein Volumenstrom vorgegeben wird.

Simulationen, in denen der Brand als Lachenbrand modelliert war, führten mit keiner der Kombinationen zu plausiblen Ergebnissen.

Simulationen, in denen der Brand als räumliche Wärmequelle (mit der Option  $HRR_{PUV}$ , «Heat Release Rate per Unit Volume») modelliert wurde, ergaben mit Kombination 1 Lösungen, die nicht von der Gitterauflösung unabhängig waren, vgl. Abb. 27.

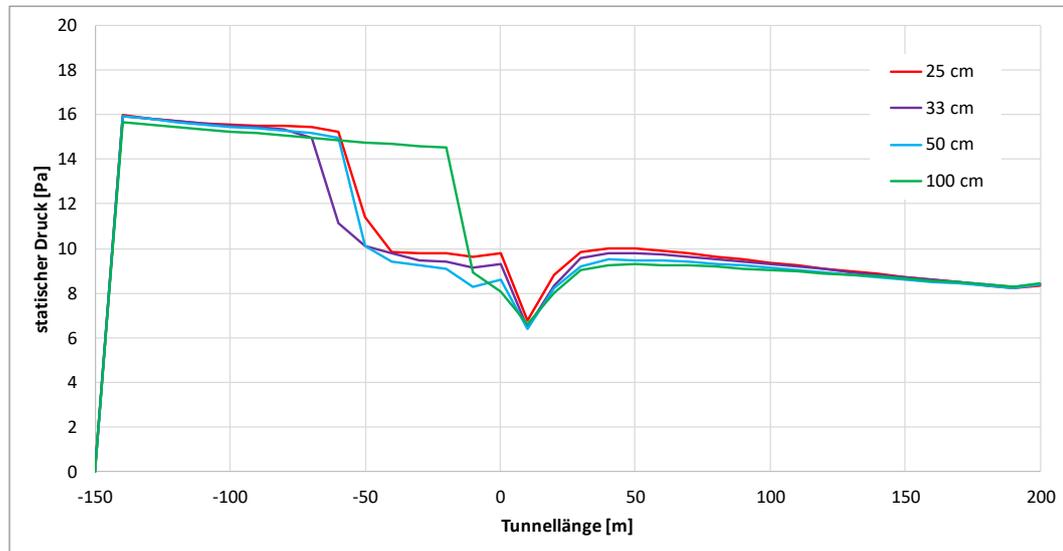


**Abb. 27** Druckverteilung entlang der Tunnelachse bei unterschiedlicher Auflösung, Randbedingungen Kombination 1 aus Tab. 3

Die Kombination 2 erwies sich in allen Rechnungen als wenig geeignet. Durch die variierende Dichte der Brandgase am Austrittsportal wurde die Strömungsgeschwindigkeit am Austrittsportal mit jedem Zeitschritt korrigiert. Diese Korrektur erscheint in den Simulationen nicht stabil, wodurch zusätzliche Oszillationen im Rechengebiet erzeugt werden.

Die Kombination 3 zeigte in Verbindung mit der räumlichen Wärmequelle plausible Ergebnisse. Die Lösungen erscheinen bei genügender Auflösung gitterunabhängig. Bei einer Gitterweite von 1 m kann die Rauchschicht nicht mehr aufgelöst werden, daher wird die Rauchausbreitung entgegen der Strömungsrichtung (Backlayering) nicht abgebildet. Die übrigen Unterschiede sind auf eine leichte Variation der Wärmeleistung zurückzuführen. Die volumetrische Wärmequelle wird auf die Gitterelemente umgerechnet. An den Grenzen der Quelle können sich so Abweichungen ergeben.

Es scheint, dass insbesondere am Austrittsportal die Definition einer HVAC Randbedingung einen stabilisierenden Einfluss auf die Simulation hat. Die HVAC Randbedingung erzwingt einen über den ganzen Querschnitt konstanten Strömungszustand. Bei der offenen Randbedingung in den Kombinationen 1 und 2 ist dies nicht der Fall.



**Abb. 28** Druckverteilung entlang der Tunnelachse bei unterschiedlicher Auflösung, HVAC-Randbedingungen Kombination 3 aus Tab. 3

### 4.3.5 Sensoren

Instationäre 3-D numerische Strömungssimulationen erzeugen grosse Datenmengen. FDS verzichtet auf die Speicherung aller Variablen. In der Definition der Simulation sind daher die Grössen zu definieren, die zur Nachbearbeitung und Interpretation der Ergebnisse gewünscht sind. Dies hat den Vorteil, dass weniger Festplattenspeicher benötigt wird. Andererseits werden in FDS Simulationen häufig nur Temperaturen, Rauch und CO-Konzentration ausgewertet. So können unplausible Ergebnisse in der Druckverteilung unbemerkt bleiben. Es sollte daher für den Anwender zwingend sein, dass neben den gesuchten Grössen alle Daten ausgelesen werden, die für die Plausibilitätsprüfung der Ergebnisse erforderlich sind.

FDS verfügt über eine ganze Reihe von Ausgabemöglichkeiten. In dieser Arbeit wurden vor allem zwei Typen verwendet: Schnittebenen für die grafische Darstellung von Strömungsgeschwindigkeit, Temperatur und Druck sowie Sensoren für die numerische Ausgabe des statischen Drucks, gemittelt über den Tunnelquerschnitt.

Die Ausgabe der Druckverteilung über die Tunnellänge ist aufwendig, indem eine Reihe von Messpunkten entlang des Tunnels definiert werden muss, vgl. Eingabedatei im Anhang.

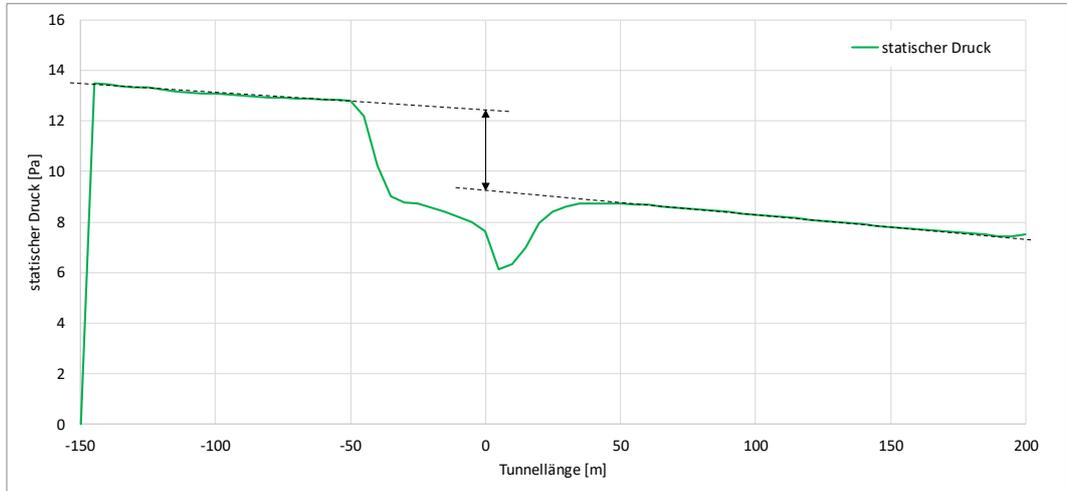
## 4.4 Ergebnisse aus einer Parametervariation

In der Auswertung wurden nur Simulationen mit volumetrischer Wärmequelle berücksichtigt.

### 4.4.1 Ermittlung der Druckdifferenz

Die Studie zielt auf die Quantifizierung der Druckdifferenz über den Brand. In diesem Zusammenhang zählen wir den Bereich der Rauchausbreitung entgegen der Strömung zum Brand selbst. Die Abströmung mit erhöhter Temperatur hingegen zählen wir nicht mehr dazu. Die statische Druckdifferenz wird daher z.B. aus Abb. 29 wie folgt bestimmt:

- Der lineare Druckverlauf stromauf des Brandes bzw. der Wärmequelle wird bis  $x = 0$  m verlängert.
- Der lineare Druckverlauf stromab des Brandes bzw. der Wärmequelle wird bis  $x = 0$  m verlängert.
- Die Differenz der beiden Druckkurven bei  $x = 0$  m wird als statischer Druckverlust des Brandes ausgewertet.



**Abb. 29** Ermittlung der Druckdifferenz

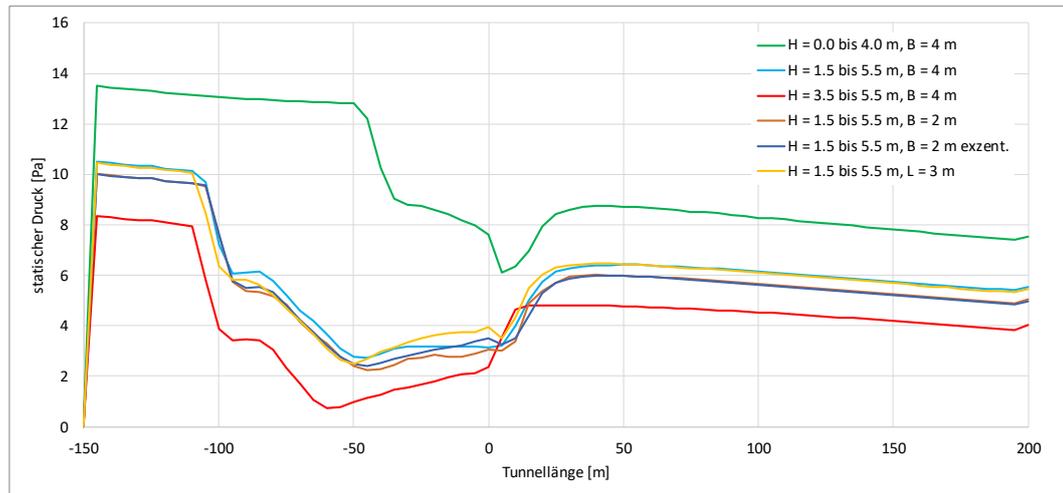
Anzumerken ist die grössere Steigung des Druckverlaufs stromab gegenüber stromauf von der Wärmequelle. Dies ist auf den erhöhten Widerstand der Strömung mit Temperaturschichtung zurückzuführen. Allerdings ist die Temperaturschichtung bei einer volumetrischen Wärmequelle deutlich schwächer als bei einem Auftriebsplume (vgl. Kapitel 5.4.3).

#### 4.4.2 Geometrie der Wärmequelle

Eine Reihe von Simulationen wurde durchgeführt, um die Abhängigkeit der Druckverteilung von der Geometrie der Wärmequelle zu bestimmen. Wenn die Geometrie der Wärmequelle einen starken Einfluss auf die Druckverteilung hat, dann kann ein Lachenbrand kaum durch eine volumetrische Wärmequelle ersetzt werden.

In den Vorversuchen wurde die Strömungsgeschwindigkeit nach Möglichkeit so gewählt, dass eine Rauchausbreitung entgegen der Strömung über eine Länge von etwa 50 bis 100 m beobachtet werden kann. Damit kann die jeweilige Parametervariation bezüglich des Druckverlustes sowie bezüglich des Strömungsbildes untersucht werden. Bei den im Folgenden dargestellten Simulationen wurde jeweils eine Strömungsgeschwindigkeit von 1.5 m/s vorgegeben.

In Abb. 30 ist die Druckverteilung im Tunnel für unterschiedliche Geometrien der Wärmequelle dargestellt. Das Volumen wurde in der Ausdehnung und Höhe im Tunnelprofil variiert, dann in der Breite und in der Länge jeweils halbiert. Aus den Ergebnissen kann der jeweilige Druckverlust gemäss Tab. 4 abgelesen werden.



**Abb. 30** Druckverteilung bei unterschiedlichen Geometrien der Wärmequelle 30 MW

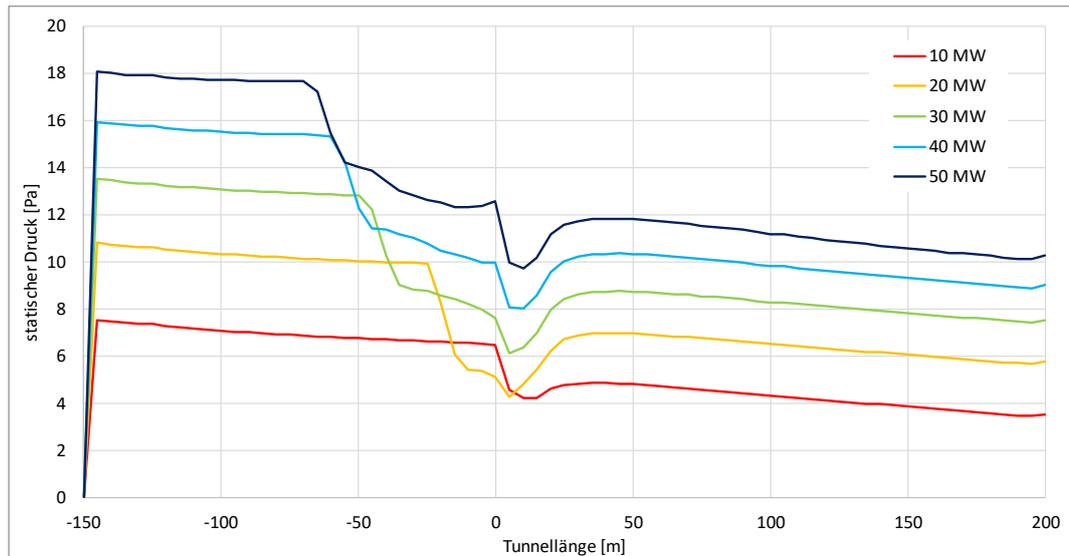
**Tab. 4** Druckverlust für unterschiedliche Geometrien der Wärmequelle

Geometrie der Wärmequelle	Druckverlust
H = 0.0 bis 4.0 m, L = 6 m, B = 4 m	3.3 Pa
H = 1.5 bis 5.5 m, L = 6 m, B = 4 m	2.3 Pa
H = 3.5 bis 5.5 m, L = 6 m, B = 4 m	1.7 Pa
H = 1.5 bis 5.5 m, L = 6 m, B = 2 m	2.3 Pa
H = 1.5 bis 5.5 m, L = 6 m, B = 2 m exzentrisch	2.3 Pa
H = 1.5 bis 5.5 m, L = 3 m, B = 4 m	2.3 Pa

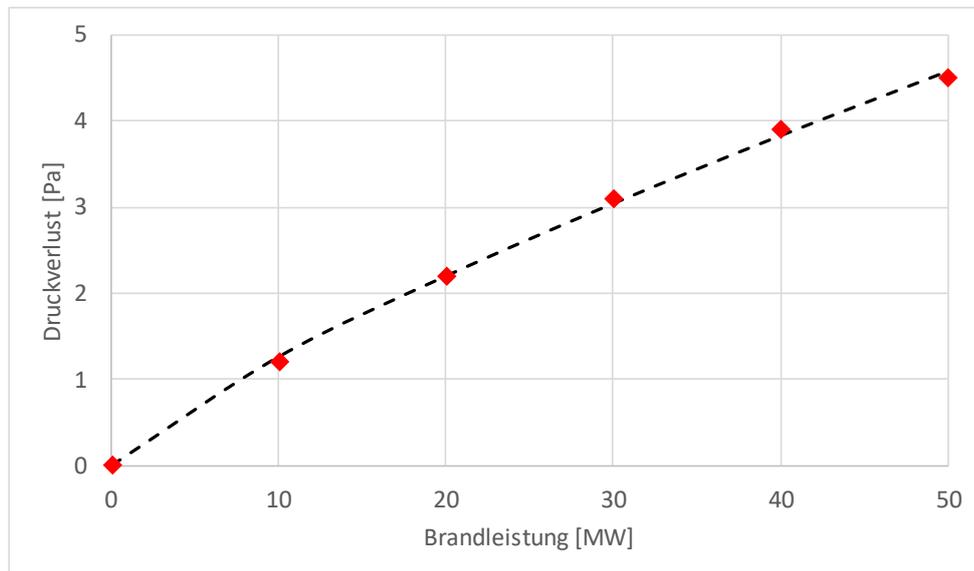
Es scheint, dass im untersuchten Bereich nur die Höhe bzw. vertikale Ausdehnung der Wärmequelle im Tunnel einen Einfluss auf den Druckverlust hat. Länge und Breite sowie die Platzierung im Querschnitt sind von untergeordneter Bedeutung.

#### 4.4.3 Einfluss der Wärmeleistung

In Abb. 31 ist die Druckverteilung im Tunnel bei Variation der Wärmefreisetzung dargestellt. Deutlich ist sichtbar, wie die Länge der thermischen Ausbreitung entgegen der Strömung mit zunehmender Wärmefreisetzung zunimmt. Aus der Druckverteilung kann der Druckverlust über den Brand abgelesen werden. Die Ergebnisse sind im Diagramm in Abb. 32 dargestellt.



**Abb. 31** Druckverteilung bei unterschiedlicher Wärmefreisetzung



**Abb. 32** Druckverlust des Brandes

Die gestrichelte Kurve in *Abb. 32* entspricht einem Verlauf  $\Delta p \sim Q^{0.8}$ , wie er auch von Dutrieue und Jacques [27] beschrieben wurde.

#### 4.4.4 Einfluss der Tunnelgeometrie

In *Abb. 33* ist die Druckverteilung im Tunnel für vier unterschiedliche Tunnelquerschnitte dargestellt. Die Anströmung beträgt 2.25 m/s.

Die Simulationen für die beiden Rechteckquerschnitte deuten an, dass der Druckverlust über die Wärmequelle bei einer Verbreiterung des Profils abnimmt. Die Druckverläufe für die beiden Hufeisenquerschnitte können hier nicht ausgewertet werden, da die thermische Ausbreitung entgegen der Strömungsrichtung bis zum Einströmportal reicht und so von der Randbedingung beeinflusst wird, obwohl das Rechengebiet bereits verlängert wurde. Bei einer weiteren Verlängerung konnte die Simulation nicht erfolgreich abgeschlossen werden. Sie bricht mit einem numerischen Fehler ab.

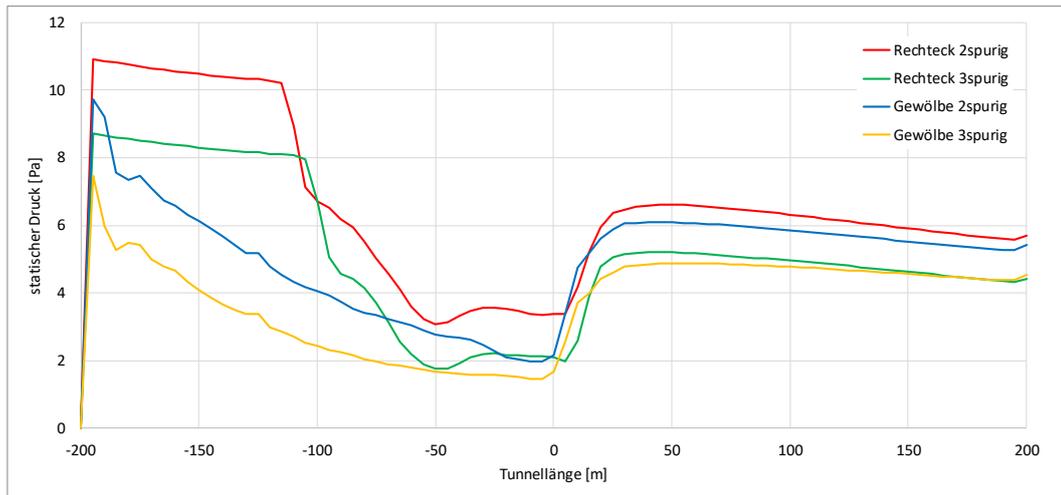


Abb. 33 Druckverteilung für unterschiedliche Tunnelquerschnitte

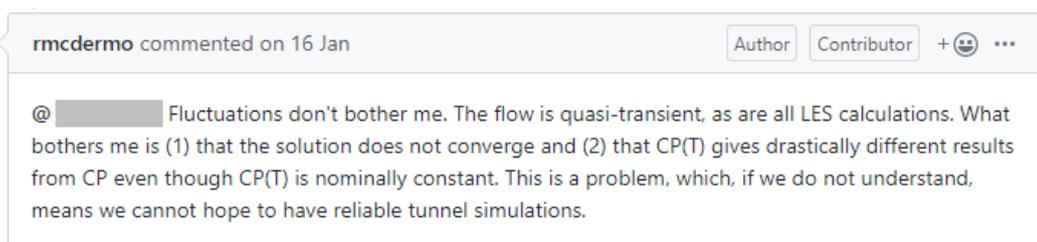
#### 4.4.5 Zusammenfassung

Ein Berechnungsmodell ohne Druckfluktuationen und mit plausibler Druckverteilung über die Tunnellänge konnte in den FDS Simulationen nur erstellt werden, wenn der Brand als Volumenquelle definiert wurde. Damit kann jedoch ein plume-ähnliches Strömungsverhalten am Brand nicht abgebildet werden. Simulationen mit Brand sind damit ebenso ausgeschlossen wie eine volumetrische Wärmequelle konzentriert in Bodennähe.

Der Strömungswiderstand von Bränden in Strassentunneln, wie er in den FDS Simulationen ermittelt wurde, ist geringer als bei Beginn des Forschungsprojekts erwartet. Er bewegt sich etwa im Rahmen mässiger Windlasten auf die Tunnelportale. Der Druckwiderstand eines Brandes kann mit FDS ansatzweise durch die Modellierung einer volumetrischen Wärmequelle untersucht werden. Die Simulation eines Tunnelbrandes ist derzeit nicht sinnvoll möglich. Simulationen bei grossen Wärmelasten und kleinen Strömungsgeschwindigkeiten können nicht ausgewertet werden, da die Rauchausbreitung entgegen der Strömung die Randbedingung an der Einströmung erreicht.

Die Ergebnisse aus den FDS Simulationen wurden im FDS Anwenderforum mit anderen Anwendern und mit den Entwicklern von FDS verglichen und besprochen. Seit dem 12. Dezember 2018 wird die Problematik von Druckberechnungen bei Brandsimulationen für Tunnel als «Issue#7040» von den FDS Entwicklern Randall McDermott und Kevin McGrattan (NIST, Autoren von [80]) weiterbearbeitet.

Randy McDermott schrieb am 16. Januar 2019 auf GitHub:



Oszillationen stören mich nicht. Die Strömung ist zeitabhängig wie alle LES Simulationen. Was mich stört ist, (1) dass die Lösung nicht konvergiert und (2) dass die temperaturabhängige Wärmekapazität drastisch andere Ergebnisse ergibt als eine konstante Wärmekapazität, obwohl die Wärmekapazität nominal konstant ist. Solange wir dieses Problem nicht verstehen, können wir nicht auf zuverlässige Tunnelsimulationen hoffen.

## 4.5 Schlussfolgerung

Die FDS Simulationen für diese Studie wurden mit FDS Version 6.7.0 und 6.7.1 durchgeführt. Da keine plausiblen Ergebnisse erzielt werden konnten und aufgrund der Diskussionen im FDS Anwenderforum wurde entschieden, für diese Studie von einer weiteren Anwendung von FDS abzusehen.

Während der Erstellung dieses Forschungsberichts im März 2020 ist die Version 6.7.3 von FDS aktuell. Das «Issue#7040» wurde bislang noch nicht schlüssig behandelt.

## 5 OpenFOAM / FireFoam

Nachdem die Bearbeitung des Forschungsprojekts mit FDS gestoppt wurde, wurde als alternative Simulationssoftware OpenFOAM untersucht. Mit der Applikation FireFoam können Brände simuliert werden. FireFoam ist eine Standardapplikation der OpenFOAM Distribution. In den folgenden Kapiteln wird FireFoam näher beschrieben. Dabei werden Unterschiede und Gemeinsamkeiten mit FDS aufgezeigt.

Es gibt von OpenFOAM zwei Distributionen. Die Distributionen werden von der OpenFOAM Foundation Ltd. (z.B. Version 7) und von der OpenCFD Ltd. (z.B. Version v1812) weiterentwickelt und verteilt. Diese Weiterentwicklungen der beiden Distributionen sind grundsätzlich unabhängig. Der gegenseitige Austausch bewirkt jedoch, dass neue Applikationen meist in folgenden Versionen der beiden Distributionen übernommen werden.

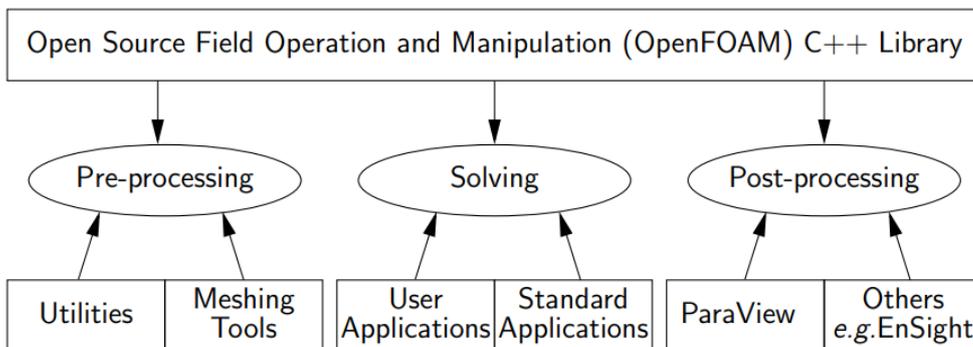
- OpenCFD Ltd <https://www.openfoam.com>
- OpenFOAM Foundation Ltd <https://openfoam.org>

Für diese Studie wurde OpenFOAM in der Version v1812 der OpenCFD Ltd. verwendet.

Für die Simulationen wurden zwei Desktop Computer mit einem Prozessor Intel i7-8700 3.2 GHz und 16 GB Arbeitsspeicher eingesetzt. Die OpenFOAM Installation erfolgte zum einen auf Windows 10 in einer Canonical Ubuntu Applikation und zum anderen direkt auf Ubuntu.

### 5.1 Beschreibung der Software

OpenFOAM (Open Source Field Operation and Manipulation) ist ein in C++ geschriebenes, numerisches, frei verfügbares Softwarepaket mit dem Hauptaugenmerk auf dem Lösen von Strömungsproblemen.



**Abb. 34** Aufbau der OpenFOAM Software [73]

Die Vorbereitung einer Simulation «pre-processing» erfolgt mit einem der in der Distribution enthaltenen Werkzeuge für die Gittererzeugung auf der Kommandozeile ohne grafische Bedienoberfläche (z.B. `blockMesh` und `snappyHexMesh`). Es ist aber möglich, externe Programme für die Gittererzeugung zu benutzen, wie z.B. Salome oder Blender. In externen Programmen erzeugte Berechnungsgitter werden anschliessend in OpenFOAM importiert. Das Einstellen der Simulationsparameter erfolgt generell im Editor ebenfalls ohne grafische Benutzeroberfläche. Zum Teil kann die Vorbereitung der Simulationen über die Erstellung von Skriptdateien automatisiert werden.

Die Falldefinition erfolgt in einer Reihe von «dictionaries». Dies sind Textdateien, die in einer vorgegebenen Dateistruktur angelegt werden. Umfang und Komplexität der

«dictionaries» hängen generell von der ausgewählten Applikation und ggf. von weiteren Optionen ab.

Es existieren Standardapplikationen «solver» (Löser) für unterschiedliche physikalische Aufgabenstellungen. In der Standard-Distribution von OpenFOAM sind zahlreiche Applikationen für spezifische Strömungsprobleme enthalten. Das Spektrum reicht von Potentialströmungen bis hin zu Mehrphasenströmung, freien Oberflächen, Flachwassersystemen und chemischen Reaktionen. In der Distribution sind jedoch auch Applikationen für Festigkeitsrechnung und Finanzsimulationen enthalten. Weitere Applikationen können vom Anwender in der OpenFOAM eigenen Syntax hinzugefügt werden.

Die graphische Aufbereitung der Simulationsergebnisse «post-processing» geschieht standardmässig mit Hilfe von ParaView. Alternativ können die Ergebnisse in Formate einiger weit verbreiteter, kommerzieller Visualisierungsprogramme wie etwa Fieldview exportiert werden. In dieser Studie wurde neben ParaView die Option genutzt, in der Applikation FireFoam spezifisch definierte Ergebnisse als Zeitreihen im ASCII Format auszugeben. Diese Zahlenreihen wurden statistisch ausgewertet und in Gnuplot grafisch dargestellt.

OpenFOAM liefert in der Standard-Distribution viele Applikationen, mit denen sich Strömungsprobleme lösen lassen. Mit Hilfe der mitgelieferten Beispieldateien wird der Einstieg in die Simulation mit OpenFOAM erleichtert. Die Möglichkeiten einer Erweiterung der Applikationen wurden im Rahmen dieser Studie nicht weiterverfolgt. Vorteilhaft ist gegenüber FDS, dass OpenFOAM vielgestaltige strukturierte und unstrukturierte Netze verarbeiten kann. Support steht im Anwenderforum<sup>5</sup> zur Verfügung. Schulungen werden von den Entwicklern angeboten. Gegenüber kommerzieller CFD Software entfallen die meist hohen Lizenzgebühren.

Nachteilig ist die fehlende integrierte grafische Oberfläche zu bewerten, die von kommerziellen CFD-Programmen in der Regel angeboten wird. Die Definition der Simulationen in der Dateistruktur kann schnell unübersichtlich werden. Der grösste Nachteil ist die nur unvollständig und verteilt vorhandene Dokumentation. Dies erschwert den Einstieg für neue Nutzer. Auch das Anwenderhandbuch [73] lässt immer wieder Fragen offen.

Im Rahmen dieser Studie wird OpenFOAM als Werkzeug des Ingenieurs und Planers angesehen. Auf die Beschreibung der zugrundeliegenden Gleichungen und Lösungsverfahren wird nicht im Detail eingegangen. Beschreibungen der mathematisch physikalischen Grundlagen können der Arbeit von Dahncke [42] (deutsch), dem Bericht von Holzmann [72] oder dem OpenFOAM Anwenderhandbuch [73] entnommen werden. Die Arbeit von Dahncke [42] beinhaltet auch eine Schritt-für-Schritt-Anleitung zur Bearbeitung einiger grundlegender Simulationen, welche den Einstieg in OpenFOAM vereinfachen kann.

## 5.2 Anwendungen zu Bränden in Strassentunneln

Iannantuoni (2012) [41] beschreibt eine Validierung von FireFoam anhand zweier Testfälle. Beim ersten Testfall handelt es sich um einen Methanbrand in einem Raum mit einer Türöffnung, dem sog. «Steckler Room Fire». Beim zweiten Testfall wird die Tropfenausbreitung einer Wassernebel-Löschanlage simuliert. Die Testfälle werden mit guter Genauigkeit von der FireFoam Applikation wiedergegeben. In der Anwendung werden anschliessend zwei Brandversuche der Memorial Tunnel Fire Tests modelliert (20 MW, natürliche Belüftung, ohne und mit Wassernebel-Löschanlage). Die Temperaturverteilung vor und nach dem Einsatz der Löschanlage wird detailliert dargestellt und mit den Messungen verglichen. In der Simulation hat der Einsatz der Löschanlage keine Wirkung auf die Brandleistung, da der Brand als Methanbrand ohne Pyrolyse vorgegeben wurde.

<sup>5</sup> Anwenderforum für OpenFOAM: <https://www.cfd-online.com/Forums/openfoam/>

Die Brandleistung fluktuiert nichtperiodisch zwischen 15 und 35 MW. Zu den Strömungsgeschwindigkeiten wird nur erwähnt, dass sie in der Simulation etwas zu gross erscheinen, da der Tunnel reibungsfrei modelliert wurde. Als wesentliches Ergebnis wird genannt, dass der Einsatz einer Wassernebel-Löschanlage eine Rauchsichtung rasch zerstört, was die Fluchtchancen von Tunnelnutzern verringern kann.

Huang und Kumm (2017) [60] simulieren einen Brand in einem geneigten Modelltunnel. Zunächst wird aufgezeigt, welcher Zeitgewinn sich aus einer Parallelisierung der Simulation ergibt. Die sehr gute Eignung von OpenFOAM für die parallelisierte Berechnung auf mehreren Prozessoren wird betont. In einer Parametervariation erläutern sie die Wirkung von zwei Modellparametern auf die Ergebnisse der FireFoam Simulation. Die Verbrennungskonstante des Eddy-Dissipation-Combustion Modells  $C_{EDC}$  wird zwischen 2 und 8 variiert. Für diese Konstante werden in der Literatur stark unterschiedliche Werte angegeben. Der Default-Wert in FireFoam beträgt  $C_{EDC} = 4$  (aus [10]). Auch wird die turbulente Prandtl-Zahl zwischen 0.25 und 1.0 variiert. Die Grundeinstellung in FireFoam ist  $Pr_t = 1$ . Beide Parameter haben einen starken Einfluss auf die Temperaturverteilung stromab vom Brand. Anschliessend werden die Ergebnisse der Berechnung mit FireFoam (mit den Default-Werten von  $C_{EDC}$  und  $Pr_t$ ) verglichen mit Daten aus früheren Labor-messungen. Der Modelltunnel weist eine Länge von 7.5 m und einen Querschnitt von 0.09 m<sup>2</sup> auf. Der Brand wird durch einen Propangas-Brenner mit einer Leistung von 17 kW gebildet. Die Ergebnisse der Simulation (Temperatur und Strömungsgeschwindigkeit) zeigen eine brauchbare Übereinstimmung mit den Messungen. Der Test von FireFoam beweist nach Einschätzung der Autoren, dass das Programm als Werkzeug in der Tunnelforschung eingesetzt werden kann.

Husted et al. (2017) [61] dokumentieren eine umfangreiche Studie zur Anwendung von FireFoam in der Brandschutztechnik. Die Arbeit wird als Nachfolgeprojekt zu einer früheren Studie gesehen, in der unterschiedliche CFD Programme verglichen wurden. Heute ist FDS das dominierende Modell im Bereich des technischen Brandschutzes. Daher werden in der Studie von Husted et al. die Anwendbarkeit und Performance von FireFoam an FDS gemessen. FDS wurde als Werkzeug für Brandschutzingenieure entwickelt. FireFoam wurde hingegen für die Simulation von Wassernebelanlagen entwickelt. Entsprechend stellen die Autoren Unterschiede in der Anwendung fest. Der Bericht [61] enthält ein detailliertes Tutorial, wobei an einigen Stellen auf Dateien verwiesen wird, die sich auf dem Rechnersystem von SP-Research befinden und so dem Leser nicht zur Verfügung stehen. In mehreren Anwendungsbeispielen wird anschliessend FireFoam gegenüber Experimenten und gegenüber FDS validiert. Die Validierung am geneigten Tunnel wurde auch in der Studie von Huang und Kumm [60] veröffentlicht, vgl. oben. Die Validierung an einem Zimmerbrand mit Türöffnung zeigt gute Übereinstimmung mit Messungen. Die Strömung an der Türöffnung wird von FireFoam unterschätzt. Die Autoren führen dies auf eine zu geringe Gitterauflösung und damit auf zu grosse Wandreibung zurück. Die Gitterauflösung wurde aufgrund des charakteristischen Plume-Durchmessers gewählt, vgl. Gleichung (62) auf Seite 54. Die Autoren empfehlen für den Brand eine Auflösung von  $0.1 D^*$ , wobei andere Anforderungen im Rechengebiet, wie z.B. die Durchströmung von Wandöffnungen, eine feinere Auflösung erfordern können. Auch im dritten Validierungsfall «Fire Hall» zeigen die Ergebnisse eine Abhängigkeit von der Gitterauflösung. In dieser Anwendung von FireFoam im grossen Massstab muss ein Kompromiss gefunden werden zwischen der genügenden Auflösung des Brandes (e.g. 10 cm) und der Grösse des Rechengebiets, hier einem Würfel mit 22 m Seitenlänge. In der Zusammenfassung sehen die Autoren in FireFoam ein Werkzeug für die Forschung, indem die zusätzlichen Möglichkeiten genutzt werden, die FDS zum Zeitpunkt der Studie fehlten. Für die Anwendung in der Brandschutzplanung erscheine FireFoam zu komplex und numerisch zu aufwendig.

Salmon et al. (2018) [75] und (2019) [81] untersuchen Holzbrände in Felsenhöhlen. Hintergrund der Studie ist eine Anwendung von Simulationen mit FireFoam im Rahmen von archäologisch relevanten Höhlenfeuern. Zur Prüfung der Anwendbarkeit werden Experimente in einem Steinbruch mit der Simulation verglichen. In der Anwendung von FireFoam wird die Höhle photogrammetrisch vermessen und im Rechengitter nachgebildet. Für die FireFoam Simulation werden weitgehend die Grundeinstellungen verwendet. Die Gitterauflösung wird variiert von 3 cm in der Nähe des Feuers bis 96 cm in der Umgebung der Höhle. Das Holzfeuer wird durch einen Gasbrenner nachgebildet. In

einigen Punkten wird FireFoam für die Anwendung erweitert, indem die Temperaturrandbedingung an den Höhlenwänden durch eine Energiebilanz ergänzt wird, die Temperaturmessung wird durch ein eigens entwickeltes Thermoelement abgebildet. Zusätzlich werden Modelle für die Russablagerung und für die Schadstoffexposition (FED-Modell) ergänzt. Für die Simulation wird eine überzeugende Übereinstimmung mit den experimentellen Daten beschrieben. Im Artikel dargestellt wird jedoch nur ein Vergleich von Temperaturdaten. Für die Russablagerung ergab sich keine überzeugende Übereinstimmung. Dieses Teilmodell wird jedoch für diese Anwendung von FireFoam als nicht relevant eingeschätzt.

## 5.3 Modellierung

### 5.3.1 Gittergenerierung

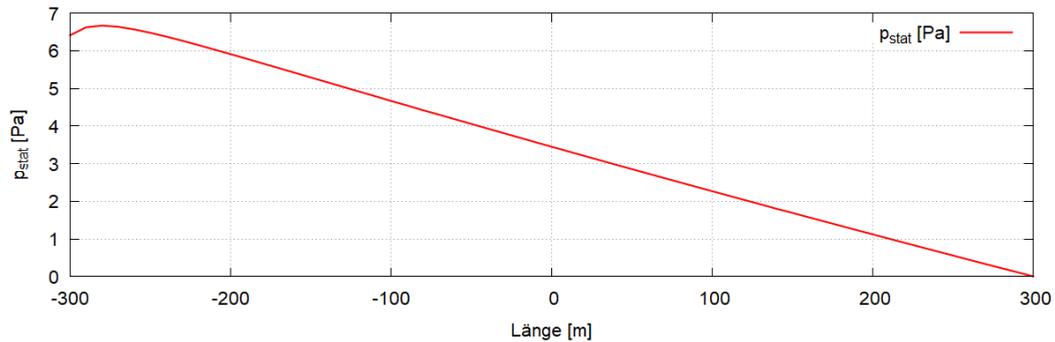
Die Abhängigkeit der numerischen Lösung von der Gitterauflösung soll mit einer Variation der Gitterabhängigkeit nachgewiesen werden. Bei einem Tunnelbrand stellen die unterschiedlichen Grössenmassstäbe von Brand und Tunnel eine besondere Herausforderung dar. Detaillierte Simulationen der Verbrennungsvorgänge werden mit FireFoam in der Regel mit Gitterkonstanten in der Grössenordnung 1 bis 5 cm simuliert. Wenn andererseits ein mindestens 600 m langer Tunnelabschnitt modelliert werden soll, um die Wandreibung der Tunnelröhre, die Abkühlung und Ausbreitung von Rauch stromab vom Brand als auch Backlayering von Rauch darstellen zu können, ergibt sich eine Anzahl Elemente, die der Aufgabenstellung nicht gerecht wird. Simulationen im Massstab eines Tunnels werden für ingenieurtechnische Fragestellungen in der Regel mit Gitterkonstanten zwischen 20 und 50 cm simuliert. Die Auflösung wird darauf ausgelegt, dass die Strömungsvorgänge, die Rauchausbreitung und die Temperaturverteilung im Tunnel vom Modell abgebildet wird. Eine detaillierte numerische Auflösung des Verbrennungsvorgangs ist für die Genauigkeit der Strömung im Tunnel nicht erforderlich.

Bei der Modellierung des Brandes wurden unterschiedliche Ansätze verfolgt, vgl. Kapitel 5.3.2. Die Untersuchungen führten zum Schluss, dass die Geometrie der Brandquelle sowie die Lage der Brandquelle entlang der Breite des Tunnels keinen signifikanten Einfluss auf den Strömungswiderstand des Brandes haben. Entsprechend hat auch eine feinere Gitterauflösung im Bereich der Flammen keinen signifikanten Einfluss auf den Strömungswiderstand eines Tunnelbrandes. Es genügt, wenn das Phänomen des Auftriebsplumes der heissen Brandgase abgebildet wird. Das Verhalten des Auftriebsplumes in der Längsströmung beeinflusst die Einmischung von Umgebungsluft und damit auch die Abströmung der heissen Gase im Tunnelprofil. Von Huang und Kumm [60] wird, angelehnt an das FDS Anwenderhandbuch [80], eine Gitterkonstante  $\delta x$  in Abhängigkeit des charakteristischen Plumedurchmessers empfohlen

$$D^* = \left( \frac{Q}{\rho c_p T_0 \sqrt{g}} \right)^{\frac{2}{5}} \quad (66)$$

Mit einer Brandleistung  $Q$  von 10 MW, den Daten der Längsströmung  $\rho c_p T_0$  und der Erdbeschleunigung  $g$  ergibt sich ein charakteristischer Plumedurchmesser  $D^*$  von 2.41 m. Für die Gitterkonstante wird empfohlen  $\delta x = D^*/4$  bis  $D^*/16$ , also 0.15 m bis 0.60 m. Für die Simulationen wurde in x- und y-Richtung eine maximale Gitterkonstante von 33 cm gewählt. Zur Wand und zur Tunneldecke hin wurde das Gitter verdichtet. In Richtung der Tunnelachse wurde ebenfalls eine Gitterkonstante von 33 cm gewählt.

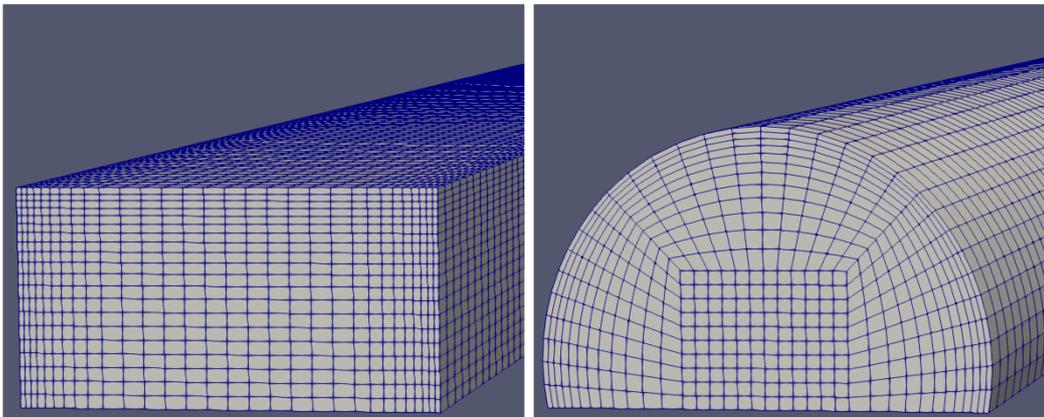
Abb. 35 zeigt den Verlauf des statischen Drucks für den zweispurigen Tunnel mit Hufeisenprofil bei einer Längsströmung von 3 m/s ohne Brand. Der lineare Druckabfall über eine Länge von 600 m ist mit 7.09 Pa etwa 2.3% grösser als der analytisch berechnete mit 6.93 Pa. Für Tunnelwand und -fahrbahn ist eine Sandkornrauigkeit von 2.5 mm angegeben. Bei der Einströmung in den Tunnel weicht der Druckverlauf vom linearen Verlauf ab, da in diesem Bereich das Strömungsprofil noch nicht ausgebildet ist. Bei einer weniger feinen Gitterauflösung – sowohl in Längsrichtung als auch in wandnormaler Richtung – ergibt sich ein deutlich grösserer Druckabfall entlang des Tunnels.



**Abb. 35** Statischer Druck im zweispurigen Tunnel mit Hufeisenprofil, 3 m/s, ohne Brand

Eine feinere Gitterauflösung führte zu einer stark vergrößerten Dauer der Simulationen sowie bereits bei kleinen Brandleistungen im Ergebnis zu Oszillationen, was jeweils die Auswertung der Druckverläufe unmöglich machte, vgl. Kapitel 3.2.4.

Die Gittergenerierung für den leeren Tunnel erfolgte mit `BlockMesh`. Da die Verarbeitung eines unstrukturierten und eines in mehreren Achsen verdichteten Gitters in `OpenFOAM` vergleichsweise viel Rechenzeit verlangt, wurde in Längsrichtung des Tunnels mit einem konstanten Gitter gerechnet. Zur Tunneldecke und -wand hin wurde das Gitter verdichtet, um die Wandreibung möglichst präzise zu erfassen. Es wurden Gitter für den zwei-, drei- und vierspurigen Tunnel jeweils mit einem Rechteck- und einem Hufeisenquerschnitt erzeugt. Der Tunnel wird ohne Längsneigung gerechnet. Eine konstante Längsneigung eines Tunnels lässt sich in `FireFoam` einfach nachbilden, indem der Vektor der Erdbeschleunigung in Komponenten in x-, y- und z-Richtung aufgeteilt wird.



**Abb. 36** Gitter für einen zweispurigen Rechteck- und Hufeisenquerschnitt

Weitere Angaben zu den einzelnen Rechengittern sind in Tab. 5 zusammengefasst. Das Koordinatensystem ist so definiert, dass die x-Achse der Längsachse des Tunnels in Strömungsrichtung entspricht, die z-Achse ist vertikal. Der Koordinatenursprung liegt auf der Fahrbahn in der Symmetrieebene des Tunnels unmittelbar stromauf von der Brandquelle.

**Tab. 5** Daten der Berechnungsgitter

Spuren	Profil	Elemente x-Achse	Elemente y-Achse	Elemente z-Achse	Elemente total	Querschnitt	Hydr. Durchmesser	Höhe
2	Rechteck	1800	30	20	1'080'000	52.0 m <sup>2</sup>	6.84 m	5.2 m
3	Rechteck	1800	44	20	1'584'000	72.8 m <sup>2</sup>	7.58 m	5.2 m
4	Rechteck	1800	60	20	2'160'000	93.6 m <sup>2</sup>	8.07 m	5.2 m
2	Hufeisen	1800	34	22	691'200	59.0 m <sup>2</sup>	7.87 m	6.7 m
3	Hufeisen	1800	48	27	1'522'800	91.0 m <sup>2</sup>	9.58 m	8.0 m
4	Hufeisen	1800	56	30	2'102'400	136.2 m <sup>2</sup>	11.53 m	9.5 m

Für die Simulation wird das Rechengebiet mit der Anweisung `decomposePar` aufgeteilt und auf vier Prozessoren gerechnet. Frühere Studien, z.B. [42], [60] und [61], haben gezeigt, dass bei OpenFOAM mit einer Aufteilung auf mehr als vier Prozessoren praktisch keine zusätzliche Rechenzeit eingespart werden kann. Der Aufwand für die Kommunikation zwischen den Prozessen kompensiert den Zeitgewinn aus der Aufteilung des Rechengebiets. Eine grössere Zeitersparnis kann erreicht werden, wenn die maximale Courant-Zahl erhöht wird. Da als Ergebnis der Simulation der quasistationäre Zustand betrachtet wird, können Ungenauigkeiten in der transienten Lösung aufgrund grösserer Zeitschritte akzeptiert werden.

In FireFoam wird die maximale Courant-Zahl als Parameter für den Zeitschritt vorgegeben. Der Zeitschritt wird aus der Gitterauflösung und der lokalen Strömungsgeschwindigkeit automatisch bestimmt. Dabei wird er jeweils korrigiert, damit die Zeitpunkte für die Ausgabe der Ergebnisse eingehalten werden. In den Simulationen für diese Studie wurde der Zeitschritt nicht zusätzlich limitiert. Die Simulationen mit FireFoam waren alle numerisch stabil. Auch in Simulationen, in denen thermoakustischen Schwingungen auftraten, wurden die Oszillationen numerisch voll aufgelöst. Typische Schwingungsdauern lagen im Bereich von 2 bis 7s. Die Länge der Zeitschritte lag etwa bei 0.008 bis 0.025s.

In den Beispieldateien von FireFoam wird eine maximale Courant-Zahl von 0.7 verwendet. In einigen Simulationen wurde dieser Wert bis auf maximal 0.9 erhöht. Da der Zeitschritt auf die Zeitpunkte der Datenausgabe eingestellt wird, wird die theoretisch mögliche Zeiterparnis von 22% jedoch nicht erreicht.

### 5.3.2 Modellierung des Brandes

Für die Simulation der Verbrennung werden die Modelle in Tab. 6 jeweils mit den Einstellungen aus den OpenFOAM Tutorials «compartmentFire» und «smallPoolFire3D» in der Version v1812 verwendet.

**Tab. 6** Modellierung des Brandes

Modell	Name	Parameter
Brennstoff	Methan	Volumenstrom
Pyrolyse	aus	
Verbrennung	Eddy Dissipation Model	$C_{EDM} = 4.0; C_d = 4.0$
Strahlung	fVDOM, greyMeanAbsorptionEmission	nPhi = 2; nTheta = 2
Russ	aus	
Brandleistung		Variation 2 MW bis 34 MW

Der Brand wird als Methanbrand modelliert, indem eine Fläche von 2 m x 2 m als Brenner definiert wird (Einströmrandbedingung). Durch den Brenner strömt eine vorgegebene Menge Methan ins Rechengebiet ein. Die Verbrennung ist vollständig. Die Brandleistung

ist durch die spezifische Verbrennungswärme gegeben. Der Volumenstrom ist keine «harte» Randbedingung. Durch die periodische Wirbelablösung am Brand und daraus folgende Einmischungsvorgänge an der Einströmöffnung kann zusätzlicher Brennstoff ins Rechengebiet eintreten, vgl. [81]. Daher muss nach jeder Simulation die effektive Brandleistung ausgewertet werden. Für die Simulation von Brandleistungen unter 8 MW wurde die Fläche des Brenners auf 3.0 m<sup>2</sup> und 1.5 m<sup>2</sup> vermindert.

In den Vorversuchen wurde eine Reihe weiterer Brandquellen getestet:

- Variation der Fläche und Einströmgeschwindigkeit
- Variation der Geometrie der Brandquelle (lang/schmal, quadratisch, kurz/breit)
- Variation der Zusammensetzung des Brandgases (100% Methan, je 50% Methan und Sauerstoff, stöchiometrisches Gemisch Methan und Sauerstoff)
- Variation der Lage der Brandquelle über der Breite des Tunnelprofils.

Ziel der Variation war eine Vermeidung von thermoakustischen Schwingungen, vgl. Kapitel 3.2. Es zeigte sich jedoch, dass die Definition des Brandes nur einen geringen Einfluss auf die Schwingungen und auf den Druckverlauf im Tunnel hat. In der Parametervariation wurde die Brandquelle jeweils mit grosser Fläche und kleiner Strömungsgeschwindigkeit modelliert, da diese einem Lachenbrand ähnlich erscheint.

Das Auftreten von Oszillationen, vgl. Kapitel 3.2, konnte vermindert werden, indem die Simulation ohne Brand gestartet wurde. Die Simulation wurde gestoppt, nachdem sich die Strömung ausgebildet hat und die Druckschwingungen abgeklungen sind. Die Einströmrandbedingung am Brenner wurde neu definiert und die Simulation mit der stabilen Anfangsbedingung erneut gestartet. Mit dieser Vorgehensweise konnten die Oszillationen nicht vollständig vermieden werden. Jedoch wurden deren Wahrscheinlichkeit geringer und die Amplitude kleiner.

### 5.3.3 Turbulenzmodell

Wie bei FDS wird in FireFoam die Turbulenz mit einer Large Eddy Simulation abgebildet. In einer instationären Berechnung werden die grossen Wirbel im Gitter aufgelöst. Bei der Dissipation der Turbulenzelemente wird die Energie in kleinere Wirbel übertragen. Wirbel, die im Gitter nicht dargestellt werden können, werden mit einem Turbulenzmodell berücksichtigt, in dieser Anwendung mit einem Einzelgleichungs-Modell.

Für die Modellierung der Turbulenz wurden die Einstellungen aus Tab. 7 verwendet.

**Tab. 7** Turbulenz

Modell	Name	Parameter
Turbulenz	Kompressible LES mit kEqn Submodell	$C_k = 0.07$

### 5.3.4 Anfangs- und Randbedingungen

Es gibt in FireFoam drei Variablen zur Beschreibung des statischen Drucks:  $p$ ,  $p_{rgh}$  und  $ph_{rgh}$ . In der Simulation wird dem Druckfeld ein hydrostatischer Druck überlagert. Das ist bei der Simulation eines Tunnelbrandes nicht unbedingt notwendig, da die vertikale Ausdehnung des Rechengebiets gering ist. Dennoch wurde diese Randbedingung von den FireFoam Beispielen übernommen. Der Druck  $ph_{rgh}$  beschreibt eine Druckverteilung, die zur Initialisierung des hydrostatischen Druckfeldes vorgegeben wird. In der eigentlichen Simulation erscheint  $ph_{rgh}$  nicht als Variable. Der Druck  $p$  beschreibt den absoluten statischen Druck einschliesslich des hydrostatischen Drucks. Er beinhaltet Druckwerte um den Referenzdruck von 101'325 Pa. Der Druck  $p_{rgh}$  beschreibt den statischen Druck, der im Tunnel mit einer Differenzdruckmessung gegenüber einem Referenzdruck gemessen werden kann, englisch «gauge pressure». Als Druckrandbedingung für  $p$  wird am Einströmportal und an den Wänden der Druck zum vorgegebenen Volumenstrom definiert

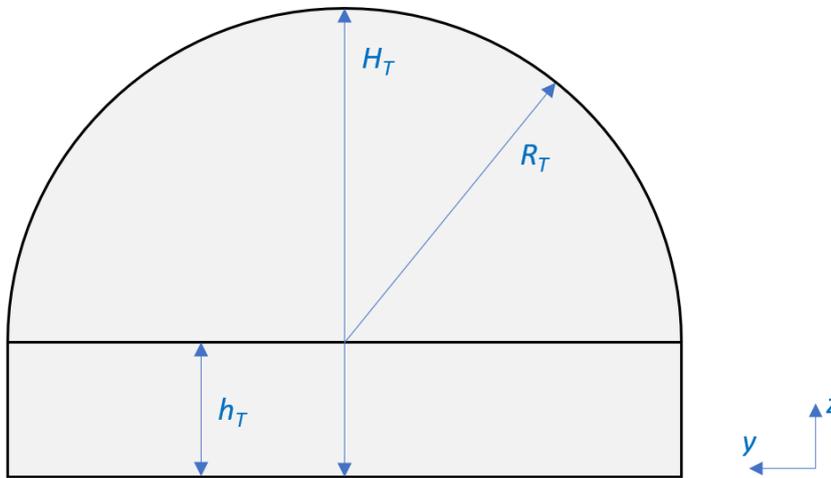
(fixedFluxPressure). Der Druck am Ausströmportal entspricht dem hydrostatischen Druck (prghTotalHydrostaticPressure).

Bei einer turbulenten Rohrströmung kann es bis zu 60 hydraulische Durchmesser dauern, bis sich – ausgehend von einer konstanten Geschwindigkeit «tophat» – das typische Strömungsprofil ausbildet. Daher wurde, um das Rechengebiet verkürzen zu können, ein Strömungsprofil vorgegeben. Gleichung (67) gibt das Strömungsprofil  $u_x(y, z)$  für einen Tunnel mit rechteckigem Querschnitt der Breite  $B_T$  und der Höhe  $H_T$  des Tunnelprofils an. Der Exponent (hier: 4) ist vom Turbulenzgrad der Strömung abhängig und könnte bis zu 7 betragen. Die Skalierung zur mittleren Strömungsgeschwindigkeit  $\bar{u}_x$  (hier 0.64) ergibt sich aus dem Integral der Funktion über den Querschnitt und ist vom gewählten Exponenten abhängig.

$$u_x(y, z) = \frac{\bar{u}_x}{0.64} \left[ 1 - \left( \frac{y}{B_T/2} \right)^4 \right] \left[ 1 - \left( \frac{z - H_T/2}{H_T/2} \right)^4 \right] \quad (67)$$

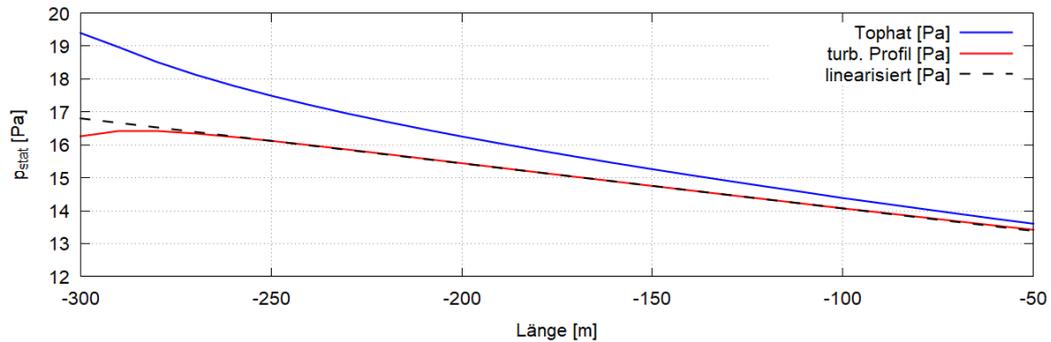
Eine entsprechende Funktion kann auch für das Hufeisenprofil hergeleitet werden, z.B. abgeleitet vom Profil eines Kreisrohrs, überlagert mit dem Einfluss des flachen Bodens. Beim Hufeisenprofil wird die Skalierung iterativ bestimmt.

$$u_x(y, z) = \begin{cases} \frac{\bar{u}_x}{0.60} \left[ 1 - \left( \frac{\sqrt{y^2 + (z - h_T)^2}}{R_T} \right)^4 \right] & , z \geq \frac{H_T}{2} \\ \frac{\bar{u}_x}{0.60} \left[ 1 - \left( \frac{\sqrt{y^2 + (x - h_T)^2}}{R_T} \right)^4 \right] \left[ 1 - \left( \frac{z - H_T/2}{H_T/2} \right)^4 \right] & , z < \frac{H_T}{2} \end{cases} \quad (68)$$



**Abb. 37** Definition des Hufeisenprofils

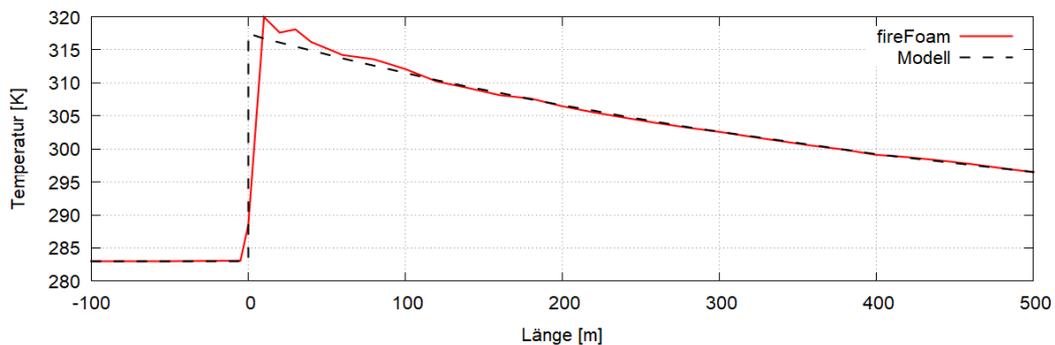
Die in den Gleichungen (67) und (68) definierten Profile sind genügend ähnlich zu den ausgebildeten turbulenten Strömungsprofilen, so dass eine Angleichung des Druckverlaufs über eine Länge von deutlich weniger als zehn hydraulischen Durchmessern erfolgt, vgl. Abb. 38.



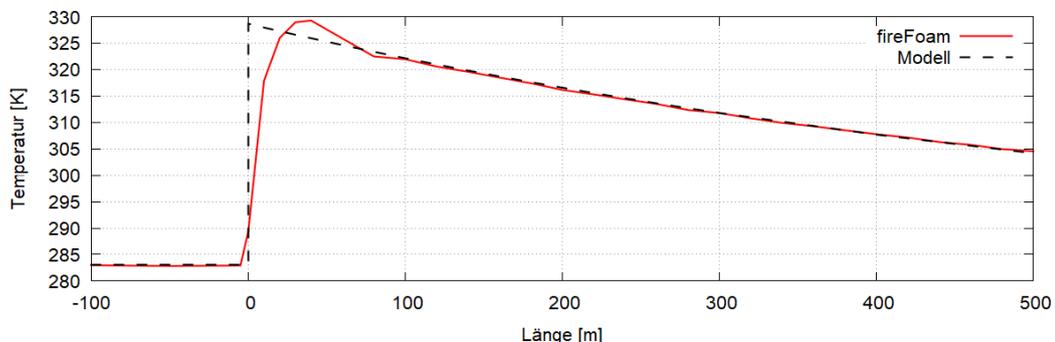
**Abb. 38** Vergleich der Druckverläufe mit Randbedingungen konstanter Strömungsgeschwindigkeit «tophat» bzw. mit Gleichung (67)/(68)

Frühere CFD Studien zum Strömungswiderstand von Bränden wurden häufig mit der Annahme von adiabaten Tunnelwänden durchgeführt. Die analytische Berechnung in Kapitel 3.1 deutet darauf hin, dass die Abkühlung der Brandgase einen Einfluss auf den Druckverlauf stromab vom Brand hat. Daher soll die Wärmeleitung an die Tunnelwand möglichst realistisch wiedergegeben werden. Als Referenz wird die Temperaturverteilung verwendet, wie sie in der österreichischen RVS [3] beschrieben ist. FireFoam bietet die Möglichkeit, eine gemischte Randbedingung für die Wandtemperatur zu definieren. Hierbei wird ein gewichtetes Mittel aus einer adiabaten und einer isothermen ( $T_0$ ) Randbedingung gebildet. Anhand einer Reihe von Simulationen wurde eine Gewichtung von 97% adiabats und 3% isotherm abgeleitet, für die sich eine realistische Temperaturverteilung ergibt, vgl. Abb. 39.

Hufeisenprofil, 2-spurig, Brand 8.8 MW,  $\eta = 0.88$ , Wärmeübergang  $\alpha = 14 \text{ W/m}^2\text{K}$



Rechteckprofil, 2-spurig, Brand 10.5 MW,  $\eta = 0.86$ , Wärmeübergang  $\alpha = 10 \text{ W/m}^2\text{K}$



**Abb. 39** Temperaturverteilung, Vergleich Simulation und Modell aus Kapitel 3.1.5

Der Brandwirkungsgrad  $\eta$ , der in Abb. 39 angegeben wird, wird aus dem Verhältnis des konvektiven Anteils der Brandleistung zur gesamten Brandleistung bestimmt. Er ist von der Art des Brandes, aber vor allem von der Brandleistung abhängig. Aus einer grossen Brandleistung ergeben sich in der Regel höhere Temperaturen und damit ein grösserer

Strahlungsanteil. Aus dem grösseren Strahlungsanteil ergibt sich wiederum ein kleinerer Brandwirkungsgrad. Der Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha$  ist von der Strömungsgeschwindigkeit, der Brandleistung, vom Tunnelprofil und von der baulichen Ausführung des Tunnels (z.B. Brandschutzverkleidung) abhängig. Er hat einen signifikanten Einfluss auch auf eine Rauchausbreitung entgegen der Strömungsrichtung.

Gemäss Literaturangaben liegt der Wert für  $\alpha$  für 1-D Betrachtungen der Temperaturverteilung bei Tunnelbränden zwischen  $6.6 \text{ W/m}^2\text{K}$  [3], [35] und  $40 \text{ W/m}^2\text{K}$  [25]. Die kleineren Werte wurden durch numerische Simulationen bestimmt, bei denen die Rauchausbreitung im Tunnel einschliesslich der thermischen Wirkung einer 25 cm dicken Tunnelwand simuliert wurde. In dieser Konfiguration gibt es erst nach einer langen Simulationsdauer eine stationäre Lösung der Temperaturverteilung. Der Wärmeübergang beginnt bei *isotherm*, d.h. mit konstanter Wandtemperatur, und endet nach langer Simulationszeit bei *adiabat*, wenn die Wandtemperatur der Temperatur im Tunnel entspricht. Die Wärmeübergangskoeffizienten in [3] und [35] wurden aus dem Zustand bei  $t = 20 \text{ min}$  nach Brandbeginn bestimmt.

Die wesentlichen Anfangs- und Randbedingungen der FireFoam Simulationen sind in Tab. 8 zusammengefasst.

**Tab. 8** Anfangs- und Randbedingungen

Parameter	Anfangswert	Randbedingung
$p$ [Pa]	101325	calculated
$p_{rgh}$ [Pa]	0	Einströmung, Wand: <code>fixedFluxPressure</code> Abströmung: <code>prghTotalHydrostaticPressure</code>
$ph_{rgh}$ [Pa]	0	Einströmung, Wand: <code>fixedFluxPressure</code> Abströmung: <code>fixedValue</code>
$u$ [m/s]	$(\bar{u}_x \ 0 \ 0)$	Einströmung: <code>fixedValue</code> Abströmung: <code>pressureInletOutletVelocity</code> Wand: <code>noSlip</code> Variation der Anströmung 1.0, 2.0, 3.0 und 4.0 m/s
$T$ [K]	283	Ein-, Abströmung: <code>zeroGradient</code> Wand: <code>mixed; refValue 283; refGradient 0; valueFraction 0.03</code>
$k$ [ $\text{m}^2/\text{s}^2$ ]	0.0001	Einströmung: <code>fixedValue 0.0001</code> Abströmung: <code>inletOutlet</code> Wand: <code>kqRWallFunction</code>
$nut = \nu_t$ [ $\text{m}^2/\text{s}$ ]	0	Ein- Abströmung: <code>zeroGradient</code> Wand: <code>nutkRoughWallFunction k_s = 0.0025; c_s = 0.5</code>

### 5.3.5 Sensoren

Um die Simulationen zu überwachen und um die Auswertung der Ergebnisse zu automatisieren, können in OpenFOAM Sensoren definiert werden. Die Sensoren erlauben eine direkte Ausgabe der Berechnungsergebnisse als Zeitreihen in ASCII Dateien. Die Sensoren werden in der Steuerdatei `controlDict` beschrieben. Beispielhaft ist in Abb. 40 eine Definition für die Ausgabe der Brandleistung als Volumenintegral über das gesamte Rechengebiet dargestellt.

```

Functions
{
  HRR
  {
    type          volFieldValue;
    libs          ("libfieldFunctionObjects.so");
    log           true;
    writeControl  writeTime;
    writeInterval 1;
    writeFields   false;
    regionType    all;
    operation     volIntegrate;
    enabled       true;
    fields
    (
      Qdot
    );
  }
};

```

**Abb. 40** Definition des Volumenintegrals der Brandleistung im Rechengebiet

In ähnlicher Form wurden in den Simulationen die folgenden Sensoren definiert. Wenn ein Volumenintegral oder ein Mittelwert über einen Teil des Rechengebiets ausgegeben werden soll, kann der gewünschte Bereich mit der Funktion `topoSet` definiert werden.

```

Actions
(
  {
    name    downstream;
    type    cellZoneSet;
    action  new;
    source  boxToCell;
    box     (495. -10. -1.) (496. 10. 10.);
  }
);

```

**Abb. 41** Definition eines Bereichs zur Ausgabe eines Mittelwertes der Temperatur

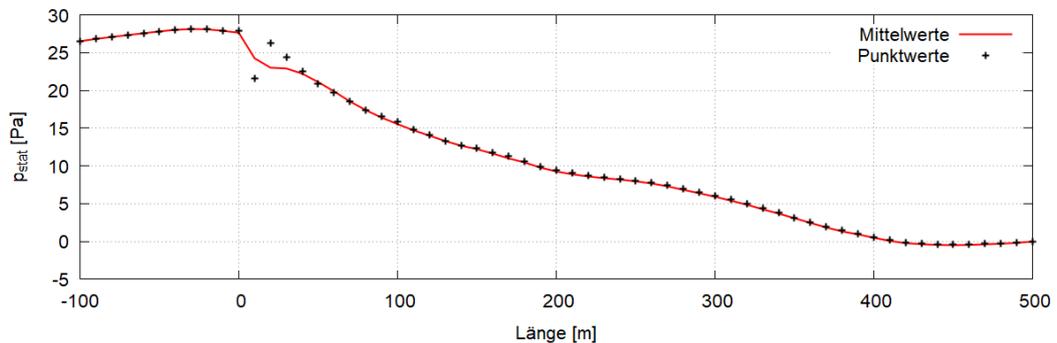
In den Simulationen wurden die Sensoren gemäss Tab. 9 definiert.

**Tab. 9** Sensoren

Parameter	Beschreibung	Bemerkung
$p_{rgh}$ [Pa]	Statischer Druck, Punktwerte 2.6 m über Fahrbahn im 10m-Raster über die Tunnellänge	Der Druck $p_{rgh}$ beschreibt den statischen Druck abzüglich des hydrostatischen Drucks und des Referenzdrucks, d.h. eine Druckdifferenz, wie sie mit einer Druckmessdose gemessen wird.
$u$ [m/s]	Anströmung zum Brand	Mittelwert über den Querschnitt zwischen $x = -51$ m und $x = -50$ m
$T$ [K]	Temperatur am Ende des Rechengebiets	Mittelwert über den Querschnitt zwischen $x = 495$ m und $x = 496$ m
$Qdot$ [W]	Volumenintegral im Rechengebiet	Ausgabe der Brandleistung zur Kontrolle

Die Punktwerte des statischen Drucks entlang der Tunnelachse werden als repräsentativ für den statischen Druck im Querschnitt angesehen. Diese Annahme gilt für eine parallele Strömung. Um diese Annahme zu verifizieren, wurden in einzelnen Simulationen die Punktwerte des statischen Drucks mit den zugehörigen Mittelwerten über den Querschnitt verglichen, siehe Abb. 42. Dargestellt ist die Verteilung des statischen Drucks zum Zeitpunkt  $t = 400$  s einer Simulation im zweispurigen Hufeisenquerschnitt. Dargestellt sind Werte ohne Zeitmittelung. Dennoch stimmen sie mit guter Genauigkeit überein. Lediglich beim Brand zwischen  $x = 0$  bis 50 m ergeben sich Abweichungen bedingt durch die stark dreidimensional ausgeformte Strömung in diesem Bereich. Für die Auswertung des

statischen Drucks zur Bestimmung des Strömungswiderstands können die Punktwerte herangezogen werden.



**Abb. 42** Vergleich zwischen Punktwerten und Mittelwerten des statischen Drucks

Die Anströmung zum Brand wird ausgewertet, um die Randbedingung daraufhin zu prüfen, ob sich aus dem vorgegebenen Strömungsprofil die gewünschte mittlere Strömungsgeschwindigkeit über den Tunnelquerschnitt ergibt. Gleichzeitig wird geprüft, ob in der Simulation Oszillationen auftreten, vgl. Kapitel 3.2.

Die mittlere Temperatur am Ende des Rechengebiets wird ausgewertet, um zu prüfen, ob die Simulation einen stationären Zustand erreicht hat. Erst wenn sich ein stationäres Temperaturprofil stromab vom Brand ausgebildet hat, kann auch der Strömungswiderstand des Brandes bestimmt werden.

Die Brandleistung wird ebenfalls zur Kontrolle der Simulation ausgewertet. Bei Vorgabe der Brandleistung durch einen Volumenstrom Methan können Abweichungen auftreten, da turbulente Diffusion im Bereich des Brenners einen Einfluss auf die tatsächlich eingebrachte Brennstoffmenge haben kann.

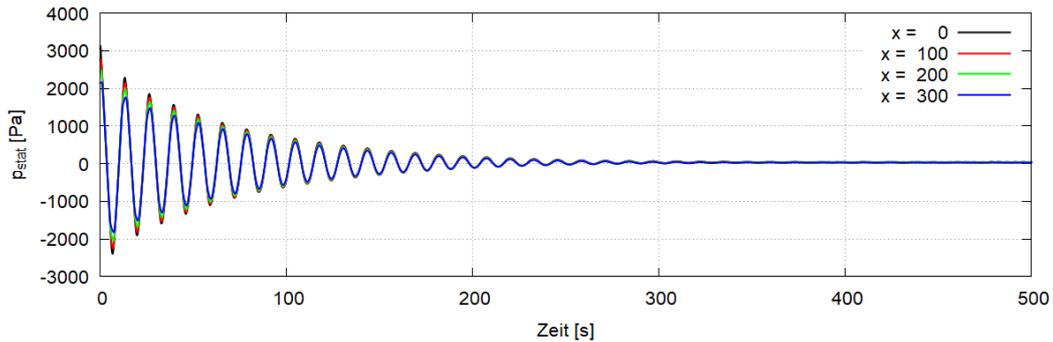
## 5.4 Ergebnisse

### 5.4.1 Qualitative Beschreibung der Strömung

In diesem Kapitel wird anhand einer Simulation das Strömungsfeld im Rechengebiet beschrieben. Die detaillierte Beschreibung der Strömung dokumentiert auch Überlegungen zur Plausibilität der Simulation. Als Grundlage der Beschreibung dient die Simulation eines etwa 8 MW grossen Brandes im zweispurigen Tunnel mit Hufeisenprofil und einer Längsströmung von 3 m/s. Diese Simulation umfasst ein Rechengebiet von 100 m stromauf des Brandes bis 1'000 m stromab.

Simulationen mit FireFoam sind grundsätzlich instationär, auch wenn in dieser Studie eine quasistationäre Lösung untersucht wird. So muss sichergestellt sein, dass Einflüsse der Anfangsbedingungen abgeklungen sind und dass sich eine quasistationäre Temperaturverteilung ausgebildet hat.

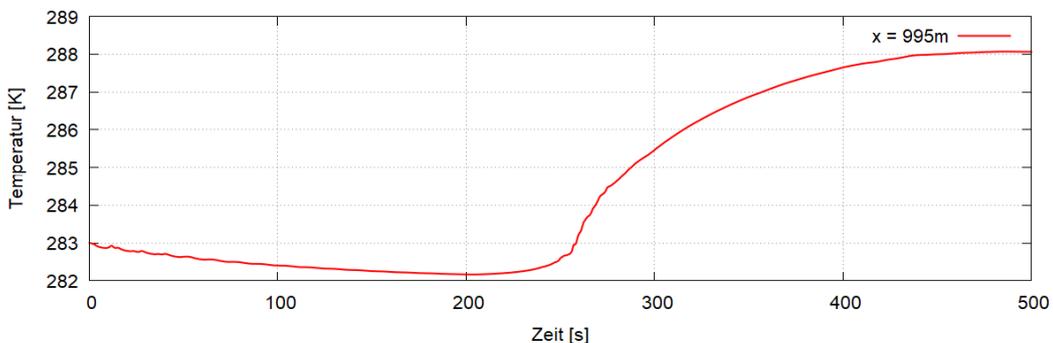
Abb. 43 zeigt den zeitlichen Verlauf des statischen Drucks an vier Positionen im Rechengebiet. Zu Beginn der Simulation sind aufgrund der aufgeprägten Strömungs- und Druckrandbedingungen starke Druckschwankungen sichtbar. Die Frequenz der Oszillationen entspricht der Eigenfrequenz des Rechengebiets im Modus 1, vgl. Kapitel 3.2.3. Die Schwingung wird durch den Einfluss der Reibung gedämpft. Gegen Ende der Simulation kann mit einer Mittelwertbildung über 60 s eine quasistationäre Lösung bestimmt werden. Falls gegen Ende der Simulation die Schwingung noch nicht vollständig abgeklungen ist, erfolgt die Mittelwertbildung über ein Mehrfaches der Schwingungsdauer.



**Abb. 43** Entwicklung des statischen Drucks an vier Positionen im Rechengebiet

Abb. 44 zeigt den zeitlichen Verlauf der Temperatur am Ende des Rechengebiets als Mittelwert über den Tunnelquerschnitt. Aus der mittleren Strömungsgeschwindigkeit von 3 m/s wäre zu erwarten, dass die warmen Brandgase nach 333 s das Ende des Rechengebiets erreichen. Tatsächlich beginnt der Temperaturanstieg etwas früher. In der Simulation dauert es etwa 270 s, bis die Abwärme des Brandes den Messquerschnitt erreicht. Dies ist auf das turbulente Strömungsprofil zurückzuführen, das Strömungsgeschwindigkeiten über 4.5 m/s beinhaltet. Anschliessend nähert sich die mittlere Temperatur asymptotisch der quasistationären Lösung an. In Abwägung zwischen erforderlicher Rechenzeit und stabiler Lösung muss bestimmt werden, wann die Simulation beendet werden kann. Diese Simulation wurde bei  $t = 500$  s beendet, da zu diesem Zeitpunkt die Brandgase die Ausströmrandbedingung erreicht haben. Als weitere Bestätigung, dass die Temperaturverteilung über der Länge des Rechengebiets annähernd den stationären Zustand erreicht hat, kann dies aus der Temperaturkurve in Abb. 52 abgelesen werden.

Auch das Ergebnis für die Verteilung des statischen Drucks ist für diesen Zeitabschnitt bereits stabilisiert.

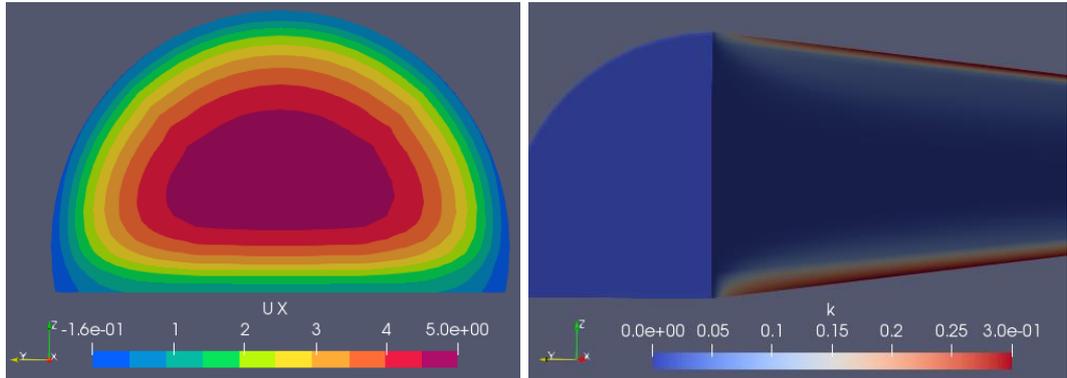


**Abb. 44** Entwicklung Temperatur am Ende des Rechengebiets

Die Dauer der Simulation ist daher wesentlich von der vorgegebenen Strömungsgeschwindigkeit und von der Länge des Rechengebiets abhängig. Im Folgenden bezieht sich die Beschreibung der Strömungsvorgänge auf den quasistationären Zustand der Strömung im Zeitraum  $t = 440$  bis  $500$  s.

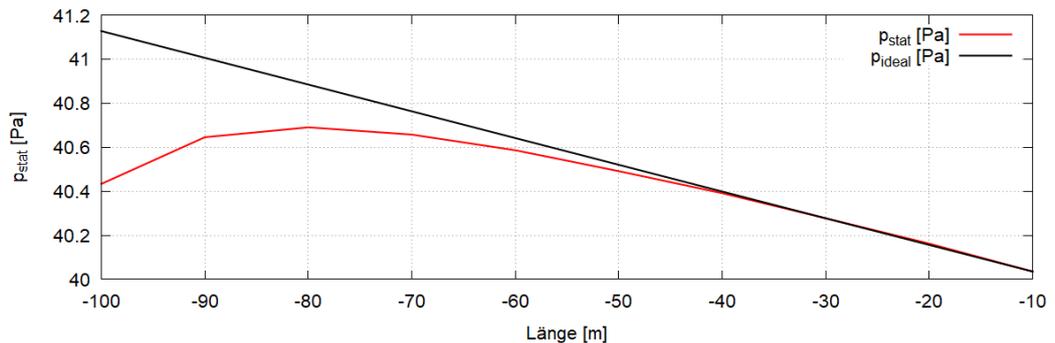
Am Eintrittsportal wird das Strömungsprofil durch die Randbedingung vorgegeben, vgl. 5.3.4. Auf der Fahrbahnoberfläche zeigt das Strömungsprofil einen steileren Gradienten. Dies kann auf die etwas weniger feine Gitterauflösung zurückgeführt werden. Die Gitterauflösung im Fahrbahnbereich stellt einen Kompromiss dar zwischen der Auflösung der Wandreibung und den Oszillationen am Brand. Turbulenz am Eintritt ist dargestellt durch die turbulente kinetische Energie  $k$ . Während an der Eintrittsrandbedingung  $k$  noch gering ist, stellt sich bereits nach einer kurzen Strecke (wenige hydraulische Durchmesser) ein konstantes Profil ein. Die turbulente kinetische Energie scheint geringer im Tunnelgewölbe als über der Fahrbahn, siehe Abb. 45 rechts. Dies kann darauf

zurückgeführt werden, dass in  $k$  nur der Anteil der Turbulenzwirbel erfasst wird, der nicht durch das Gitter aufgelöst wird. Durch das etwas feinere Gitter im Gewölbe entfällt ein kleinerer Anteil der Turbulenzenergie auf  $k$ .



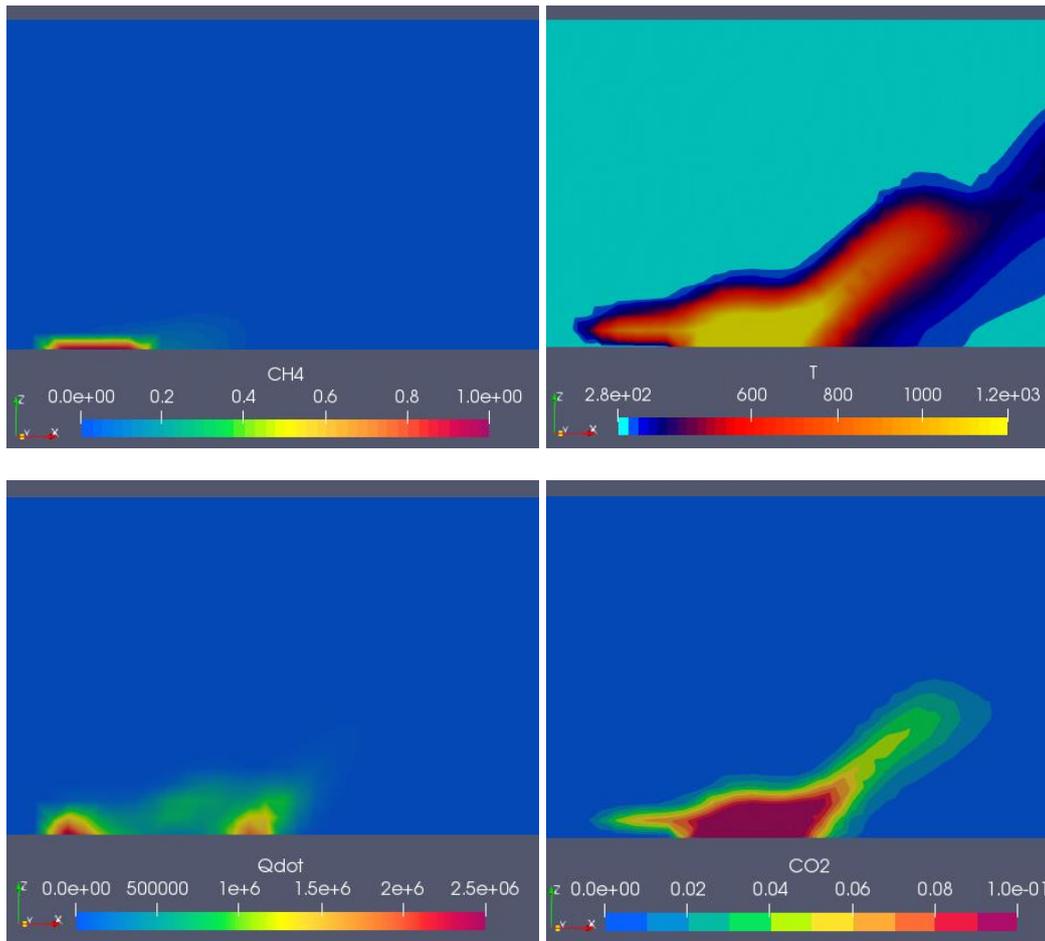
**Abb. 45** Strömungsprofil nahe an der Eintrittsrandbedingung (links) und turbulente kinetische Energie im Eintrittsbereich (Schnitt, rechts)

Die Angleichung des Strömungsprofils zeigt sich auch im Druckverlauf entlang des Tunnels, siehe Abb. 46. Über eine Distanz von 60 m gleicht sich der Druckverlauf einem linearen Verlauf an. Wird das Gebiet vor dem Brand verlängert, so entspricht dieser lineare Verlauf der Druckabnahme durch Wandreibung.



**Abb. 46** Statischer Druck entlang der Tunnelachse zwischen Eintrittsrandbedingung und Brand

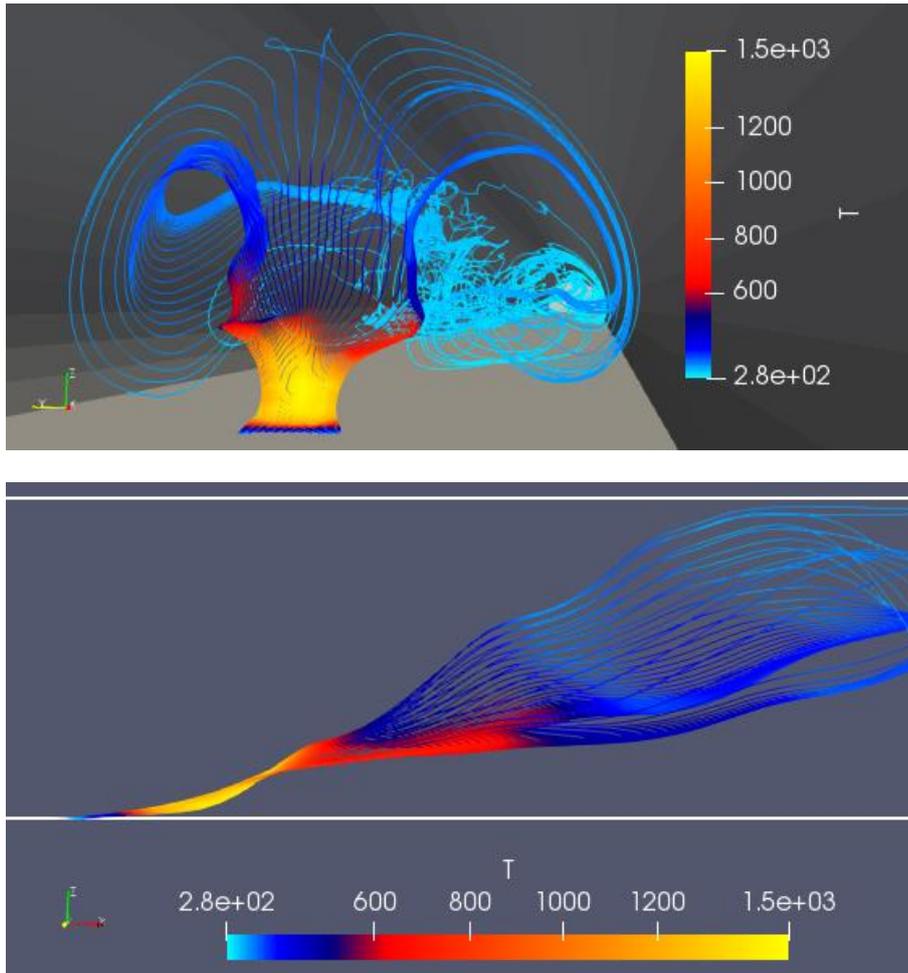
Abb. 47 zeigt vier Längsschnitte durch den Brand. Die Brandleistung schwankt zwischen 7.3 und 8 MW. Im Mittel beträgt sie 7.7 MW. Auf dem Bild links oben ist die Methankonzentration zwischen 0 und 100% angegeben. Auf dem rechten Bild ist die Temperaturverteilung sichtbar. Der Vergleich der Abbildungen zeigt, dass das Methan in der turbulenten Strömung sehr rasch mit Luft vermischt wird. Die Wärmefreisetzung erfolgt zunächst an den Rändern des Brenners und schliesslich im Nachlauf der Brandquelle.



**Abb. 47** Längsschnitt durch den Brand: Methananteil [-], Temperatur [K], Wärmefreisetzung [ $W/m^3$ ] und  $CO_2$ -Anteil [-] (Momentaufnahme)

Die Verbrennung erfolgt in FireFoam unmittelbar bei Vermischung von Brennstoff und Luftsauerstoff. Daher ist die Verbrennung am Methaneintritt von der Vermischung von Methan und Luftsauerstoff abhängig. Bedingt durch den Vermischungsprozess erfolgt ein Teil der Verbrennung erst deutlich stromab vom eigentlichen Brenner. Auch der Auftriebsplume setzt bereits bei einer Anströmgeschwindigkeit von 3 m/s einige Meter nach der Brandquelle an. Für die Übertragbarkeit der Simulation auf reale Brände ist dies von Bedeutung, da der Auftriebsplume weniger von der Geometrie des Brenners abhängig scheint.

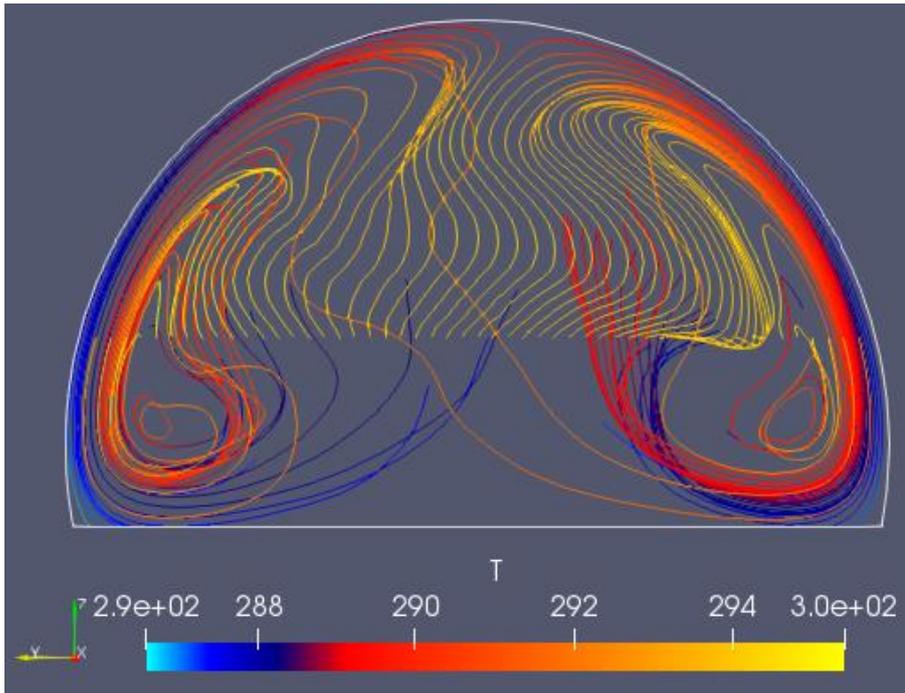
Das Auseinanderziehen der Energiefreisetzung in Abb. 47 unten links deutet darauf hin, dass zumindest ein Teil der Verbrennung lüftungsgesteuert erfolgt. Die Verbrennung ist zunächst durch die Sauerstoffeinmischung beschränkt. Die Wärmefreisetzung ist relativ stark an der Vorderkante des Brenners. Sie setzt sich an den seitlichen Kanten fort und schliesst deutlich stromab vom Brenner ab. Die Abbildung zeigt eigentlich einen Schnitt durch einen Ring. An der Vorderkante des Brenners lösen periodisch Wirbel ab, die mit der Strömung verfrachtet werden. Die periodische Ablösung dieser Wirbel führt wiederum zu Fluktuationen des Brandplumes, siehe Abb. 16 auf Seite 40. Andererseits lassen sich diese Oszillationen auch durch Einblasen eines Brennstoff-Sauerstoff-Gemischs nicht ganz vermeiden. Stöchiometrisch angesetzte Gasbrände zeigen in entsprechenden Simulationen etwas weniger Oszillationen, vgl. Kapitel 3.2.



**Abb. 48** Stromlinien durch den Brand (Momentaufnahmen)

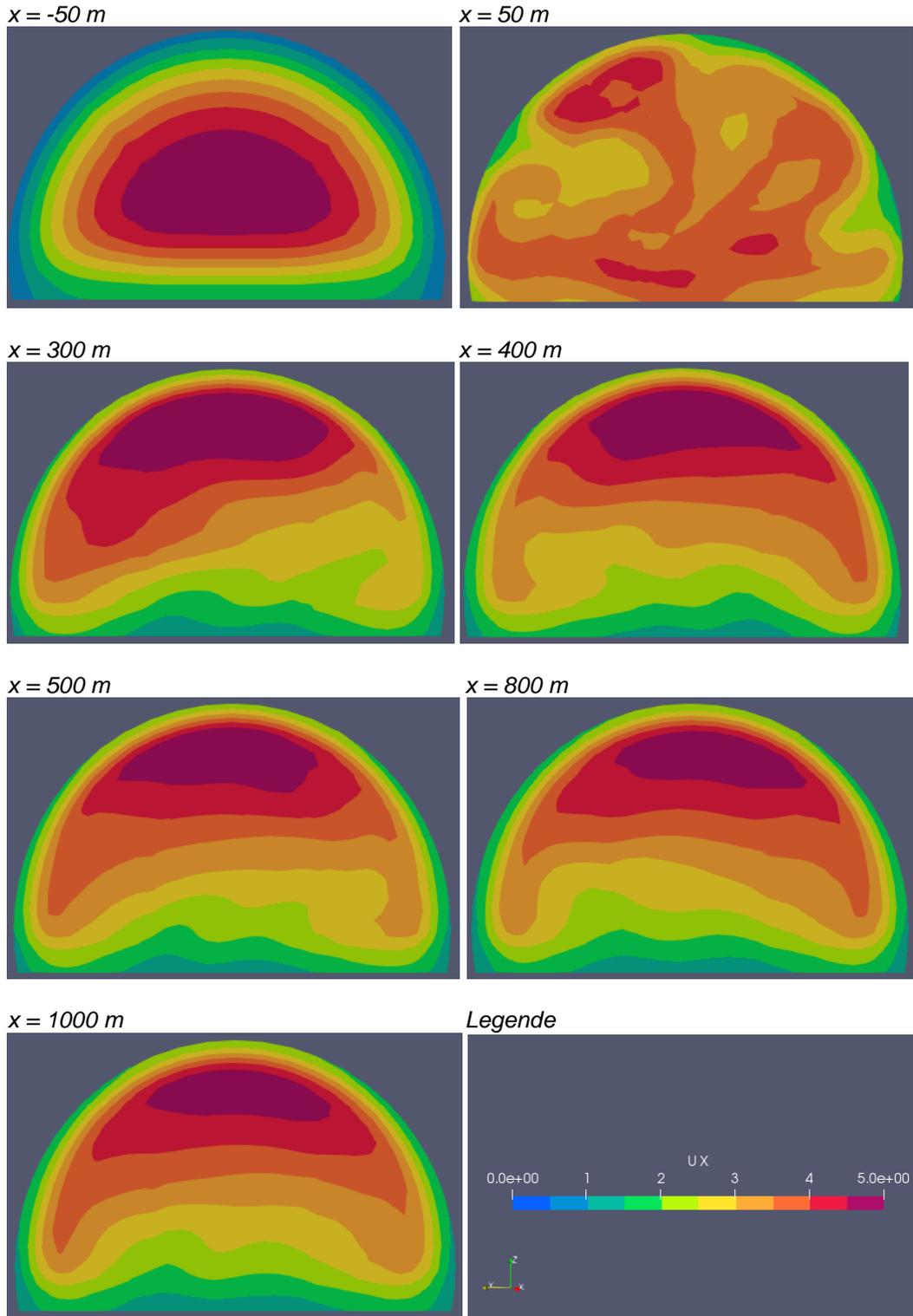
Abb. 48 zeigt Momentaufnahmen einiger Stromlinien aus dem Brenner. Die Färbung der Stromlinien zeigt die lokale Temperatur. Die Stromlinien verlaufen zunächst nahe am Boden, bis sie durch die Verbrennungswärme nach oben abgelenkt werden. Vertikal fächern die Stromlinien auf, da die äusseren Stromlinien bereits in Richtung der Sekundärströmung stromab abgelenkt werden (Abb. 48 oben). Die Neigung des Plumes gegenüber der Fahrbahn beträgt etwa 20 bis 30°, wobei die zentralen Stromlinien etwa 30° erreichen. Sie ist damit etwas geringer als die rechnerische Neigung des Plumes von 33.2° gemäss dem Plume-Modell Gleichung (42) in Kapitel 3.1.4. Die Abbildungen zeigen auch, dass die Neigung aus einer grafischen Auswertung dieser Ergebnisse schwierig zu bestimmen ist.

Unmittelbar nach dem Brand ist deutlich die Sekundärströmung der Brandgase sichtbar. Die Sekundärströmung entsteht zunächst durch die Ablenkung des Auftriebsplumes in der Längsströmung. Das Phänomen ist in der Literatur beschrieben, z.B. in den Berichten zu den EUREKA 499 Versuchen, zitiert in [18]. In weiterer Entfernung stromab vom Brand kann eine ähnliche, aber deutlich schwächere Sekundärströmung beobachtet werden. Diese ist darauf zurückzuführen, dass die Brandgase an der Tunneldecke abkühlen und seitlich zur Fahrbahn hin abströmen. In Abb. 49 ist die schwächere Sekundärströmung visualisiert. Die Stromlinien beginnen auf einer horizontalen Linie parallel zur y-Achse bei  $x = 500$  m, 2.5 m über der Fahrbahn und reichen bis zum Ende des Rechengebiets bei  $x = 1000$  m. Die Abbildung entspricht einer Parallelprojektion der Stromlinien auf die y-z-Ebene. Die Abkühlung der Strömung am Tunnelgewölbe ist in der Darstellung deutlich sichtbar.



**Abb. 49** Stromlinien zwischen  $x = 500$  und  $x = 1000$  m (Momentaufnahme)

Die Verteilung der Strömungsgeschwindigkeit wird anhand von einigen Querschnitten verdeutlicht. Die Abbildungen erscheinen ähnlich zu Abb. 11. Unterschiede ergeben sich aus einer etwas geringeren Brandleistung und aus anderen Zeitpunkten. Die Darstellungen sind Momentaufnahmen ohne Bildung eines Zeitmittelwertes.

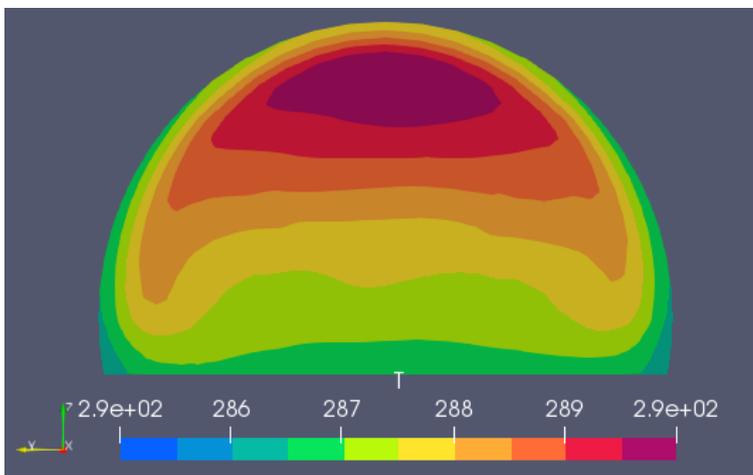


**Abb. 50** Querschnitte der Strömungsgeschwindigkeit [m/s]

Stromauf vom Brand entspricht das Strömungsprofil einer ausgebildeten turbulenten Rohrströmung. Gegenüber der Randbedingung, vgl. Abb. 45, gibt es geringe Veränderungen in Wandnähe, da sich das Profil über eine Länge von einigen hydraulischen Durchmessern ausbildet. Durch den Brand wird das Strömungsprofil vollständig aufgelöst. Nach einer Beruhigungsstrecke von 200 bis 300 m stromab vom Brand bildet sich ein neues Strömungsprofil aus, bei dem das Maximum der Strömungsgeschwindigkeit nahe an der Tunneldecke liegt. Das Geschwindigkeitsprofil reicht an den Tunnelwänden weiter nach unten. Dies kann auf die Sekundärströmung zurückgeführt

werden, siehe auch Abb. 49. Obwohl sich die heißen Brandgase stromab vom Brand am Tunnelgewölbe abkühlen, bleibt das Strömungsprofil erhalten. Auch 1000 m vom Brand entfernt entspricht das Strömungsprofil noch nicht wieder einer isothermen ausgebildeten Rohrströmung.

Die Verteilung der Lufttemperatur über den Tunnelquerschnitt bei  $x = 1000$  m ist in Abb. 51 dargestellt. Um die Ähnlichkeit zur Geschwindigkeitsverteilung zu verdeutlichen, wurde die Farbskala an die Skala in Abb. 50 angeglichen. Der Vergleich mit Abb. 50 zeigt eine qualitativ identische Verteilung. Dies ist auf die sogenannte Reynolds-Analogie zurückzuführen [8], [37]. Die Reynolds-Analogie verbindet turbulenten Impuls- und Wärmetransport. In einer turbulenten Strömung hängen Impulstransport und Wärmetransport von den gleichen Turbulenzelementen ab. Entsprechend ergeben sich ähnliche Verteilungen für die Temperatur und für die Strömungsgeschwindigkeit. Die Reynolds-Analogie wurde für Rohrströmungen und Strömungen an ebenen Platten experimentell nachgewiesen. Sie gilt, falls die turbulente Prandtl-Zahl nahe 1.0 ist und falls kein Formwiderstand, d.h. Strömungsablösung, vorliegt<sup>6</sup>. In der FireFoam-Simulation wurde die turbulente Prandtl-Zahl mit 1.0 vorgegeben (Standardwert), vgl. Studie von Huang und Kumm [60] in Kapitel 5.2. Auch bei relativ geringen Temperaturdifferenzen bleibt die Temperaturschichtung stabil.



**Abb. 51** Verteilung der Lufttemperatur [K] im Querschnitt bei  $x = 1000$  m

Für die Stabilität von Strömungs- und Temperaturprofilen stromab eines Tunnelbrandes gibt es auch Anzeichen aus Messungen. Viegas et al. [85], [86] haben nach dem Brand eines Reisecars im Tunnel Marão am 6. Juni 2017 Daten der im Tunnel installierten Strömungsmessgeräte ausgewertet, um von Differenzen zwischen den Messpunkten auf die lokale Erwärmung und damit auf die Brandleistung zurückzurechnen. Die Messungen stammen von linienförmigen Ultraschallsensoren, die oberhalb des Verkehrsraums angeordnet waren und unter normalen Strömungsbedingungen für die Bestimmung des Volumenstroms im Querschnitt kalibriert wurden. Die nächste Messung befand sich etwa 1000 m stromab vom Brand.

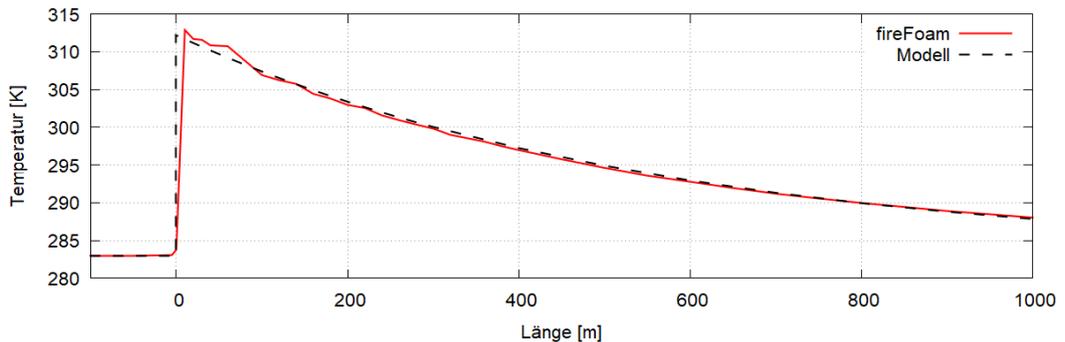
In der Auswertung der Strömungsmessungen zum Zeitpunkt des Brandes haben Viegas et al. an der Strömungsmessung eine konvektive Wärmeleistung von etwa 35 MW errechnet. Davon ausgehend haben sie eine Brandleistung von bis zu 100 MW ermittelt. Dies ist deutlich höher als die Brandleistung, die von einem solchen Brand zu erwarten ist (17 bis 25 MW). Viegas [86] führt dieses Überschätzen auf ein Überschätzen des Volumenstroms am Ort der Messung zurück. Das Strömungsprofil entspricht wegen der Temperaturschichtung nicht dem normalen Profil. Damit ist die Kalibrierung der Messung während des Brandes nicht mehr gültig.

<sup>6</sup> Die Reynolds-Analogie gilt nicht im Bereich des Plumes, da hier die Auftriebsströmung dominant ist, die bei relativ geringer Strömungsgeschwindigkeit sehr wirkungsvoll Wärme transportiert [8].

Auch wenn die Untersuchungen des Brandes im Tunnel Marão noch nicht abgeschlossen sind, deuten die Zwischenergebnisse darauf hin, dass die stabile Temperaturverteilung und die Verteilung der Strömungsgeschwindigkeit in der Simulation plausibel sind – auch 1000 m stromab vom Brand.

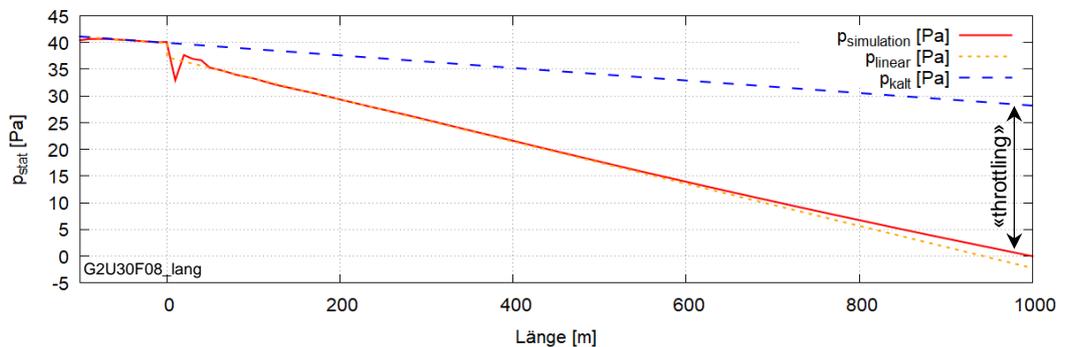
Abb. 52 zeigt die Verteilung der über den Querschnitt gemittelten Temperatur entlang des Rechengebiets zum Zeitpunkt  $t = 500$  s. Die Temperaturverteilung entspricht dem Modell Gleichung (48) für einen Brandwirkungsgrad von 100% und einen Wärmeübergangskoeffizienten von  $12.8 \text{ W/m}^2\text{K}$ . Auch wenn der Brandwirkungsgrad im Vergleich zu den Simulationen in Abb. 39 sehr hoch erscheint, entspricht es doch der Erwartung, dass sich bei kleineren Brandleistungen und damit geringeren Temperaturen weniger Wärmestrahlung und damit ein grösserer Wirkungsgrad des Brandes ergibt.

*Hufeisenprofil, 2-spurig, Brand 8 MW,  $\eta = 1.00$ , Wärmeübergang  $\alpha = 12.8 \text{ W/m}^2\text{K}$*



**Abb. 52** Temperaturen [K] im Rechengebiet – Mittelwert über den Querschnitt

Abb. 53 zeigt als rote Kurve den Verlauf des statischen Drucks über die Länge des Rechengebiets. Die orange gestrichelte Linie stellt eine lineare Approximation dieser Kurve dar. Zum Vergleich mit der Druckverteilung ohne Brand ist zusätzlich die blau gestrichelte Linie dargestellt. Die Differenz zwischen der blauen und der roten Linie ist ein Mass für den Strömungswiderstand des Brandes. Die rote Kurve im Bereich zwischen  $x = -100$  und  $-10$  m entspricht der Darstellung in Abb. 46. Zwischen  $x = 0$  und ca. 50 m erscheint eine plötzliche Ab- und Zunahme des statischen Drucks. In diesem Bereich entsprechen die Punktmessungen nicht dem Mittelwert über den Querschnitt, vgl. Abb. 42. Der Bereich soll daher bei der Interpretation der Daten ausgeklammert werden. Insgesamt ergibt sich am Brandort ein lokaler Druckverlust, der weitgehend mit der thermischen Expansion und Beschleunigung der Strömung erklärt werden kann.



**Abb. 53** Verteilung des statischen Drucks [Pa] entlang des Rechengebiets

Nach der Beruhigung der Strömung ab etwa  $x = 50$  m zeigt sich ein annähernd linearer Verlauf. Der Druckverlust pro Tunnelstrecke (d.h. das Gefälle der Kurve) in diesem Abschnitt ist deutlich grösser als im Bereich stromauf vom Brand. Von dem linearen Verlauf wird erst bei etwa  $x = 600$  m abgewichen. Anschliessend nimmt der Druckverlust langsam ab. Er ist jedoch auch bei  $x = 1000$  m noch deutlich grösser als stromauf vom Brand. Es ist

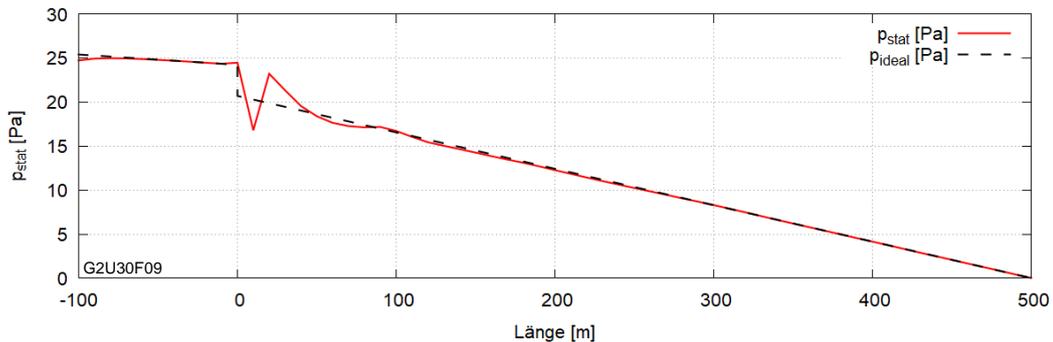
anzunehmen, dass der Druckverlust pro Tunnelstrecke weiter abnimmt, bis die Temperaturschichtung aufgehoben ist und bis das Strömungsprofil der isothermen, turbulenten Rohrströmung entspricht.

Der Vergleich der Druckverteilung im Rechenggebiet mit dem Ergebnis von Dutrieue und Jacques [27] in Abb. 5 deutet an, dass in der Simulation von Dutrieue und Jacques die Temperaturschichtung nur über eine Distanz von etwa 100 m erhalten bleibt. In der Simulation in FireFoam hingegen bleibt sie bis 1'000 m stromab erhalten. Dies könnte auf die Wahl des Turbulenzmodells zurückzuführen sein. In [27] wird das Turbulenzmodell nicht beschrieben. Viele Standard-Turbulenzmodelle berücksichtigen Auftriebseffekte nicht oder unzureichend. Sie eignen sich daher weniger für die Simulation einer temperaturgeschichteten Strömung. Darum wird heute für Brandsimulationen in der Regel LES eingesetzt, vgl. Kapitel 5.3.3.

Die gestrichelte Kurve in Abb. 53 zeigt einen linearisierten Verlauf jeweils stromauf und stromab vom Brand. Hier soll der lineare Verlauf die Abnahme des Druckverlustes pro Tunnellänge am Ende des Rechenggebietes verdeutlichen.

## 5.4.2 Quantitative Auswertung der Druckprofile

In einer ersten quantitativen Auswertung wird der vom Brand bewirkte Druckabfall im Rechenggebiet integral betrachtet. Die Vorgehensweise entspricht dem Ansatz von Dutrieue und Jacques [27], vgl. Kapitel 2.3.2. Abb. 54 zeigt ein typisches Beispiel eines Druckprofils im Rechenggebiet. Als gesamte Druckdifferenz wird die Differenz des statischen Drucks bei  $x = -100$  m und  $x = 500$  m eingesetzt. Um den Einfluss der Einströmung zu korrigieren, verwenden wir den Wert bei  $x = -100$  m des linearisierten «idealen» Profils.



**Abb. 54** Verteilung des statischen Drucks [Pa] entlang des Rechenggebietes, hier: 10 MW-Brand im 2-spurigen Hufeisenprofil mit 3 m/s Anströmung

Im nächsten Schritt wird die statische Druckdifferenz korrigiert, indem der Druckabfall aufgrund der Wandreibung, die ohne Brand auftreten würde, abgezogen wird.

$$\Delta p_{throttling} = p(-100) - p(500) - \frac{\rho_i}{2} u^2 \frac{\lambda L}{D_h} \quad (69)$$

Nach der Analyse der Simulationen und aufgrund der früheren Untersuchungen, vgl. Kapitel 2.3, wird zunächst davon ausgegangen, dass die wesentlichen Einflussgrößen für den Druckverlust des Brandes in [Pa] durch die Brandleistung  $Q$  in [W], die Anströmung  $u$  in [m/s] und den Tunnelquerschnitt  $A_T$  in [m<sup>2</sup>] bzw. durch den hydraulischen Durchmesser  $D_h$  in [m] gegeben sind.

$$\Delta p_{throttling} = A \cdot Q^B \cdot u^C \cdot A_T^D \quad (70)$$

$$\Delta p_{throttling} = A \cdot Q^B \cdot u^C \cdot D_h^D \quad (71)$$

Die Gleichungen (70) bzw. (71) geben eine allgemeine Formulierung dieses Zusammenhangs. Der Vergleich mit den Modellen für den Druckverlust von Bränden in einer Längsströmung aus den unterschiedlichen Literaturquellen zeigt, dass alle bekannten Modelle für den Druckverlust in eines dieser beiden Schemata passen, vgl. *Tab. 1* in Kapitel 2.3.7.

Die Konstante A und die Exponenten B, C und D können aus den Datenpunkten der FireFoam Strömungssimulationen durch einen numerischen Fit ermittelt werden. Die Konstante A hat durch die «ungeraden» Exponenten B, C und D eine wenig anschauliche Einheit. Es geht uns in diesem Kapitel um die Exponenten. Deshalb lassen wir im Folgenden die Einheiten entfallen. Bei Einsetzen der Grössen mit den Standardeinheiten (s.o.) ergibt sich die Druckdifferenz in [Pa].

Vor dem Fit werden die Daten bereinigt. Einige Simulationen werden nicht in die Auswertung einbezogen. Dazu gehören Simulationen mit übermässigen Oszillationen ebenso wie Simulationen, bei denen das Backlayering des Rauchs die Einströmrandbedingung erreicht. In diesen Simulationen ist der statische Druck an der Randbedingung nicht für die ungestörte Anströmung repräsentativ.

Die Auswertung der Daten zeigt für die Formulierung mit dem Tunnelquerschnitt eine deutlich geringere Streuung der Datenpunkte. Um insbesondere die Datenpunkte für den vierspurigen Tunnelquerschnitt (Rechteck und Hufeisen) einzubinden, wird in Erweiterung von Gleichung (70) ein Ansatz verwendet, der auch die Höhe des Tunnelprofils einbezieht:

$$\Delta p_{throttling} = A \cdot Q^B \cdot u^C \cdot A_T^D \cdot H_T^E \quad (72)$$

Die Konstante A und die Exponenten B bis E wurden mit der Berechnungsroutine in Gnuplot Version 5.2 bestimmt. Die Ergebnisse sind in *Tab. 10* zusammengefasst.

**Tab. 10** Bestimmung der Parameter A bis E

Parameter	Stichprobenfehler
A = 0.640152	±0.09052 (14.14%)
B = 0.387986	±0.008454 (2.179%)
C = 1.148740	±0.03739 (3.255%)
D = -1.269310	±0.04523 (3.564%)
E = 0.545582	±0.05894 (10.8%)

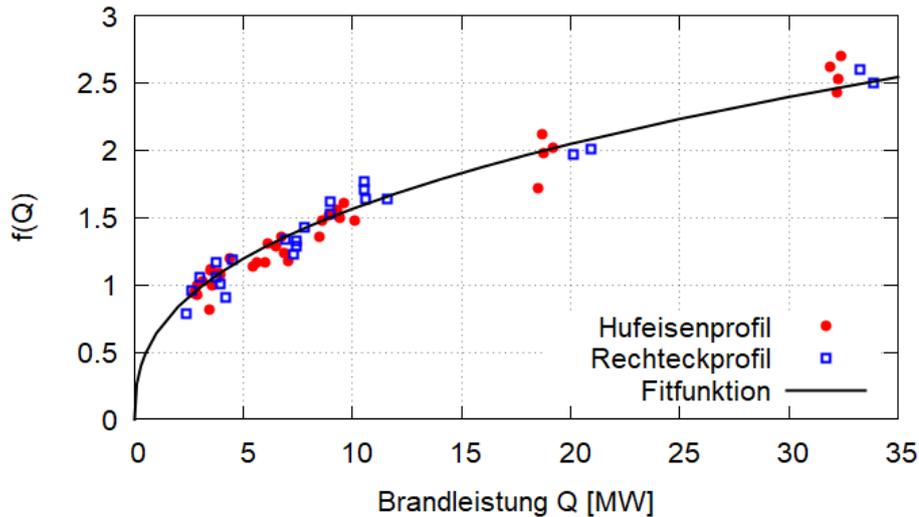
Es ergibt sich der Zusammenhang

$$\Delta p_{throttling} = 0.640 \cdot \frac{Q^{0.388} \cdot u^{1.15} \cdot H_T^{0.546}}{A_T^{1.27}} \quad (73)$$

Abb. 55 zeigt die Datenpunkte normiert mit der Anströmgeschwindigkeit und dem Tunnelquerschnitt nach Gleichung (73):

$$f(Q) = \Delta p_{throttling} \cdot \frac{A_T^{1.27}}{u^{1.15} \cdot H_T^{0.546}} = 0.640 \cdot Q^{0.388} \quad (74)$$

Wegen der Normierung mit Tunnelquerschnitt, -höhe und Anströmgeschwindigkeit haben die Zahlenwerte der Ordinate keine physikalische Bedeutung. Die Grafik soll die Streuung der Datenpunkte verdeutlichen.



**Abb. 55** Datenpunkte mit numerischem Fit

Im Vergleich zum Ergebnis von Dutrieue und Jacques [27] ergibt sich ein deutlich kleinerer Exponent für die Brandleistung. Dies kann darauf zurückzuführen sein, dass sie in ihren CFD Simulationen die Wärmequelle als Volumenquelle angenommen haben. Damit bilden sie den Druckverlust durch die Expansion ab ( $\Delta p \sim Q$ ). Der Druckverlust durch die Temperaturschichtung stromab vom Brand wird von einer Volumenquelle hingegen kaum abgebildet. Bei einem Brandplume teilt sich der Druckverlust im Rechenggebiet auf mehrere Einzelverluste auf, vgl. Impulssatzmodell in Kapitel 3.1. Ein weiterer Unterschied kann sich aus der Wahl des Turbulenzmodells ergeben. Eine Strömung mit Temperaturschichtung wird von isotropen Turbulenzmodellen schlecht abgebildet. Dies könnte ein Grund für die geringe Stabilität der Temperaturschichtung in [27] sein.

Bei der Interpretation der Werte in Tab. 10 ist zu beachten, dass der Punkt bei  $x = 500$  m willkürlich gewählt ist. Die Druckverteilung in Abb. 54 zeigt ebenso wie die qualitative Beschreibung in Kapitel 5.4.1, dass die Strömung 500 m stromab vom Brand noch nicht den Zustand einer isothermen Tunnelströmung erreicht hat. Der Druckverlust pro Länge ist gegenüber der Anströmung weiterhin erhöht. Der Ansatz aus Gleichung (72) stellt eine grobe Vereinfachung dar. Im Folgenden wird daher die erhöhte Wandreibung stromab vom Brand getrennt von den übrigen Beiträgen zum Strömungswiderstand untersucht.

### 5.4.3 Erhöhte Wandreibung stromab vom Brand

Um den Beitrag der erhöhten Wandreibung stromab vom Brand quantifizieren zu können, wird aus den Ergebnissen der zunächst die Differenz des statischen Drucks zwischen der Ein- und Ausströmung im Rechenggebiet ermittelt. Im nächsten Schritt werden von dieser Druckdifferenz die Beiträge der Wandreibung in der Anströmung (Gleichung (29)), der Ausdehnung am Brand (Gleichung (38)) sowie der Wandreibung nach dem Brand (Gleichung (47)) und der Abkühlung (Gleichung (52)) abgezogen. Diese Rechnung wird für jede Simulation durchgeführt. Der verbleibende Beitrag zum Strömungswiderstand ist der Betrag der Temperaturschichtung in der Abströmung vom Brand  $\Delta p_{2-3c}$ . Analog zu Kapitel 5.4.2 wird dieser Beitrag berechnet über den Ansatz

$$\Delta p_{2-3c} = A \cdot Q^B \cdot u^C \cdot A_T^D \cdot H_T^E \quad (75)$$

Die Konstante A und die Exponenten B bis E wurden mit der Berechnungsroutine in Gnuplot Version 5.2 bestimmt. Die Ergebnisse sind in Tab. 11 zusammengefasst.

**Tab. 11** Bestimmung der Parameter A bis E

Parameter	Stichprobenfehler
A = 1.89399	±0.2985 (15.76%)
B = 0.314672	±0.009252 (3.597%)
C = 1.13617	±0.04087 (2.94%)
D = -1.29471	±0.05016 (3.874%)
E = 0.608199	±0.06544 (10.76%)

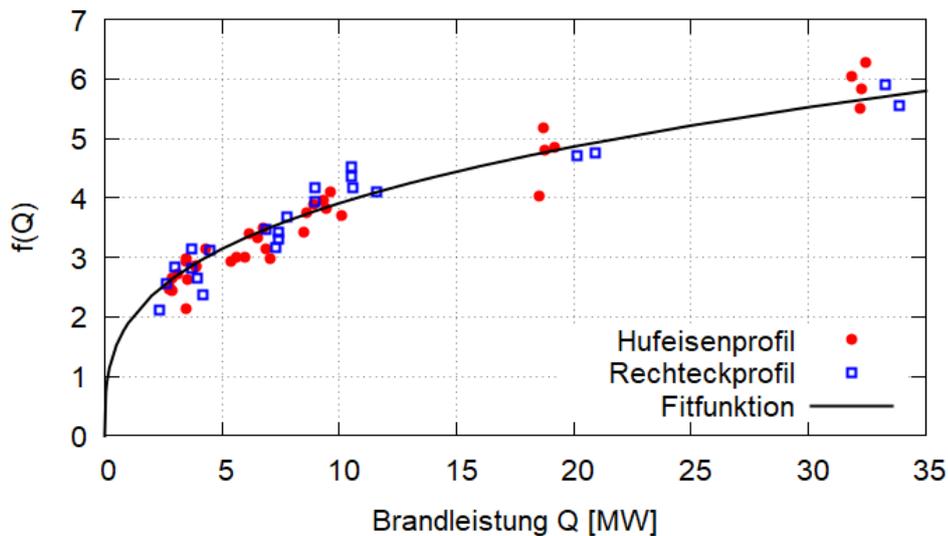
Es ergibt sich der Zusammenhang

$$\Delta p_{2-3C} = 1.894 \cdot \frac{Q^{0.315} \cdot u^{1.136} \cdot H_T^{0.608}}{A_T^{1.295}} \quad (76)$$

Abb. 56 zeigt die Datenpunkte normiert mit der Anströmgeschwindigkeit und dem Tunnelquerschnitt nach Gleichung (76):

$$f(Q) = \Delta p_{2-3C} \cdot \frac{A_T^{1.295}}{u^{1.136} \cdot H_T^{0.608}} = 1.894 \cdot Q^{0.315} \quad (77)$$

Wegen der Normierung mit Tunnelquerschnitt, -höhe und Anströmgeschwindigkeit haben die Zahlenwerte der Ordinate keine physikalische Bedeutung. Die Grafik soll die Streuung der Datenpunkte verdeutlichen.

**Abb. 56** Datenpunkte mit numerischem Fit

Diese Auswertung bezieht sich ausschliesslich auf die Abströmung vom Brand. Gleichung (77) stimmt mit den Parametern aus Tab. 11 nur für einen Abschnitt von 500 m stromab vom Brand. Der Druckverlauf stromab vom Brand kann jedoch über einen längeren Abschnitt als linear angenommen werden. Damit kann Gleichung (77) erweitert werden auf:

$$\Delta p_{2-3C} = 1.894 \cdot \frac{Q^{0.315} \cdot u^{1.136} \cdot H_T^{0.608}}{A_T^{1.295}} \cdot \frac{L_3}{500m} \quad (78)$$

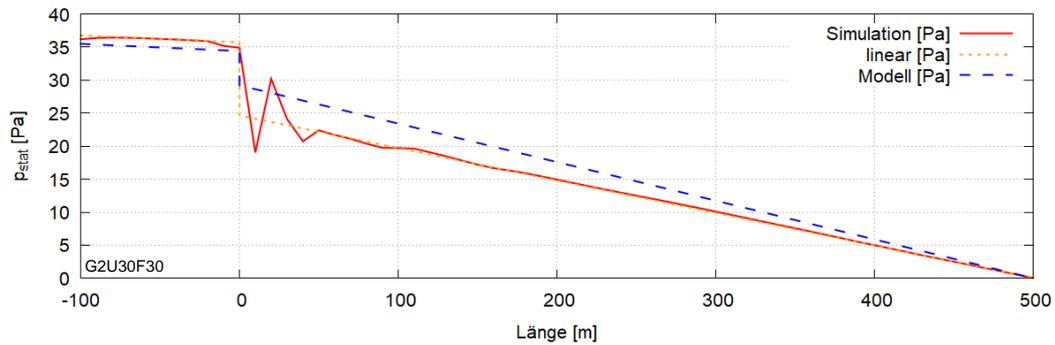
In allen Szenarien blieb die Temperaturschichtung über einen Bereich von mindestens 500 m stromab vom Brand stabil. In einer realen Brandsituation können zusätzliche Störungen die Ausdehnung der geschichteten Strömung gegenüber den Simulationen

einschränken. Aufgrund der vorliegenden Daten kann nicht ermittelt werden, wie weit die Temperaturschichtung über  $L_3 = 500 \text{ m}$  hinaus erhalten bleibt.

#### 5.4.4 Vergleich zwischen Simulation und Modell

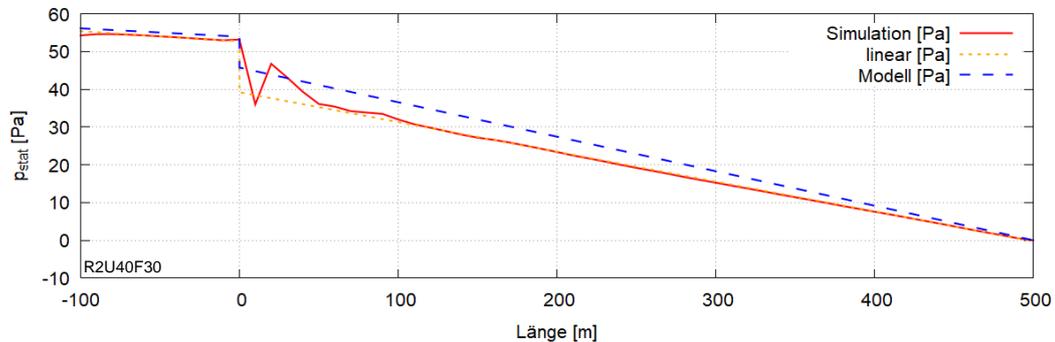
Abb. 57 zeigt den statischen Druck entlang des Rechengebiets für die Simulation eines 32 MW Brandes im zweispurigen Hufeisenprofil mit 3.0 m/s Anströmung. Die rote Linie zeigt den Druckverlauf aus der Simulation. Die orange gepunktete Linie markiert den linearisierten Verlauf, welcher der Auswertung zugrunde liegt. Die blaue gestrichelte Linie stellt den Druckverlauf dar, wie er sich aus dem Modell aus Kapitel 3.1 ergibt. Abb. 58 und Abb. 59 zeigen die Druckverteilungen für zwei weitere Simulationen.

*Hufeisenprofil, 2-spurig, Anströmung 3 m/s, Brand 32 MW*



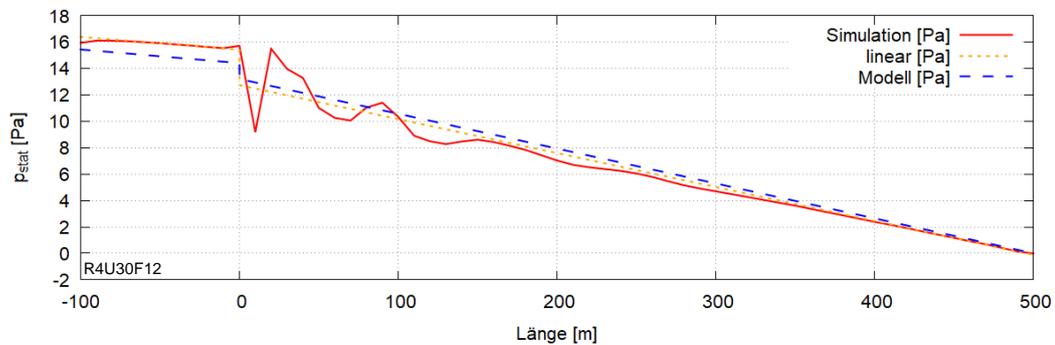
**Abb. 57** Statischer Druck entlang des Rechengebiets, Brand 32 MW

*Rechteckprofil, 2-spurig, Anströmung 4 m/s, Brand 34 MW*



**Abb. 58** Statischer Druck entlang des Rechengebiets, Brand 34 MW

*Rechteckprofil, 4-spurig, Anströmung 3 m/s, Brand 11 MW*



**Abb. 59** Statischer Druck entlang des Rechengebiets, Brand 11 MW

Das Berechnungsmodell zeigt insgesamt eine gute Übereinstimmung mit dem Ergebnis dieser Simulation.

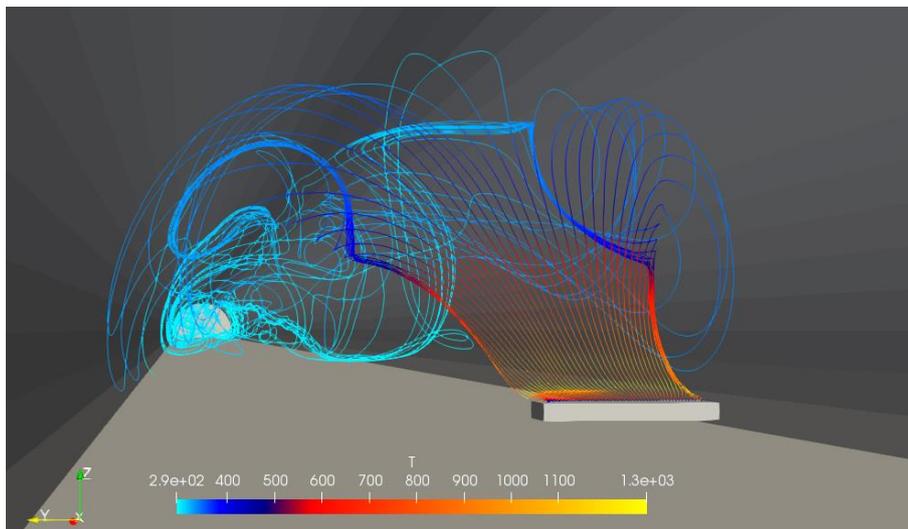
Das Modell unterschätzt die Abnahme des statischen Drucks am Brandort. Die Abnahme durch die Temperaturschichtung stromab vom Brand wird hingegen tendenziell überschätzt. Dies deutet darauf hin, dass im Bereich des Auftriebsplumes ein zusätzlicher Druckverlust auftritt, der im Modell nicht berücksichtigt ist. Eine erhöhte Wandreibung könnte z.B. im Bereich einer Umlenkung des Plumes an der Tunneldecke auftreten. In Kapitel 3.1.3 wurde die Reibungskraft  $F_{R2}$  vernachlässigt, bzw. mit der Reibungskraft  $F_{R3}$  in Kapitel 3.1.5 zusammengefasst. Es wird vermutet, dass die Abweichungen im Modell eine direkte Folge davon sind.

Die Auswertung der CFD-Simulationen erlaubt allerdings keine weitere Aufschlüsselung der Druckverluste.

#### 5.4.5 Variation der Höhe des Brandes im Tunnelprofil

Werden gegenüber dem Szenario in Kapitel 5.4.1 Brandleistung, Längsströmung und Tunnelprofil variiert, ergibt sich keine grundsätzlich andere Strömungsform. Auch wenn der Brandort quer zur Tunnelachse verschoben wird oder wenn die Geometrie der Brandquelle geändert wird, ergibt sich kein grundsätzlich anderes Strömungsbild. Erfolgt der Brand jedoch nicht am Boden, sondern in einer Brandtasse in unterschiedlichen Höhen im Tunnelprofil, so hat dies einen qualitativen Einfluss auf die Strömung stromab vom Brand. Aus diesem Grund werden Ergebnisse einer Variation der Höhe des Brandes im Tunnelquerschnitt separat beschrieben und bei der Parametervariation in den Kapiteln 5.4.2 bis 5.4.4 nicht berücksichtigt.

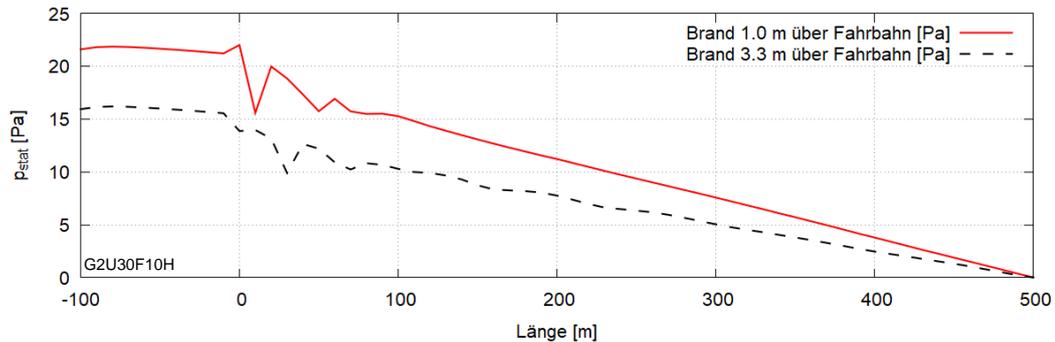
Die Brandquelle wird für diese Simulationen als Brandtasse mit den Abmessungen LBH 0.66 m x 1.66 m x 0.20 m modelliert. Die Geometrie wird in `SnappyHexMesh` definiert und aus dem Rechengitter ausgeschnitten. Das Gitter wird lokal um den Faktor 2 verdichtet, um die Geometrie angenähert darzustellen. Anschliessend wird mit `topoSet` und `createPatch` die obere Fläche der Brandtasse als neue Einströmrandbedingung definiert. Die Berechnung mit einem lokal verdichteten Gitter bewirkt eine Verkürzung des Zeitschritts, damit die Courant-Zahl unter 1 gehalten wird, sowie eine leichte Erhöhung der Anzahl Gitterzellen. Die Berechnung eines solchen Szenarios mit 400 s Simulationszeit bis zu einer quasistationären Lösung dauerte 50 bis 85 Stunden.



**Abb. 60** Brandsimulation mit Brandtasse 1 m über der Fahrbahn, Stromlinien

Abb. 60 zeigt die Geometrie für eine Brandtasse 1 m über der Fahrbahn. Zusätzlich sind Stromlinien dargestellt, die von der Brandtasse (Einströmrandbedingung) ausgehen. Die Simulationen beinhalten bewusst kein Fahrzeug, damit die Rauchausbreitung aufgrund des thermischen Auftriebs nicht von der Umströmung des Fahrzeugs beeinflusst wird.

Abb. 61 zeigt das Druckprofil im Tunnel für zwei Simulationen: Brand 6.7 MW mit der Brandquelle auf 1.0 m über der Fahrbahn sowie Brand 6.6 MW mit der Brandquelle auf 3.3 m über der Fahrbahn. Die Längsströmung beträgt in beiden Szenarien 3.0 m/s. Die beiden Profile unterscheiden sich wesentlich durch den unterschiedlichen Druckabfall im Tunnelabschnitt stromab vom Brand. Über den gesamten Abschnitt ist der Druckabfall für den Brand 1 m über Boden deutlich grösser als für den Brand 3.3 m über Boden. Da die Tunnelgeometrie, die Anströmung und die Wärmefreisetzung in den Szenarien annähernd gleich sind, muss der Unterschied im Druckabfall auf den Widerstand aufgrund der Temperaturschichtung der Strömung gemäss Kapitel 3.1.6 zurückzuführen sein.

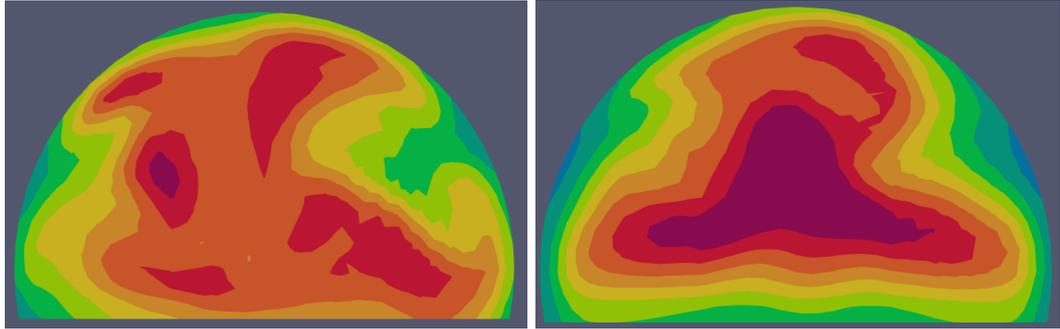


**Abb. 61** Druckprofil im Tunnel für Szenarien mit Brand 1.0 bzw. 3.3 m über Boden

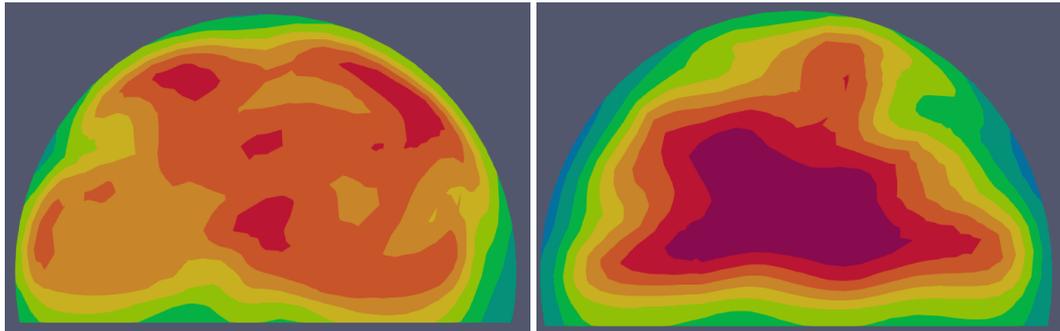
In Abb. 62 sind die zugehörigen Strömungsprofile dargestellt: links der Brand auf 1.0 m, rechts auf 3.3 m über der Fahrbahn. Die Strömungsbilder können mit den Profilen in Abb. 50 verglichen werden.

Die Analyse der Geschwindigkeitsprofile zeigt qualitative Unterschiede für den Brand unterhalb und oberhalb des Maximums der Strömungsgeschwindigkeit. Die Profile mit einer Höhe der Brandquelle auf 1 m gleichen der Situation mit Brand auf Höhe der Fahrbahn. Für Brände deutlich unter dem Geschwindigkeitsmaximum stellen sich für Temperatur und Strömungsgeschwindigkeit ähnliche Profile ein. Bei einem hoch gelegenen Brand wird das Strömungsprofil durch den Brandplume weniger gestört. Das Maximum der Strömungsgeschwindigkeit bleibt in der Mitte des Querschnitts. Erst durch die Sekundärströmung (durch Abkühlung der Brandgase an der Tunneldecke, vgl. Abb. 49) bewegt sich die Strömung langsam ins Tunnelgewölbe.

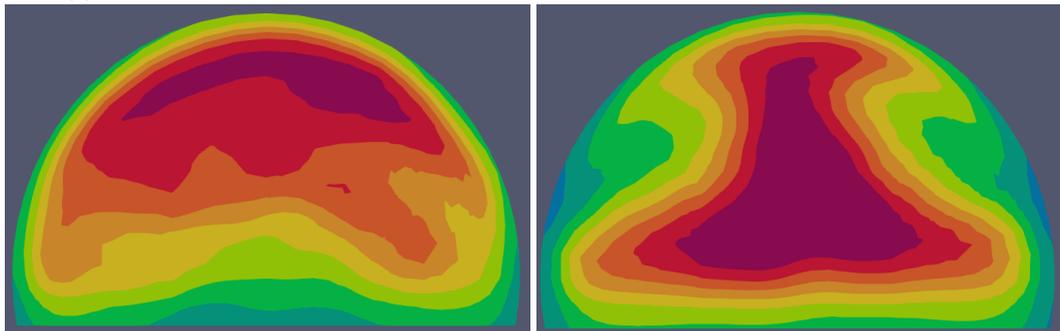
$x = 50 \text{ m}$



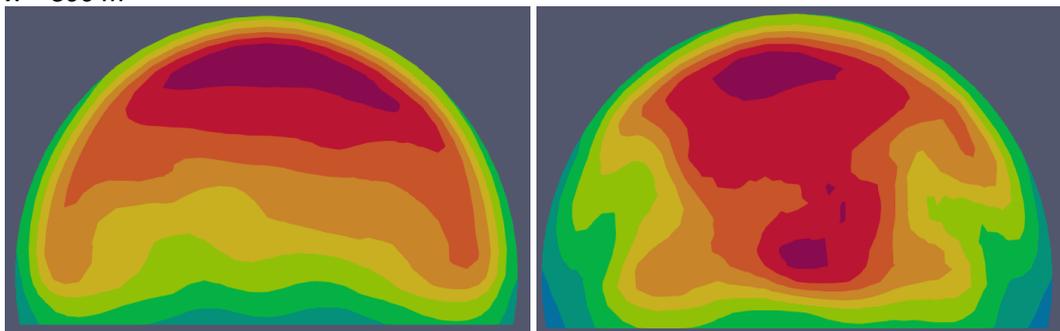
$x = 100 \text{ m}$



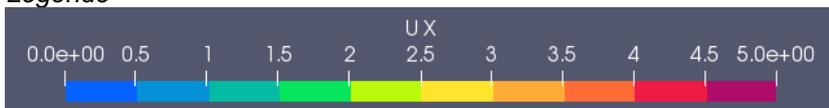
$x = 200 \text{ m}$



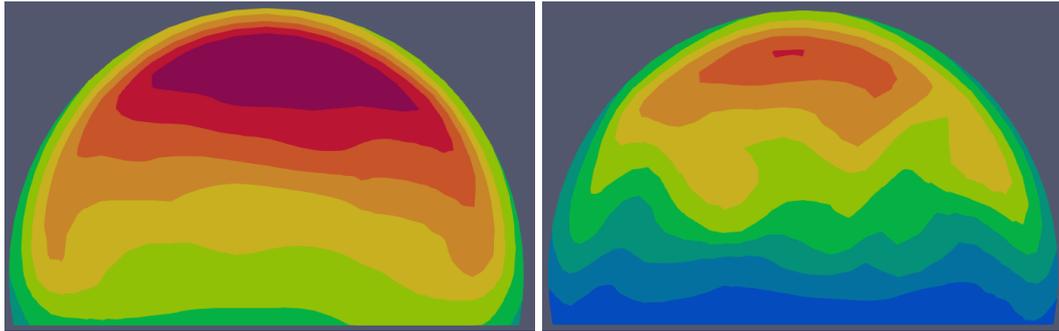
$x = 500 \text{ m}$



Legende



**Abb. 62** Querschnitte der Strömungsgeschwindigkeit [m/s]

$x = 500 \text{ m}$ 

Legende

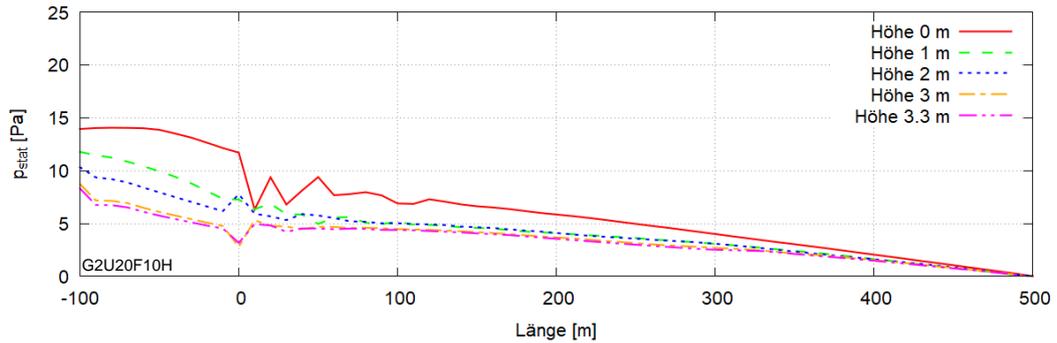
**Abb. 63** Querschnitte der Temperaturverteilung [K]

Abb. 63 zeigt die beiden Temperaturverteilungen im Querschnitt bei  $x = 500 \text{ m}$  zum Vergleich mit den Profilen der Strömungsgeschwindigkeit. Unabhängig von der Höhe des Brandes über der Fahrbahn ist eine Temperaturschichtung sichtbar. Die mittlere Temperatur in den beiden Szenarien unterscheidet sich lediglich um etwa  $1.5 \text{ K}$ . Bei einem Brand auf Fahrbahnniveau zeigt sich eine Übereinstimmung zwischen Strömungs- und Temperaturprofil. Für den Brand auf  $3.3 \text{ m}$  nähert sich das Strömungsprofil mit zunehmendem Abstand vom Brand dem Temperaturprofil an. Eine Übereinstimmung wird jedoch innerhalb des Rechengebiets nicht erreicht, vgl. Abb. 62 rechts.

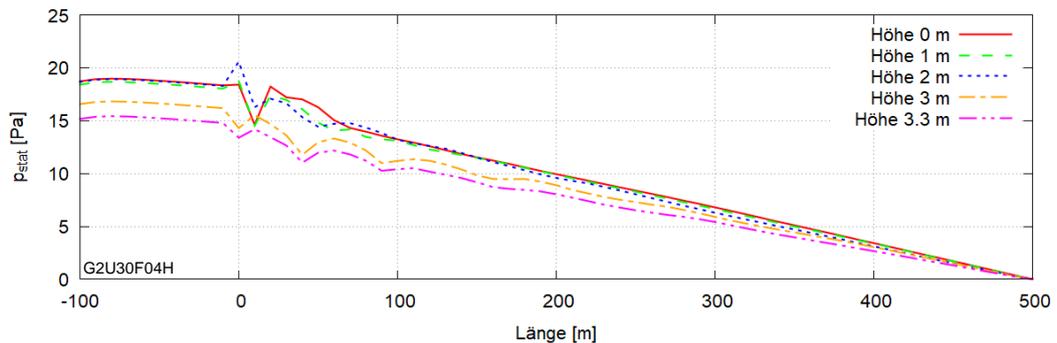
Für die Geometrie eines zweispurigen Tunnels mit Hufeisenprofil wurden weitere Simulationen mit Variation der Höhe des Brandes im Tunnelprofil durchgeführt. Die entsprechenden Druckverläufe sind in Abb. 64 dargestellt.

In allen Szenarien zeigt sich der Brand auf Höhe der Fahrbahn (Lachenbrand) als kritischer Fall für den Druckverlust des Brandes. Da sich durch die Variation der Brandhöhe zudem das Strömungsbild im Nachlauf des Brandes qualitativ ändert, erscheint eine Parametrisierung der Druckverluste in der Form, die in den Kapiteln 5.4.2 und 5.4.3 gewählt wurde, nicht sinnvoll.

Anströmung 2.0 m/s, Brandleistung ca. 9 MW



Anströmung 3.0 m/s, Brandleistung ca. 4 MW



Anströmung 3.0 m/s, Brandleistung ca. 7 MW

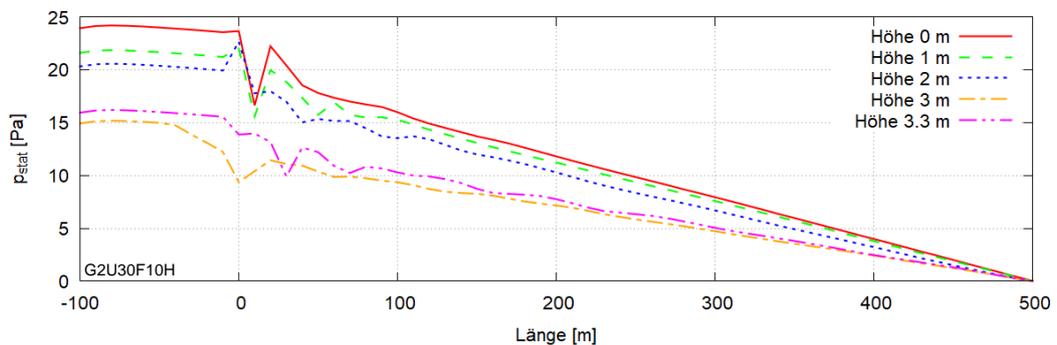


Abb. 64 Druckprofile im Tunnel für Szenarien mit Variation der Brandhöhe

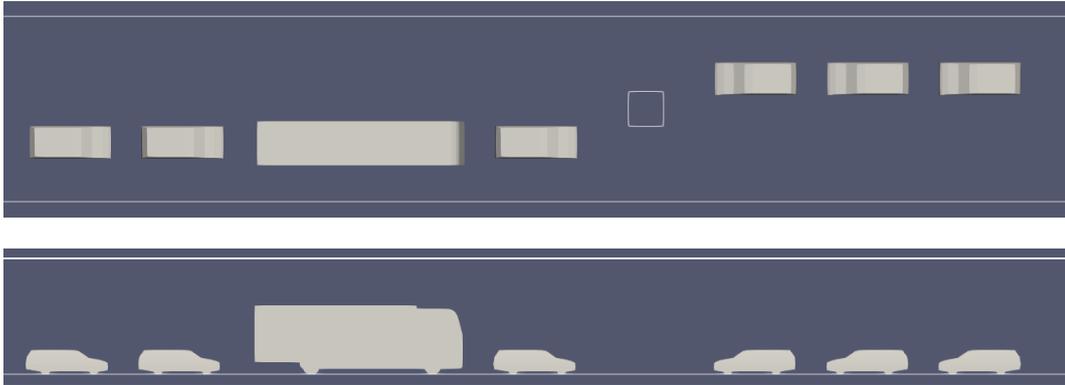
## 5.4.6 Einfluss von Fahrzeugen

Die Simulationen für dieses Forschungsprojekt wurden überwiegend ohne Fahrzeuge im Tunnel durchgeführt. Dies ist einerseits dadurch begründet, indem die Wirkung des Brandes isoliert betrachtet werden sollte. Andererseits kann ohne Berücksichtigung von Fahrzeugen ein weitgehend isometrisches Rechengitter verwendet werden. Durch das isometrische Rechengitter wird die Rechenzeit begrenzt, was für die Durchführung einer umfangreichen Parametervariation entscheidend ist.

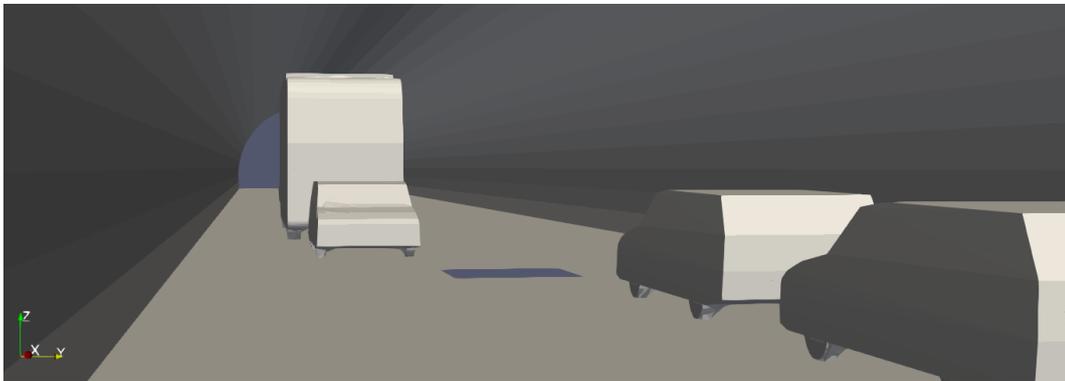
In diesem Abschnitt werden für zwei Brandszenarien die Strömung im Tunnel mit Fahrzeugen betrachtet. Dabei werden Strömung und Druckverteilung jeweils für einen Fall mit Brand und ohne Brand gegenübergestellt.

Das erste Szenario beschreibt einen 12 MW-Brand in einem Hufeisentunnel mit Gegenverkehr. Die Längsströmung wird mit 2.0 m/s vorgegeben. Es werden nur wenige Fahrzeuge um den Brand herum modelliert, damit sich die Strömung an beiden Portalen für die Auswertung des statischen Drucks beruhigen kann (Voraussetzung einer parallelen Strömung). Die Abmessungen der Fahrzeuge entsprechen einem Mittelklassekombi

(Volvo V60) und einem Lastwagen mit 12 m Länge, 4 m Höhe und 2.50 m Breite. Die Brandquelle liegt auf Fahrbahnniveau zwischen den Fahrzeugen. Abb. 65 und Abb. 66 zeigen die Positionen der Fahrzeuge im Tunnel.



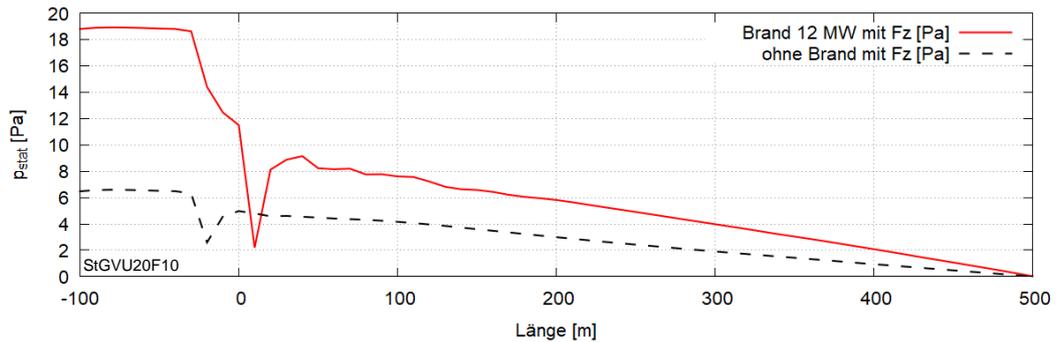
**Abb. 65** Position der Fahrzeuge und der Brandquelle, Grundriss und Schnitt, Strömung von links nach rechts



**Abb. 66** Position der Fahrzeuge und der Brandquelle, Blick entgegen der Strömungsrichtung

Die Gitterauflösung wurde um die Fahrzeuge herum um Faktor 2 verdichtet. Die Gitterauflösung genügt nicht, um die Umströmung der Fahrzeuge detailliert zu modellieren. Die Auflösung genügt aber, um die Störung der Längsströmung im Tunnel durch die Fahrzeuge darzustellen. Die gewählte Auflösung stellt einen Kompromiss dar zwischen der Detaillierung der Ergebnisse und der Berechnungszeit. Die Berechnung eines solchen Szenarios mit 400 bzw. 500 s Simulationszeit bis zu einer quasistationären Lösung dauerte 50 bis 75 Stunden.

Abb. 67 zeigt das Druckprofil im Tunnel für die Szenarien mit Gegenverkehr mit und ohne Modellierung des Brandes. Etwa 20 m vor dem Brand nimmt der statische Druck stark ab. Dies ist auf die Umströmung des Lastwagens zurückzuführen. Im Szenario mit Brand befindet sich der Lastwagen zudem im Bereich der Rauchausbreitung entgegen der Strömung (Back-Layering), was zu einer Verstärkung dieses Effekts führt. Stromab von den Fahrzeugen ist die Steigung der beiden Verläufe unterschiedlich, was wiederum auf die Temperaturschichtung und dem entsprechenden Strömungsprofil im Szenario mit Brand zurückzuführen ist. Nach den Fahrzeugen weist auch der Druckverlauf ohne Brand eine grössere Steigung auf als die ungestörte Strömung im Tunnel. Dies ist auf die Störung des Strömungsprofils durch die Fahrzeuge zurückzuführen. Ein Teil des Strömungswiderstandes der Fahrzeuge im Tunnel entsteht durch die Störung der Strömung. Erst nach einer Beruhigungsstrecke stellt sich wieder das ungestörte Strömungsprofil ein – ausserhalb des Rechengebiets, vgl. auch Abb. 68 rechts.



**Abb. 67** Druckprofil im Tunnel für das Szenario mit Gegenverkehr

Abb. 68 zeigt eine Reihe von Strömungsprofilen  $u_x$  über den Tunnelquerschnitt. Es handelt sich um Momentaufnahmen, die in einer LES Simulation von den zeitlichen Mittelwerten abweichen. Es werden jeweils links die Profile mit Brand und rechts die zugehörigen Profile ohne Brand dargestellt.

Im ersten Querschnitt bei  $x = -20$  m ist die Umströmung des Hecks des Lastwagens sichtbar. Die Strömung löst an den Kanten ab. Es bildet sich eine Verwirbelung mit Bereichen mit negativer Strömungsgeschwindigkeit. Im Szenario mit Brand ist zudem die Rauchsicht im Tunnelgewölbe sichtbar. Durch die Verdrängung treten in der Mitte des Querschnitts grössere Strömungsgeschwindigkeiten auf.

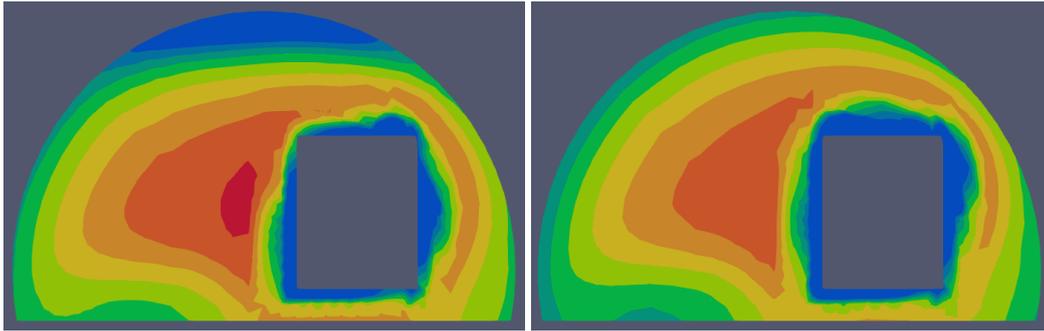
Im folgenden Querschnitt bei  $x = 20$  m treten im Szenario mit Brand lokal grosse Strömungsgeschwindigkeiten auf. Diese sind der Auftriebsplume zuzuordnen, die im Tunnelgewölbe umgelenkt wird.

Die Querschnitte bei  $x = 100$  m und  $x = 500$  m zeigen, wie sich in der Simulation mit Brand eine geschichtete Strömung ausbildet, wie sie auch in Abb. 50 sichtbar ist. Im Szenario ohne Brand nähert sich das Strömungsprofil über eine längere Strecke dem Profil der ungestörten Tunnelströmung an.

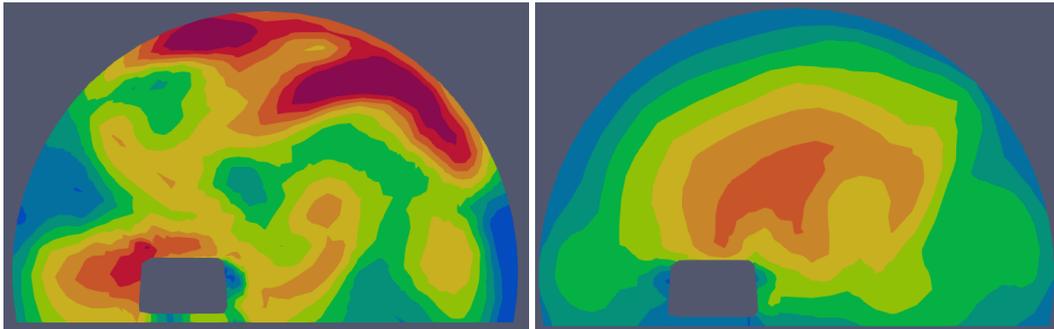
Das Strömungsprofil bei  $x = 500$  m im Szenario ohne Brand unterscheidet sich noch deutlich vom Profil der Anströmung zum Brand, vgl. Abb. 50. Auch im Szenario ohne Brand ist der Druckabfall pro Länge grösser als der Druckabfall der ungestörten Strömung, vgl. Abb. 67.

Das Berechnungsmodell gemäss Kapitel 3.1 ergibt für eine Brandleistung von 12 MW im zweispurigen Hufeisenquerschnitt bei Anströmung 2 m/s einen Strömungswiderstand des Brandes von 12 Pa. Der Unterschied im Druckverlauf zwischen den Szenarien mit und ohne Brand in Abb. 67 zeigt ebenfalls eine Differenz von 12 Pa. Auch wenn die Strömungsbilder unterschiedlich sind, bleibt der Strömungswiderstand des Brandes mit Berücksichtigung der Fahrzeuge erhalten.

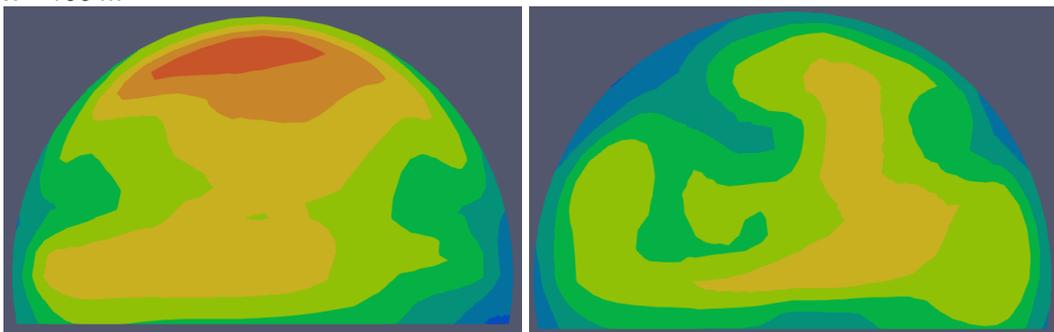
$x = -20 \text{ m}$



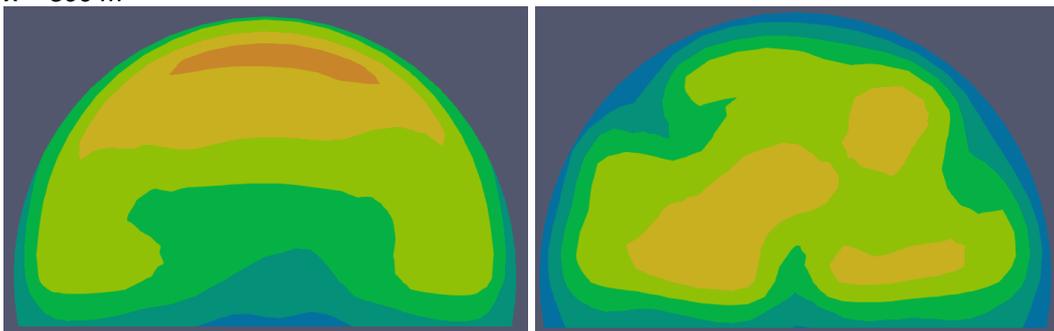
$x = 20 \text{ m}$



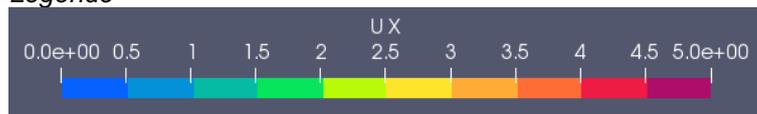
$x = 100 \text{ m}$



$x = 500 \text{ m}$

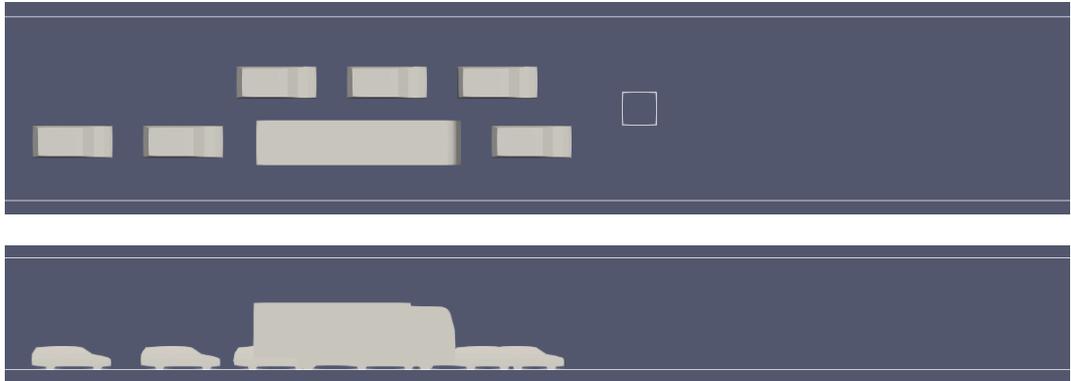


Legende

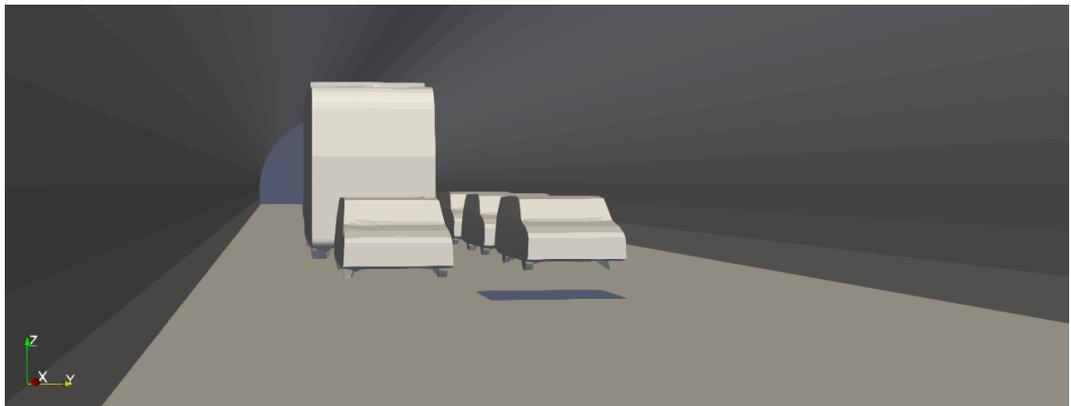


**Abb. 68** Strömungsprofile im Querschnitt, links Brand 12 MW, rechts ohne Brand

Das zweite Szenario beschreibt einen 12 MW-Brand in einem Hufeisentunnel mit Richtungsverkehr. Die Längsströmung wird mit 3.0 m/s vorgegeben. Es werden nur wenige Fahrzeuge stromauf vom Brandort modelliert, damit sich die Strömung an beiden Portalen für die Auswertung des statischen Drucks beruhigen kann (parallele Strömung). Abb. 69 und Abb. 70 zeigen die Positionen der Fahrzeuge im Tunnel.

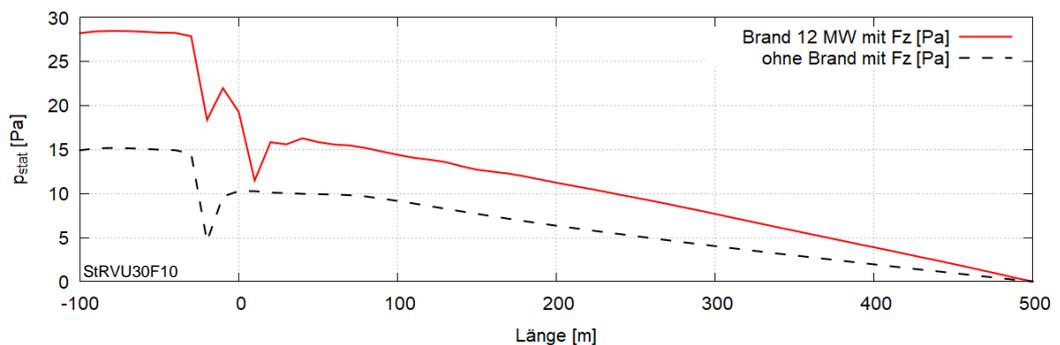


**Abb. 69** Position der Fahrzeuge und der Brandquelle, Grundriss und Schnitt, Strömung von links nach rechts



**Abb. 70** Position der Fahrzeuge und der Brandquelle, Blick entgegen der Strömungsrichtung

Abb. 71 zeigt das Druckprofil im Tunnel für die Szenarien mit Richtungsverkehr mit und ohne Modellierung des Brandes. Etwa 20 m vor dem Brand nimmt der statische Druck stark ab. Dies ist auf die Umströmung der Fahrzeuge zurückzuführen. Stromab von den Fahrzeugen ist die Steigung der beiden Verläufe unterschiedlich, was wiederum auf die Temperaturschichtung und dem entsprechenden Strömungsprofil im Szenario mit Brand zurückzuführen ist.



**Abb. 71** Druckprofil im Tunnel für das Szenario mit Richtungsverkehr

Abb. 72 zeigt eine Reihe von Strömungsprofilen  $u_x$  über den Tunnelquerschnitt. Es handelt sich um Momentaufnahmen, die in einer LES Simulation von den zeitlichen Mittelwerten abweichen. Es werden jeweils links die Profile mit Brand und rechts die zugehörigen Profile ohne Brand dargestellt.

Im ersten Querschnitt bei  $x = -20$  m ist die Umströmung der Fahrzeuge sichtbar. Insbesondere die Umströmung des Hecks des Lastwagens wirkt sich auf das Strömungsprofil aus.

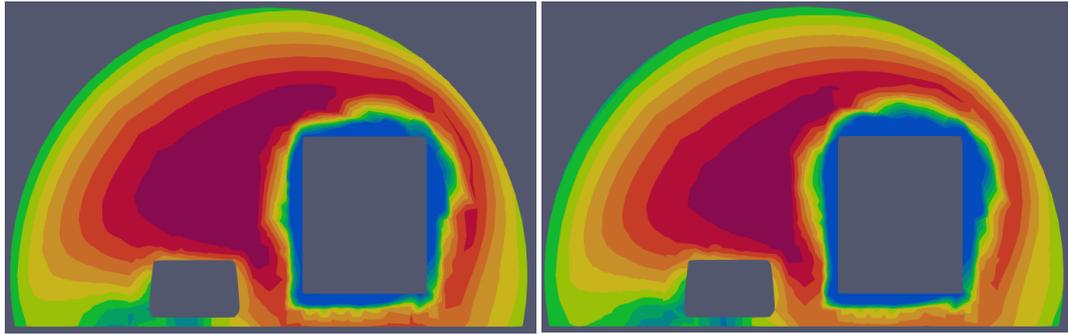
Im folgenden Querschnitt bei  $x = 20$  m treten im Szenario mit Brand lokal grosse Strömungsgeschwindigkeiten auf. Diese sind der Auftriebsplume zuzuordnen, der im Tunnelgewölbe umgelenkt wird.

Die Querschnitte bei  $x = 100$  m und  $x = 500$  m zeigen, wie sich in der Simulation mit Brand eine geschichtete Strömung ausbildet, wie sie auch in Abb. 50 sichtbar ist. Im Szenario ohne Brand nähert sich das Strömungsprofil über dem Profil der ungestörten Tunnelströmung an.

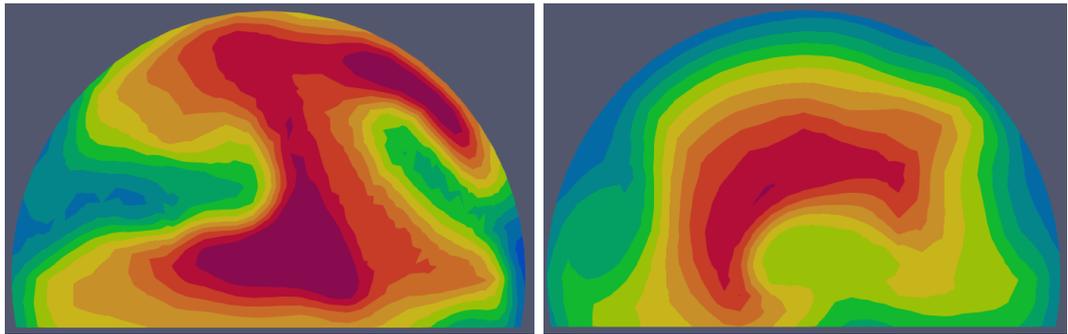
Das Berechnungsmodell gemäss Kapitel 3.1 ergibt für eine Brandleistung von 12 MW im zweispurigen Hufeisenquerschnitt bei Anströmung 3 m/s einen Strömungswiderstand des Brandes von 19 Pa. Der Unterschied im Druckverlauf zwischen den Szenarien mit und ohne Brand in Abb. 71 zeigt eine Differenz von 13 Pa. In der Verkehrssituation Richtungsverkehr führen die Fahrzeuge zu einer Verminderung des Strömungswiderstandes des Brandes. Dies scheint zunächst überraschend, da der wesentliche Beitrag zum Widerstand in einem Bereich auftritt, in dem sich keine Fahrzeuge befinden. Allerdings beeinflussen die Fahrzeuge die Einmischung von Tunnelluft in den Brandplume, was eine starke Wirkung auf die Temperaturverteilung im Querschnitt stromab vom Brand haben kann.

Die Berücksichtigung von Fahrzeugen bei der Berechnung des Strömungswiderstands eines Brandes zeigt ein uneinheitliches Bild. Fahrzeuge können einen Einfluss auf den Strömungswiderstand haben. Die detaillierte Berücksichtigung im Rahmen dieser Studie ist aufgrund der Vielzahl an Konfigurationen nicht möglich. Aufgrund der wenigen Simulationen mit Fahrzeugen gehen wir davon aus, dass Störungen der Strömung durch Fahrzeuge den Strömungswiderstand eines Brandes verringern können.

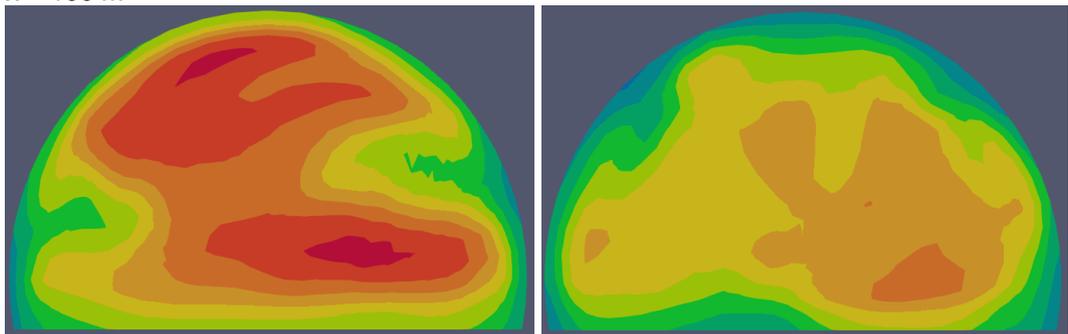
$x = -20 \text{ m}$



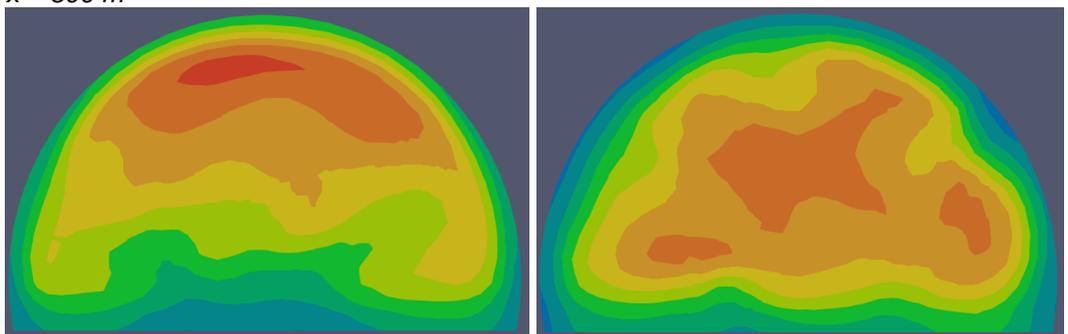
$x = 20 \text{ m}$



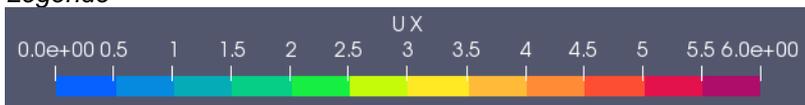
$x = 100 \text{ m}$



$x = 500 \text{ m}$



Legende



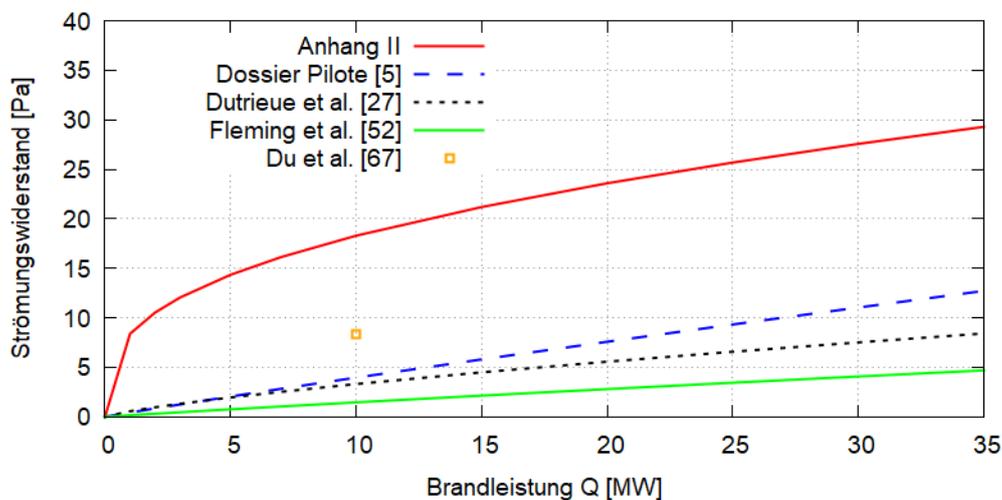
**Abb. 72** Strömungsprofile im Querschnitt, links Brand 12 MW, rechts ohne Brand

## 5.5 Vergleich mit den Modellen aus der Literatur

In diesem Kapitel werden die Ergebnisse der Simulationen bzw. des daraus abgeleiteten Berechnungsmodells in Kapitel 3.1 und Anhang II mit den Literaturangaben aus Kapitel 2.3.7 verglichen.

Abb. 73 zeigt den Strömungswiderstand für einen zweispurigen Tunnel mit Hufeisenprofil in einer Anströmung von 3 m/s in Abhängigkeit der Brandleistung. Die Umrechnung der Brandleistung auf ihren konvektiven Anteil erfolgt über einen Brandwirkungsgrad. Dieser beträgt 1.0 bei 0 MW. Er nimmt über 0.82 bei 10 MW auf 0.76 bei 30 MW ab, in Anlehnung an die Vorgabe der RVS 09.02.31 [3].

Für den dargestellten Wert von Du et al. [67] wird der Druckverlust eines 10 MW-Brandes mit der angegebenen Formel für eine Anströmung von 3 m/s umgerechnet. Es ist nur ein Punkt bei 10 MW dargestellt, da der Zusammenhang zwischen der Brandleistung und dem Koeffizienten des Formwiderstands in [67] nicht angegeben ist, vgl. Kapitel 2.3.6.



**Abb. 73** Druckverlust eines Brandes im Tunnel mit Hufeisenprofil, Anströmung 3 m/s

Der Vergleich dieser Ergebnisse zeigt für die Untersuchung mit FireFoam einen deutlich grösseren Strömungswiderstand gegenüber den früheren Studien. Der Unterschied ist weitgehend auf den Einfluss der Temperaturschichtung stromab vom Brand zurückzuführen. In der Mehrzahl der früheren Arbeiten wird ein Einfluss der Temperaturschichtung auf den Strömungswiderstand des Brandes nicht beschrieben.

Lediglich im Artikel von Dutrieue & Jacques [27] wird dieser Einfluss genannt. In [27] wird der Brand durch eine volumetrische Wärmequelle mit den Abmessungen eines brennenden Fahrzeugs modelliert. Dies entspricht in der Simulation mit FireFoam annähernd einem Brand, der erhöht über der Fahrbahn liegt, vgl. Kapitel 5.4.5. Zudem wird die Wärmefreisetzung bei der Volumenquelle über einen grösseren Bereich verteilt. In den Simulationen mit FireFoam erfolgt die Verbrennung lokal konzentriert, vgl. Abb. 47. Es ist zu erwarten, dass sich bei Vorgabe einer ausgedehnten Wärmequelle lokal geringere Temperaturunterschiede ergeben als in der Simulation der Verbrennung – und damit eine schwächere Temperaturschichtung. So bleibt in [27] die Temperaturschichtung nur über eine geringe Länge stromab vom Brand erhalten.

Auch die Simulationen der Volumenquelle mit FDS in Abb. 31 zeigen – bei allen Vorbehalten gegenüber der Anwendung dieses Modells – einen geringen Strömungswiderstand des Brandes und kaum Einfluss einer Temperaturschichtung stromab.

Die unterschiedlichen Ergebnisse für den Strömungswiderstand eines Brandes können aus den Randbedingungen der Simulationen erklärt werden. Die Simulationen mit FireFoam

und einer lokal konzentrierten Brandleistung ergeben im Vergleich einen grossen Strömungswiderstand des Brandes («worst case scenario»). Es stellt sich die Frage, ob der Flüssigkeitsbrand auf der Fahrbahn ein realistisches Szenario für die Auslegung der Tunnellüftung ist. Bei einem Fahrzeugbrand mit ausgedehnter und gegenüber der Fahrbahn erhöhter Brandquelle ist ein kleinerer Strömungswiderstand zu erwarten.

## 5.6 Zusammenfassung

Die CFD Simulationen mit FireFoam bestätigen qualitativ die früheren Beobachtungen zum Druckverlust von Bränden in Strassentunneln. Der Druckverlust ergibt sich als Gesamtwirkung mehrerer Effekte:

- Abnahme des statischen Drucks am Brandort durch die Erwärmung, Ausdehnung und Beschleunigung der Tunnelluft,
- Erhöhte Wandreibung stromab vom Brand durch die erhöhte Strömungsgeschwindigkeit bei verminderter Luftdichte,
- Erhöhung des statischen Drucks durch die Verzögerung der Luftströmung infolge Abkühlung an der Tunnelwand und
- Erhöhter Strömungswiderstand durch die Temperaturschichtung stromab vom Brand.

In den Simulationen für die vorliegende Studie wurde festgestellt, dass die Temperaturschichtung stromab vom Brand wesentlich zum Strömungswiderstand des Brandes beiträgt. Diese Wirkung bleibt auch mehrere hundert Meter stromab vom Brand erhalten. Dies bestätigt die Erwartung, dass der Strömungswiderstand eines Tunnelbrandes beim Betrieb einer lokalen Rauchabsaugung keine massgebende Bedeutung hat. Er ist nur bei einer Längslüftung relevant.

Quantitativ zeigt sich der «throttling effect» in dieser Studie deutlich ausgeprägter als in früheren Arbeiten. Dies wird darauf zurückgeführt, dass in dieser Studie gegenüber früheren CFD Simulationen die Temperaturschichtung stromab vom Brand deutlich stärker ausgeprägt und über einen längeren Tunnelabschnitt stabil bleibt.

Um die Relevanz des «throttling effect» aufzuzeigen, sind in Tab. 12 einige Beispiele für den Strömungswiderstand aufgelistet. Die Werte wurden mit dem Modell aus Kapitel 3.1 unter Annahme der Länge  $L_3 = 500m$  bestimmt. Bei der Annahme zur Länge stromab vom Brand ist berücksichtigt, dass in der Schweiz Tunnel mit Längslüftung durch die Vorgaben der Richtlinie [1] in ihrer Länge beschränkt sind. Die Reibung der ungestörten, kalten Luftströmung wurde jeweils abgezogen.

$$\Delta p_{throttling} = p(-100) - p(500) - \frac{\rho_0}{2} u^2 \frac{\lambda (L_1 + L_3)}{D_h} \quad (79)$$

**Tab. 12** Beispiele für den Druckverlust eines 20 MW bzw. 30 MW Tunnelbrandes

Tunnelprofil	Anströmung	Wandreibung ohne Brand	Druckdifferenz $\Delta p$ ①→③ 20 MW	«throttling effect» 20 MW	Druckdifferenz $\Delta p$ ①→③ 30 MW	«throttling effect» 30 MW
Rechteck, 2-spurig	1.5 m/s	1.9 Pa	12.3 Pa	<b>10.4 Pa</b>	14.0 Pa	<b>12.1 Pa</b>
	3.0 m/s	7.4 Pa	31.2 Pa	<b>23.8 Pa</b>	35.3 Pa	<b>27.9 Pa</b>
Rechteck 3-spurig	1.5 m/s	1.7 Pa	8.5 Pa	<b>6.8 Pa</b>	9.6 Pa	<b>7.9 Pa</b>
	3.0 m/s	6.7 Pa	22.2 Pa	<b>15.5 Pa</b>	25.0 Pa	<b>18.3 Pa</b>
Hufeisen 2-spurig	1.5 m/s	1.6 Pa	11.9 Pa	<b>10.3 Pa</b>	13.5 Pa	<b>11.9 Pa</b>
	3.0 m/s	6.4 Pa	29.8 Pa	<b>23.4 Pa</b>	33.7 Pa	<b>27.3 Pa</b>
Hufeisen 3-spurig	1.5 m/s	1.3 Pa	7.9 Pa	<b>6.6 Pa</b>	9.0 Pa	<b>7.7 Pa</b>
	3.0 m/s	5.3 Pa	20.1 Pa	<b>14.8 Pa</b>	22.7 Pa	<b>17.4 Pa</b>

## 6 Umsetzung in die Praxis

### 6.1 Sensitivitätsstudie ASTRA 13001

In diesem Kapitel werden die Vorgaben der Richtlinie ASTRA 13001 Lüftung der Strassentunnel [1] auf inhärente Sicherheitsmargen in der Auslegung von Längslüftungssystemen hin untersucht.

Es ist explizit nicht das Anliegen dieser Untersuchung, Auslegungsreserven der Richtlinien aufzuzeigen, um eine Reduktion dieser Reserven voranzutreiben. Es geht in der vorliegenden Studie um eine Einschätzung von allfälligen Reserven gegenüber dem Einfluss des Strömungswiderstands eines Brandes, der in der Auslegung bisher nicht berücksichtigt ist.

#### 6.1.1 Methodik

Die Richtlinie [1] fordert im Rahmen der Planung einer Lüftungsanlage die Betrachtung von Ereignisszenarien, insbesondere für die Anordnung von Strahlventilatoren. Die Betrachtungen in dieser Sensitivitätsstudie beschränken sich auf quasistationäre Zustände, entsprechend der Simulationen in Kapitel 5. Massgebend ist die Auslegung von Lüftungssystemen ohne lokale Rauchabsaugung bei Brandereignissen. So wird hier nur auf diese Auslegungsfälle eingegangen.

Die Richtlinie Lüftung der Strassentunnel [1] definiert Methodik und Randbedingungen, die für die Auslegung von Lüftungssystemen verwendet werden sollen. Die Daten werden nach Möglichkeit von projektspezifischen Grundlagen abgeleitet. Einzelnen Beiträgen wird eine Eintretenswahrscheinlichkeit zugeordnet, wie z.B. das 95-Perzentil der natürlichen Temperaturdifferenz zwischen Tunnel und Umgebung. Die wesentlichen Grundlagen der Lüftungsauslegung für diese Betrachtung sind:

- Tunnelgeometrie
  - Längsneigung
  - Wandrauigkeit, Druckverluste
- Verkehr
  - Verkehrsaufkommen
  - Verkehrszusammensetzung
- Meteorologie
  - Natürliche Temperaturdifferenz
  - Windlasten
  - Barometrische Druckdifferenzen
- Brand
  - Brandleistung
  - Brandort
- Lüftungsbetrieb
  - Auslegung und Vorgabe Lüftungssteuerung

Im Folgenden wird davon ausgegangen, dass die Eingangsgrössen voneinander unabhängig sind. Grundsätzlich sind Abhängigkeiten möglich, z.B. zwischen dem Schwerverkehrsanteil und einer zu erwartenden Brandleistung. Diese Abhängigkeiten werden hier jedoch ausgeklammert.

Aus den Perzentilwerten der Eingangsgrössen kann eine inhärente Sicherheitsmarge nicht allgemein bestimmt werden. Massgebend ist, wie sich eine Variation der Eingangsgrösse auf die Auslegung auswirkt. Und dieser Zusammenhang ist tunnelspezifisch. So kann in einem steilen Tunnel der thermische Auftrieb und damit die Brandleistung für die Auslegung der Längslüftung massgebend sein, während in einem städtischen, staugefährdeten, aber flachen Tunnel der Strömungswiderstand der Fahrzeuge massgebend sein

kann. In einem Tunnel, der eine Bergkette durchstösst, kann hingegen die barometrische Druckdifferenz die Auslegung der Lüftung bestimmen. Aus diesem Grund wird die folgende Analyse anhand von drei Beispieltunneln durchgeführt. Alle drei Tunnel verfügen richtlinienkonform über eine Längslüftung mit Strahlventilatoren.

**Tab. 13 Beispieltunnel**

Eingangsrösse	Tunnel A	Tunnel B	Tunnel C
Charakter	Tunnel in alpiner Umgebung	Umfahrungstunnel im Mittelland	Städtischer Tunnel im Mittelland
Tunnellänge	1 km	2 km	1 km
Tunnelquerschnitt	zweispuriger Hufeisenquerschnitt		
Längsneigung	3%	0.5%	0.5%
Verkehrsart	Gegenverkehr GV	Richtungsverkehr RV1	Richtungsverkehr RV2
Verkehrsaufkommen DTV/Röhre	10'000	20'000	40'000
Anteil des Schwerverkehrs am DTV	10%	10%	10%
Natürliche Temperaturdifferenz	2K pro 450 m	1K pro 450 m	1K pro 450 m
Windlast u. barometrische Druckdifferenz	10 Pa	10 Pa	10 Pa
Brandleistung nominell	30 MW	30 MW	30 MW
Lüftung Sollgeschwindigkeit Auslegung	1.5 m/s bergab	3.0 m/s bergab	3.0 m/s bergab
Lüftung Sollgeschwindigkeit Betrieb [2]	1.0 m/s	2.5 m/s	1.0 m/s (Detektion kein Stau: 2.5 m/s)

Für die drei Tunnel wird zunächst eine richtlinienkonforme Auslegung vorgenommen. Anschliessend wird die Auslegung variiert, indem für einzelne Eingangsgrössen der Mittelwert bzw. Median oder der Sollwert des Betriebs eingesetzt wird. Es ergibt sich jeweils eine Reduktion des geforderten Schubes der Strahlventilatoren. Auf diese Weise wird die Sensitivität der Auslegung bestimmt.

Die Datenblätter der Lüftungsauslegung für den Basisfall sind im Anhang IV zu diesem Bericht dokumentiert.

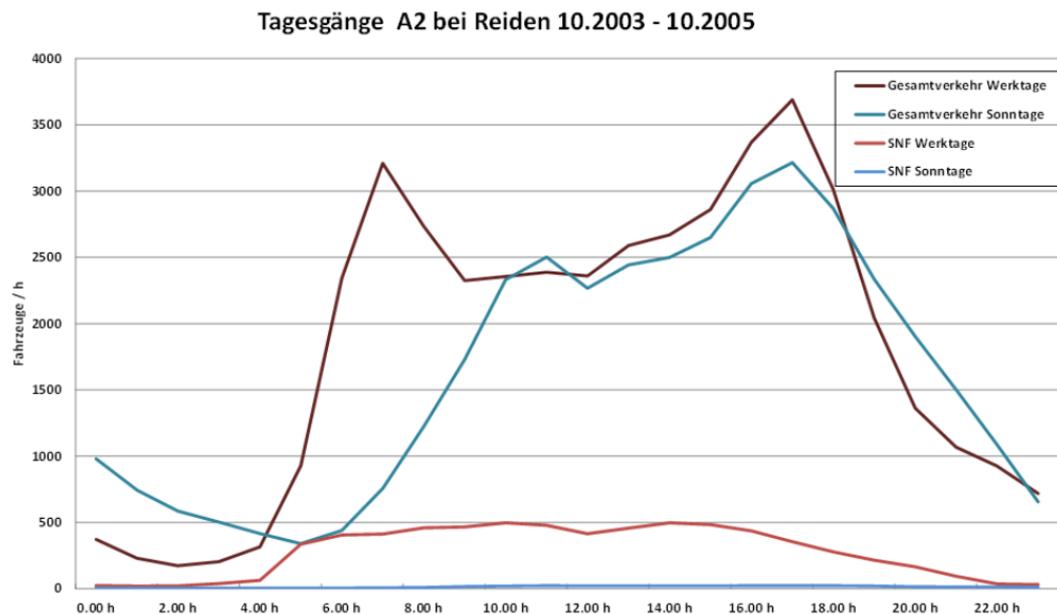
## 6.1.2 Eingangsgrössen der Lüftungsauslegung

Bei der Tunnelgeometrie sowie der Wandrauigkeit ist keine statistische Betrachtung sinnvoll. Die Tunnelgeometrie ist in der Planung klar definiert. Für die Wandrauigkeit wird ein Beiwert  $\lambda = 0.015$  eingesetzt [1]. Strömungsmessungen in zweispurigen Strassentunneln deuten an, dass in diesem Wert kein Sicherheitszuschlag enthalten ist. Bei grossen Tunnelquerschnitten (z.B. dreispuriger Hufeisenquerschnitt) kann der Reibungsbeiwert kleiner ausfallen.

Beim Verkehrsaufkommen wird ausgehend vom täglichen Verkehrsaufkommen DTV und einer Verkehrscharakteristik ein massgebender stündlicher Verkehr abgeleitet. Im Regelfall ist dies 11% des DTV. Der Zusammenhang entspricht einer Annahme der 30.-höchstbelasteten Stunde des Jahres, also einem 99.7-Perzentil. Bei hohem Verkehrsaufkommen wird von einer grossen Stauhäufigkeit ausgegangen, wonach sich die Verkehrsmenge aus der Spurkapazität ergibt. Ist das Auftreten eines Brandes vom Verkehrsaufkommen unabhängig, so entspricht der Erwartungswert des Verkehrs 1/24 oder 4.2% des DTV.

Der Anteil des Schwerverkehrs beinhaltet einen Sicherheitszuschlag, indem für die Auslegung die Kombination aus einem mittleren Schwerverkehrsanteil und einem hohen Verkehrsaufkommen eingesetzt wird. Typische Tagesverläufe zeichnen sich durch Spitzen im Personenverkehr und eine vergleichsweise gleichmässige Belastung mit Lastwagen

aus. Für die Spitzenstunden ergibt sich damit ein relativ geringes Schwerverkehrsaufkommen, vgl. Abb. 74.



**Abb. 74** Typische Tagesganglinien des Verkehrsaufkommens, aus [44]

Aufgrund von typischen Tagesganglinien für Verkehr und Schwerverkehr schätzen wir den mittleren Lastwagenanteil in einer Spitzenstunde mit 60% des Tagesmittelwerts ab.

In der Richtlinie [1] wird für die Bestimmung des Auf-/Abtriebs aufgrund der natürlichen Temperaturdifferenz zwischen Tunnel und Umgebung ein 95-Perzentil vorgegeben. Es wird angegeben, dass die Temperatur über die Tunnellänge weitgehend konstant und (im Auftriebsfall) meist einige Kelvin über der mittleren Jahrestemperatur liegt. Bei fehlenden lokalen Daten wird die natürliche Temperaturdifferenz als 95-Perzentil mit 1 bis 2 K je 450 m Tunnellänge vorgegeben. Für die Sensitivitätsstudie gehen wir von dieser Vorgabe aus. Der Erwartungswert für die Temperaturdifferenz wird mit 0 K Differenz abgeschätzt.

Für die Windlast auf das jeweils ungünstige Tunnelportal ist der Staudruck anzusetzen, der sich aus dem Mittelwert der ungünstigen Windrichtungen ergibt, [1]. Geht man von einer gleichverteilten Windrose aus, definiert man die ungünstigen Windrichtungen als einen 60° Winkel und postuliert, dass der Mittelwert einer Windgeschwindigkeit nahe am Median liegt, so entspricht diese Vorgabe einem 92-Perzentil der Windgeschwindigkeit. Für den Erwartungswert der Windlast setzen wir den Median der Windlast mit 0 Pa an, da bei mehr als der Hälfte aller Windrichtungen der Wind nicht auf das Portal wirkt.

Für die barometrische Drucklast auf das jeweils ungünstigere Tunnelportal soll das 95-Perzentil des meteorologischen Drucks angesetzt werden. Bei Tunneln, die keine Bergketten durchstossen, hängt der meteorologische Druck eng mit den lokalen Windgeschwindigkeiten zusammen. Gemäss meteoschweiz können sich barometrische Druckdifferenzen von 5 Pa/Tunnel-km ergeben. Einige Lüftungsplaner setzen diesen Wert als zusätzliche Auslegungsreserve an, auch wenn dies von der Richtlinie [1] nicht verlangt wird. Für den Erwartungswert der barometrischen Drucklast setzen wir wiederum den Median mit 0 Pa an.

Als Bemessungsbrand wird in [47] ein Lastwagenbrand mit einer Brandleistung von 30 MW vorgegeben. Gemäss den Ausführungen in Anhang IV entspricht diese nominelle Brandleistung einer effektiven Brandleistung von 20 MW. Im Folgenden wird nur die effektive Brandleistung verwendet. Zur statistischen Verteilung der Brandleistungen können Daten aus dem Risikokzept für Tunnel der Nationalstrassen [47] herangezogen werden. In diesem Bericht wurden die effektiven Brandleistungen herangezogen. Demnach können

bei einer mittleren Brandlast (aus der Verkehrsdichte abgeleitet) 90% aller Brände durch einen 5 MW-Brand dargestellt werden, 8% aller Brände entsprechen einer Brandlast von 30 MW und 2% der Brände sind durch einen 100 MW-Brand darzustellen. Daraus ergibt sich ein Erwartungswert der Brandleistung von 8.9 MW. Ähnliche Daten zur Brandgrößenverteilung sind auch der Grundlage für Tunnelrisikoanalysen in Deutschland [33] dokumentiert: 90% für 5 MW-Brand, 9.9% für 30 MW-Brand, 0.09% für 50 MW-Brand und 0.01% für 100 MW-Brand. Das ergibt einen Erwartungswert für die Leistung eines Tunnelbrands von 7.5 MW. Die Abschätzung des Auftriebs bei der geringeren Brandleistung erfolgt durch eine Extrapolation von Daten aus den Memorial Brandversuchen [17] in Anlehnung an Anhang IV. Der Erwartungswert kann in die Lüftungsauslegung angenähert einfließen, indem der Brandauftrieb um 1/3 reduziert wird. Der Brandauftrieb ist nicht direkt proportional zur Brandleistung, da mit abnehmender Brandleistung auch der Wärmeübergang in die Wand (Wärmestrahlung und -leitung) abnimmt. Für diese Untersuchung wird der verminderte Schub durch den Erwartungswert eines kleineren Brandes zwar ausgewiesen. Dies wird jedoch nicht als Sicherheitsreserve angesehen, da die Vorgabe zum Ziel hat, einen Lastwagenbrand beherrschen zu können – ohne auf die Wahrscheinlichkeit dieses Ereignisses einzugehen.

Der Brandort geht ebenfalls in die Lüftungsauslegung ein. In Abhängigkeit des Brandorts kann sich die Anzahl Fahrzeuge verändern, die sich im Tunnel befinden. Bei Lage des Brandes am Einfahrtportal reicht der Stau bis vor das Portal. Gleichzeitig können mehr Fahrzeuge, die sich bei Brandbeginn im Tunnel befunden haben, den Tunnel verlassen. Der Brandort wirkt auch auf den thermischen Auftrieb, und zwar bei einem Brand nahe am Ausfahrtportal oder bei einer sich im Tunnel ändernden Längsneigung. Für die Lüftungsauslegung wird stets der ungünstigste Ort im Tunnel angenommen. Eine Variation des Brandortes erscheint im Rahmen dieser Sensitivitätsstudie nicht sinnvoll. Es wird der für die Lüftung ungünstigste Ort angenommen. Die drei betrachteten Tunnel weisen jeweils ein konstantes Längsgefälle auf. Bedingt durch das Berechnungsmodell der Richtlinie ergibt sich der kritische Brandort jeweils 800 m vor dem tiefer gelegenen Tunnelportal. Für die Abschätzung des «throttling effect» wird eine stabile Temperaturschichtung auf einer Länge von 500 m stromab vom Brand betrachtet, vgl. Kapitel 5.5.

In der Auslegung der Längslüftung ist ein Sicherheitszuschlag enthalten, indem die Lüftung für eine grössere Strömungsgeschwindigkeit ausgelegt wird, als in den Vorgaben für die Lüftungssteuerung angestrebt wird. Als Erwartungswert wird der jeweilige Sollwert der Steuerungsvorgaben eingesetzt.

### 6.1.3 Tunnel A

Die Ergebnisse der Sensitivitätsuntersuchung für den Tunnel A sind in Tab. 14 zusammengefasst. In der Spalte «Basis» sind die Eingangsgrößen für die Berechnung des Basisfalls aufgelistet. In der Spalte Variation ist der Parameter genannt, der als einzelne Eingangsgröße angepasst wird – die übrigen Eingangsgrößen entsprechen der Basis. Aus der Variation dieser einzelnen Eingangsgrößen ergibt sich jeweils eine Reduktion des erforderlichen Gesamtschubes im Querschnitt – hier als Druckreduktion dargestellt. In der letzten Spalte ist die Druckreduktion bezogen auf den Gesamtschub der Basisvariante angegeben.

Es zeigt sich, dass bei der Auslegung eines Tunnels mit deutlicher Längsneigung der Brandauftrieb alle anderen Einflüsse überdeckt. Eine deutliche Rolle spielen zudem meteorologische Druckdifferenzen, wobei die Temperaturdifferenz sich wiederum über die Längsneigung auf die Lüftungsauslegung auswirkt. Die Verkehrsdaten sind von untergeordneter Bedeutung.

In einem Tunnel mit grosser Längsneigung ist bei der Lüftungsauslegung zu beachten, dass der Auslegungsfall ein instabiles Gleichgewicht darstellt – auch wenn das bei der stationären Auslegung nach ASTRA 13001 nicht zu erkennen ist. Tatsächlich wirkt sich in einem Tunnel die Längsströmung auf die Temperaturverteilung aus. Wärme wird durch die Strömung aus dem Tunnel abgeführt. Ist die Lüftung nicht in der Lage, die geforderte Längsströmung zu erreichen, steigen der Auftrieb im Tunnel und damit die Gegenkraft

gegen die Lüftung weiter an. Dies kann sogar zu einer Umkehr der Strömungsrichtung führen. Daher sind in einem Tunnel mit grosser Längsneigung eine rasche Branddetektion und eine Auslegungsreserve besonders wichtig.

**Tab. 14 Tunnel A**

Eingangsrösse	Basis	Variation	Druckreduktion	Anteil Gesamtschub
MSV	1'100 Fz/h	417 Fz/h	0.9 Pa	1.4%
Schwerverkehrsanteil	8%	4.8%	0.1 Pa	0.2%
Nat. Temperaturdifferenz	4.4 K	0.0 K	5.3 Pa	7.7%
Windlast u. barometrische Druckdifferenz	8 Pa	0 Pa	8.0 Pa	11.6%
Brandleistung für Lüftungsauslegung	20 MW	8.9 MW	16.5 Pa	24.0%
Lüftung Sollgeschwindigkeit	1.5 m/s	1.0 m/s	3.3 Pa	4.8%
Gesamtschub im Querschnitt	68.8 Pa			
«throttling effect» gem. Kapitel 3.1	10.3 Pa			

Aufgrund der Längsneigung wird der Brandauftrieb und damit die Brandleistung zum bestimmenden Faktor der Lüftungsauslegung. Die Sicherheitsreserve, die sich aus der Differenz der Sollgeschwindigkeiten in Auslegung und Betrieb ergibt, beträgt nur einen kleinen Anteil von 5% des Gesamtschubs. Die natürliche Temperaturdifferenz und die Windlasten geben eine Sicherheit von etwa 10%. Die übrigen Beiträge sind von untergeordneter Bedeutung. Indem eine Eingangsrösse die Auslegung dominiert, ergibt sich kein übermässiger Sicherheitsfaktor aus einer Kombination von unwahrscheinlichen Anforderungen.

Für den Tunnel A ergibt sich ein Strömungswiderstand des Brandes von 10.3 Pa, der nach den Anforderungen der Richtlinie nicht in die Auslegung eingeht. Dies entspricht annähernd 15% des Sollschubes. Die Auslegung nach den heutigen Vorgaben ist ohne Berücksichtigung des Strömungswiderstandes des Brandes nicht ausreichend. Der Strömungswiderstand nimmt bei Annahme der Regelgeschwindigkeit 1.0 m/s anstelle der Vorgabe 1.5 m/s von 10.3 Pa auf 6.3 Pa ab. Dennoch sollte bei Lüftungsauslegung für einen Tunnel dieses Typs ein entsprechender Zuschlag eingesetzt werden.

#### 6.1.4 Tunnel B

Die Ergebnisse der Sensitivitätsuntersuchung für den Tunnel B sind in Tab. 15 zusammengefasst, zur Beschreibung vgl. Tunnel A in Kapitel 6.1.3:

**Tab. 15 Tunnel B**

Eingangsrösse	Basis	Variation	Druckreduktion	Anteil Gesamtschub
MSV	2'200 Fz/h	833 Fz/h	9.1 Pa	14.6%
Schwerverkehrsanteil	8%	4.8%	1.7 Pa	2.7%
Nat. Temperaturdifferenz	4.4 K	0.0 K	1.9 Pa	3.0%
Windlast u. barometrische Druckdifferenz	8 Pa	0 Pa	8.0 Pa	12.8%
Brandleistung für Lüftungsauslegung	20 MW	8.9 MW	2.9 Pa	4.6%
Lüftung Sollgeschwindigkeit	3.0 m/s	2.5 m/s	12.6 Pa	20.1%
Gesamtschub im Querschnitt	62.5 Pa			
«throttling effect» gem. Kapitel 3.1	23.4 Pa			

Bei einem Tunnel mit der Verkehrssituation RV1 und geringer Längsneigung ergibt sich die grösste Sicherheitsmarge bei der Differenz der Sollgeschwindigkeit zwischen Auslegung

und Betrieb. Da die wesentlichen Widerstände gegen die Lüftung aus Verlusten durch Reibung an Tunnel und Fahrzeugen bestehen, wirkt sich der quadratische Zusammenhang zwischen Strömungsgeschwindigkeit und Druckverlusten überaus deutlich aus.

Im städtischen Tunnel mit Richtungsverkehr und geringer Stauhäufigkeit ergibt sich eine grössere Sicherheitsreserve als beim steilen Tunnel, indem sich der erforderliche Schub zu ähnlichen Anteilen auf die Annahmen zu Verkehr und Meteorologie aufteilt. Eine Reserve von 20% des berechneten Gesamtschubs ergibt sich aus der Differenz der Sollgeschwindigkeiten in Auslegung und Betrieb. Diese ist im Zusammenhang mit den Annahmen zum Verkehrsaufkommen zu sehen.

Für den Tunnel B ergibt sich ein Strömungswiderstand des Brandes von 23.4 Pa, der nach den Anforderungen der Richtlinie nicht in die Auslegung eingeht. Dies entspricht 37% des Sollschubes. Die Auslegung nach den heutigen Vorgaben ist ohne Berücksichtigung des Strömungswiderstandes des Brandes nicht ausreichend. Der «throttling effect» nimmt bei Annahme der Regelgeschwindigkeit 2.5 m/s anstelle der Vorgabe 3.0 m/s von 23.4 Pa auf 18.9 Pa ab. Dennoch sollte bei Lüftungsauslegung für einen Tunnel dieses Typs ein entsprechender Zuschlag eingesetzt werden.

### 6.1.5 Tunnel C

Die Ergebnisse der Sensitivitätsuntersuchung für den Tunnel C sind in Tab. 16 zusammengefasst, zur Beschreibung vgl. Tunnel A in Kapitel 6.1.3:

**Tab. 16** Tunnel C

Eingangsrösse	Basis	Variation	Druckreduktion	Anteil Gesamtschub
MSV	165 PWE/km,Spur	1'666 Fz/h	18.3 Pa	31.0%
Schwerverkehrsanteil	8%	4.8%	2.0 Pa	3.3%
Nat. Temperaturdifferenz	2.2 K	0.0 K	0.5 Pa	0.8%
Windlast u. barometrische Druckdifferenz	8 Pa	0 Pa	8.0 Pa	13.5%
Brandleistung für Lüftungsauslegung	20 MW	8.9 MW	3.0 Pa	5.1%
Lüftung Sollgeschwindigkeit	3.0 m/s	1.0 m/s	37.2 Pa	62.8%
Lüftung Sollgeschwindigkeit mit Stauererkennung	3.0 m/s	2.5 m/s	12.8 Pa	21.7%
Gesamtschub im Querschnitt	59.2 Pa			
«throttling effect» gem. Kapitel 3.1	23.4 Pa			

Bei einem städtischen Tunnel mit der Verkehrssituation RV2 ergibt sich die grösste Sicherheitsreserve aus der angenommenen Kombination der Verkehrssituation Stau mit der Sollgeschwindigkeit 3 m/s. Diese Kombination ist im Betrieb ausgeschlossen, da eine Regelung auf eine Längsströmung von 2.5 m/s nur vorgesehen ist, wenn die Sensorik im Tunnel zuverlässig anzeigt, dass kein Stau vorliegt. Andererseits ist – wenn Stau nicht ausgeschlossen werden kann – die Längsströmung nur auf 1.0 m/s zu regeln. Die Kombination aus Stau und 3 m/s Längsströmung in diesem Beispiel führt zu einer Sicherheitsreserve von 46% des berechneten Gesamtschubs. Massgebend ist der Betrieb bei flüssigem Verkehr und Regelung auf 2.5 m/s, bei dem die Sicherheitsfaktoren der Eingangsrößen MSV und Lüftung Sollgeschwindigkeit mit Stauererkennung zusammenwirken.

Für den Tunnel C ergibt sich ein Strömungswiderstand des Brandes von 23.4 Pa, der nach den Anforderungen der Richtlinie nicht in die Auslegung eingeht. Dies entspricht 40% des Sollschubes. Die Auslegung nach den heutigen Vorgaben ist ohne Berücksichtigung des Strömungswiderstandes des Brandes nicht ausreichend. Der «throttling effect» nimmt bei Annahme der Regelgeschwindigkeit anstelle der Vorgabe 3.0 m/s ab. Bei Annahme von

2.5 m/s nimmt er auf von 24.3 Pa auf 18.9 Pa und bei 1.0 m/s auf 6.3 Pa ab. Falls eine automatische Stauerkennung eingesetzt wird (mit Regelung auf 2.5 m/s), sollte bei der Lüftungsauslegung für einen Tunnel dieses Typs ein entsprechender Zuschlag eingesetzt werden.

### 6.1.6 Zusammenfassung

In Kapitel 6.1 wird der Strömungswiderstand des Brandes in Relation gesetzt zu der Lüftungsauslegung, wie sie in der Richtlinie ASTRA 13001 [1] beschrieben ist. Der Strömungswiderstand ist nur bei der Auslegung einer mechanischen Längslüftung relevant. Lüftungssysteme mit lokaler Rauchabsaugung sind nicht betroffen.

Für drei typische Anwendungsfälle wird der Gesamtschub im Tunnel, wie er nach Richtlinie zu berechnen ist, mit dem Strömungswiderstand verglichen, der sich aus dem Modell in Kapitel 3.1 ergibt. Dabei zeigt sich, dass in den drei Anwendungsfällen die inhärenten Sicherheitsmargen der Richtlinie nicht ausreichen, um den Strömungswiderstand des Brandes zu kompensieren.

## 6.2 Empfehlung für die Umsetzung in ASTRA 13001

Die Simulationsrechnungen mit FireFoam und die Sensitivitätsstudie in Kapitel 6.1 zeigen, dass der Strömungswiderstand des Brandes einen wesentlichen Anteil am erforderlichen Gesamtschub ausmachen kann. Um eine entsprechende Vorgabe für die Lüftungsplanung zu formulieren, gehen wir von den folgenden Überlegungen aus:

- Der Strömungswiderstand des Brandes ist bei der Auslegung von Lüftungssystemen mit lokaler Rauchabsaugung nicht relevant, sondern nur bei Längslüftung.
- Der Strömungswiderstand des Brandes, wie er in dieser Studie beschrieben ist, gilt für einen Lachenbrand auf Höhe der Fahrbahn («worst case»). Für Fahrzeugbrände, die im Tunnelquerschnitt höher liegen, ergibt sich ein kleinerer Strömungswiderstand. Die Richtlinie ASTRA 13001 [1] enthält zudem inhärente Sicherheitsmargen, vgl. Kapitel 6.1. Es erscheint daher nicht sinnvoll, eine zusätzliche Sicherheitsmarge auf den Strömungswiderstand des Brandes aufzurechnen.
- Der Bereich einer Temperaturschichtung kann aufgrund von Störeinflüssen verringert werden. Wenn Strahlventilatoren stromab vom Brand betrieben werden, hat dies einen starken Einfluss auf die Temperaturschichtung und auf das Strömungsprofil.
- Der Strömungswiderstand eines Brandes in der Längsströmung ist von der Ausdehnung der Temperaturschichtung stromab vom Brand abhängig. Damit ergibt sich auch eine Abhängigkeit von der Lage des Brandorts im Tunnel bzw. von der Tunnellänge. Aufgrund der Beschränkung der Tunnellänge, für die eine Längslüftung zulässig ist, erscheint eine pauschale Auswertung des Strömungswiderstandes für eine Länge stromab vom Brand  $L_3 = 500$  m möglich.
- Die Berechnungsvorschrift in der Richtlinie ASTRA 13001 folgt einer Routine, die vom Lüftungsplaner ohne aufwendige Programmierung ausgeführt werden kann. Eine Vorgabe für den Strömungswiderstand eines Brandes soll entsprechend einfach umsetzbar sein. Dies könnte durch die Vorgabe eines Druckwiderstands in Abhängigkeit der Anzahl Fahrspuren und der Auslegungsgeschwindigkeit in tabellarischer Form erfolgen. Für Tunnel mit deutlich abweichendem Querschnitt oder geänderter Anströmung kann für die Auslegung das Berechnungsmodell im Anhang II dieses Berichts verwendet werden.

Vor einer Umsetzung der Ergebnisse dieser Studie in eine nationale Richtlinie sind zudem die folgenden Punkte zu beachten:

- Es fehlt bislang eine experimentelle Bestätigung der Ergebnisse dieser Studie. Auch in der Fachliteratur finden sich keine Daten, die eine Validierung der Simulationen erlauben.
- Aus einer Berücksichtigung des Strömungswiderstands eines Tunnelbrandes bei der Auslegung einer Längslüftung ergibt sich in zahlreichen Tunneln das Erfordernis von

zusätzlichen Strahlventilatoren. Gerade in Tunneln mit Gegenverkehr oder Stau ist von zusätzlichen Ventilatoren nur ein geringer Sicherheitsgewinn zu erwarten.

Die Richtlinie ASTRA 13001 [1] ist als integraler Bestandteil des Richtlinienwerks des ASTRA anzusehen. Die Anpassung einer einzelnen Vorgabe kann grosse Kosten für Nachrüstungen haben. Sie können zudem nachteilige Auswirkungen auf die Sicherheit insgesamt haben. Bei der Anzahl Strahlventilatoren sind insbesondere die Lüftungssteuerung und die Anordnung der Ventilatoren über die Tunnellänge zu beachten. Gerade in kurzen Tunneln mit Gegenverkehr ist zu entscheiden, ob ein Betrieb von Strahlventilatoren in der Rauchschicht ausgeschlossen werden soll und wie dies umgesetzt werden kann. Solche Auswirkungen können nicht innerhalb dieses Forschungsprojekts beurteilt werden.

Wir empfehlen, die Ergebnisse dieser Studie zunächst experimentell zu validieren. Nach einer erfolgreichen Validierung sollen die Ergebnisse bei einer Revision der Richtlinien berücksichtigt werden.

## 6.3 Validierung

Als Validierung bezeichnet man die Überprüfung eines rechnerisch physikalischen Modells mit experimentellen Messungen. Die vorliegenden Untersuchungen zum Strömungswiderstand von Bränden in Strassentunneln stützen sich ausschliesslich auf numerische Strömungssimulationen ab. Das gilt für die vorliegende Studie ebenso wie für die ausgewertete Fachliteratur [5], [27], [34], [52], [53], [63], [64], [66] und [67]. Während die verwendete Software (FDS, FireFoam) generell für die Anwendung in Brandsimulationen validiert ist, ist sie für die Anwendung bei Tunnelbränden nur teilweise validiert. Zudem ist das Impulssatzmodell in Kapitel 3.1 nicht validiert.

In diesem Kapitel wird eine Möglichkeit für eine Validierung der rechnerisch bestimmten Ergebnisse dieser Studie beschrieben.

### 6.3.1 Zielsetzung

Die Validierung verfolgt die folgenden Ziele:

- Messtechnische Erfassung der physikalischen Grössen, die für eine Validierung der Ergebnisse dieser Studie erforderlich sind.
- Vergleich der Messungen mit den Ergebnissen dieser Studie.

### 6.3.2 Modell- vs. Grossversuch

Strassentunnel stehen nur sehr eingeschränkt für Strömungsversuche zur Verfügung. Auch wegen der einfacheren Wiederholbarkeit sowie geringerer Kosten wird bei Versuchen zu Bränden in Strassentunneln häufig auf Modellversuche in kleinem Massstab zurückgegriffen, siehe z.B. [11], [39], [60], [66].

Um die Übertragbarkeit von Ergebnissen aus Modellversuchen auf den Grossmassstab sicherzustellen, ist die Einhaltung der Ähnlichkeit erforderlich. Dies betrifft zunächst die geometrische Ähnlichkeit. Bei Strömungsversuchen wird die Ähnlichkeit zudem über dimensionslose Kennzahlen bewertet. Die Reynoldszahl, die durch das Verhältnis von Trägheitskräften zu Zähigkeitskräften gebildet wird, gilt als wesentliche Kennzahl für die meisten Strömungsversuche. Unter anderem kann über die Reynoldszahl eingeschätzt werden, ob es sich um eine laminare oder eine turbulente Strömung handelt. Bei auftriebsbehafteten Strömungen gilt als zusätzliche Kennzahl die Froudezahl, die durch das Verhältnis von Trägheitskräften und Schwerkraften bestimmt wird.

Als ein wesentlicher Faktor des Strömungswiderstands von Tunnelbränden wurde die erhöhte Rohrreibung stromab vom Brand identifiziert. Zusätzlich beinhaltet die geometrische Ähnlichkeit somit die Rauigkeit des Tunnels.

In Modellversuchen wurde in einigen Studien anstelle einer Brandquelle die Einblasung eines Leichtgases eingesetzt, z.B. [28]. Auch das Einströmen von Salzwasser in einem Wassertank kann zur Nachbildung der Rauchausbildung in einem Tunnel eingesetzt werden [68]. In beiden Studien geht es um die Untersuchung der Rauchausbildung entgegen einer Anströmung. Für die Untersuchung des Druckverlustes eines Brandes haben diese Methoden den Nachteil, dass die Abkühlung der Rauchgase nach dem Brand nicht abgebildet werden kann. Zudem hat die zugeführte Stoffmenge einen deutlichen Einfluss auf die Massen- und damit auf die Impulsbilanz und die Druckdifferenz über den «Brand». Wird der Brand im Modell durch einen Gasbrenner gebildet, so kann die konvektive Brandleistung über die Froudezahl skaliert werden.

In einer numerischen Studie haben Zimny et al. [84] die Grenzen von Modellversuchen zur Untersuchung eines Brandes untersucht. Dabei haben sie die Auswertung auf die Konsistenz der Temperaturverteilung beschränkt. Auf die besonderen Anforderungen der Reibung der Strömung an der Wand wurde explizit nicht eingegangen. Dennoch zeigen sich bei einem Massstab 1:10 bereits deutliche qualitative Abweichungen.

Auf die spezifischen Schwierigkeiten bei Modellversuchen für Tunnelbrände gehen Stacey und Beyer im Abschnitt 3.2 ihres Artikels über normative Ansätze zur kritischen Strömungsgeschwindigkeit ein [90]. Strömungsversuche, in denen Einflüsse von Turbulenz, Auftrieb, Wärmeübergang, Verbrennung und ggf. weiteren Zusammenhängen abgebildet werden sollen, können mit überschaubarem Aufwand nicht als Modellversuch durchgeführt werden. Ergebnisse von Modellversuchen können entsprechend nicht ohne detaillierte Bewertung auf die Verhältnisse in einem realen Tunnel übertragen werden.

Im Folgenden beschreiben wir daher die Möglichkeit einer Validierung in einem grossmassstäblichen Versuch.

### 6.3.3 Aufgabenstellung

Für die Messung des Strömungswiderstandes eines Tunnelbrandes sind die folgenden Teilbereiche zu lösen:

- Brand 5 bis 10 MW
- Schutz der Installationen im Tunnel und der Messeinrichtungen vor der Brandwärme
- Einstellen einer konstanten und wiederholbar einstellbaren Längsströmung
- Anströmung des Brandes mit einem ausgebildeten turbulenten Strömungsprofil
- Messung von Lufttemperatur und Druck zur Bestimmung der Luftdichte
- Messung von Druckdifferenzen von -20 bis +20 Pa über Distanzen von 100 bis 300 m
- Messung eines Temperatur- und Strömungsprofils in der Abströmung vom Brand.

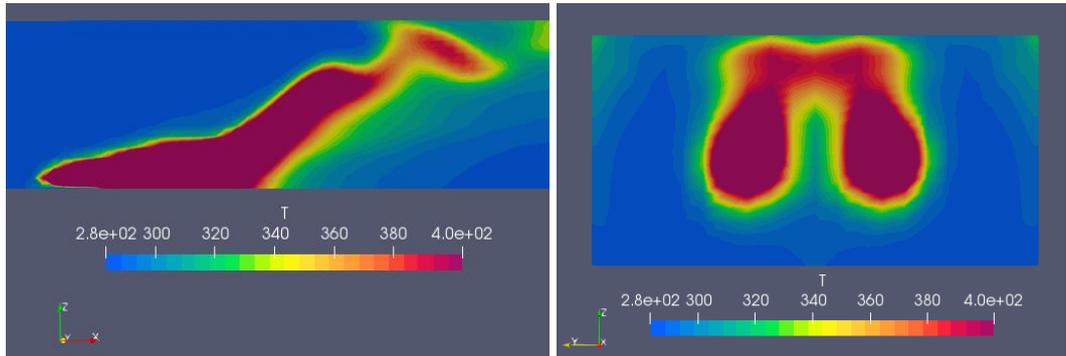
### 6.3.4 Versuchsaufbau

Für die Durchführung des Versuchs eignet sich ein zweiseitiger Strassentunnel ohne (bzw. mit geringer) Längsneigung und möglichst gerader Linienführung im Versuchsabschnitt, der mit einer lokalen Rauchabsaugung nach dem aktuellen Stand der Technik ausgestattet ist. Der Tunnelquerschnitt kann mit einer Druckwand provisorisch verschlossen werden. Damit kann die Absaugung eingesetzt werden, um zwischen Portal und Absaugstelle eine konstante Strömungsgeschwindigkeit bis zu 3 m/s im Fahrraum zu erzeugen. Die Trennwand ist auf die erwarteten Druckdifferenzen auszulegen.

Der Brand sollte mindestens 200 m vom Portal entfernt sein. Zudem sollte für die Messungen stromab vom Brand zwischen dem Brand und der Absaugstelle ein freier Tunnelabschnitt von mindestens 300 m Länge liegen.

Der Brand kann durch einen Gasbrenner erzeugt werden. Für die Durchführung der Messungen ist eine Visualisierung mit Rauch nicht erforderlich. Dies vereinfacht die Durchführung, da die Umweltauswirkungen des Versuchs minimiert werden. Zudem ist der

Versuch ohne Rauchentwicklung nach aussen nicht sichtbar (ggf. Schall der Abluftventilatoren). Bei einem Gasbrenner kann die Brandleistung über den Gasverbrauch pro Zeit bestimmt werden.



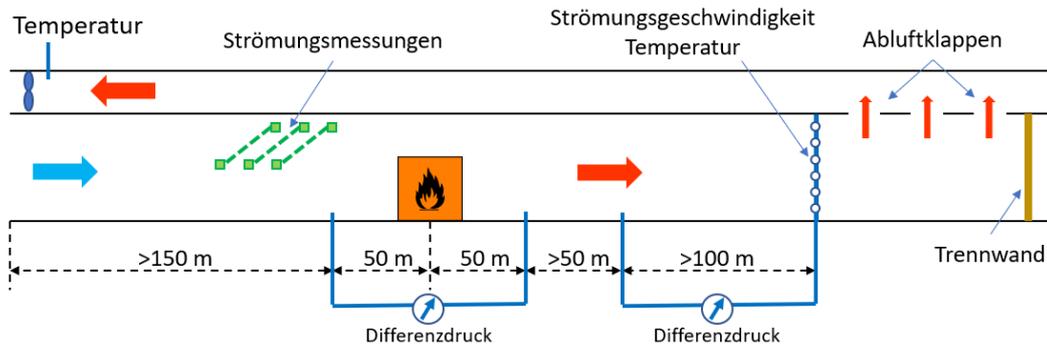
**Abb. 75** Temperaturverteilung am Brand in Längs- und Querschnitt (10.5 MW)

Abb. 75 zeigt die Temperaturverteilung bei einem 10.5 MW in 3 m/s Längsströmung. An der Tunneldecke sind demnach Temperaturen um 130°C zu erwarten. Mit einer CFD-Berechnung angepasst an die Tunnelgeometrie können Bereiche identifiziert werden, in denen die Installationen mit Isolationsmaterial, z.B. Steinwolle, geschützt werden sollen.



**Abb. 76** Schutz der Tunnelausrüstung während eines Brandversuchs

Die Längsströmung wird über die Abluftmenge der Rauchabsaugung eingestellt. Zur Kontrolle kann neben den eingebauten Messinstrumenten des Tunnels ein Messgitter verwendet werden. Es werden mindestens zwei Versuchsreihen durchgeführt, zunächst mit einer Messung des Strömungswiderstands ohne Brand und dann mit Messungen während der Durchführung des Brandversuchs. Mit einem Messgitter, vgl. Abb. 78, kann verifiziert werden, dass das Strömungsprofil ohne Brand dem Profil einer turbulenten Rohrströmung entspricht.



**Abb. 77** Versuchsaufbau schematisch

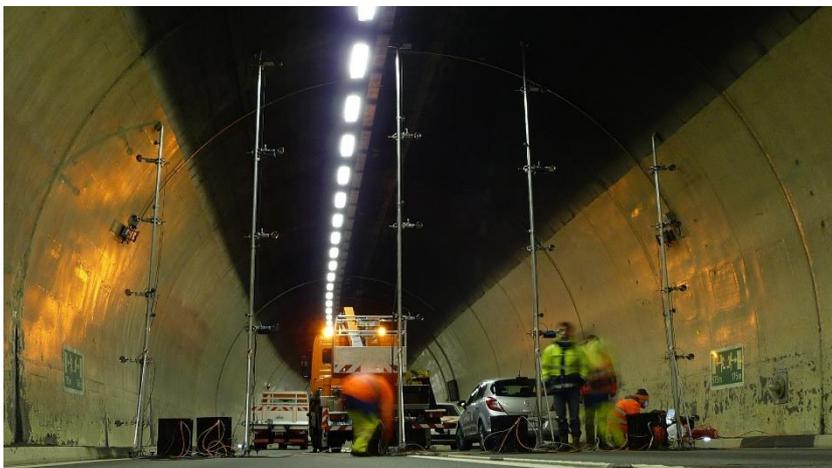
Alternativ kann die Längsströmung auch mit dem geregelten Betrieb von Strahlventilatoren erzeugt werden, z.B. in einem Tunnel mit Längslüftung ohne Rauchabsaugung. In diesem Fall entfällt die Druckwand. Die Messung ist aber stärker von Umwelteinflüssen abhängig, wie z.B. wechselnde meteorologische Randbedingungen. Es ist darauf zu achten, dass die Strömungsmessung stromauf vom Brand für die Regelung verwendet wird. Der Betrieb der Strahlventilatoren darf die Strömung stromauf vom Brand bis hin zu den Messungen stromab nicht beeinflussen.

Für die Messung des Druckabfalls entlang der Tunnelstrecke werden Differenzdruckmessungen mit Messschläuchen eingesetzt. Die Messung des Strömungsprofils erfolgt über ein Messgitter mit mindestens 25 Messpunkten. Die Entfernung der Strömungsmessungen vom Brand ist auf die erwarteten Temperaturen aus der CFD-Analyse abzustimmen. Die Messtechnik ist in Kapitel 6.3.5 beschrieben. Um die Thematik der Druckschwankungen während eines Tunnelbrandes betrachten zu können, kann eine dritte Differenzdruckmessung eingesetzt werden, z.B. zwischen dem Tunnel und einem Querschlag in einen parallelen Sicherheitsstollen. Hierbei sind kurze Messschläuche zu verwenden, um eine hohe zeitliche Auflösung zu erreichen.

### 6.3.5 Messtechnik

Zur Messung von Luftdruck und Temperatur zur Bestimmung der Luftdichte können Standard-Messgeräte verwendet werden.

Zur Einstellung der Brandleistung des Gasbrenners wird ein Durchflussmessgerät eingesetzt. Aus dem Volumenstrom des Brandgases kann über den unteren Heizwert die Wärmefreisetzung bestimmt werden.



**Abb. 78** Messgitter zur Erfassung der Strömungsgeschwindigkeit

Die Messung des Strömungsprofils kann mit einem Messgitter mit 25 Messpunkten durchgeführt werden. Solche Messgitter kommen bei der Kalibrierung von Strömungsmessungen in Tunneln oder zur Prüfung von Lüftungsinstallationen zum Einsatz. Ein Messgitter mit 25 Flügelrad-Anemometern könnte z.B. von der Gebietseinheit V angemietet werden. Das Messgitter kann mit Temperatursensoren ergänzt werden.

Für die Differenzdruckmessungen werden Messgeräte mit einem Messbereich von -100 Pa bis 100 Pa eingesetzt. Die Messgeräte erreichen eine Messgenauigkeit von  $\pm 0.5\%$  des Messwerts. Die Distanz zwischen Messort und Messgeräte wird mit Druckmessschläuchen überbrückt. In Brandnähe müssen die Schläuche ebenso vor Temperatureinwirkungen geschützt werden wie die Tunnelinstallationen. Ein vergleichbarer Messaufbau wurde vom Institut für Verbrennungskraftmaschinen und Thermodynamik IVT der TU Graz erfolgreich bei Messungen von Einbauwirkungsgraden von Strahlventilatoren eingesetzt, vgl. [48] und [57]. In den Versuchen des IVT wurden Druckdifferenzen über Distanzen bis 500 m ausgewertet.

### 6.3.6 Auswertung

Die Auswertung der Versuchsergebnisse erfolgt in den folgenden Schritten:

- Bestimmung der Luftdichte aus der Messung von Druck und Temperatur
- Bestimmung der Strömungsgeschwindigkeit  $u$  über die Luftmenge am Ventilator bzw. über die Strömungsmessungen im Tunnel und mit dem Messgitter
- Auswertung des Strömungsprofils am Messgitter, Vergleich mit der turbulenten Rohrströmung
- Bestimmung der Strömungsverluste (Reibungsbeiwert  $\lambda$ ) im leeren Tunnel aus der Messung der Druckdifferenzen ohne Brand
- Einstellung der Brandleistung über die Volumenstrommessung bei der Brennstoffzufuhr
- Einstellung der Längsströmung, ggf. Anpassung der Drehzahl des Abluftventilators aufgrund der Temperaturmessung am Abluftventilator (gleicher Massenstrom)
- Messung der Profile für Strömungsgeschwindigkeit und Temperatur, Vergleich der Profile untereinander und Vergleich mit Ergebnissen der CFD Simulation
- Messung der Druckdifferenz über den Brand, Vergleich mit den Ergebnissen aus dem Modell Kapitel 3.1.3
- Messung des Druckabfalls pro Tunnellänge stromab vom Brand, Vergleich mit den Ergebnissen aus dem Modell Kapitel 3.1.5 und 3.1.6.

Es ist zu erwarten, dass nur sehr kleine Druckdifferenzen über Distanzen von 100 bis 500 m gemessen werden können. Dennoch kann aufgrund der separaten Messung der Zustände mit und ohne Brand eine Genauigkeit erreicht werden, die für die Validierung des Modells genügend erscheint.

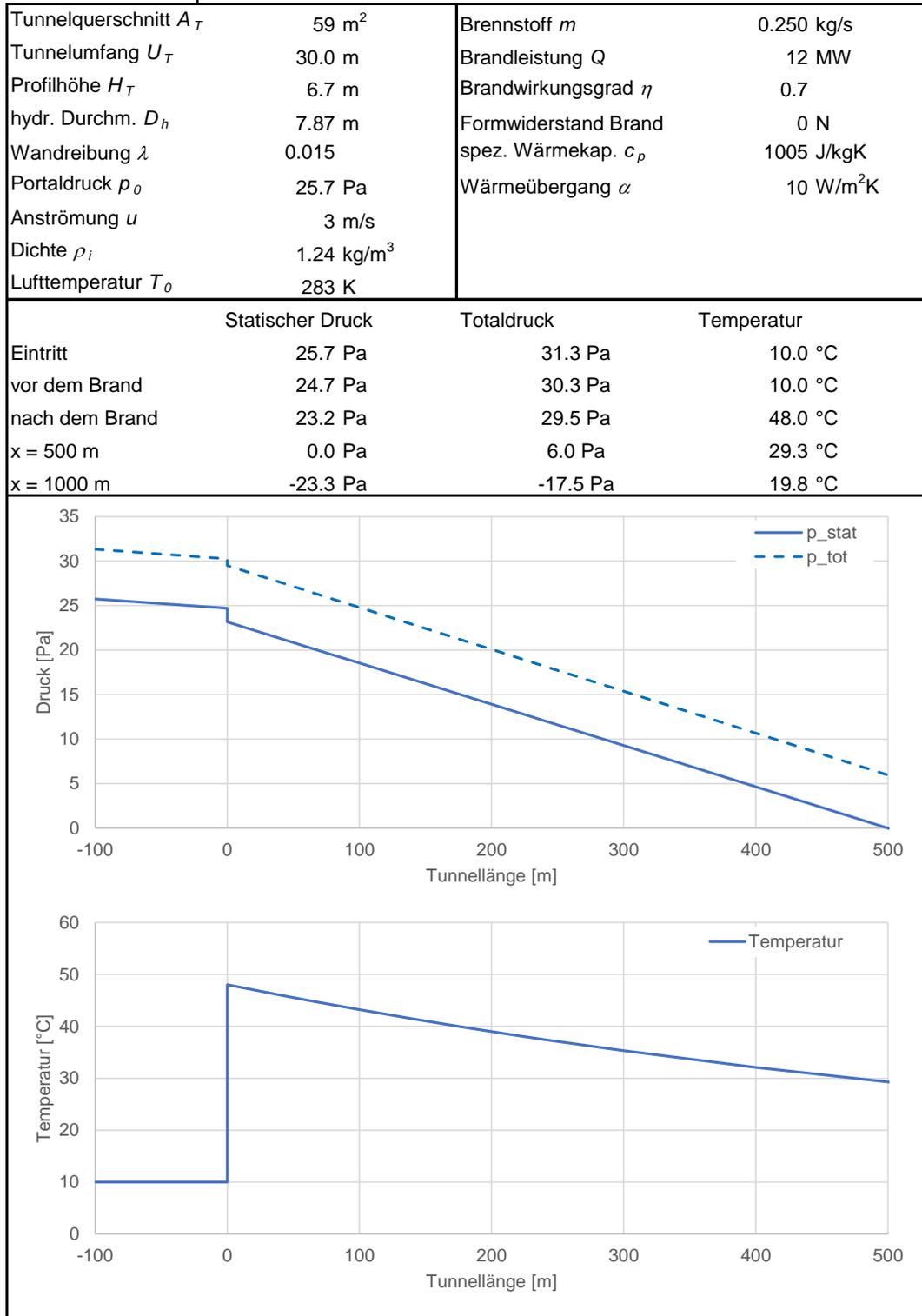
## Anhänge

<b>I</b>	<b>Parametervariation zum analytischen Modell .....</b>	<b>117</b>
<b>II</b>	<b>Vereinfachtes Berechnungsmodell .....</b>	<b>123</b>
<b>III</b>	<b>Beispieldatei FDS .....</b>	<b>125</b>
<b>IV</b>	<b>Datenblätter der Lüftungsberechnung .....</b>	<b>129</b>
<b>V</b>	<b>Grundlagen der Richtlinie Lüftung.....</b>	<b>133</b>



# I Parametervariation zum analytischen Modell

## Druck- und Temperaturverlauf mit einem Brand im Tunnel



**Abb. 79** Modell für den Temperatur- und Druckverlauf im Tunnel

Druck- und Temperaturverlauf mit einem Brand im Tunnel

Tunnelquerschnitt $A_T$	59 m <sup>2</sup>	Brennstoff $m$	0.250 kg/s
Tunnelumfang $U_T$	30.0 m	Brandleistung $Q$	12 MW
Profilhöhe $H_T$	6.7 m	Brandwirkungsgrad $\eta$	0.7
hydr. Durchm. $D_h$	7.87 m	Formwiderstand Brand	0 N
Wandreibung $\lambda$	0.015	spez. Wärmekap. $c_p$	1005 J/kgK
Portaldruck $p_0$	24.7 Pa	Wärmeübergang $\alpha$	50 W/m <sup>2</sup> K
Anströmung $u$	3 m/s		
Dichte $\rho_i$	1.24 kg/m <sup>3</sup>		
Lufttemperatur $T_0$	283 K		

	Statischer Druck	Totaldruck	Temperatur
Eintritt	24.7 Pa	30.3 Pa	10.0 °C
vor dem Brand	23.7 Pa	29.2 Pa	10.0 °C
nach dem Brand	22.1 Pa	28.5 Pa	48.0 °C
x = 500 m	0.0 Pa	5.6 Pa	11.3 °C
x = 1000 m	-23.3 Pa	-17.7 Pa	10.0 °C

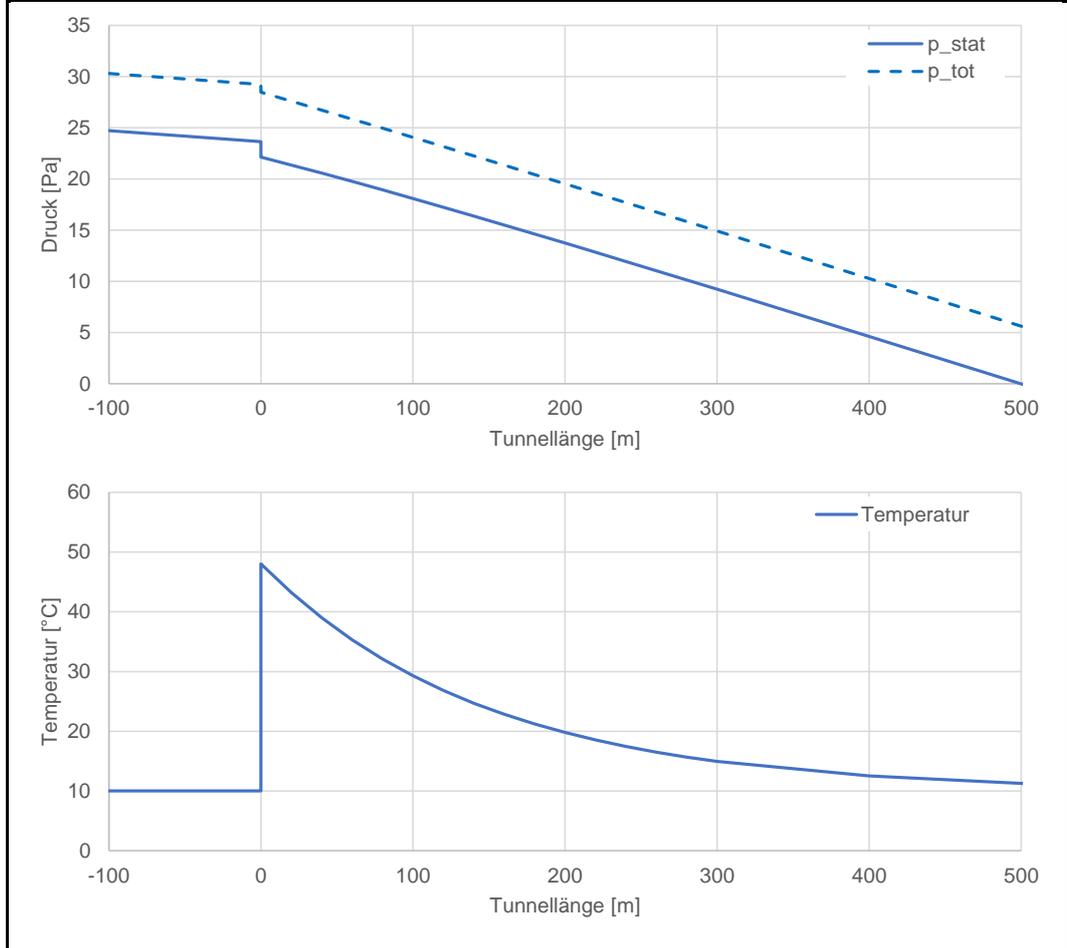
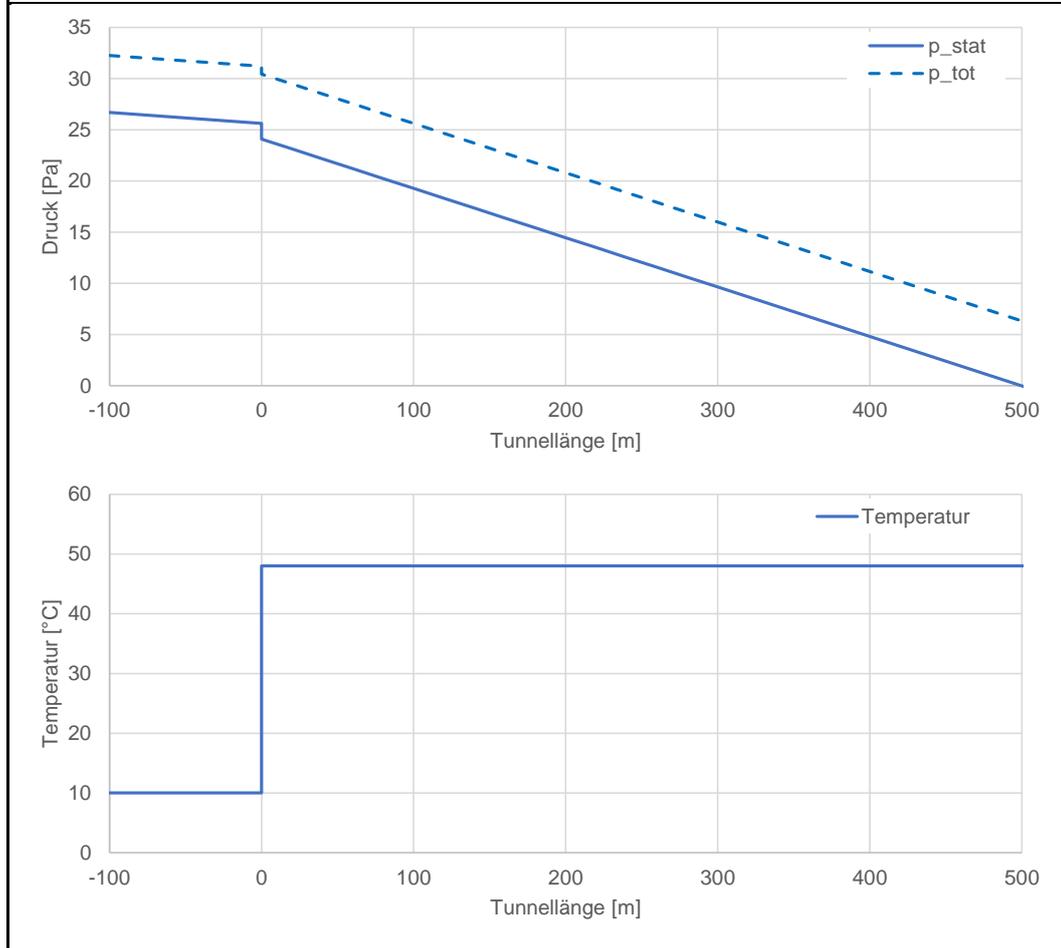


Abb. 80 Parametervariation: erhöhter Wärmeübergang

## Druck- und Temperaturverlauf mit einen Brand im Tunnel

Tunnelquerschnitt $A_T$	59 m <sup>2</sup>	Brennstoff $m$	0.250 kg/s
Tunnelumfang $U_T$	30.0 m	Brandleistung $Q$	12 MW
Profilhöhe $H_T$	6.7 m	Brandwirkungsgrad $\eta$	0.7
hydr. Durchm. $D_h$	7.87 m	Formwiderstand Brand	0 N
Wandreibung $\lambda$	0.015	spez. Wärmekap. $c_p$	1005 J/kgK
Portaldruck $p_0$	26.7 Pa	Wärmeübergang $\alpha$	0.000001 W/m <sup>2</sup> K
Anströmung $u$	3 m/s		
Dichte $\rho_i$	1.24 kg/m <sup>3</sup>		
Lufttemperatur $T_0$	283 K		

	Statischer Druck	Totaldruck	Temperatur
Eintritt	26.7 Pa	32.3 Pa	10.0 °C
vor dem Brand	25.6 Pa	31.2 Pa	10.0 °C
nach dem Brand	24.1 Pa	30.4 Pa	48.0 °C
x = 500 m	0.0 Pa	6.3 Pa	48.0 °C
x = 1000 m	-24.1 Pa	-17.8 Pa	48.0 °C



**Abb. 81** Parametervariation: geringer Wärmeübergang (adiabat)

Druck- und Temperaturverlauf mit einem Brand im Tunnel

Tunnelquerschnitt $A_T$	59 m <sup>2</sup>	Brennstoff $m$	0.250 kg/s
Tunnelumfang $U_T$	30.0 m	Brandleistung $Q$	12 MW
Profilhöhe $H_T$	6.7 m	Brandwirkungsgrad $\eta$	0.7
hydr. Durchm. $D_h$	7.87 m	Formwiderstand Brand	0 N
Wandreibung $\lambda$	0	spez. Wärmekap. $c_p$	1005 J/kgK
Portaldruck $p_0$	18.8 Pa	Wärmeübergang $\alpha$	10 W/m <sup>2</sup> K
Anströmung $u$	3 m/s		
Dichte $\rho_i$	1.24 kg/m <sup>3</sup>		
Lufttemperatur $T_0$	283 K		

	Statischer Druck	Totaldruck	Temperatur
Eintritt	18.8 Pa	24.4 Pa	10.0 °C
vor dem Brand	18.8 Pa	24.4 Pa	10.0 °C
nach dem Brand	17.3 Pa	23.7 Pa	48.0 °C
x = 500 m	0.0 Pa	6.0 Pa	29.3 °C
x = 1000 m	-17.7 Pa	-11.9 Pa	19.8 °C

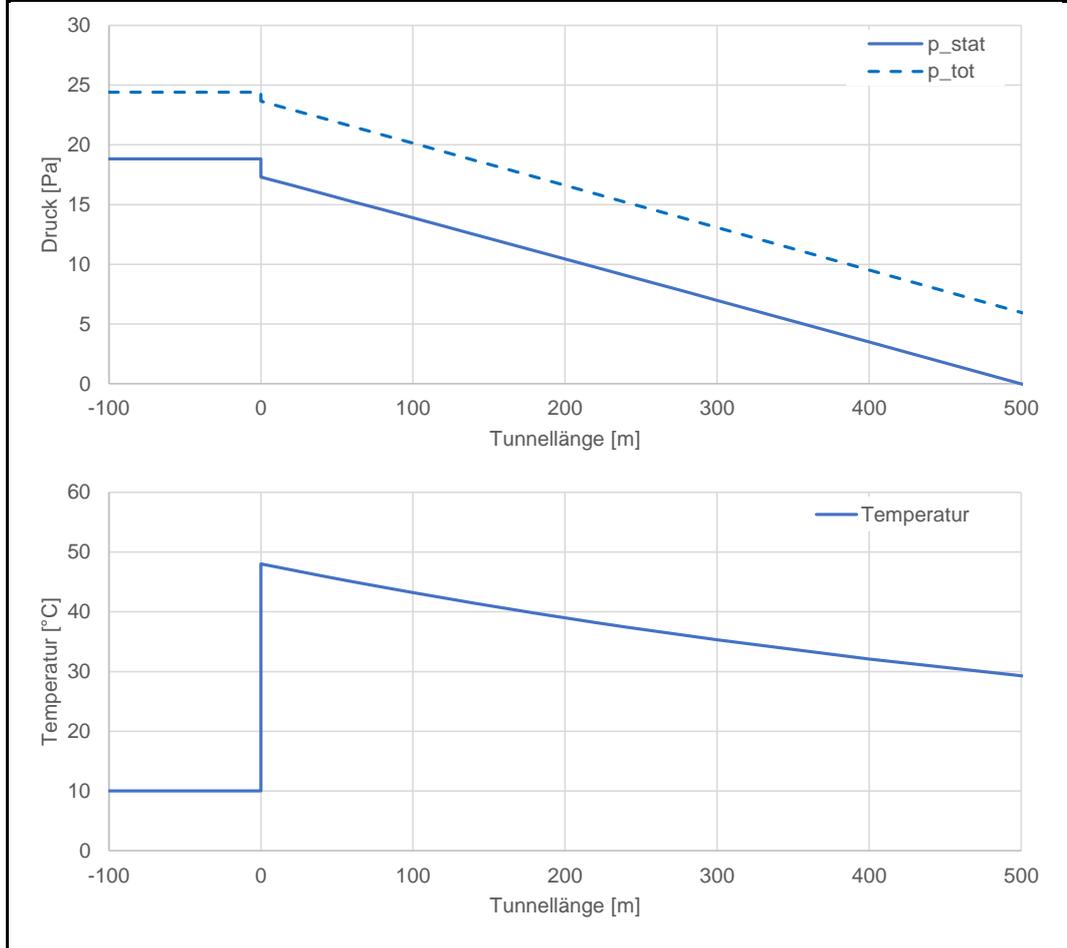


Abb. 82 Parametervariation: Wandreibungsfaktor  $\lambda = 0$

## Druck- und Temperaturverlauf mit einen Brand im Tunnel

Tunnelquerschnitt $A_T$	59 m <sup>2</sup>	Brennstoff $m$	0.000 kg/s
Tunnelumfang $U_T$	30.0 m	Brandleistung $Q$	0 MW
Profilhöhe $H_T$	6.7 m	Brandwirkungsgrad $\eta$	0.7
hydr. Durchm. $D_h$	7.87 m	Formwiderstand Brand	0 N
Wandreibung $\lambda$	0.015	spez. Wärmekap. $c_p$	1005 J/kgK
Portaldruck $p_0$	6.4 Pa	Wärmeübergang $\alpha$	10 W/m <sup>2</sup> K
Anströmung $u$	3 m/s		
Dichte $\rho_i$	1.24 kg/m <sup>3</sup>		
Lufttemperatur $T_0$	283 K		

	Statischer Druck	Totaldruck	Temperatur
Eintritt	6.4 Pa	12.0 Pa	10.0 °C
vor dem Brand	5.3 Pa	10.9 Pa	10.0 °C
nach dem Brand	5.3 Pa	10.9 Pa	10.0 °C
x = 500 m	0.0 Pa	5.6 Pa	10.0 °C
x = 1000 m	-5.3 Pa	0.3 Pa	10.0 °C

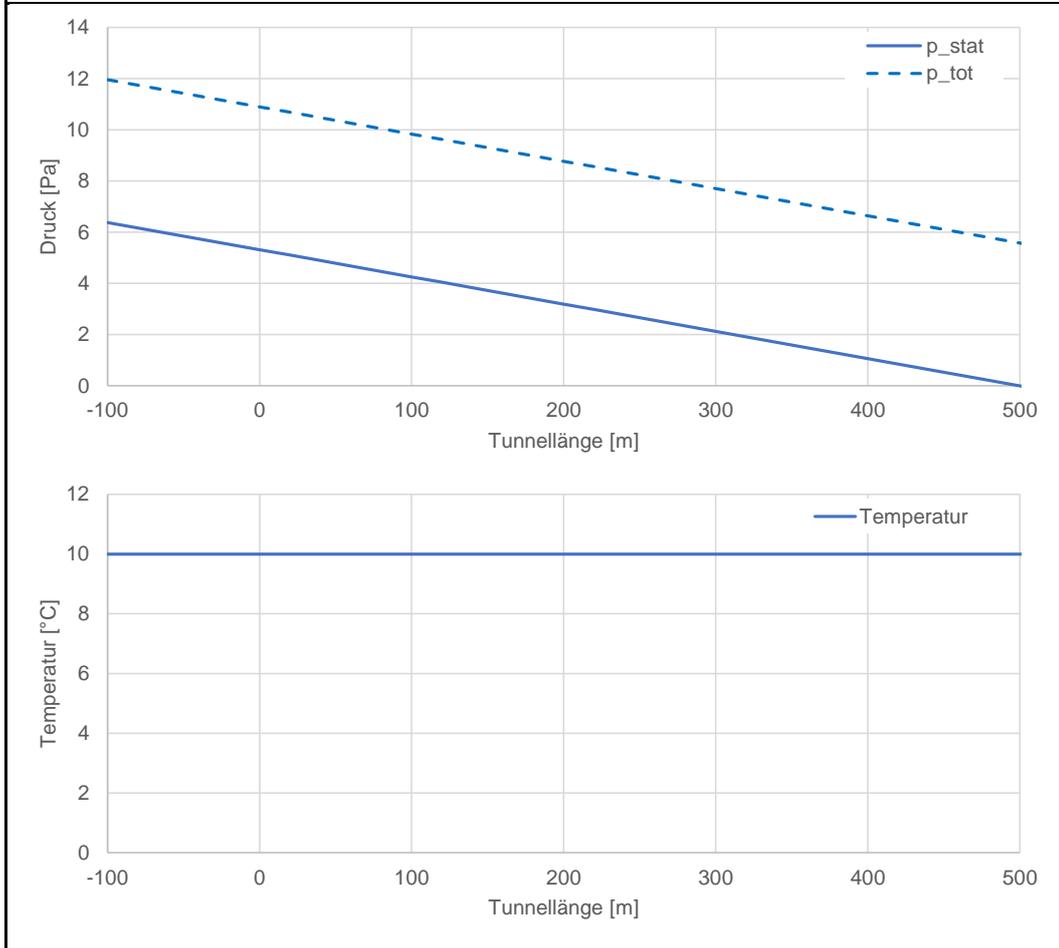


Abb. 83 Parametervariation: ohne Brand



## II Vereinfachtes Berechnungsmodell

Der Massenstrom des Brandguts hat nur einen sehr geringen Einfluss auf den Strömungswiderstand eines Tunnelbrandes. Wird in den Gleichungen des Modells aus Kapitel 3.1 der Massenstrom des Brandguts vernachlässigt, so lässt sich das Berechnungsmodell in einer kompakteren Formulierung darstellen, vgl. Riess et al. (2020) [90]:

Die Variation des statischen Drucks durch die Wandreibung in der Anströmung ergibt sich zu

$$\Delta p_{0-1} = -\frac{\rho_i}{2} \cdot u^2 \cdot \frac{\lambda L_1}{D_h} \quad (80)$$

Die Änderung des statischen Drucks am Brandort vereinfacht sich zu

$$\Delta p_{1-2} = -\frac{Q_c u}{c_p A_T T_0} \quad (81)$$

Die Änderung des statischen Drucks in der Abströmung vom Brand ergibt sich aus drei Komponenten:

- Die Wandreibung entspricht dem Ansatz in der Anströmung. Allerdings sind die Strömungsgeschwindigkeit erhöht und die Dichte reduziert. Daraus ergibt sich ein erhöhter Druckabfall.

$$\Delta p_{2-3A} = -\frac{\rho_i}{2} \cdot u^2 \cdot \frac{\lambda}{D_h} \cdot \left[ \frac{Q_c}{\alpha U_T T_0} \left( 1 - \exp\left(-\frac{\alpha U_T L_3}{\rho_0 u_0 A_T c_p}\right) \right) + L_3 \right] \quad (82)$$

- Der Rückgewinn des statischen Drucks durch die Abkühlung und die daraus folgende Verzögerung der Strömung ergibt sich als

$$\Delta p_{2-3B} = \frac{Q_c u}{c_p A_T T_0} \left( 1 - \exp\left(-\frac{\alpha U_T L_3}{\rho_0 u_0 A_T c_p}\right) \right) \quad (83)$$

- Der zusätzliche statische Druckverlust durch die Temperaturschichtung (Reibung und Energiedissipation in der Sekundärströmung) wurde aus den CFD Simulationen bestimmt. In den Simulationen ist ein geringer Massenstrom des Brandguts (Methan) enthalten. Der Druckverlust ergibt sich aus

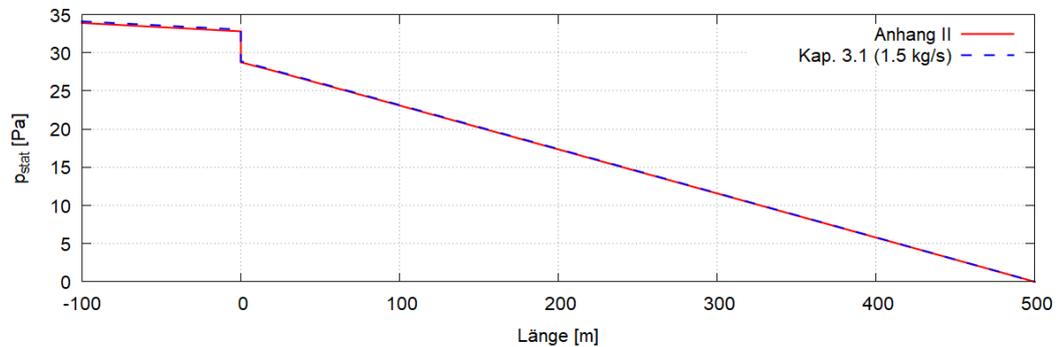
$$\Delta p_{2-3C} = -1.894 \cdot \frac{Q^{0.315} u^{1.136} H_T^{0.608}}{A_T^{1.295}} \cdot \frac{L_3}{500m} [Pa] \quad (84)$$

mit

$A_T$	[m <sup>2</sup> ]	Querschnittfläche des Tunnels
$c_p$	[W/kgK]	Spezifische Wärmekapazität bei konstantem Druck
$D_h$	[m]	Hydraulischer Durchmesser
$H_T$	[m]	Höhe des Tunnelprofils
$L$	[m]	Länge, siehe Abb. 7
$Q$	[W]	Brandleistung
$Q_c$	[W]	Konvektiver Anteil der Brandleistung

$u$	[m/s]	Strömungsgeschwindigkeit der Anströmung zum Brand
$U_T$	[m]	Umfang des Tunnelprofils
$\Delta p$	[Pa]	Druckdifferenz
$T_0$	[K]	Temperatur der Anströmung zum Brand
$\alpha$	[W/m <sup>2</sup> K]	Wärmeübergangskoeffizient
$\lambda$	[-]	Rohrreibungskoeffizient
$\rho_i$	[kg/m <sup>3</sup> ]	Luftdichte der kalten Anströmung zum Brand

Abb. 84 zeigt die Verteilung des statischen Drucks im Tunnel für einen 30 MW-Brand in einem zweispurigen Tunnel mit Hufeisenprofil und 3 m/s Anströmung. Dargestellt ist der Vergleich mit (Kapitel 3.1) und ohne (Anhang II) einem Massenstrom des Brandguts. Für den Massenstrom des Brandguts wird ein Wert von 1.5 kg/s angenommen, aus dem Heizwert für trockenes Holz. Der Unterschied für den Strömungswiderstand des Brandes beträgt nur 0.2 Pa (0.6%).



**Abb. 84** Vergleich der Druckverteilung mit und ohne Massenstrom des Brandguts

### III Beispieldatei FDS

```
! Tunnel mit Lachenbrand
! Datum 2019-04-18 /RIEI
! FDS Version 6.7.0
```

```
&HEAD CHID      ='V070Q30RE2u25hb0'
      TITLE     ='Tunnel mit Brand' /
```

---

```
! Allgemeine Definitionen
```

```
&MISC RESTART   = F
      SURF_DEFAULT='Wand'
      GVEC        = 0.,0.,-9.81
      SIMULATION_MODE='VLES'
      NEAR_WALL_TURBULENCE_MODEL='WALE'
      CONSTANT_SPECIFIC_HEAT_RATIO=F
      STRATIFICATION   = F
      SUPPRESSION      = F
      CFL_VELOCITY_NORM = 1
      FLUX_LIMITER     = 'CHARM' /
&TIME T_BEGIN   = -60.00
      T_END     = 200.00/
```

---

```
! Gitter
```

```
&MESH ID='MESH1', IJK=1050,30,16, XB=-150.00,200.00,-5.00,5.00,0.00,5.50/
```

---

```
! Vorgaben für die Tunnelwand und -fahrbahn
```

```
&MATL ID          ='Beton'
      DENSITY      = 2100.0
      CONDUCTIVITY = 1.00
      SPECIFIC_HEAT = 0.88/
```

```
&SURF ID          ='Wand'
      MATL_ID      ='Beton'
      COLOR        ='SLATE GRAY'
```

```
ROUGHNESS = 0.005
THICKNESS = 1.0/
```

---

```
! Ein- und Austritt durch HVAC definiert (stabiler als Inlet/Outlet Randbedingungen)
```

```
&VENT SURF_ID   ='HVAC', ID='in_tunnel', XB=-150.00,-150.00,-5.00,5.00,0.00,5.50/ Vent
&VENT SURF_ID   ='HVAC', ID='out_tunnel', XB= 200.00, 200.00,-5.00,5.00,0.00,5.50/ Vent
```

```
&HVAC ID='TUNNEL_HVAC_in_1_n',TYPE_ID='NODE',DUCT_ID='TUNNEL_HVAC_in_1_d', AMBIENT=.TRUE. , XYZ=-
200,0,0,LOSS=0.0,0.0/
&HVAC ID='TUNNEL_HVAC_in_1_d',TYPE_ID='DUCT',NODE_ID='TUNNEL_HVAC_in_1_n','TUNNEL_HVAC_in_2_n',
FAN_ID='FAN',AREA=55.0, LENGTH=50.,LOSS=0.0,0.0,PERIMETER=31.0,ROUGHNESS=0.005/
&HVAC ID='TUNNEL_HVAC_in_2_n',TYPE_ID='NODE',DUCT_ID='TUNNEL_HVAC_in_1_d', VENT_ID='in_tunnel' , XYZ=-
150,0,0,LOSS=0.0,0.0/
```

```
&HVAC TYPE_ID='FAN',ID='FAN',VOLUME_FLOW=137.5, LOSS=0.0/ 2.5 m/s
```

```
&HVAC ID='TUNNEL_HVAC_out_1_n',TYPE_ID='NODE',DUCT_ID='TUNNEL_HVAC_out_1_d',
VENT_ID='out_tunnel',XYZ=200,0,0,LOSS=0.0,0.0/
&HVAC ID='TUNNEL_HVAC_out_1_d',TYPE_ID='DUCT',NODE_ID='TUNNEL_HVAC_out_
1_n','TUNNEL_HVAC_out_2_n', AREA=55.0, LENGTH=50.,LOSS=0.0,0.0,PERIMETER=31.0,ROUGHNESS=0.005/
&HVAC ID='TUNNEL_HVAC_out_2_n',TYPE_ID='NODE',DUCT_ID='TUNNEL_HVAC_out_1_d',
AMBIENT=.TRUE.,XYZ=250,0,0,LOSS=0.0,0.0/
```

---

```
! Definition des Brandes
```

```
&REAC FUEL      ='PROPANE', SOOT_YIELD=0.05 /
&RADI RADIATION = .TRUE./
```

```
&SURF ID        ='Fire'
COLOR           ='RED'
HRRPUA          =1250.
RAMP_Q          = 'fire_ramp' /
```

```
&RAMP ID        ='fire_ramp', T=   -60.0, F=0.0 /
&RAMP ID        ='fire_ramp', T=   -40.0, F=1.0 /
&RAMP ID        ='fire_ramp', T=   900.0, F=1.0 /
```

```
&OBST XB= 0.0, 6.0, -2.0, 2.0, 0.00, 0.1, SURF_IDS='Fire','INERT','INERT' /
```

---

! Vorgaben für die Ergebnisausgabe

&DUMP DT\_DEVC=1, DT\_HRR=1, DT\_SLCF=1 /

---

! Schnittebenen "Slicefile"

```
&SLCF QUANTITY='VELOCITY', VECTOR=.TRUE., PBX= -100.00/
&SLCF QUANTITY='VELOCITY', VECTOR=.TRUE., PBX=  10.00/
&SLCF QUANTITY='VELOCITY', VECTOR=.TRUE., PBX= 100.00/
&SLCF QUANTITY='VELOCITY', VECTOR=.TRUE., PBX=  0.00/
&SLCF QUANTITY='VELOCITY', VECTOR=.TRUE., PBZ=  2.50/
&SLCF QUANTITY='PRESSURE',  PBX=  0.00/
&SLCF QUANTITY='TEMPERATURE', PBX= 10.00/
&SLCF QUANTITY='TEMPERATURE', PBX=  0.00/
&SLCF QUANTITY='TEMPERATURE', PBZ=  2.50/
```

---

! Sensoren für den statischen Druck «gauge pressure», hier als Mittelwert über den Tunnelquerschnitt

```
&DEVC XB= -150,-150,-5.0,5.0,0.0,5.5, QUANTITY='PRESSURE', ID='Pressure-15', STATISTICS='MEAN' /
&DEVC XB= -140,-140,-5.0,5.0,0.0,5.5, QUANTITY='PRESSURE', ID='Pressure-14', STATISTICS='MEAN' /
&DEVC XB= -130,-130,-5.0,5.0,0.0,5.5, QUANTITY='PRESSURE', ID='Pressure-13', STATISTICS='MEAN' /
&DEVC XB= -120,-120,-5.0,5.0,0.0,5.5, QUANTITY='PRESSURE', ID='Pressure-12', STATISTICS='MEAN' /
&DEVC XB= -110,-110,-5.0,5.0,0.0,5.5, QUANTITY='PRESSURE', ID='Pressure-11', STATISTICS='MEAN' /
&DEVC XB= -100,-100,-5.0,5.0,0.0,5.5, QUANTITY='PRESSURE', ID='Pressure-10', STATISTICS='MEAN' /
&DEVC XB= -090,-090,-5.0,5.0,0.0,5.5, QUANTITY='PRESSURE', ID='Pressure-09', STATISTICS='MEAN' /
&DEVC XB= -080,-080,-5.0,5.0,0.0,5.5, QUANTITY='PRESSURE', ID='Pressure-08', STATISTICS='MEAN' /
&DEVC XB= -070,-070,-5.0,5.0,0.0,5.5, QUANTITY='PRESSURE', ID='Pressure-07', STATISTICS='MEAN' /
&DEVC XB= -060,-060,-5.0,5.0,0.0,5.5, QUANTITY='PRESSURE', ID='Pressure-06', STATISTICS='MEAN' /
&DEVC XB= -050,-050,-5.0,5.0,0.0,5.5, QUANTITY='PRESSURE', ID='Pressure-05', STATISTICS='MEAN' /
&DEVC XB= -040,-040,-5.0,5.0,0.0,5.5, QUANTITY='PRESSURE', ID='Pressure-04', STATISTICS='MEAN' /
&DEVC XB= -030,-030,-5.0,5.0,0.0,5.5, QUANTITY='PRESSURE', ID='Pressure-03', STATISTICS='MEAN' /
&DEVC XB= -020,-020,-5.0,5.0,0.0,5.5, QUANTITY='PRESSURE', ID='Pressure-02', STATISTICS='MEAN' /
&DEVC XB= -010,-010,-5.0,5.0,0.0,5.5, QUANTITY='PRESSURE', ID='Pressure-01', STATISTICS='MEAN' /
&DEVC XB=  000,  000,-5.0,5.0,0.0,5.5, QUANTITY='PRESSURE', ID='Pressure000', STATISTICS='MEAN' /
&DEVC XB=  010,  010,-5.0,5.0,0.0,5.5, QUANTITY='PRESSURE', ID='Pressure001', STATISTICS='MEAN' /
&DEVC XB=  020,  020,-5.0,5.0,0.0,5.5, QUANTITY='PRESSURE', ID='Pressure002', STATISTICS='MEAN' /
&DEVC XB=  030,  030,-5.0,5.0,0.0,5.5, QUANTITY='PRESSURE', ID='Pressure003', STATISTICS='MEAN' /
&DEVC XB=  040,  040,-5.0,5.0,0.0,5.5, QUANTITY='PRESSURE', ID='Pressure004', STATISTICS='MEAN' /
&DEVC XB=  050,  050,-5.0,5.0,0.0,5.5, QUANTITY='PRESSURE', ID='Pressure005', STATISTICS='MEAN' /
```

```
&DEVC XB= 060, 060,-5.0,5.0,0.0,5.5, QUANTITY='PRESSURE', ID='Pressure006', STATISTICS='MEAN' /  
&DEVC XB= 070, 070,-5.0,5.0,0.0,5.5, QUANTITY='PRESSURE', ID='Pressure007', STATISTICS='MEAN' /  
&DEVC XB= 080, 080,-5.0,5.0,0.0,5.5, QUANTITY='PRESSURE', ID='Pressure008', STATISTICS='MEAN' /  
&DEVC XB= 090, 090,-5.0,5.0,0.0,5.5, QUANTITY='PRESSURE', ID='Pressure009', STATISTICS='MEAN' /  
&DEVC XB= 100, 100,-5.0,5.0,0.0,5.5, QUANTITY='PRESSURE', ID='Pressure010', STATISTICS='MEAN' /  
&DEVC XB= 110, 110,-5.0,5.0,0.0,5.5, QUANTITY='PRESSURE', ID='Pressure011', STATISTICS='MEAN' /  
&DEVC XB= 120, 120,-5.0,5.0,0.0,5.5, QUANTITY='PRESSURE', ID='Pressure012', STATISTICS='MEAN' /  
&DEVC XB= 130, 130,-5.0,5.0,0.0,5.5, QUANTITY='PRESSURE', ID='Pressure013', STATISTICS='MEAN' /  
&DEVC XB= 140, 140,-5.0,5.0,0.0,5.5, QUANTITY='PRESSURE', ID='Pressure014', STATISTICS='MEAN' /  
&DEVC XB= 150, 150,-5.0,5.0,0.0,5.5, QUANTITY='PRESSURE', ID='Pressure015', STATISTICS='MEAN' /  
&DEVC XB= 160, 160,-5.0,5.0,0.0,5.5, QUANTITY='PRESSURE', ID='Pressure016', STATISTICS='MEAN' /  
&DEVC XB= 170, 170,-5.0,5.0,0.0,5.5, QUANTITY='PRESSURE', ID='Pressure017', STATISTICS='MEAN' /  
&DEVC XB= 180, 180,-5.0,5.0,0.0,5.5, QUANTITY='PRESSURE', ID='Pressure018', STATISTICS='MEAN' /  
&DEVC XB= 190, 190,-5.0,5.0,0.0,5.5, QUANTITY='PRESSURE', ID='Pressure019', STATISTICS='MEAN' /  
&DEVC XB= 200, 200,-5.0,5.0,0.0,5.5, QUANTITY='PRESSURE', ID='Pressure020', STATISTICS='MEAN' /
```

---

! Periodisches Abspeichern der Zwischenergebnisse für einen allfälligen Neustart

&DUMP DT\_RESTART=60./

---

! Dateiende

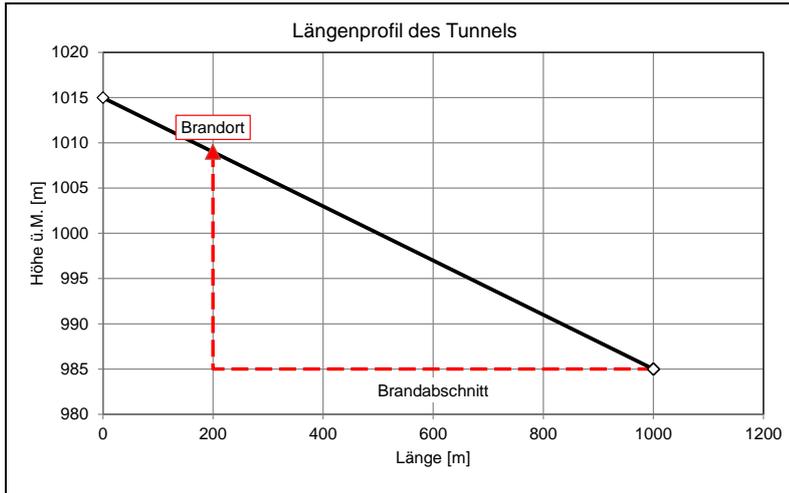
&TAIL /

## IV Datenblätter der Lüftungsberechnung

### Daten der Lüftungsberechnung

Objekt: Tunnel A

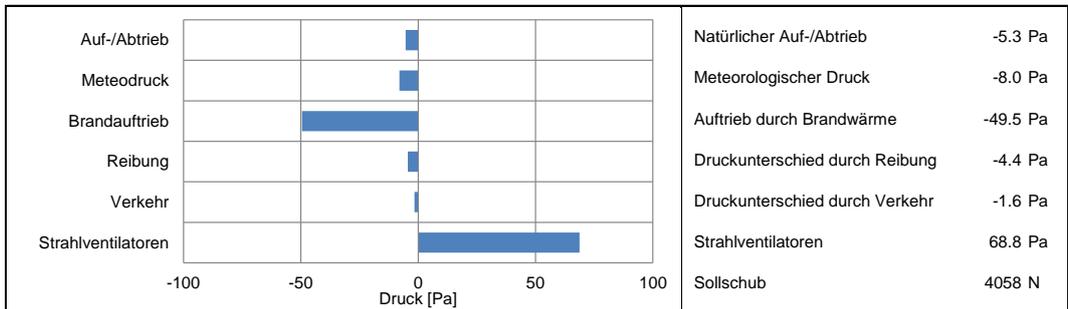
Geometrie	Verkehr	Meteorologie	Strahlventilatoren
Tunnellänge	Verkehr MSV	Natürlicher Auftrieb	Lafraddurchmesser
Steigung	Anteil Lw	Aussentemperatur	Standschub
Höhe ü.M.	Geschwindigkeit	Innentemperatur	Volumenstrom
Querschnitt $A_T$	Verkehrsart	Temp.-Differenz	Strömungsgeschw.
$A_T$ bei SV	Anzahl Fz im Tunnel	Dichte $\rho$	Einbauwirkungsgrad
hydr. Durchmesser	$c_w A(Pw)$	Meteorodruck rechts	SV pro Gruppe
Lage des Tunnels	$c_w A(Lw)$		
Reibungsbeiwert			



Brand	
Brandleistung	30 MW
Brandort	200 m
Brandabschnitt	800 m
$\Delta T$ Brand	65 K
Anteil Auftrieb	100%
Steigung	-3.00%

Lüftungsbetrieb	
Abluftmenge	0 m <sup>3</sup> /s
Strömung links	1.5 m/s
Strömung rechts	1.5 m/s



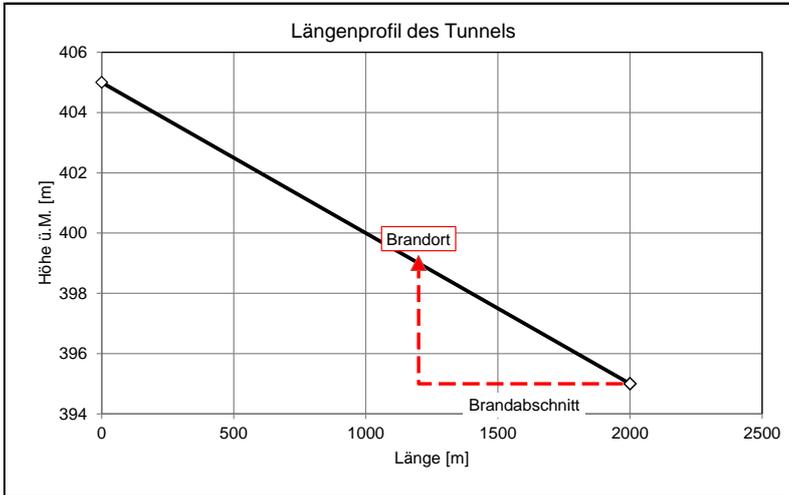
Ergebnis:	
Berechnete Anzahl Strahlventilatoren	6.1
Anzahl Strahlventilatoren ohne Redundanz	6
Anzahl Strahlventilatoren mit Redundanz	8
Bei Anordnung in gleichen 2-er Gruppen	8

Abb. 85 Auslegung Tunnel A, Basis

**Daten der Lüftungsberechnung**

**Objekt: Tunnel B**

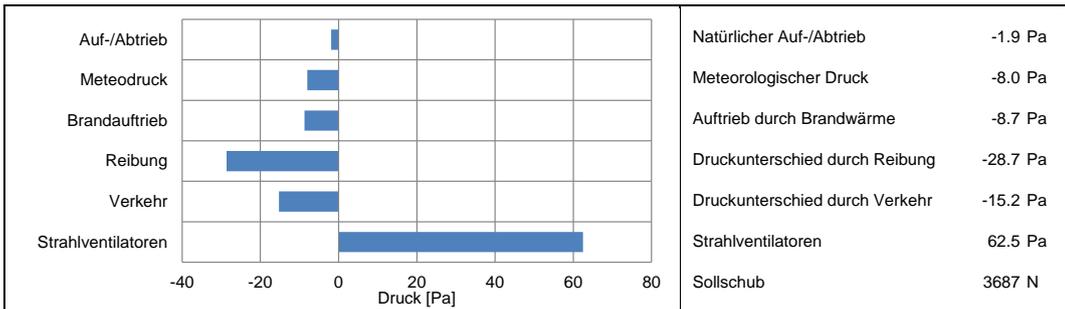
Geometrie		Verkehr		Meteorologie		Strahlventilatoren	
Tunnellänge	2000 m	Verkehr MSV	2200 Fz/h	Natürlicher Auftrieb	-4.0 °C	Laufreddurchmesser	800 mm
Steigung	-0.50%	Anteil Lw	8%	Aussentemperatur	0.4 °C	Standanschub	995 N
Höhe ü.M.	400 m	Geschwindigkeit	100 km/h	Innentemperatur	4.4 K	Volumenstrom	20.4 m <sup>3</sup> /s
Querschnitt A <sub>T</sub>	59 m <sup>2</sup>	Verkehrsart	RV1	Temp.-Differenz	1.18 kg/m <sup>3</sup>	Strömungsgeschw.	40.6 m/s
A <sub>T</sub> bei SV	59 m <sup>2</sup>	Anzahl Fz im Tunnel	136 Fz	Dichte ρ	8.0 Pa	Einbauwirkungsgrad	75%
hydr. Durchmesser	7.87 m	c <sub>w</sub> A(Pw)	0.9 m <sup>2</sup>	Metoeodruck rechts		SV pro Gruppe	2
Lage des Tunnels	Mittelland	c <sub>w</sub> A(Lw)	5.2 m <sup>2</sup>				
Reibungsbeiwert	0.015						



Brand	
Brandleistung	30 MW
Brandort	1200 m
Brandabschnitt	800 m
ΔT Brand	65 K
Anteil Auftrieb	100%
Steigung	-0.5%

Lüftungsbetrieb	
Abluftmenge	0 m <sup>3</sup> /s
Strömung links	3.0 m/s
Strömung rechts	3.0 m/s



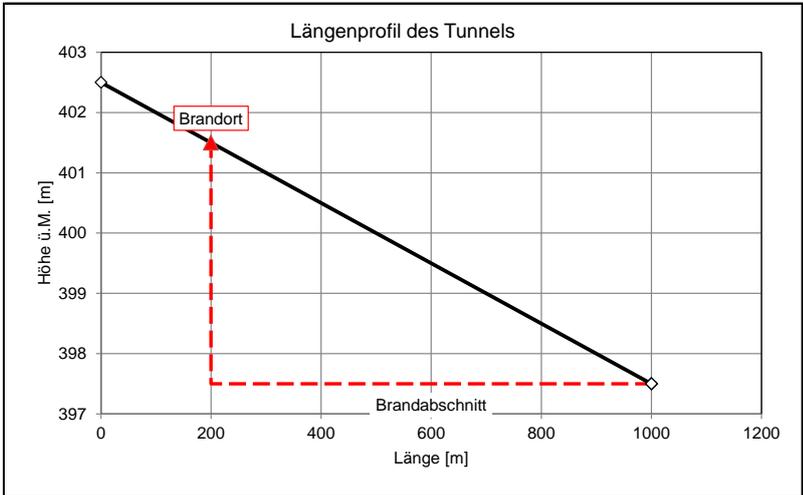
Ergebnis:	
Berechnete Anzahl Strahlventilatoren	5.4
Anzahl Strahlventilatoren ohne Redundanz	5
Anzahl Strahlventilatoren mit Redundanz	7
Bei Anordnung in gleichen 2-er Gruppen	8

**Abb. 86** Auslegung Tunnel B, Basis

**Daten der Lüftungsberechnung**

**Objekt: Tunnel C**

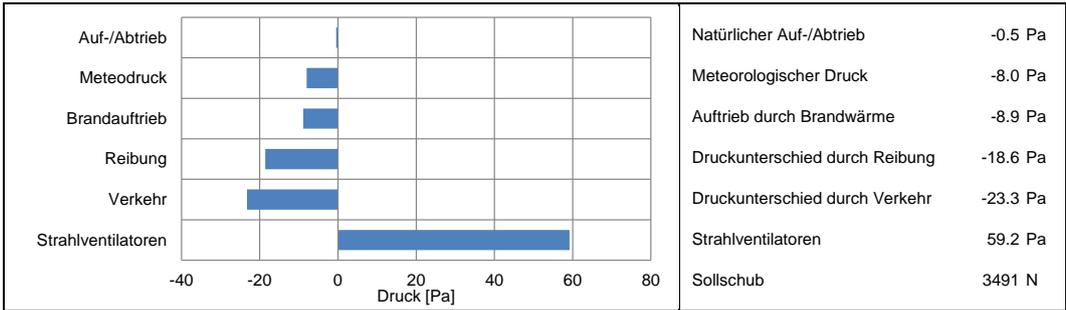
Geometrie		Verkehr		Meteorologie		Strahlventilatoren	
Tunnellänge	1000 m	Verkehr MSV	833 Fz/h	Natürlicher Auftrieb	-4.0 °C	Laufreddurchmesser	800 mm
Steigung	-0.50%	Anteil Lw	8%	Aussentemperatur	-1.8 °C	Standanschub	995 N
Höhe ü.M.	400 m	Geschwindigkeit	60 km/h	Innentemperatur	2.2 K	Volumenstrom	20.4 m <sup>3</sup> /s
Querschnitt A <sub>T</sub>	59 m <sup>2</sup>	Verkehrsart	RV2	Temp.-Differenz	1.18 kg/m <sup>3</sup>	Strömungsgeschw.	40.6 m/s
A <sub>T</sub> bei SV	59 m <sup>2</sup>	Anzahl Fz im Tunnel	208 Fz	Dichte ρ	8.0 Pa	Einbauwirkungsgrad	75%
hydr. Durchmesser	7.87 m	c <sub>w</sub> A(Pw)	0.9 m <sup>2</sup>	Meteodruck rechts		SV pro Gruppe	2
Lage des Tunnels	Mittelland	c <sub>w</sub> A(Lw)	5.2 m <sup>2</sup>				
Reibungsbeiwert	0.015						



Brand	
Brandleistung	30 MW
Brandort	200 m
Brandabschnitt	800 m
ΔT Brand	65 K
Anteil Auftrieb	100%
Steigung	-0.5%

Lüftungsbetrieb	
Abluftmenge	0 m <sup>3</sup> /s
Strömung links	3.0 m/s
Strömung rechts	3.0 m/s



Ergebnis:	
Berechnete Anzahl Strahlventilatoren	5.2
Anzahl Strahlventilatoren ohne Redundanz	5
Anzahl Strahlventilatoren mit Redundanz	7
Bei Anordnung in gleichen 2-er Gruppen	8

**Abb. 87** Auslegung Tunnel C, Basis



## V Grundlagen der Richtlinie Lüftung

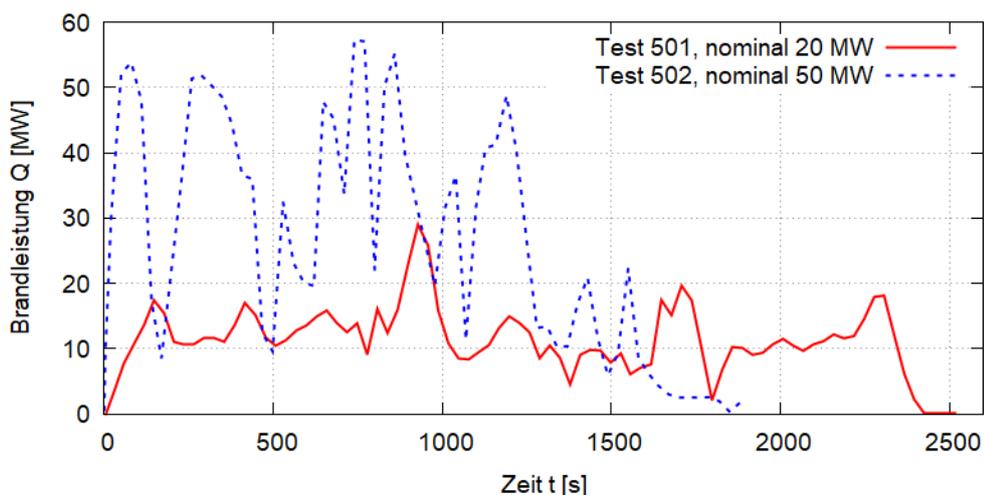
In diesem Abschnitt werden einige Grundlagen der Richtlinie Lüftung [1] vorgestellt. Diese Angaben sind vom Lüftungsplaner der Dimensionierung zugrunde zu legen. Die Angaben basieren auf Hinweisen von F. Zumsteg [91]. Er hat an der Erstellung der Richtlinie massgeblich mitgewirkt.

Vorzustellen ist, dass die Angaben in Kapitel 7.2.5 Szenarienanalyse das Hauptziel verfolgen, die Selbstrettung zu ermöglichen. Deshalb liegt der Fokus in der ersten Phase eines Ereignisses auf den instationären Vorgängen. Die geforderte Betrachtung von Szenarien soll insbesondere die Gefährdung von Personen durch einen unangemessenen Einsatz der Lüftung vermeiden.

Die Dimensionierungsgrundlagen, die in der Betrachtung von stationären Zuständen in Kapitel 6.1 dieses Berichts verwendet werden, betreffen die Vorgabe des Bemessungsbrandes und der Temperaturerhöhung. Die Vorgaben der Richtlinie, die um das Jahr 2000 entstanden, basieren bewusst nicht auf einer Angabe einer expliziten Brandleistung. Es war das Ziel, Angaben zu machen, die bei verschiedenen Projektverfassern zu gut vergleichbaren Auslegungen führen. Es sollten keine CFD-Rechnungen vorausgesetzt werden. Die Angabe einer Brandleistung für den Brand eines Lastwagens in Abb. 7.7 [1] wurde später ergänzt.

Der Bemessungsbrand ist charakterisiert durch eine mittlere Temperaturerhöhung über eine bestimmte Tunnellänge. Für Lüftung ohne Absaugung ist dies 65 K über 800 m. Die Temperaturerhöhung wurde aus Daten der Brandversuche am Memorial Tunnel [17] abgeleitet. Ausgewertet wurden die Versuche 501 (nominal 20 MW) und 502 (nominal 50 MW). Die Temperaturdaten wurden interpoliert für eine nominale Brandleistung von 30 MW.

Bei den Memorial Brandversuchen wurde die effektive Brandleistung durch eine Wägung der Brandtasse ermittelt. Bei den Versuchen ergab sich jeweils eine geringere Brandleistung als nominal vorgegeben war. Für den 20 MW-Test betrug die mittlere Brandleistung 12.4 MW, und für den 50 MW-Test betrug sie 32 MW. Der zeitliche Verlauf der Brandleistung ist in Abb. 88 über der Versuchsdauer von etwa 30 bzw. 40 min dargestellt.



**Abb. 88** Entwicklung der Brandleistung in den Memorial Tunnel Brandversuchen 501 und 502 [17]

Aus der Interpolation ergibt sich für den nominalen 30 MW-Brand der Richtlinie Lüftung eine effektive Brandleistung  $Q$  von 20 MW. Die konvektive Brandleistung ist durch Abzug des Anteils der Wärmestrahlung durch den Brandwirkungsgrad  $\eta$  nochmals geringer.

Für die vorliegende Arbeit bedeutet dies, dass in Kapitel 6.1 der «throttling effect» für den Vergleich mit der Lüftungsauslegung nach Richtlinie [1] mit einer effektiven Brandleistung  $Q$  von 20 MW berechnet wird. Eine umfangreiche Analyse von instationären Szenarien ist im Rahmen dieser Studie nicht möglich.

## Literaturverzeichnis

### Normen und Richtlinien

- 
- [1] Bundesamt für Strassen ASTRA (2008), **Lüftung der Strassentunnel**, *Richtlinie ASTRA 13001, V2.03*.
- 
- [2] Bundesamt für Strassen ASTRA (2019), **Fachhandbuch BSA**, *Ausgabe Januar 2019*
- 
- [3] Forschungsgesellschaft Strasse, Schiene und Verkehr FSV (2014), **Richtlinie Tunnelausrüstung, Belüftung, Grundlagen**, *RVS 09.02.31*.
- 
- [4] Forschungsgesellschaft Strasse und Verkehr FGSV (2015) **Richtlinien für die Ausstattung und den Betrieb von Strassentunneln**, *RABT-2015*.
- 
- [5] Centre d'Etudes des Tunnels (2003) **Les dossiers pilotes du CETU – Section 4.1 Ventilation**, *November 2003*
- 

### Weitere Literatur

- 
- [6] J. Tyndall (1867), **Sound**, *The Royal Institution of Great Britain, Longmans, Green and Co., London*.
- 
- [7] J.W.S. Rayleigh (1878), **The explanation of certain acoustical phenomena**, *Nature, July, pp. 319-321*
- 
- [8] H. Tennekes, J. Lumley (1972), **A first course in turbulence**, *MIT Press*
- 
- [9] H.H. Thomann (1975), **Strömungslehre I**, *AMIV-Verlag, Zürich*
- 
- [10] B. Magnussen, B. Hjertager (1977), **On mathematical modelling of turbulent combustion with special emphasis on soot formation and combustion**, *Int. Symposium on Combustion 16(1) pp. 719-729*
- 
- [11] C.C. Hwang, R.F. Chaiken (1978), **Effect of duct fires on the ventilation air velocity**, *Report 8311, US Department of the Interior, Bureau of Mines*.
- 
- [12] C.K. Lee, C.C. Hwang, J.M. Singer, R.F. Chaiken (1979), **Influence of passageway fires on ventilation flows**, *2. International Mine Ventilation Congress, Reno*.
- 
- [13] C.K. Lee, R.F. Chaiken, J.M. Singer (1979), **Interaction between duct fires and ventilation flow: an experimental study**, *Combustion Science and Technology 1979 Vol. 20, pp. 59-72*.
- 
- [14] C.K. Lee, R.F. Chaiken, J.M. Singer, M.E. Harris (1980), **Behavior of wood fires in model tunnels under forced ventilation flow**, *Report 8450, US Department of the Interior, Bureau of Mines*.
- 
- [15] J. Zierep (1987), **Grundzüge der Strömungslehre**, *G. Braun, Karlsruhe*
- 
- [16] T.K. Fannelop (1994), **Fluid Mechanics for Industrial Safety and Environmental Protection**, *Industrial Safety Series, Elsevier*
- 
- [17] Federal Highway Administration (1996), **Memorial Tunnel Fire Ventilation Test Program**, *Produced for the Massachusetts Highway Department Central Artery/Tunnel Project, Denver, USA*
- 
- [18] PIARC (1999), **Fire and smoke control in road tunnels**, *PIARC Bericht 05.05B*
- 
- [19] I. Riess, M. Bettelini, R. Brandt (2000), **Sprint – a design tool for fire ventilation**, *10. International Symposium Aerodynamics and Ventilation of Vehicle Tunnels, Boston*.
- 
- [20] J.P. Kunsch (2002), **Simple model for control of fire gases in a ventilated tunnel**, *Fire Safety Journal 37 (2002) 67-81*.
- 
- [21] I.E. Idelchik (2003), **Handbook of hydraulic resistance**, *3<sup>rd</sup> edition, Jaico Publishing House*
- 
- [22] K. Matveev (2003), **Thermoacoustic instabilities in the Rijke tube: experiments and modeling**, *PhD Thesis, California Institute of Technology, Pasadena*.
- 
- [23] A. Lönnermark, H. Ingason (2005), **Acoustic considerations regarding pulsations during large-scale fire tests in a tunnel**, *8. Int. Symp. Fire Safety Science, pp. 1473-1484*
- 
- [24] A. Lönnermark (2005), **On the characteristics of fires in tunnels**, *Doctoral Thesis, Department of Fire Safety Engineering, Lund University*.
- 
- [25] A. Beard, R. Carvel (2005), **The handbook of tunnel fire safety**, *Thomas Telford, London*
- 
- [26] M.E. Kim (2006), **A study on pulsation in Runehamar tunnel fire tests with forced longitudinal ventilation**, *Master Thesis, Worcester Polytechnic Institute*.
- 
- [27] R. Dutrieue, E. Jacques (2006), **Pressure loss caused by fire in a tunnel**, *12. International Symposium Aerodynamics and Ventilation of Vehicle Tunnels, Portoroz*.
- 
- [28] O. Vauquelin (2006), **Experimental simulations of fire-induced smoke control in tunnels using an “air-helium reduced scale model”**: principle, limitations, results and future, *Tunneling and Underground Space Technology 23 pp. 171-178*
-

- 
- [29] L.H. Hu, W. Peng, R. Huo (2008) **Critical wind velocity for arresting upwind gas and smoke dispersion induced by near-wall fire in a road tunnel**, *Journal of Hazardous Materials* 150, pp. 68-75.
- 
- [30] M.K. Cheong, M.J. Spearpoint, M. Fleischmann (2009), **Calibrating an FDS simulation of goods vehicle fire growth in a tunnel using the Runehamar fire experiment**, *Journal of Fire Protection Engineering*, Vol. 19, No.3, p. 177-196.
- 
- [31] S. Kilian, M. Münch (2009), **A new generalized domain decomposition strategy for the efficient parallel solution of the FDS-pressure equation Part I: theory, concept and implementation**, *ZIB-Report 09-19*, Konrad-Zuse-Zentrum für Informationstechnik Berlin
- 
- [32] S. Kilian, M. Münch (2009), **A new generalized domain decomposition strategy for the efficient parallel solution of the FDS-pressure equation Part II: verification and validation**, *ZIB-Report 09-20*, Konrad-Zuse-Zentrum für Informationstechnik Berlin
- 
- [33] C. Zulauf, P. Locher, B. Steinauer, G. Mayer, U. Zimmermann, W. Baltzer, W. Riepe, P. Kündig (2009) **Bewertung der Sicherheit von Strassentunneln**, *Berichte der Bundesanstalt für Strassenwesen B66*
- 
- [34] F. Colella, G. Rein, R. Borchiellini, J. Torero (2010), **A novel multiscale methodology for simulating tunnel ventilation flows during fires**, *Fire Technology*, Springer DOI: 10.1007/s10694-010-0144-2.
- 
- [35] M. Beyer (2010), **Betrachtung der Wärmefreisetzung im Brandfall**, *Bericht FVT-110/10/Be*, FVT Graz
- 
- [36] P. Weisenpacher, L. Halada, J. Glasa (2011) **Computer simulation of fire in a tunnel using parallel version of FDS**, *7. Mediterranean Combustion Symposium, Chia Laguna*.
- 
- [37] P. Kundu, I. Cohen, D. Dowling (2011), **Fluid Mechanics**, 5<sup>th</sup> Edition, Academic Press
- 
- [38] H. Ingason, A. Lönnemark, Y. Zhen Li (2012), **Model of ventilation flows during large tunnel fires**, *Tunneling and Underground Space Technology* 30, pp. 64-73
- 
- [39] E. Blanchard, P. Boulet, S. Desanghere, E. Cesmat, R. Meyrand, J.P. Garo, J.P. Vantelon (2012), **Experimental and numerical study of fire in a midscale test tunnel**, *Fire Safety Journal* 47, pp. 18–31
- 
- [40] J. Chen, Q. Bao (2012), **Digital image processing based fire flame color and oscillation frequency analysis**, *Procedia Engineering* 45, pp. 595-601
- 
- [41] L. Iannantuoni (2012), **Validation and assessment of a CFD methodology for fire safety engineering applications**, *PhD thesis, Department of Energy, Politecnico di Milano*
- 
- [42] M. Dahncke (2012), **Untersuchung der Möglichkeiten zum Einsatz von Open Source CFD Software für Strömungssimulationen im Bereich der Gebäudetechnik**, *Masterarbeit, Hochschule für angewandte Wissenschaften Hamburg*
- 
- [43] G. Maragos, P. Rauwoens, B. Merci (2012), **Application of FDS and FireFoam in large eddy simulations of a turbulent buoyant helium plume**, *Combustion Science and Technology*, 184 (7-8), pp. 1108-1120
- 
- [44] R. Känzig, S. Bieri, C. Ruckstuhl, P. Kägi (2013), **Synthesebericht der für MfM-U erstellten Studien über Lufthygiene und deren Auswirkungen 2001-2012**, *inNET Monitoring AG, Altdorf*
- 
- [45] EQUA Simulation AB (2014), **IDA Tunnel 1.1**, [www.equa.se](http://www.equa.se)
- 
- [46] W. Hirsch, E. Brandes (2014), **Gase und Dämpfe – Sicherheitstechnische Kenngrößen bei nicht-atmosphärischen Bedingungen**, Physikalisch-Technische Bundesanstalt, Braunschweig.
- 
- [47] Bundesamt für Strassen ASTRA (2014), **Risikokzept für Tunnel der Nationalstrassen**, *Dokumentation ASTRA 89005, V1.00*.
- 
- [48] M. Saurwein (2014), **Beurteilung der Effektivität der Schubeinbringung durch Strahlventilatoren in Tunneln mit Hilfe numerischer Modelle und Messungen**, *Masterarbeit, IVT, TU Graz*
- 
- [49] A. Vaitkevicius, F. Colella, R. Carvel (2014), **Rediscovering the throttling effect**, *6. International Symposium Tunnel Safety and Security, Marseille*.
- 
- [50] A. Vaitkevicius, R. Carvel, F. Colella (2015), **Investigating the throttling effect in tunnel fires**, *Fire Technology*, Springer, DOI: 10.1007/s10694-015-0512-z.
- 
- [51] H. Ingason, Y. Zhen Li, A. Lönnemark (2015), **Tunnel Fire Dynamics**, Springer DOI 10.1007/978-1-4939-2199-7.
- 
- [52] C. Fleming, G. Clark, K. Meeks, T. Wicht (2016), **The treatment of the throttling effect in incompressible 1-D solvers**, *8. International Conference Tunnel Safety and Ventilation, Graz*.
- 
- [53] C. Fleming, G. Clark (2016), **The treatment of the throttling effect in incompressible 1-D solvers**, *manuscript version made available under the CC-BY-NC-ND 4.0 license*
- 
- [54] V. Schröder, A. Askar, T. Tashqin, A.K. Habib (2016), **Sicherheitstechnische Eigenschaften von Erdgas-Wasserstoff-Gemischen**, Forschungsvorhaben 2539, Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung.
- 
- [55] Q. Li, Z. Fang, J. Yuan, Z. Tang (2016), **Numerical simulation on impacts of longitudinal ventilation on tunnel fire detection**, *Procedia Engineering* 135 (2016) pp. 274-279
-

- 
- [56] Q. Wang, F. Tang, L. Li, X. Zhang, C. Fan (2016), **Large eddy simulation on the effect of smoke exhaust openings arrangement on the smoke spread in tunnel fires**, *Procedia Engineering* 135 (2016) pp. 308-314
- 
- [57] G. Schmölzer (2016), **Tunnellüftungsanlagen und deren Regelung**, *Dissertation, IVT, TU Graz*
- 
- [58] E. Ang, G. Rein, J. Peirop, R. Harrison, I. Vermesi (2016), **Investigation of a computationally efficient multi-scale fire modelling method in longitudinally ventilated tunnels for FDS 6.1**, *Conference Fire and Evacuation Modelling Technical Conference, Spain, November 2016*
- 
- [59] I. Vermesi, G. Rein, F. Colella, M. Valkvist, G. Jomaas (2017), **Reducing the computational requirements for simulating tunnel fires by combining multiscale modelling and multiple processor calculation**, *Tunnelling and Underground Space Technology* 64, pp. 146-153
- 
- [60] C. Huang, M. Kumm (2017), **Numerical modelling of fire spread in an inclined tunnel using an open source CFD code**, *RISE Research Institute of Sweden*
- 
- [61] B. Husted, Y. Li, C. Huang, J. Anderson, R. Svensson, H. Ingason, M. Runefors, J. Wahlqvist (2017), **Verification, validation and evaluation of FireFoam as a tool for performance based design**, *Brandforsk report 2017:2, Lund*
- 
- [62] PIARC (2017), **Design fire characteristics for road tunnels**, *PIARC report 2017R01EN*
- 
- [63] I. Riess, M. Steck (2017), **Rückwirkung von ortsfesten Brandbekämpfungsanlagen auf die Ereignislüftung von Strassentunneln**, *unveröffentlicht, Projekt 710515 der Amstein + Walthert Progress AG.*
- 
- [64] I. Riess, M. Steck (2018), **On the aerodynamics of water mist from a ventilation designer's perspective**, *9. International Conference Tunnel Safety and Ventilation, Graz.*
- 
- [65] N. Johansson, M. Ekholm (2018), **Variation in results due to user effects in a simulation with FDS**, *Fire Technology* 54 pp. 97-116
- 
- [66] J. Li, Y. Li, X. Feng, J. Li (2018), **Analysis on ventilation pressure of fire area in longitudinal ventilation of underground tunnel**, *IOP Conference Series Material Science and Engineering* 322 052020
- 
- [67] T. Du, D. Yang, Y. Ding (2018), **Driving force for preventing smoke backlayering in downhill tunnel fires using forced longitudinal ventilation**, *Tunnelling and Underground Space Technology* 79 (2018) 76-82
- 
- [68] D. Yang, Y. Ding, T. Du, S. Mao, Z. Zhang (2018), **Buoyant back-layering and the critical condition for preventing back-layering fluid in inclined tunnels under natural ventilation: brine water experiments**, *Experimental Thermal and Fluid Science* 90 pp. 319-329
- 
- [69] M. Pachera, X. Deckers, T. Beji (2018), **Capabilities and Limitations of the Fire Dynamics Simulator in the Simulation of Tunnel Fires with a Multiscale Approach**, *Journal of Physics: Conf. Series* 1107 042016
- 
- [70] A. Haghghat, K. Luxbacher, B.Y. Lattimer (2018), **Development of a methodology for interface boundary selection in the multiscale road tunnel fire simulations**, *Fire Technology*, 54, pp. 1029-1066
- 
- [71] R. Scholz (2018), **Schwingende Luft**, *Institut für Quantenoptik, Universität Hannover.*
- 
- [72] T. Holzmann (2018), **Mathematics, numerics, derivations and OpenFOAM**, *Holzmann CFD*, 4. April 2018
- 
- [73] OpenFOAM (2018), **OpenFOAM User Guide V1802**, *OpenCFD Limited*
- 
- [74] R. Zamorano (2018), **FireFoam (CFD solver) validation in compartment fire scenario using high resolution data**, *MSc-Thesis, Pontificia Universidad Catolica de Chile*
- 
- [75] F. Salmon, D. Lacanette, J. Mindeguia, C. Sirieix, C. Ferrier, J. Leblanc (2018), **FireFoam simulation of a localised fire in a gallery**, *3<sup>rd</sup> European Symposium on Fire Safety Science, Journal of Physics, Conf. Series* 1107 042017
- 
- [76] M. Thomar, S. Khurana, R. Singh (2018), **Behaviour of tunnel lining material in road tunnel fire**, *Materials Science and Engineering* 346 012077
- 
- [77] P. Danisovic, J. Sramek, M. Hodon, J. Glasa, P. Weisenpacher, L. Valasek (2018), **Measurements and fire simulation models in road tunnels**, *27. R-S-P Seminar, MATEC Web of Conferences* 196 04077
- 
- [78] P. Weisenpacher, J. Glasa, L. Valasek (2018), **Influence of slope and external temperature on smoke stratification in case of fire in bi-directional road tunnel**, *ITM Web of Conferences* 16, 02002 (2018)
- 
- [79] K. McGrattan, S. Hostikka, J. Floyd, M. Vanella (2018), **Fire Dynamics Simulator Technical Reference Guide**, *NIST Special Publication 1018, 6<sup>th</sup> Edition.*
- 
- [80] K. McGrattan, S. Hostikka, J. Floyd, M. Vanella (2019), **Fire Dynamics Simulator User's Guide**, *NIST Special Publication 1019, 6<sup>th</sup> Edition.*
- 
- [81] F. Salmon, D. Lacanette, J. Mindeguia, C. Sirieix, A. Bellivier, J. Leblanc, C. Ferrier (2019), **Localized fire in a gallery: model development and validation**, *International Journal of Thermal Sciences* (139), pp. 144-159
-

- 
- [82] L. Cirrincione, G. Scaccianoce, M. Scudato, M. Pietrafesa, G. Rizzo (2019), **Tunnel fire active protection: improving ventilation system**, *Journal of Physics: Conf. Series* 1224 012005
- 
- [83] S.K. Khattri, T. Log, A. Kraaijeveld (2019), **Tunnel fire dynamics as a function of longitudinal ventilation air oxygen content**, *Sustainability* 2019, 11, 203
- 
- [84] M. Zimny, P. Antosiewicz, G. Krajewski, T. Burdzy, A. Krasuski, W. Wegrzynski (2019), **Several problems with Froude-Number Based Scale Modeling of Fires in Small Compartments**, *Energies* 2019, 12, 3625
- 
- [85] J. Viegas, O. Costa, L. Sousa, A. Correia (2019), **Estimativa da potência calorífica libertada no incêndio ocorrido no Túnel do Marão em 2017-06-11**, *5<sup>th</sup> Iberian-Latin-American Congress on Fire Safety – CILASCI 5, Juli 2019, Porto (portugiesisch)*
- 
- [86] J. Viegas (2019), **Tunnels in operation: design provisions for air quality control in tunnels in operation**, *5<sup>th</sup> Int. Seminar on Underground Space, Oktober 2019, Lissabon*
- 
- [87] S. Frey, N. Riklin, R. Brandt, O. Heger, B. Kohl (2019), **Modelling of tunnel ventilation's influence on fire risk – a detailed comparison of model assumptions and their potential influence**, *19. International Symposium Aerodynamics, Ventilation and Fire in Tunnels, Athen*
- 
- [88] A. Haghighat, K. Luxbacher (2019), **Determination of critical parameters in the analysis of road tunnel fires**, *Int. Journal of Mining Science and Technology* 29 pp. 187-198
- 
- [89] I. Riess, D. Weber, M. Steck (2020), **On the air-flow resistance of tunnel fires in longitudinal ventilation – the “throttling effect”**, *10<sup>th</sup> International Conference Tunnel Safety and Ventilation, Graz*
- 
- [90] C. Stacey, M. Beyer (2020), **Critical of critical velocity – an industry practitioner's perspective**, *10<sup>th</sup> International Conference Tunnel Safety and Ventilation, Graz*
- 
- [91] F. Zumsteg (2020), **Grundsätzliches zur Auslegung nach der Richtlinie Lüftung**, *persönliche Angaben vom 30. April 2020*
-

## Variablen

Variable		Beschreibung
$a$	[-]	Amplitude
$A_T$	[m <sup>2</sup> ]	Querschnittfläche des Tunnels
$B_T$	[m]	Breite des Tunnelprofils
$c$	[m/s]	Schallgeschwindigkeit
$c_p$	[W/kgK]	Spezifische Wärmekapazität bei konstantem Druck
$c_w A$	[m <sup>2</sup> ]	Widerstandsfläche, Produkt aus projizierter Querschnittfläche und Widerstandsbeiwert
$D_B$	[m]	Durchmesser des Brandes
$D_h$	[m]	Hydraulischer Durchmesser
$D^*$	[m]	Durchmesser des Brandplumes
$f$	[1/s]	Frequenz
$F_R$	[N]	Reibungskraft
$g$	[m/s <sup>2</sup> ]	Erdbeschleunigung
$h_T$	[m]	Höhe des Kreismittelpunkts zur Definition des Hufeisenprofils
$H$	[m]	Vertikaler Abstand zwischen Brandquelle und Tunnelfirst
$H_T$	[m]	Höhe des Tunnelprofils
$i$	[-]	Längsneigung
$k$	[m <sup>2</sup> /s <sup>2</sup> ]	Turbulente kinetische Energie
$k_s$	[m]	Sandkorrauigkeit
$L_T$	[m]	Tunnellänge
$\dot{m}_{Br}, \dot{m}$	[kg/s]	Brandmassenstrom bzw. Massenstrom des Brandguts nach der Verbrennung
$\dot{m}_p$	[kg/s]	Massenstrom des Plumes
$Q$	[W]	Brandleistung
$Q_c$	[W]	Konvektiver Anteil der Brandleistung
$R_T$	[m]	Kreisradius zur Definition des Hufeisenprofils
$Re$	[-]	Reynoldszahl
$u$	[m/s]	Strömungsgeschwindigkeit
$\bar{u}$	[m/s]	Mittlere Strömungsgeschwindigkeit im Tunnelquerschnitt
$u_{Fzg}$	[m/s]	Fahrzeuggeschwindigkeit
$U_T$	[m]	Umfang des Tunnelprofils
$\Delta p$	[Pa]	Druckdifferenz
$p_0$	[Pa]	Statischer Druck am Einströmportal
$Pr$	[-]	Prandtlzahl
$t$	[s]	Zeit
$T_0$	[K]	Temperatur der Anströmung zum Brand
$w^*$	[m/s]	Charakteristische Plumegeschwindigkeit
$x, y, z$	[m]	Längen im Koordinatensystem
$\Delta x$	[m]	Gitterkonstante
$\Delta y$	[m]	Gitterkonstante in wandnormaler Richtung
$y^+$	[-]	Dimensionsloser Wandabstand

$\alpha$	[W/m <sup>2</sup> K]	Wärmeübergangskoeffizient
$\eta$	[-]	Wirkungsgrad, hier: Brandwirkungsgrad $Q_c/Q$
$\lambda$	[-]	Rohrreibungskoeffizient
$\nu$	[m/s <sup>2</sup> ]	Viskosität
$\nu_t$	[m/s <sup>2</sup> ]	Turbulente Viskosität
$\rho_e$	[kg/m <sup>3</sup> ]	Luftdichte in der Umgebung
$\rho_i$	[kg/m <sup>3</sup> ]	Luftdichte der kalten Anströmung zum Brand
$\tau$	[N/m <sup>2</sup> ]	Wandschubspannung
$\tau$	[s]	Schwingungsdauer
$\omega$	[1/s]	Kreisfrequenz
$\zeta$	[-]	Druckverlustbeiwert

## Glossar

Begriff	Bedeutung
Backlayering	Ausbreitung einer Rauchschiicht unter der Tunneldecke entgegen der Anströmung zum Brand
Blender	Freie Software für 3-D Modellierung, auch nutzbar für die Vorbereitung einer OpenFOAM Simulation <a href="https://www.blender.org">https://www.blender.org</a>
Brandwirkungsgrad	Verhältnis aus dem konvektiven Anteil der Brandleistung zur gesamten Brandleistung
C++	Programmiersprache
CFD	Computational Fluid Dynamics
Courant-Zahl	Die Courant-Zahl (oder auch Courant-Friedrichs-Lewy-Zahl, CFL-Zahl) wird in der numerischen Strömungssimulation für die Diskretisierung zeitabhängiger partieller Differentialgleichungen verwendet. Sie gibt an, um wie viele Zellen sich eine betrachtete Grösse pro Zeitschritt maximal fortbewegt. $c = \frac{u \Delta t}{\Delta x}$ Bei transienten Strömungssimulationen wird in der Regel gefordert, dass die Courant-Zahl kleiner als 1 ist.
DTV	Durchschnittliches tägliches Verkehrsaufkommen. Mittelwert des täglichen Verkehrsaufkommens über ein Kalenderjahr
FDS	Fire Dynamic Simulator, Opensource Software zur Strömungs- und Brandsimulation <a href="https://pages.nist.gov/fds-smv/downloads.html">https://pages.nist.gov/fds-smv/downloads.html</a>
FFT	Fast Fourier Transformation – numerisches Lösungsverfahren in FDS
FireFoam	Applikation für die Simulation der transienten Vorgänge bei Bränden und turbulenten Diffusionsflammen, benetzen Oberflächen und Pyrolyse, Bestandteil von → OpenFOAM.
Fluent	Kommerzielle Software zur Strömungssimulation <a href="https://www.ansys.com/products/fluids/ansys-fluent">https://www.ansys.com/products/fluids/ansys-fluent</a>
Froudezahl	Dimensionslose Kennzahl für auftriebsbehaftete Strömungsvorgänge. Verhältnis aus Trägheitskräften und Schwerkraften bzw. Impuls zu Auftrieb
GLMAT	Global Matrices – numerisches Lösungsverfahren in FDS
Gnuplot	Freie Software für die grafische Darstellung von Daten <a href="http://www.gnuplot.info">http://www.gnuplot.info</a>
HVAC	Heating, Ventilation, Air-Conditioning, hier: Randbedingung in FDS, mit welcher die Elemente der Raumlüftung (Kanäle, Ventilatoren, Klappen) 1-D definiert werden können.
IDA Tunnel	Kommerzielle Software zur 1-D Strömungssimulation in Tunnelsystemen <a href="https://www.equa.se/en/tunnel">https://www.equa.se/en/tunnel</a>
Kritische Geschwindigkeit	Die kritische Geschwindigkeit ist die Geschwindigkeit der Anströmung zu einem Tunnelbrand hin, bei der sich die Rauchgase nicht entgegen dieser Strömung ausbreiten können (→ Backlayering).
LBH	Länge, Breite, Höhe
LES	Large Eddy Simulation: Verfahren zur numerischen Berechnung von turbulenten Strömungen. Grosse Wirbel werden direkt berechnet. Kleine Strukturen werden über ein Feinstrukturmodell abgebildet.
MSV	Massgebender stündlicher Verkehr, Stundenmittelwert des Verkehrsaufkommens für die Lüftungsauslegung, abgeleitet vom DTV
NIST	National Institute of Standards and Technology <a href="https://www.nist.gov">https://www.nist.gov</a>
OpenFOAM	(auch OpenFOAM) Open Source Field Operation and Manipulation. Freie Software zur Lösung von Strömungssimulationen.
Prandtlzahl	Dimensionslose Kennzahl für Strömungen mit Wärmetransport. Sie ist definiert als Verhältnis zwischen kinematischer Viskosität und Temperaturleitfähigkeit.
Reynoldszahl	Dimensionslose Kennzahl für reibungsbehaftete Strömungsvorgänge. Verhältnis aus Trägheitskräften und Zähigkeitskräften

<b>Begriff</b>	<b>Bedeutung</b>
Salome	Freie Software für die Vorbereitung «pre-processing» und Auswertung «post-processing» von Strömungssimulationen <a href="https://www.salome-platform.org">https://www.salome-platform.org</a>
SES	Software zur 1-D Strömungssimulationen in U-Bahn Systemen (nicht mehr erhältlich)
«throttling effect»	Strömungswiderstand von Bränden in Kanälen, eigentlich «Abwürgen der Strömung»
«tophat»	Als «tophat» (engl. Zylinder) Strömungsprofile bezeichnet man Profile mit konstantem Wert, der am Rand plötzlich auf null abfällt.
1-D	Eindimensional
3-D	Dreidimensional

# Projektabschluss



Schweizerische Eidgenossenschaft  
Confédération suisse  
Confederazione Svizzera  
Confederaziun svizra

Eidgenössisches Departement für  
Umwelt, Verkehr, Energie und Kommunikation UVEK  
Bundesamt für Strassen ASTRA

## FORSCHUNG IM STRASSENWESEN DES UVEK

Version vom 09.10.2013

### Formular Nr. 3: Projektabschluss

erstellt / geändert am: 9. Juni 2020

#### Grunddaten

Projekt-Nr.: AGT2017/005

Projekttitel: Strömungswiderstand von Bränden in Strassentunneln

Enddatum: 9. Juni 2020

#### Texte

Zusammenfassung der Projektergebnisse:

Das Forschungsprojekt beinhaltet die Untersuchung des Strömungswiderstandes eines Tunnelbrandes in einer Längsströmung und von seiner Relevanz für die Auslegung der Ereignislüftung von Strassentunneln. Mit den Ergebnissen dieser Studie kann der Strömungswiderstand anhand der massgebenden Parameter bestimmt werden – zur Verwendung bei der Dimensionierung von Lüftungsanlagen mit 1-D Berechnungsprogrammen. Der Strömungswiderstand eines Brandes im Tunnel setzt sich aus mehreren Beiträgen zusammen. Einige Beiträge lassen sich aus den eindimensionalen Erhaltungsgleichungen bestimmen. Es verbleibt ein Druckverlust, der auf räumliche Effekte zurückzuführen ist. Dieser Druckverlust wurde für diese Studie aus einer Serie von 3-D Strömungssimulationen mit FireFoam bestimmt. In den Simulationen bewirkt insbesondere die Temperaturschichtung der Strömung stromab vom Brand einen erhöhten Strömungswiderstand. Die Temperaturschichtung hat einen starken Einfluss auf das Geschwindigkeitsprofil, aus dem sich wiederum der erhöhte Widerstand ergibt: der vierte Beitrag zum Gesamtwiderstand.

Mit einer umfangreichen Parameterstudie wurden die massgebenden Parameter für den Strömungswiderstand eines Brandes ermittelt. Für die Parameterstudie wurden insgesamt mehr als 200 Simulationen durchgeführt. Etwa 60 Simulationen gehen in die abschliessende Auswertung ein. Dabei wurden die massgebenden Grössen wie folgt variiert:

- Brandleistung 2 MW bis 34 MW
- Anströmung 1 m/s bis 4 m/s
- Tunnelquerschnitt 2-spuriges Rechteckprofil bis 4-spuriges Hufeisenprofil

Für den Strömungswiderstand eines Brandes in einem Strassentunnel mit Längslüftung wird ein Gleichungssystem beschrieben, das die einzelnen Beiträge zum Gesamtwiderstand quantifiziert.

Die Simulationen eines Flüssigkeitsbrandes auf der Fahrbahn ergeben im Vergleich mit anderen Brandquellen (volumetrische Wärmequelle oder Brandquelle erhöht über der Fahrbahn) einen vergleichsweise grossen Strömungswiderstand des Brandes («worst case scenario»). Bei einem Fahrzeugbrand mit ausgedehnter und gegenüber der Fahrbahn erhöhter Brandquelle ist ein geringerer Strömungswiderstand zu erwarten.

Die Richtlinie ASTRA 13001 Lüftung der Strassentunnel wird auf inhärente Sicherheitsmargen untersucht. Der Strömungswiderstand eines Brandes wird in Relation zu diesen Sicherheitsmargen gesetzt. Es zeigt sich, dass der Strömungswiderstand die Sicherheitsmargen übersteigt. Vor einer Anpassung der Richtlinien sollen die Ergebnisse der Simulation anhand neuer experimenteller Daten validiert werden. Zudem soll die Richtlinie nicht punktuell angepasst werden, da die Installation von zusätzlichen Strahlventilatoren auch Risiken mit sich bringt, wie z. B. eine Zerstörung der Rauchschiebung durch den Betrieb von Strahlventilatoren.

Die Studie basiert ausschliesslich auf Simulationen, da zum untersuchten Thema praktisch keine experimentellen Daten vorliegen. Die Ergebnisse sollten anhand von Strömungsversuchen verifiziert werden. Daher wird ein Konzept beschrieben, wie solche Strömungsversuche in einem Strassentunnel durchgeführt werden können.



Schweizerische Eidgenossenschaft  
Confédération suisse  
Confederazione Svizzera  
Confederaziun svizra

Eidgenössisches Departement für  
Umwelt, Verkehr, Energie und Kommunikation UVEK  
Bundesamt für Strassen ASTRA

#### Zielerreichung:

Die definierten Ziele des Forschungsprojekts konnten erreicht werden:

- Die wesentlichen Einflussgrössen für den Strömungswiderstand eines Tunnelbrandes wurden bestimmt.
- Der Strömungswiderstand eines Lachenbrandes kann mit den angegebenen Formeln berechnet werden.
- Die Relevanz des Strömungswiderstandes eines Tunnelbrandes wurde im Vergleich mit der Auslegung der Tunnellüftung nach Richtlinie ASTRA 13001 dargestellt.
- Es wird eine Empfehlung zu einer allfälligen Anpassung der Vorgaben formuliert.

#### Folgerungen und Empfehlungen:

- Die Ergebnisse der numerischen Parameterstudie sollten anhand von experimentellen Daten validiert werden. Derzeit finden sich in der Literatur keine geeigneten Daten zur Druckverteilung in der Umgebung eines Tunnelbrandes. Ein Vorschlag für eine Versuchsanordnung ist im Bericht beschrieben.
- Es wird empfohlen, die Richtlinie Lüftung der Strassentunnel erst nach einer Validierung der Ergebnisse der Studie anzupassen. Bei der Auslegung einer Längslüftung ist der Strömungswiderstand des Brandes zu berücksichtigen. Dabei ist zu berücksichtigen, dass zusätzliche Strahlventilatoren auch Risiken mit sich bringen, wie z.B. eine Zerstörung der Rauchsichtung durch den Betrieb der Ventilatoren.

#### Publikationen:

I. Riess, M. Steck, D. Weber (2020), Strömungswiderstand von Bränden in Strassentunneln, Forschungsauftrag ASTRA2017/005  
I. Riess, D. Weber, M. Steck (2020), On the air-flow resistance of tunnel fires in longitudinal ventilation - the "throttling effect", 10. International Conference 'Tunnel Safety and Ventilation', Dezember 2020, Graz

#### Der Projektleiter/die Projektleiterin:

Name: Riess

Vorname: Ingo

Amt, Firma, Institut: Riess Ingenieur-GmbH

#### Unterschrift des Projektleiters/der Projektleiterin:



## FORSCHUNG IM STRASSENWESEN DES UVEK

### Formular Nr. 3: Projektabschluss

#### Beurteilung der Begleitkommission:

##### Beurteilung:

Die im Projektantrag formulierten Ziele wurden erreicht. Die Untersuchungen beziehen sich auf quasi-stationäre Betrachtungen unter der Voraussetzung des Erhalts der thermischen Schichtung. Es fanden vier Sitzungen der Begleitkommission statt, an denen jeweils der aktuelle Stand des Forschungsprojekts, die Methodik, die Modellierung und die Ergebnisse der Simulationen präsentiert und diskutiert wurden. Die Anregungen der Mitglieder der Begleitkommission haben zum Erreichen der Projektziele beigetragen. Die Druckverluste aufgrund von Bränden konnte mit dem Fire Dynamics Simulator FDS nicht ermittelt werden; mit OpenFOAM wurde eine geeignete Alternative gefunden. Die erfolgreiche Durchführung der Parametervariation, die Plausibilisierung, die Auswertung und die Aufbereitung für das Berechnungsmodell werden von der Begleitkommission positiv beurteilt. Der Forschungsbericht enthält eine klare Zusammenstellung der theoretischen Grundlagen und der relevanten Literatur. Die Arbeiten sind sehr gut dokumentiert.

##### Umsetzung:

Aufgrund der Ergebnisse der umfangreichen CFD-Studie wird die Vermutung erhärtet, dass ein Tunnelbrand einer Längsströmung einen Widerstand entgegensetzt, der die inhärente Sicherheitsmarge der Schweizer Richtlinie Lüftung der Strassentunnel übersteigen kann. Dies gilt unter der Voraussetzung, dass die thermische Schichtung erhalten bleibt. Vor einer Erhöhung der Druckverlustvorgaben für Tunnel mit reiner Längslüftung ist jedoch zu hinterfragen, ob nicht passive Sicherheitsmassnahmen einer leistungsfähigeren Lüftung vorzuziehen sind, um das Hauptziel zu erreichen, die Flucht der Tunnelbenützer in der Phase der Selbstrettung möglich zu machen. Im Rahmen einer allfälligen Überarbeitung der Vorgaben sind gesamtheitliche sicherheitstechnische Betrachtungen, welche die transienten Vorgänge in dieser ersten Phase eines Ereignisses einbeziehen, anzustellen. Zudem sollten die theoretischen Erkenntnisse aus der Forschungsarbeit in der Praxis im Massstab 1:1 überprüft werden.

##### weitergehender Forschungsbedarf:

Die Ergebnisse der Studie sollten anhand von Messungen im Rahmen von Brandversuchen verifiziert werden. Dabei sind die Prüfung der Stabilität der thermischen Schichtung in einer realen Umgebung sowie die Einflüsse von Lage und Geometrie der Brandquelle von vorrangiger Bedeutung. Die Entwicklung von FDS ist bezüglich der Brandsimulation in Strassentunneln weiter zu beobachten. Derzeit ist dessen Anwendung nur in Bezug auf Rauchausbreitung und Temperatur validiert.

##### Einfluss auf Normenwerk:

Die Vorgaben der Richtlinie ASTRA 13001 "Lüftung der Strassentunnel" zur Auslegung von reinen Längslüftungen sollten nach einer positiven Validierung der Ergebnisse dieser Studie mittels einer gesamtheitlichen Sicherheitsbetrachtung überprüft werden.

#### Der Präsident/die Präsidentin der Begleitkommission:

Name: Friedl Vorname: Markus

Amt, Firma, Institut: IET Institut für Energietechnik, HSR Hochschule für Technik Rapperswil

#### Unterschrift des Präsidenten/der Präsidentin der Begleitkommission:



## Verzeichnis der Berichte der Forschung im Strassenwesen

Das Verzeichnis der in der letzten Zeit publizierten Schlussberichte kann unter [www.astra.admin.ch](http://www.astra.admin.ch) (*Forschung im Strassenwesen --> Arbeitshilfen, Formulare, Merkblätter --> Formulare*) heruntergeladen werden.