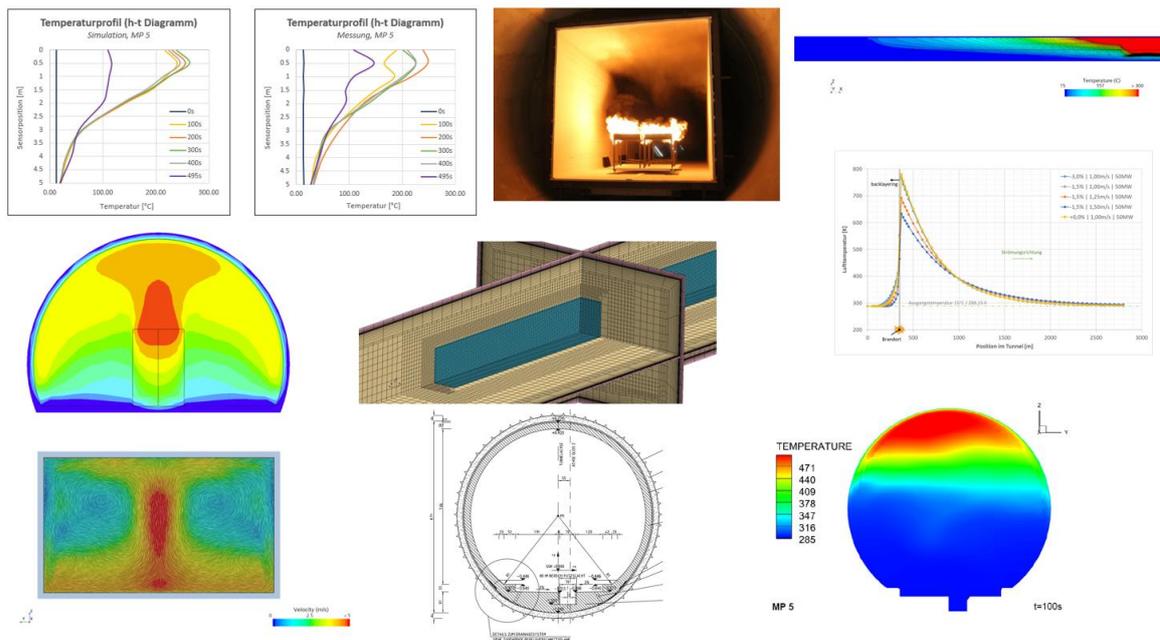


Enhanced Ventilation and Heat Transfer Simulation – Zukunftsfitte Lüftungsanlagen für Sicherheit und Energieeffizient EnhaVent

Ein Projekt finanziert im Rahmen der
Verkehrsinfrastrukturforschung 2021
VIF 2021

Mai 2023



Impressum:

Herausgeber und Programmverantwortung:

Bundesministerium für Klimaschutz
Abteilung Mobilitäts- und Verkehrstechnologien
Radetzkystraße 2
1030 Wien

 Bundesministerium
Klimaschutz, Umwelt,
Energie, Mobilität,
Innovation und Technologie

ÖBB-Infrastruktur AG
Praterstern 3
1020 Wien

 **ÖBB**
INFRA

Autobahnen- und Schnellstraßen-Finanzierungs-
Aktiengesellschaft
Austro Tower
Schnirchgasse 17
1030 Wien

 **ASFINAG**

Für den Inhalt verantwortlich:

ILF Consulting Engineers Austria GmbH.
Feldkreuzstraße 3
6063 Rum

 **ILF**
CONSULTING
ENGINEERS

Technische Universität Graz
Institut für Thermodynamik und nachhaltige Antriebssysteme
Inffeldgasse 19
8010 Graz

 **ITnA**

Thermo- and Fluid Dynamics Consulting Engineer e.U.
Blasnitzen 13
9135 Eisenkappel-Vellach

 **TFD**
consulting engineer

Programmmanagement:

Österreichische Forschungsförderungsgesellschaft mbH
Thematische Programme
Sensengasse 1
1090 Wien

 **FFG**
Forschung wirkt.

Enhanced Ventilation and Heat Transfer Simulation – Zukunftsfitte Lüftungsanlagen für Sicherheit und Energieeffizienz EnhaVent

Ein Projekt finanziert im Rahmen der
Verkehrsinfrastrukturforschung
VIF 2021

Autorinnen und Autoren:

Reinhard GERTL, Bogdan CHYSTYAKOV, Michaela WÖRNDL
ILF Consulting Engineers

Michael BACHER, Daniel FRUHWIRT, Marlene HINTERHOFER
TU Graz / ITnA

Bernhard HÖPPERGER
TFD Consulting Engineer

Auftraggeber:

Bundesministerium für Klimaschutz

ÖBB-Infrastruktur AG

Autobahnen- und Schnellstraßen-Finanzierungs-Aktiengesellschaft

Auftragnehmer:

ILF Consulting Engineers Austria GmbH.

Technische Universität Graz

Thermo- and Fluid Dynamics Consulting Engineer e.U.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	6
1.1	Motivation	6
1.2	Projektziele	7
2	Validierung an Hand eines Realbrandversuchs	9
2.1	Beschreibung des ausgewählten Brandversuchs.....	9
2.2	Geometrie- und Rechengittererstellung	11
2.2.1	Geometrie.....	11
2.2.2	Rechengitter	14
2.3	Simulationsaufbau und Randbedingungen	15
2.3.1	Massenstrom am Einlass.....	15
2.3.2	Brandquelle als volumenbezogene Wärmeleistung	16
2.3.3	Zeitlicher Verlauf des Brandes und Simulationsdauer.....	16
2.3.4	Stoffwerte und Randbedingungen für die Betonschicht.....	18
2.3.5	Stoffwerte und Randbedingungen für den PROMATECT-T Kanal	18
2.4	Ergebnisse der Validierungssimulation	19
2.4.1	Modell TU Graz / ITnA.....	19
2.4.2	Modell ILF Consulting Engineers	24
2.5	Zusammenfassung der Validierungsergebnisse	25
3	CFD Parameterstudie Temperaturverlauf	26
3.1	Geometrie- und Rechengittererstellung	26
3.1.1	Geometrie.....	26
3.1.2	Symmetrie des Rechengitters.....	26
3.1.3	Rechengitter	26
3.2	Simulationsaufbau und Randbedingungen	32
3.2.1	Massenstrom am Einlass.....	33
3.2.2	Brandquelle als volumenbezogene Wärmeleistung	33
3.2.3	Zeitlicher Verlauf des Brandes und Simulationsdauer.....	34
3.2.4	Stoffwerte und Randbedingungen für die Betonschicht.....	34
3.2.5	Gefälle des Tunnels.....	35
3.3	Zusammenfassung der Simulationsfälle für Parameterstudie	36
3.4	Simulationsergebnisse.....	36
3.4.1	Ergebnisse Parameterstudie Hufeisenprofil – TU Graz / ITnA	37

3.4.2	Ergebnisse Parameterstudie Kastenprofil – ILF	41
4	Ermittlung mittlere Wärmeübergangszahlen, Überführung in vereinfachten 1D Ansatz	45
4.1	Erweiterung Wärmemodell der RVS 09.02.31.....	45
4.2	Auswirkungen der simulierten Temperaturverläufe auf den Druckverlust.....	45
4.3	Vorschlag Erweiterung Wärmemodell für $u \leq 2,0$ m/s	48
4.3.1	Temperaturblock und Brandleistung	48
4.3.2	Ermittelte Wärmeübergangskoeffizienten für $u < 2,0$ m/s.....	50
4.4	Druckverlustberechnung mit erweitertem Modell	51
4.5	Zusammenfassung Erweiterung Wärmemodell.....	53
5	Untersuchung Einsatzbereiche für Lüftungssystemen	54
5.1	Untersuchung der Einsatzbereiche in Bezug auf den Normalbetrieb, Richtungsverkehr und Längslüftung	57
5.2	Untersuchung der Einsatzbereiche in Bezug auf den Ereignisfall	59
5.3	Schlussfolgerungen und Handlungsempfehlungen	67
6	Fazit.....	70
6.1	Vergleich von Ergebnissen für Hufeisen- und Kastenprofil.....	70
6.2	Wärmeübergangszahl.....	70
6.2.1	Schlussfolgerung	70
6.2.2	Handlungsempfehlung.....	71
6.3	Erweiterung Wärmemodell der RVS 09.02.31.....	71
6.3.1	Schlussfolgerung	71
6.3.2	Handlungsempfehlung.....	71
6.4	Obergrenze Lüftungssysteme.....	71
6.4.1	Schlussfolgerung	71
6.4.2	Handlungsempfehlung.....	72
7	Literaturverzeichnis.....	73
8	Verzeichnisse	74
8.1	Abbildungsverzeichnis	74
8.2	Tabellenverzeichnis	77

1 EINLEITUNG

1.1 Motivation

Verheerende Brandereignisse in Straßentunneln in den 1990er Jahren haben dazu geführt, dass die Standards der Betriebs- und Sicherheitstechnik von Tunnelanlagen an die damaligen neuen Herausforderungen angepasst werden mussten. Dementsprechend wurden im Jahr 2001 in der RVS 9.261 [1] neue Einsatzbereiche von Lüftungssystem definiert und festgelegt. Im Jahr 2014 wurde die RVS 9.261 [1] (neu 09.02.31 [2]) letztmalig überarbeitet. Wichtige Themenstellungen wie die Auswirkung von heißen Rauchgasen auf die Dimensionierung der Lüftungsanlage wurden gänzlich neu geregelt und analytische Gleichungen zur Berechnung der Wärmeübergangszahlen für eine Dimensionierungsgeschwindigkeit von 2,0 bis 3,0m/s entwickelt [3].

In den letzten 10 Jahren wurde ein Großteil der Tunnelanlagen des hochrangigen Straßennetzes saniert. Dazu war es meistens notwendig, eine der zwei Röhren mit der bestehenden Tunnellüftungsanlage im temporären Gegenverkehr zu führen. Im Ereignisfall werden bei Gegenverkehrstunnels die Rauchgase in einem Geschwindigkeitsbereich von 1,0 bis 1,5m/s ausgeblasen. Da die RVS 09.02.31 [2] für diesen Geschwindigkeitsbereich jedoch keine Wärmeübergangszahlen zur Verfügung stellt, müssen von den verschiedenen Fachplanern die Wärmeübergangszahlen angenommen werden. Damit verbunden ist eine relativ große Streuung der verwendeten Wärmeübergangszahlen.

Speziell bei geringeren Strömungsgeschwindigkeiten treten eine Vielzahl miteinander verschränkter Effekte auf, die wesentlichen Einfluss auf den Betrieb der mechanischen Lüftungsanlage haben und eine relevante Rolle spielen können. Derzeit gibt es national und international noch keine hinreichend untersuchte Methodik, wie diese Effekte für geringere Geschwindigkeiten realitätsnah und praxistauglich in eine einfache Methodik zur Dimensionierung von mechanischen Lüftungsanlagen einfließen können. Es ist aus diesem Grund erforderlich, ergänzende Berechnungsvorschriften für den fehlenden Geschwindigkeitsbereich zu entwickeln.

Eine weitere Problemstellung ist die Untersuchung der Einsatzbereiche der verschiedenen Lüftungssysteme in Abhängigkeit vom Verkehrsaufkommen und der Tunnellänge. Diese Einsatzbereiche sind in den einzelnen Ländern der Europäischen Union im Detail unterschiedlich geregelt. Übergeordnet gibt es Vorgaben über den Mindeststandard in der Richtlinie 2004/54/EG [4]. In Österreich wird der Einsatzbereich der Lüftungssysteme von Straßentunnels in der RVS 09.02.31 [2] geregelt. Aufgrund verbesserter

Sicherheitsstandards in Bezug auf die Tunnelausrüstung, das zukünftige teilautonome und autonome Fahren sowie einer zunehmenden Elektrifizierung der Fahrzeuge, müssen die Einsatzbereiche der Lüftungssysteme untersucht und neu beurteilt werden. Vielschichtige Änderungen wie neue Antriebstechnologien (E-Mobilität, Wasserstofftechnologie, ...) und neue Konzepte des Fahrens (assistiertes Fahren) kommen auf die Errichter und Betreiber von Tunnelanlagen zu. Neue und bestehende Tunnelanlagen müssen daher rechtzeitig zukunftsfit gemacht werden. Während in vielen Ländern die Wahl des Lüftungssystems auf Basis einer Risikoanalyse für jeden Einzelfall festgelegt werden muss, ist die Situation in Österreich eine etwas andere. Hier wurden im Vorfeld zur RVS 09.02.31 [2] auf Basis von Risikoanalysen für standardisierte Tunnelanlagen Grenzen für den Einsatz diverser Lüftungssysteme festgelegt. Da sich seit dieser Festlegung die verkehrlichen und baulichen Rahmenbedingungen merklich geändert haben, sind diese Grenzen aus heutiger Sicht nicht mehr zutreffend. So erscheint es z.B. möglich bei langen zweiröhrigen Tunneln aufgrund verkürzter Abstände zwischen Fluchtwegen anstelle von Querlüftungen ev. auf Längslüftungen mit Punktabsaugung überzugehen, wodurch bei gleichem Sicherheitsniveau enorme Baukosten aber auch Betriebskosten und Energie eingespart werden könnten. Diese Grenzen sind im Rahmen dieses Forschungsprojektes neu zu ziehen.

1.2 Projektziele

Eindimensionale Strömungssimulationsprogramme - wie sie üblicherweise für die Dimensionierung von Tunnellüftungsanlagen verwendet werden - können dreidimensionale Strömungs- und Temperatureffekte (zum Beispiel die Auftriebswirkung der heißen Rauchgase) nicht berechnen. Um den Einsatz von eindimensionalen Strömungssimulationsprogrammen weiterhin zu ermöglichen und trotzdem die Wärmeübergangsphänomene realitätsnah abbilden zu können, müssen die komplexen Mechanismen des Wärmeübergangs in vereinfachten Modellansätzen mit parametrisierten Variablen übergeführt werden.

Hierfür erfolgt zunächst die Festlegung eines Referenztunnels mit der Nachrechnung eines realen Brandversuchs. Diesbezüglich wird auf Messdaten aus Realbrandversuchen im Koralmtunnel zurückgegriffen. Diese Realbrandversuche wurden von der TU-Graz im Jahr 2016 durchgeführt [5]. Liegt eine validierte Simulationskonfiguration vor, kann mit der Parameterstudie begonnen werden. Die Parameterstudie umfasst zwei charakteristische Straßentunnelgeometrien. Ein Hufeisen- und ein Kastenprofil. Die Tunnellänge wird mit ca.

3 km festgelegt, da damit sichergestellt ist, dass die relevanten Temperatureinflüsse entlang der Tunnelachse ausreichend gut abgebildet werden können. Die Simulationen werden in der Folge für unterschiedliche konstante Steigungen (-3,0%, -1,5% und 0%) und Geschwindigkeiten (1,0 bis 1,5 m/s) sowie maximalen konvektiven Wärmefreisetzungsraten von 22,5 MW und 37,5 MW (entspricht einem 30 bzw. 50 MW Brand gemäß RVS 09.02.31 [2]) durchgeführt. Um die Wärmeübertragung von der Tunnelluft in den Beton richtig abbilden zu können, wird bei beiden Tunnelgeometrien eine entsprechende Betonschicht vorgesehen. Auf diese Weise können die Wärmeflüsse realitätsnah berücksichtigt werden. Aus den Simulationsergebnissen werden schlussendlich die mittleren Wärmeübergangszahlen für sämtliche Untersuchungsfälle bestimmt. Diese dienen in weiterer Folge als Eingangsparameter für den vorhandenen analytischen Berechnungsansatz der RVS 09.02.31 [2].

Hinsichtlich der Einsatzbereiche der Lüftungssysteme ist anzumerken, dass Straßentunnel in Österreich ab Längen von 0,7 km mit einem mechanischen Lüftungssystem ausgestattet werden. Allein 40 Tunnelanlagen [6] verfügen über eine Tunnellänge von mehr als 1,5 km wobei die meisten Tunnel als Richtungsverkehrstunnel mit zwei Tunnelröhren und einer mechanischen Längslüftung ausgeführt sind. Richtungsverkehrstunnels mit signifikanter Stauhäufigkeit und einer Länge von mehr als 1,5km sind mit einer Rauchgasabsaugung in regelmäßigen Abständen oder Punktabsaugung auszustatten. Das Lüftungssystem garantiert im Notfall die Rauchfreihaltung der Fluchtwege in der Selbstrettungsphase und ermöglicht den Einsatzkräften in der darauffolgenden Fremdrettungsphase eine gezielte und rasche Personenrettung. In Hinblick auf das zukünftige teilautonome und autonome Fahren sowie einer zunehmenden Elektrifizierung der Fahrzeuge und neuer Kraftstofftechnologien, müssen die Einsatzbereiche der Lüftungssysteme untersucht und neu beurteilt werden. Speziell bei den Lüftungssystemen mit Rauchabsaugung sind die Auswahlkriterien in Bezug auf die Tunnellänge zu untersuchen und auf Aktualität zu prüfen.

2 VALIDIERUNG AN HAND EINES REALBRANDVERSUCHS

2.1 Beschreibung des ausgewählten Brandversuchs

Für die Validierungssimulation wurde ein Brandversuch aus der Versuchsreihe D (Details können dem Forschungsbericht [5] entnommen werden), welche im Jahr 2016 in einem im Rohbau befindlichen Abschnitt des Koralmtunnels (Abschnitt Leibenfeld) im Auftrag der ÖBB-Infrastruktur durchgeführt worden sind, herangezogen.

Die Versuche wurden in der Nordröhre des Koralmtunnels (Bauabschnitt KAT1) durchgeführt. Der Versuchsaufbau wurde beim Querschlag 2 (QS02), ca. 1 km vom Ostportal errichtet (siehe Abbildung 2-1).

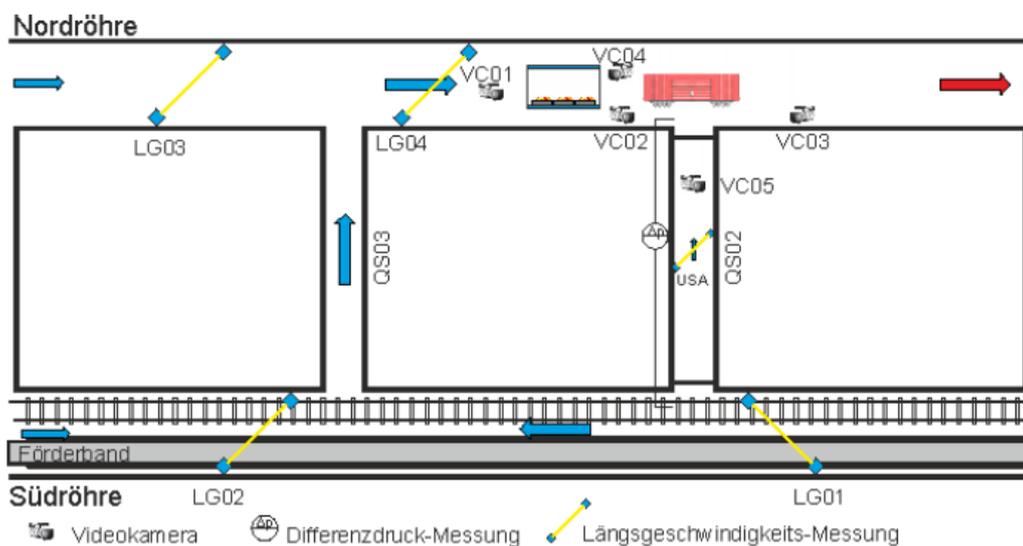


Abbildung 2-1: schematischer Versuchsaufbau und Anordnung von Messgeräten

Auf Grund der bei solch hohen Brandlasten zu erwartenden Temperaturen im unmittelbaren Bereich der Brandtassen musste dem thermischen Bauwerksschutz entsprechend Rechnung getragen werden. Aus diesem Grund wurde ein thermischer Schutz durch Einhausung des unmittelbaren Brandbereichs mit Brandschutzplatten (PROMATECT-T) errichtet (siehe Abbildung 2-2). Die Einhausung bestand aus einem Stahl-Gerüst (ca. 5 m x 5 m x 20 m), auf welches innen zwei Lagen PROMATECT-T Brandschutzplatten mit einer Stärke von jeweils 25 mm angebracht wurden. Die Platzierung im Querschnitt wurde so gewählt, dass der Boden der Einhausung in etwa auf dem späteren Niveau der Fahrbahn lag.

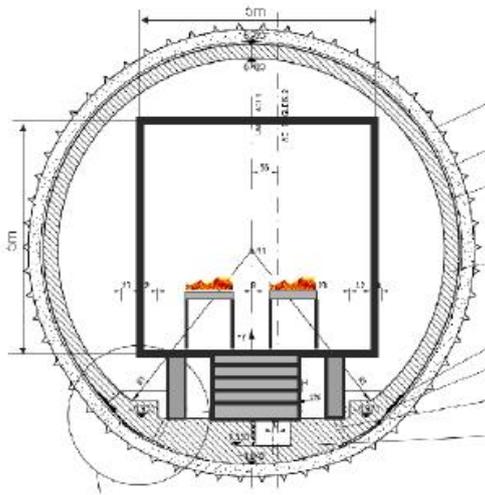


Abbildung 2-2: Einhausung des Brandortes mit Brandschutzplatten

Als wesentlicher Parameter für die Rauchausbreitung wurde die Lufttemperatur sowie die Temperaturschichtung der heißen Rauchgase entlang der Tunnelachse messtechnisch erfasst.

Die Sensoren wurden entlang der Tunnellängsachse an insgesamt 6 Messpunkten MP1 bis MP6 erfasst. An jedem Messpunkt wurden 8 Temperatursensoren auf unterschiedlichen Höhen (0 bis 5 m von der Tunneldecke entfernt) angebracht (siehe hierzu Abbildung 2-3).

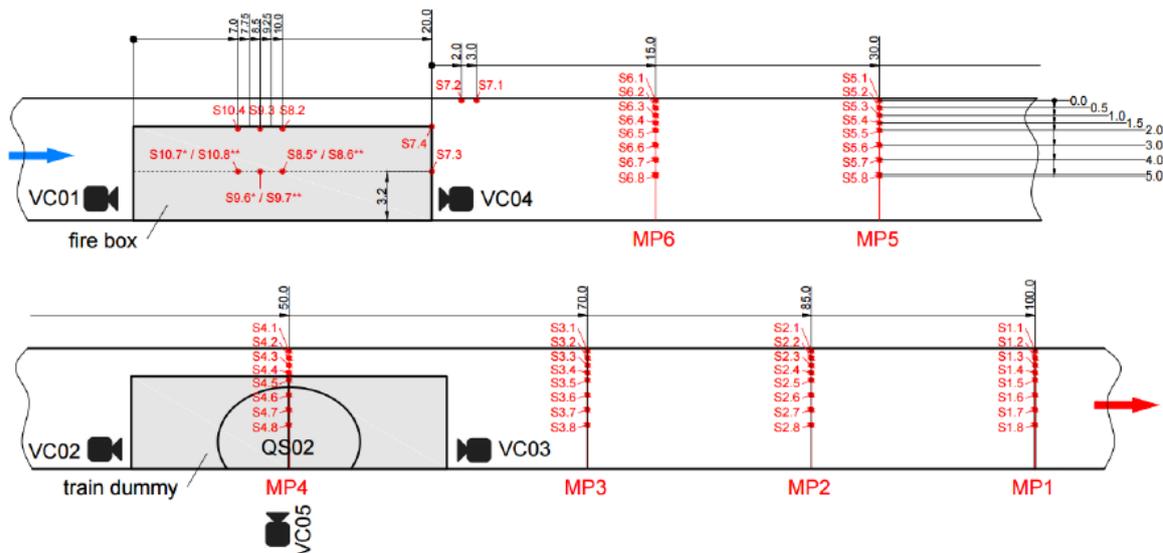


Abbildung 2-3: Positionierung und Bezeichnung der Temperatursensoren

Für die Validierung wurden die Messpunkte MP6 (15 m nach dem Ende des mit PROMATECT-T eingehausten Brandbereichs) und MP5 (weitere 30 m stromabwärts, insgesamt 45 m nach der Einhausung) modelliert und ausgewertet.

Da im gegenständlichen Forschungsprojekt der Wärmeübergang bzw. der Temperaturverlauf bei Bränden von 30 bzw. 50 MW untersucht werden soll, wurde aus der Versuchsreihe ein Brandversuch aus mit hoher Brandlast (bis 20 MW) ausgewählt.

Der gewählte Brandversuch BV 7 wurde seinerzeit mit insgesamt 8 Brandtassen durchgeführt. Die Bestimmung der Brandlast erfolgte über die Erfassung den zeitlichen Verlauf der Abbrandrate mit eigens dafür konstruierten Wägevorrichtungen, auf welchen die Brandtassen gestellt wurden. Die gemessene, maximale Brandlast lag in etwa im Bereich knapp unter 20 MW, die mittlere Brandleistung über die gesamte Versuchsdauer bei ca. 14,5 MW.

2.2 Geometrie- und Rechengittererstellung

2.2.1 Geometrie

Das Modell wurde analog zum Brandversuch 7 aufgebaut und geometrisch dokumentiert. Eine Zugattrappe im Modell, wie sie beim Brandversuch zum Einsatz kam, war nicht enthalten. Das CFD-Modell zur Validierung des realen Brandversuchs 7 hat folgende geometrische Abmessungen:

Tabelle 2-1: Parameter Geometrie Validierungsrechnung

Parameter	Wert	Einheit
Länge des Validierungstunnels	300	[m]
Länge Eintritt bis Beginn Promatkanal	200	[m]
Fläche Tunnelquerschnitt	47,2	[m ²]
Umfang Tunnelquerschnitt	25,1	[m]
Länge Promatkanal	20	[m]
Fläche Promatkanal (innen)	5x5	[m ²]

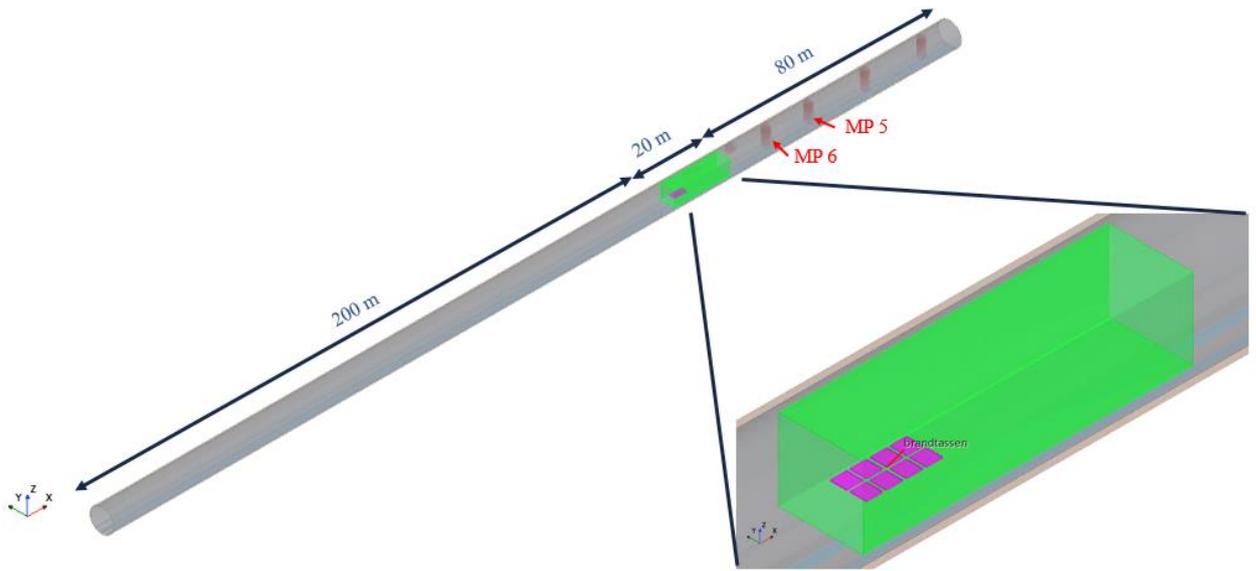


Abbildung 2-4: Überblick Berechnungsmodell für Validierungsrechnung

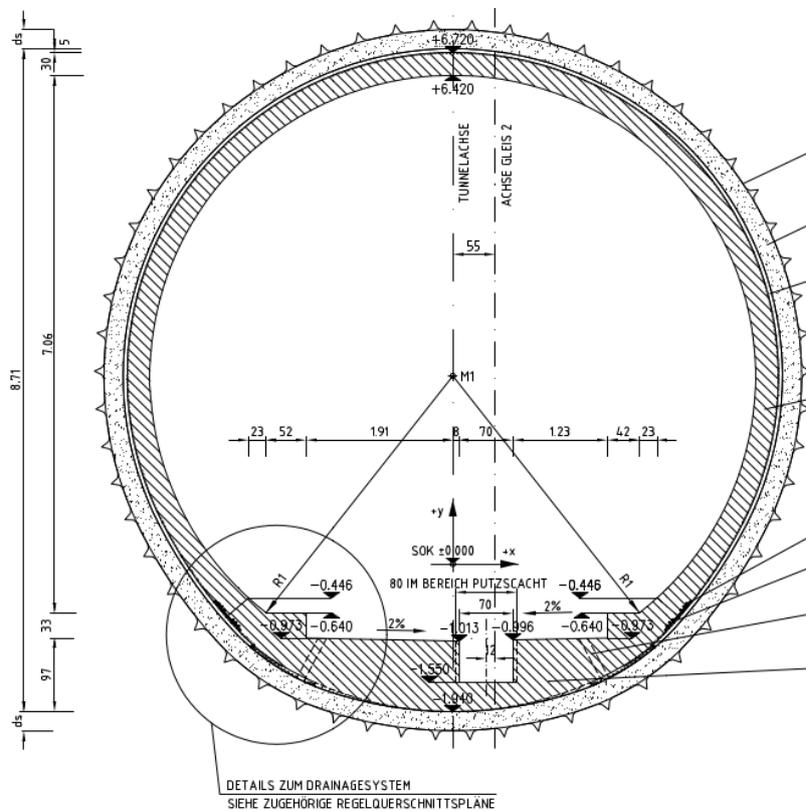


Abbildung 2-5: Tunnelprofil KAT im Versuchsbereich

Die Messpunkte wurden in der Mitte des Tunnelprofils platziert und als Punktmessungen exakt nach den im Brandversuch dokumentierten geometrischen Vorgaben in das CFD-Modell integriert, siehe Abbildung 2-6:

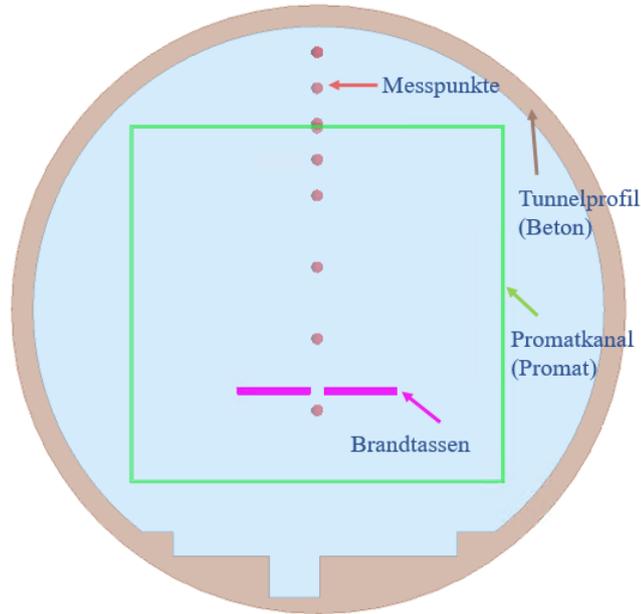


Abbildung 2-6: Querschnitt des Modells, Promatkanal inkl. Messpunkte

Tabelle 2-2: Lage der Messpunkte, Realversuch / Validierungsrechnung

Messpunkt	Abstand nach Promatkanal	Abstand v. Tunneldecke
S6.1 / S5.1	18 m / 30 m	0,0 m
S6.2 / S5.2	18 m / 30 m	0,5 m
S6.3 / S5.3	18 m / 30 m	1,0 m
S6.4 / S5.4	18 m / 30 m	1,5 m
S6.5 / S5.5	18 m / 30 m	2,0 m
S6.6 / S5.6	18 m / 30 m	3,0 m
S6.7 / S5.7	18 m / 30 m	4,0 m
S6.8 / S5.8	18 m / 30 m	5,0 m

2.2.2 Rechengitter

Die Strömungssimulationen basieren auf den Reynolds gemittelten Navier-Stokes-Gleichungen. Diese Gleichungen sind gekoppelte inhomogene Differentialgleichungen, die auf den fundamentalen Prinzipien der Massenerhaltung, Impulserhaltung und Energieerhaltung beruhen. Zur Schließung dieser Gleichungen wird ein sogenanntes Turbulenzmodell benötigt.

Für die nachfolgenden Strömungssimulationen wurde seitens ILF das k - Ω SST Modell und seitens TU Graz / ITnA das k - ϵ realizable Modell verwendet.

Die Theorie besagt, dass bei ebenen Strömungen der Geschwindigkeitsverlauf in der Grenzschicht (wandnahe Strömung) nach einer Exponentialfunktion senkrecht zur Wand verläuft und somit dem sogenannten logarithmischen Wandgesetz folgt. Messungen belegen, dass bei beliebig gekrümmten Wänden die dadurch entstehenden Druckgradienten sich nur geringfügig auf die Grenzschicht auswirken, sofern die Druckgradienten nicht zu groß werden und es zu keiner Ablösung der Strömung kommt. Da bei den aktuellen Strömungssimulationen längs der Strömung keine Krümmungen, Veränderungen des Tunnelquerschnittes, hohe Druckgradienten und Ablösungen auftreten, kann für die Beschreibung der Grenzschicht vom logarithmischen Wandgesetz ausgegangen werden. Diese Voraussetzung hat den großen Vorteil, dass die Grenzschicht nicht bis ins kleinste Detail aufgelöst werden muss, und somit sehr viele Elemente im Rechengitter gespart werden können.

2.2.2.1 Rechengitter des Strömungsfeldes

Um den Wandabstand der ersten Zelle des Rechengitters abzuschätzen, wird auf den dimensionslosen Wandabstand y^+ zurückgegriffen. Dieser solle bei der Anwendung des logarithmischen Wandgesetzes zwischen 30 und 300 liegen. Durch diese Voraussetzung ergibt sich eine Höhe h der ersten Zelle im Fluid von 0,02 m.

2.2.2.2 Rechengitter des Betonschicht

Für die Berechnungen wurde eine 0,25 m starke Betonschicht rund um das Strömungsfeld berücksichtigt, welche ebenfalls mit einem Rechengitter aufgelöst werden muss. Um den radialen Temperaturverlauf in der Betonschicht richtig zu berechnen, darf die Höhe des Rechengitters in der ersten Zelle, welche an dem Rechengitter der Strömung anliegt, einen bestimmten Wert nicht überschreiten. Für die Abschätzung dieser Höhe wird angenommen, dass durch die Wärmeleitung im Beton die Wärme an der inneren Betonoberfläche so

schnell radial nach außen transportiert wird, dass an jedem beliebigen Punkt innerhalb der ersten Zelle immer die gleiche Temperatur herrscht. Durch diese Annahme kann von einem sogenannten ‚punktförmigen System‘ ausgegangen werden und die Höhe der ersten Zelle durch die dimensionslose Kennzahl Bi (Biot-Zahl) berechnet werden. Die Biot-Zahl ist definiert durch das Verhältnis innerer Wärmestromwiderstand durch äußerer Wärmestromwiderstand und sollte bei punktförmigen Systemen \ll sein:

$$Bi = \frac{\alpha \cdot h}{\lambda}$$

Bei einem angenommenen Wärmeübergangskoeffizienten von $12 \text{ W/m}^2\text{K}$, sowie einer Wärmeleitfähigkeit von 2 W/m.K für die Betonschicht ergibt dies, unter Annahme einer Biot-Zahl von maximal $0,01$, eine Höhe h der ersten Zelle im Beton von $0,0017 \text{ m}$.

2.3 Simulationsaufbau und Randbedingungen

2.3.1 Massenstrom am Einlass

Die Zuströmgeschwindigkeit lag zu Beginn des Brandversuchs bei ca. $1,5 \text{ m/s}$, sank dann für die ersten 2 Minuten vorübergehend auf ca. $1,2 \text{ m/s}$ ab um dann anschließend für die restliche Versuchsdauer auf ca. 2 m/s anzusteigen.

Für die Simulationen wurde jedoch vereinfachend von einer konstanten Zuströmgeschwindigkeit ausgegangen. Als Wert für die Geschwindigkeit wurde der Mittelwert über die gesamte Versuchsdauer ($1,65 \text{ m/s}$) gewählt (siehe Abbildung 2-7).

Die initiale Temperatur und der initiale Luftdruck im gesamten Berechnungsgebiet zu Beginn der Simulation wurde gemäß den Aufzeichnungen während des Brandversuchs mit $12,85^\circ\text{C} / 286\text{K}$ sowie mit $1014,23 \text{ mbar}$ festgelegt. Dies entspricht einer initialen Luftdichte von $1,24 \text{ kg/m}^3$.

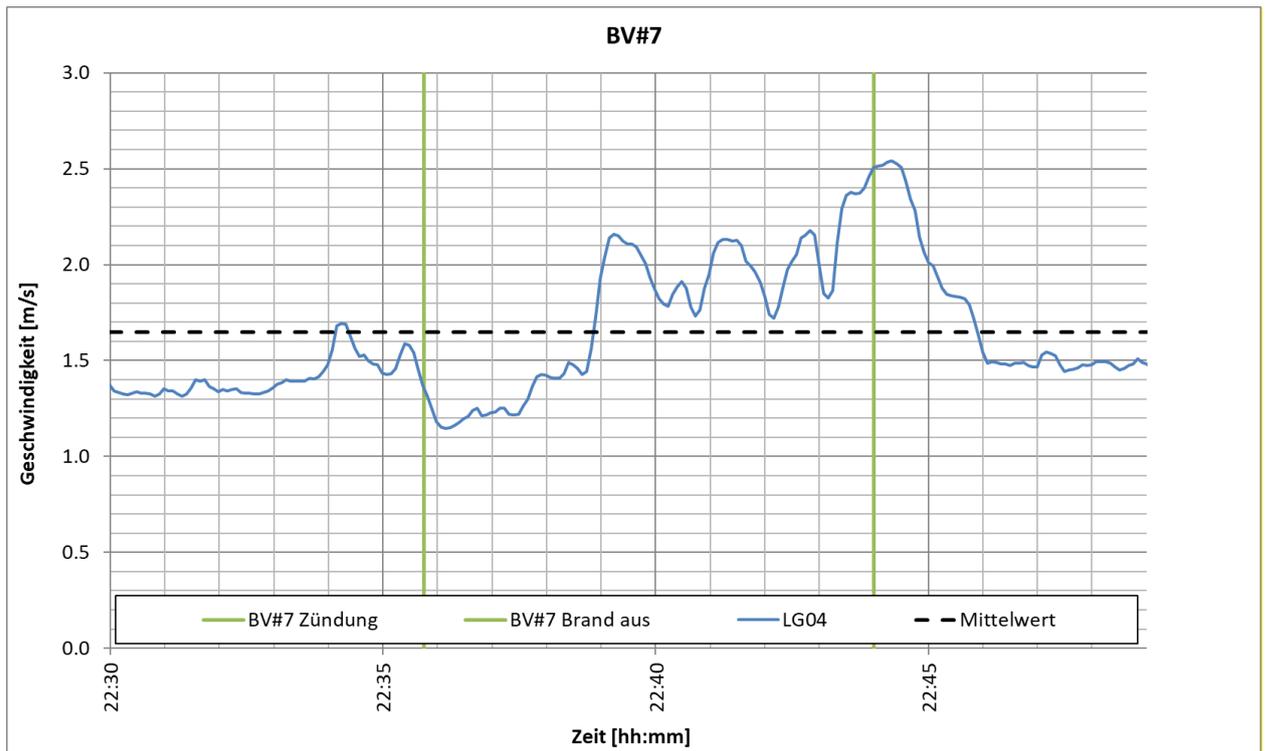


Abbildung 2-7: zeitlicher Verlauf Zuströmgeschwindigkeit, Messung / Simulation

2.3.2 Brandquelle als volumenbezogene Wärmeleistung

Dafür wurden insgesamt 8 Volumina mit den Abmessungen 0,1 m x 1 m x 1 m (Höhe x Breite x Länge) definiert. Jedes der 8 Teilvolumen hat etwa die Größe der beim Versuch verwendeten Brandtassen. Die Volumina wurden, analog zum Realbrandversuch, im vorderen Bereich der PROMATECT-T Branschutzeinhausung (ca. 200 m vom Einlass, symmetrisch und paarweise) positioniert. Die Länge von ca. 200 m vom Einlass bis zur Brandquelle sollte genügend Raum für die Strömungsentwicklung und die Erfassung eines Backlayerings bieten.

Die Wärmeleistung wird gleichmäßig über alle 8 Volumina, unter Berücksichtigung eines bestimmten zeitlichen Verlaufes (siehe Kapitel 2.3.3), freigesetzt.

2.3.3 Zeitlicher Verlauf des Brandes und Simulationsdauer

Da die Brandlast aus der Abbrandrate ermittelt wurde, schwankt der Wert relativ stark. Anfangs steigt diese noch relativ linear auf 18 bis 20 MW, anschließend pendelt der berechnete Wert für die restliche Versuchsdauer allerdings deutlich um diesen Bereich

herum (siehe Abbildung 2-8). Der aus der Abbrandrate ermittelte, direkte Wert wäre als Randbedingung für eine Simulation daher ohne vorherige entsprechende Mittelung / Glättung nicht geeignet.

Die tatsächlich gemessene Brandlast wurde für die durchgeführten Simulationen daher als Vereinfachung mit Hilfe eines Polynoms angenähert (schwarz strichlierte Linie in Abbildung 2-8).

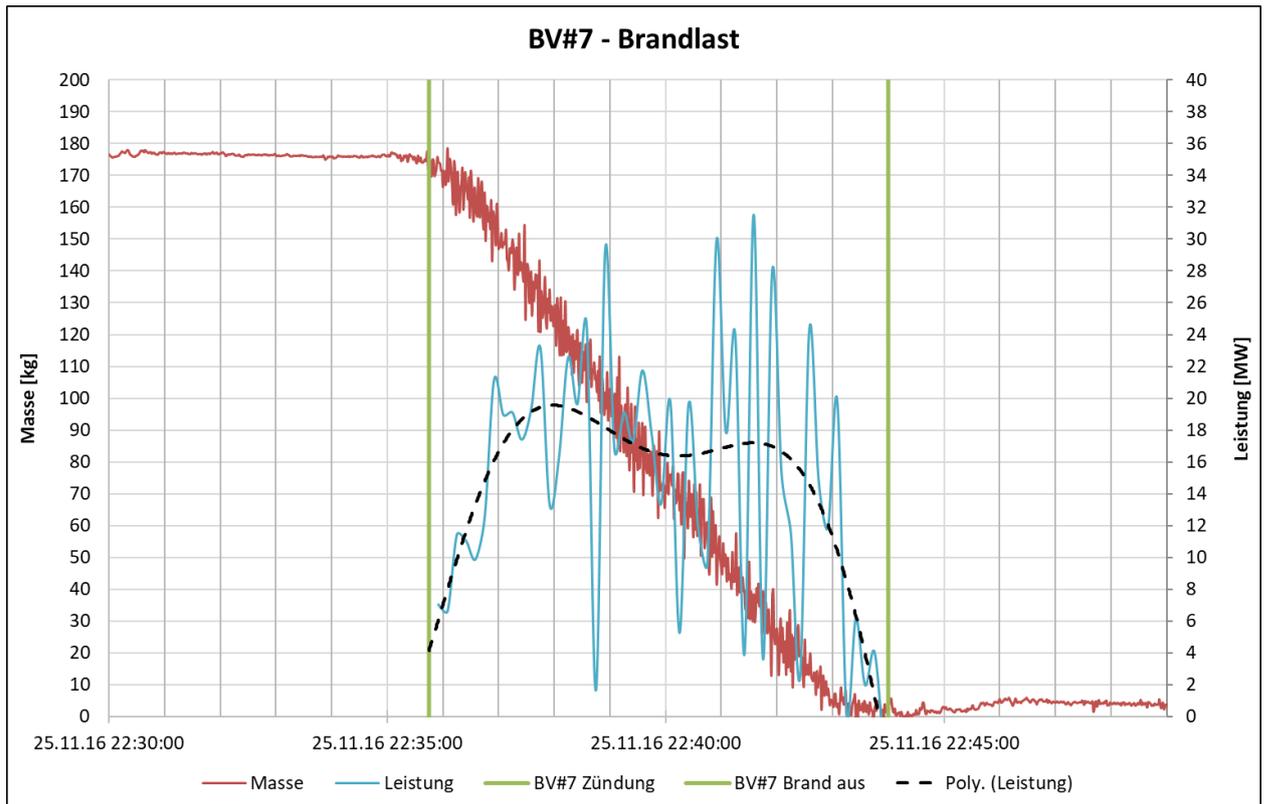


Abbildung 2-8: zeitlicher Verlauf der Brandlast, Messung / Simulation

Die aus der Abbrandrate während des Versuchs ermittelte Brandlast wurde für die Simulation um 25% reduziert um ausschließlich den konvektiven Wärmeanteil zu berücksichtigen. (Verhältnis von tatsächlicher zu theoretischer Wärmefreisetzung $\eta = 0,75$). Die Massezunahme durch die Verteilung von Verbrennungsprodukten in der Tunnelluft wurde bei den Rechnungen nicht berücksichtigt.

Die Simulationsdauer wurde in Übereinstimmung mit der Dauer des Brandversuchs mit insgesamt 510 Sekunden gewählt.

2.3.4 Stoffwerte und Randbedingungen für die Betonschicht

Die Betontemperatur wird zu Beginn der Simulation mit 286K / 12,85°C initialisiert. Die innere Oberfläche der Betonschicht wird als rau mit einer mittleren Rautiefe von 0,0015m vorausgesetzt. Die weiteren Stoffwerte, die für die Berechnung der instationären Wärmeübertragung notwendig sind, können Tabelle 2-3 entnommen werden.

Tabelle 2-3: Parameter der Betonschicht

Parameter	Wert	Einheit
Dicke der Betonschicht	0,25	[m]
Dichte	2400	[kg/m ³]
Wärmeleitfähigkeit	2,0	[W/m.K]
Spezifische Wärmekapazität	1000	[J/kg.K]
Initiale Temperatur	15	[°C]
Konst. Außentemperatur	15	[°C]
Rauhigkeitshöhe	0,0015	[m]

2.3.5 Stoffwerte und Randbedingungen für den PROMATECT-T Kanal

Die Temperatur der PROMATECT-T Brandschutzplatten wird zu Beginn der Simulation ebenfalls mit 286K / 12,85°C initialisiert. Die Oberfläche der PROMATECT-T Brandschutzplatten wird als hydraulisch glatt angenommen. Die weiteren Stoffwerte, die für die Berechnung der instationären Wärmeübertragung notwendig sind, können Tabelle 2-4 entnommen werden.

Tabelle 2-4: Stoffwerte PROMATECT-T Brandschutzplatten

Parameter	Wert	Einheit
Dichte	900	[kg/m ³]
Wärmeleitfähigkeit	0,212	[W/m.K]
Spezifische Wärmekapazität	1000	[J/kg.K]

2.4 Ergebnisse der Validierungssimulation

2.4.1 Modell TU Graz / ITnA

Die Simulationen wurden mit dem Softwarepaket Ansys Fluent® erstellt. Als Turbulenzmodell wurde das k-ε realizable Modell gewählt.

Abbildung 2-9 und Abbildung 2-10 zeigen den Vergleich der vertikalen Temperaturprofile an den Messpunkten MP 5 und 6 zwischen Simulation (links) und Messung (rechts).

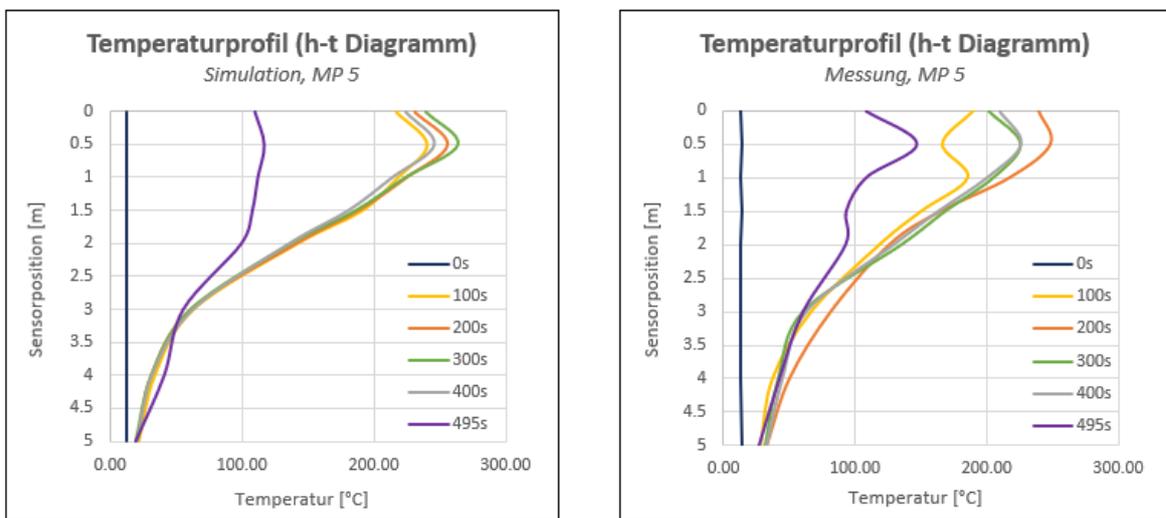


Abbildung 2-9: Vertikales Temperaturprofil MP 5, Simulation (links) und Messung (rechts)

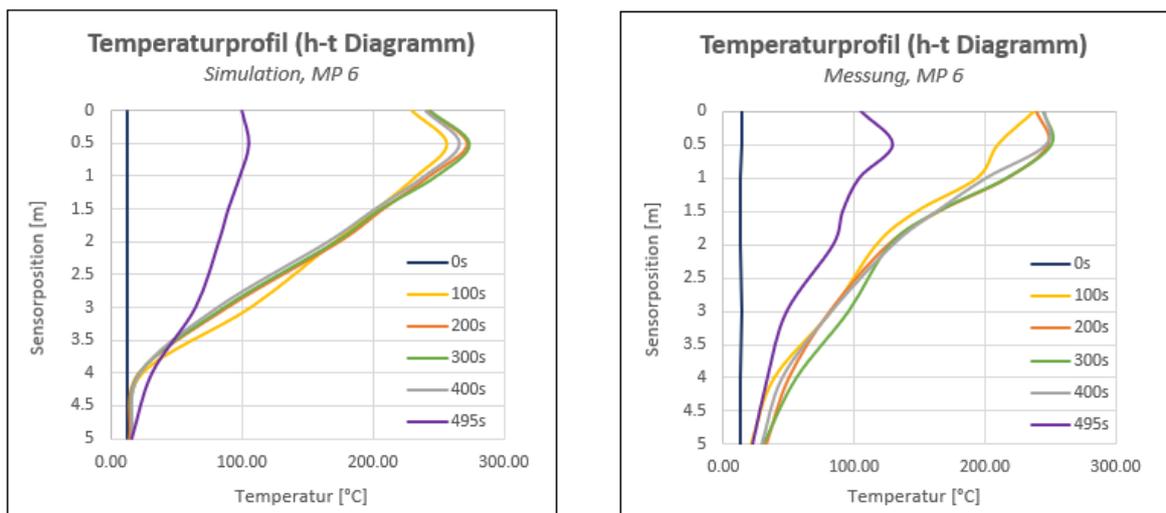


Abbildung 2-10: Vertikales Temperaturprofil MP 6, Simulation (links) und Messung (rechts)

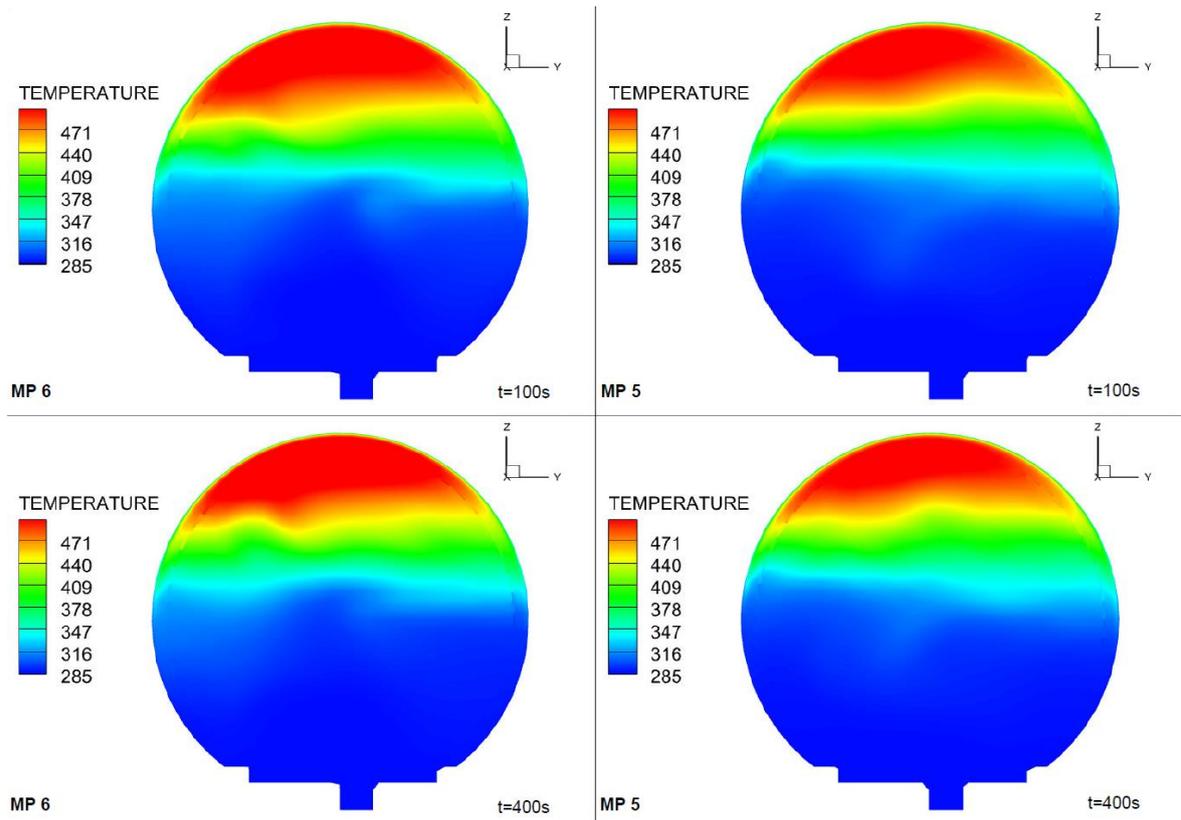


Abbildung 2-11: Temperaturprofil im Querschnitt, MP 6 (links) und MP 5 (rechts)

Abbildung 2-11 zeigt das Temperaturprofil über den Querschnitt an den beiden Messebenen MP 6 und MP 5 nach 100 bzw. 400s Simulationsdauer.

Am brandnahen Messpunkt MP 6 (ca. 18 m nach dem Ende des PROMATECT-T Kanals) werden im mittleren oberen Bereich (MP 6.2 bis 6.4) die Temperaturen um ca. 40°C etwas überschätzt, während im unteren Bereich (MP 6.5 bis 6.8) die Temperaturen geringfügig (um 10 bis 20°C) unterschätzt werden. Direkt an der Tunneldecke (MP 6.1) hingegen stimmen errechnete und gemessene Temperatur nahezu perfekt überein.

Am etwas weiter entfernten Messpunkt MP 5 (ca. 30 m nach dem Brandschutzkanal) treten lediglich beim Zeitschritt t=100 Sekunden auf einer Höhe von 0 bis 0,5 m unter der Decke (entspricht MP 5.1 und 5.2) nennenswerte Abweichungen zwischen Simulation und Messung auf (40-70°C), zu allen anderen Auswertzeitpunkten liegen die vorhandenen Abweichungen in der Größenordnung von 10°C oder sogar darunter.

Insgesamt kann somit, was die vertikalen Temperaturprofile betrifft, von einer guten bis sehr guten Übereinstimmung zwischen Simulation und Realbrandversuch gesprochen werden.

Abbildung 2-12 und Abbildung 2-13 zeigen die zeitlichen Verläufe der Temperaturen auf den unterschiedlichen Höhen / Messpunkten während der gesamten Versuchs- bzw. Simulationsdauer.

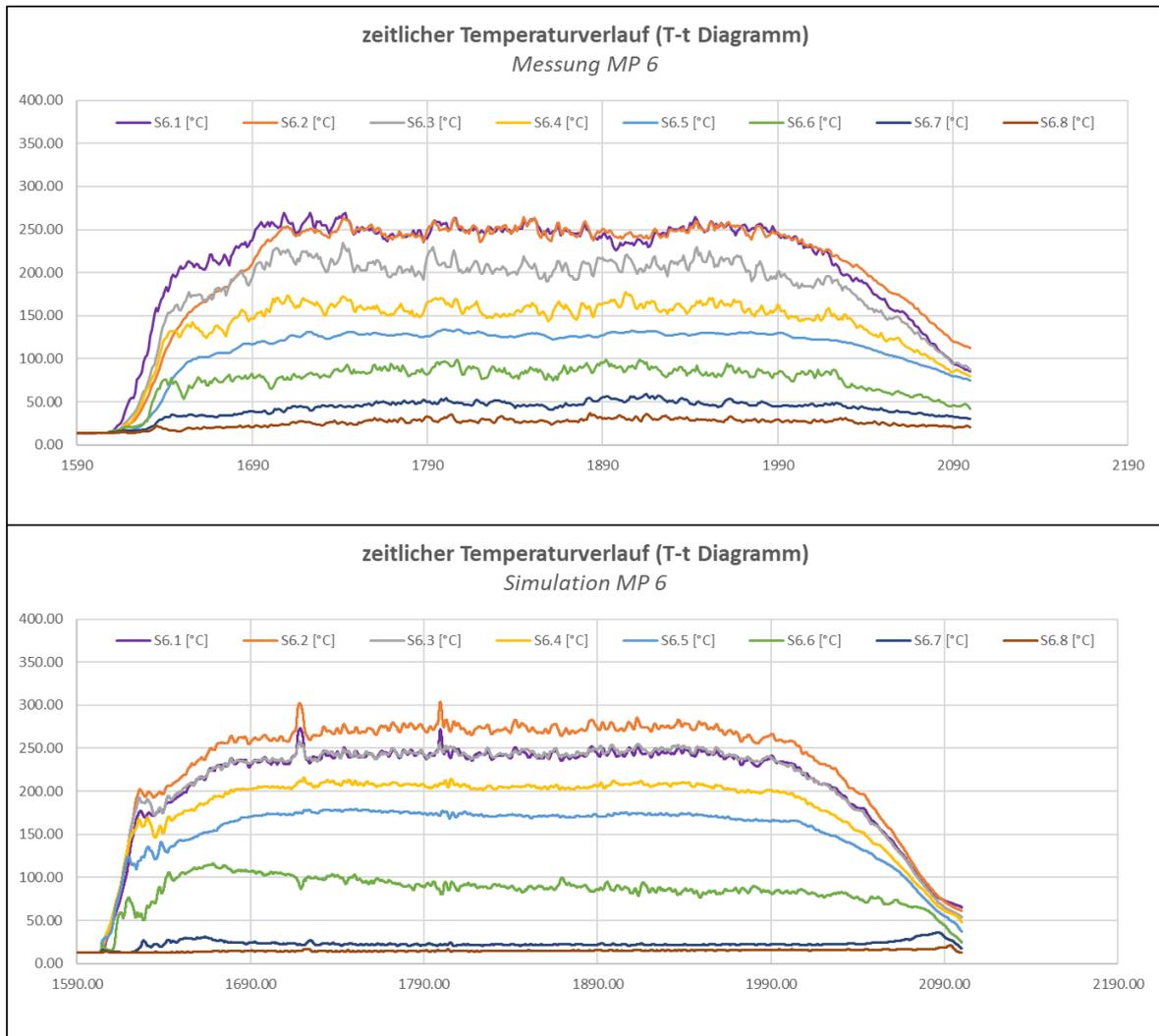


Abbildung 2-12: zeitlicher Temperaturverlauf, MP 6 – Messung (oben) / Simulation (unten)

Auch hier sind die oben angesprochenen, leichten Abweichungen am Messpunkt MP 6 gut erkennbar. Auf den mittleren Höhen kommt es in der Simulation eher zu einer Überschätzung, in den unteren Schichten zu einer geringfügigen Unterschätzung der Temperaturen. Die Abweichungen liegen jedoch in einem, allein schon auf Grund der getroffenen Vereinfachungen zu erwartenden, akzeptablen Größenordnungsbereich.

Für die Interpretation der Werte ist zudem zusätzlich zu berücksichtigen, dass es sich um eine punktförmige Auswertung handelt. Die vertikalen Temperaturverläufe weisen vor allem im oberen, mittleren Bereich starke Gradienten auf was dazu führt, dass sich die Temperatur bereits bei geringer Änderung des Abstands zur Tunneldecke stark ändert. Geringe Fehler / Abweichungen bei der Vermessung der Höhen der Temperatursensoren während des Realbrandversuchs können damit zu Temperaturabweichungen ggü. der Simulation in der Größenordnung von 10 bis 20°C führen.

Abbildung 2-14 zeigt das Temperaturprofil im Längsschnitt für die ausgewerteten Zeitschritte (100s / 200s / 300s / 400s / 495s). Hier ist auch der zeitliche Verlauf der Rauchausbreitung entgegen der Strömungsrichtung (Backlayering) gut erkennbar.

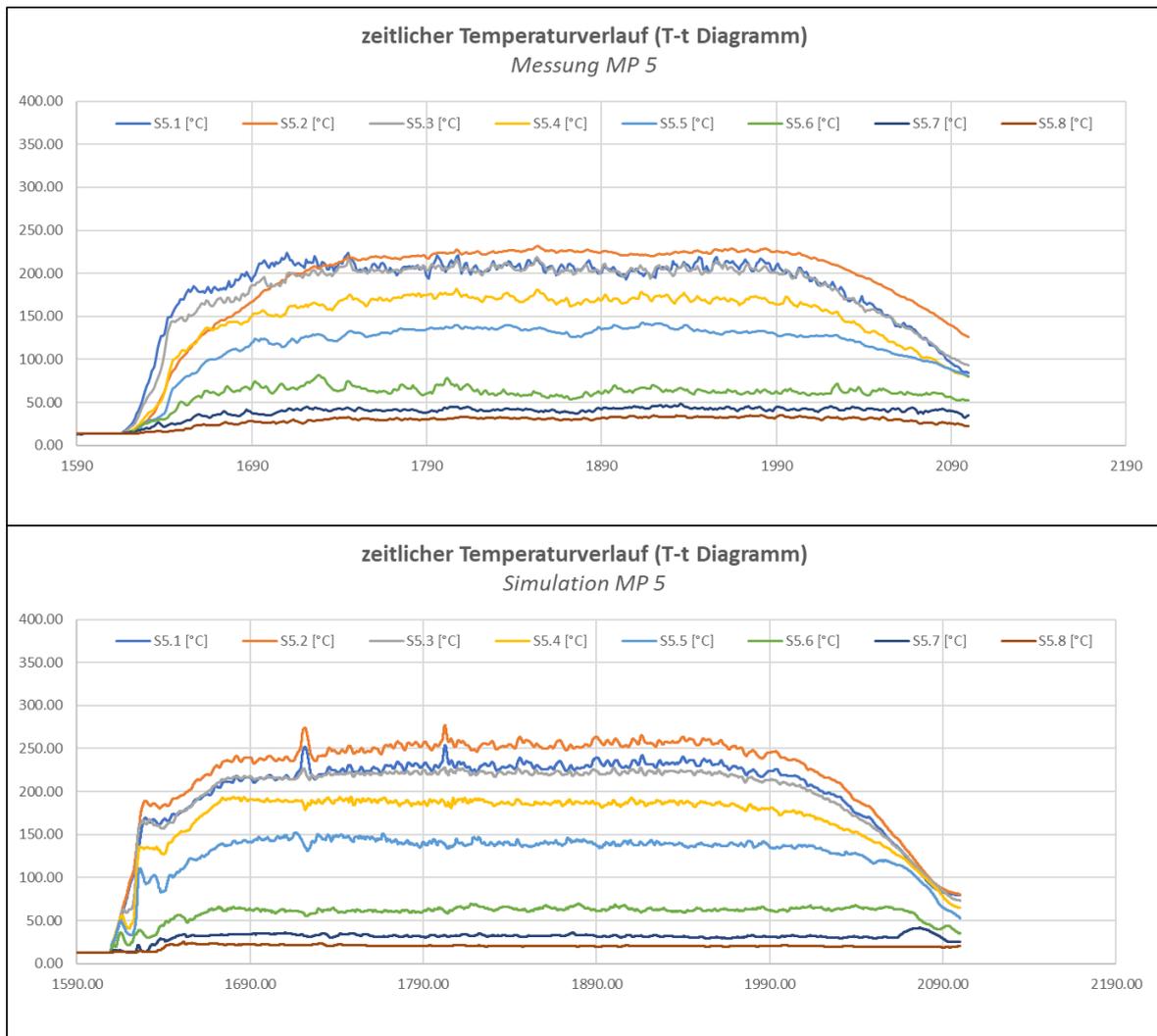


Abbildung 2-13: zeitlicher Temperaturverlauf, MP 6 – Messung (oben) / Simulation (unten)

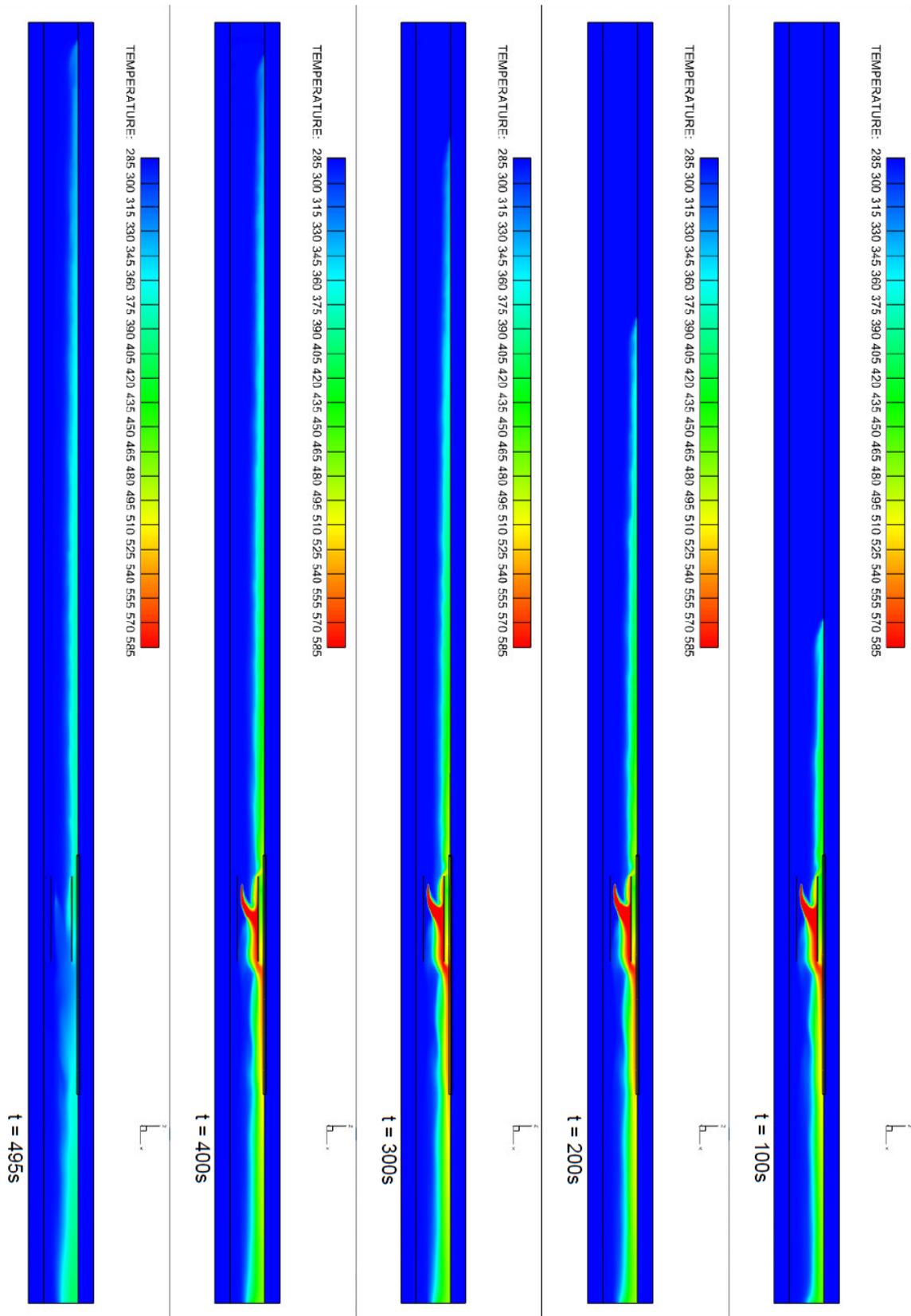


Abbildung 2-14: Temperaturprofil im Längsschnitt

2.4.2 Modell ILF Consulting Engineers

Die Simulationen wurden mit dem Softwarepaket StarCCM+® erstellt. Als Turbulenzmodell wurde das k- ω SST Modell gewählt.

In der folgenden Abbildung werden die Messungen und Simulationsergebnisse am Messpunkt 5 (MP5) dargestellt. Hier sind die deckennahen Temperaturen etwas zu hoch (MP5.1, MP5.2 und MP5.3) vorhergesagt, dafür zeigt die Simulation in den mittleren Bereich eine sehr gute Übereinstimmung (MP5.7 und MP5.8).

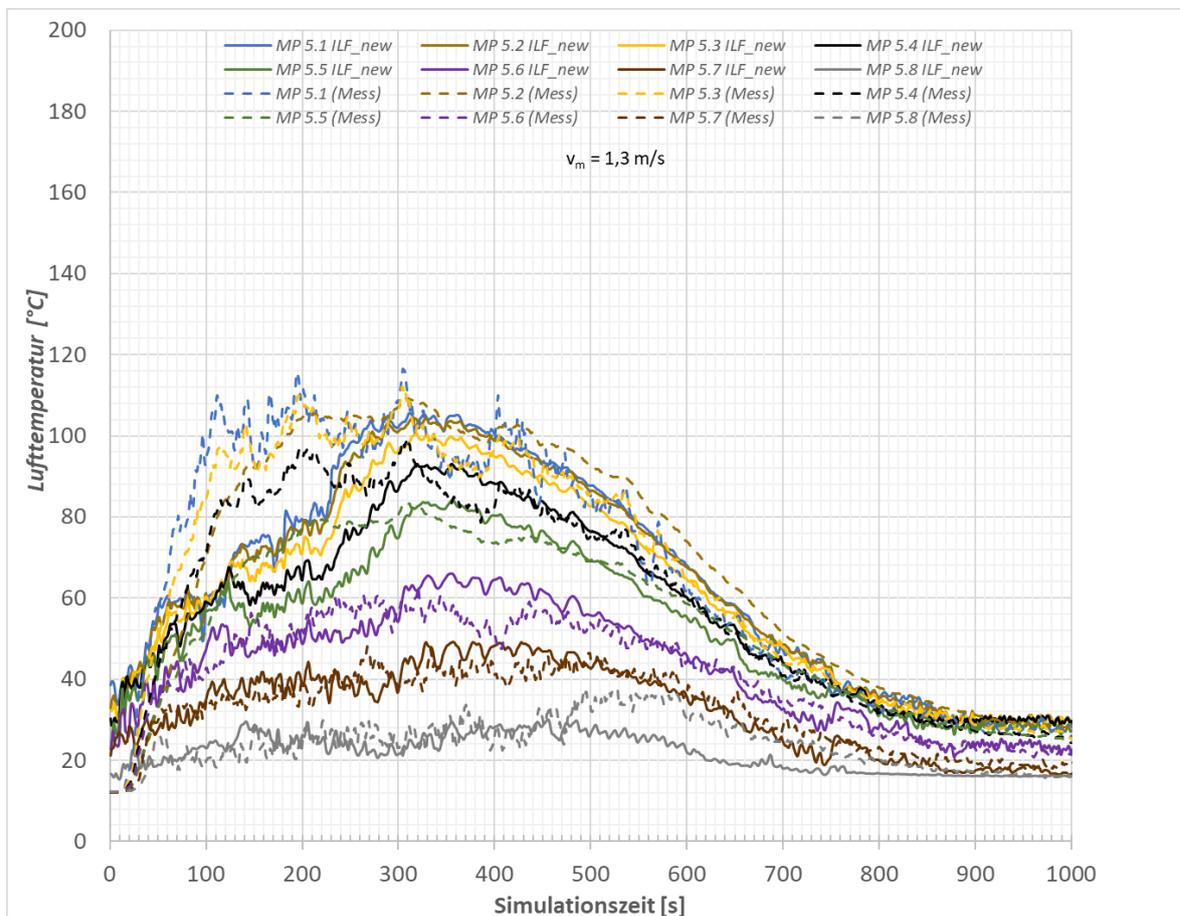


Abbildung 2-15: Simulationsergebnisse (durchgezogene Linie) und Messergebnisse (gestrichelte Linie) am Messpunkt 5 (MP5)

Die folgende Abbildung zeigt die Simulationsergebnisse und Messergebnisse am Messpunkt 6 (MP6). Die Temperaturwerte werden in der ersten Simulationshälfte zu hoch simuliert, vor allem im Deckenbereich (MP6.1-MP6.4). Der Unterschied liegt hier im Bereich

von ca. 20-50 °C. In der zweiten Simulationshälfte nähern sich diese jedoch den gemessenen Werten an, so dass die Abweichung nur noch 10-20 °C beträgt.

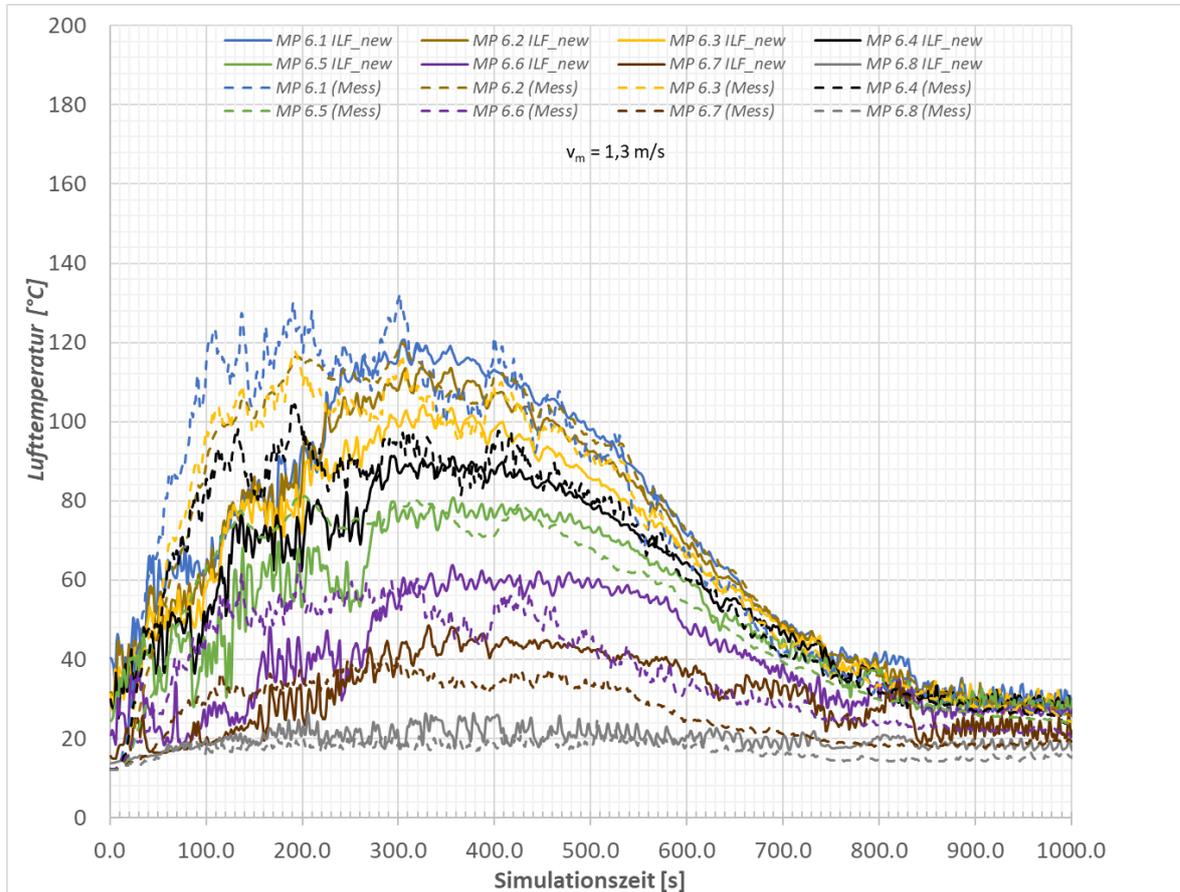


Abbildung 2-16: Simulationsergebnisse (durchgezogene Linie) und Messergebnisse (gestrichelte Linie) am Messpunkt 6 (MP6)

2.5 Zusammenfassung der Validierungsergebnisse

Insgesamt zeigen die mit den beiden Modellen erzielten Ergebnisse, insbesondere unter Berücksichtigung der getroffenen Vereinfachungen, durchwegs gute Übereinstimmungen mit den während des Realbrandversuchs aufgezeichneten Messdaten.

Sowohl der zeitliche Verlauf der Temperaturen als auch die vertikalen Temperaturprofile konnten an beiden Messpunkten gut abgebildet werden.

Das somit validierte Modell bzw. die gewählten Simulationsparameter und -einstellungen können somit für die weitere Parameterstudie herangezogen werden.

3 CFD PARAMETERSTUDIE TEMPERATURVERLAUF

3.1 Geometrie- und Rechengittererstellung

3.1.1 Geometrie

Es werden zwei unterschiedliche Tunnelprofile betrachtet, welche standardmäßig für österreichische Straßentunnel verwendet werden. Eins davon ist das typische Profil für bergmännische Tunnel, das so genannte Hufeisenprofil und das andere ist ein einfaches Kastenprofil, das typischerweise für Einhausungen verwendet wird. Die Berechnungen wurden für Hufeisenprofile sowie für Kastenprofile mit einer Querschnittsfläche von 53 m² (zweispurig) durchgeführt. Der Tunnel besitzt eine Länge von 2850 m.

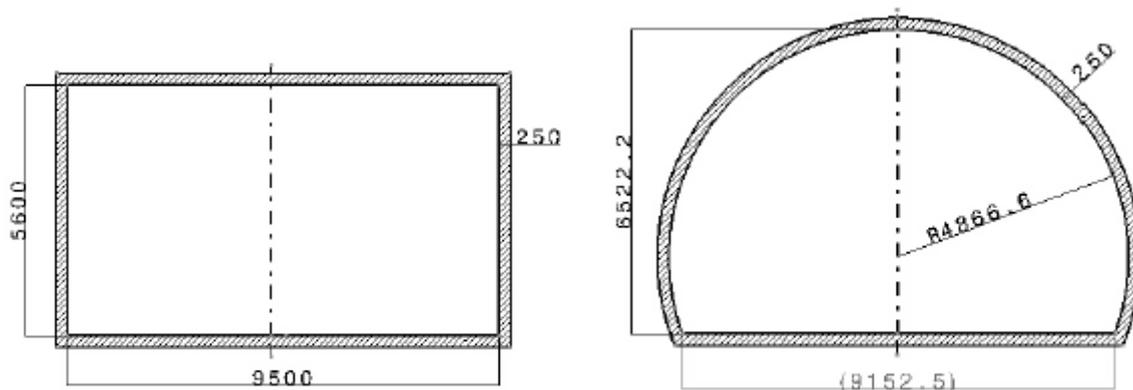


Abbildung 3-1: Querschnitte des Hufeisen- und Kastenprofils (zweispuriger Straßentunnel)

3.1.2 Symmetrie des Rechengitters

Die Symmetrie von Geometrie und Lage / Form der Brandquelle werden ausgenutzt, indem das Strömungsfeld gespiegelt wird und somit nur eine Hälfte der Geometrien vernetzt und gelöst werden muss. Diese Maßnahme spart sehr viele Elemente im Rechengitter ein.

3.1.3 Rechengitter

Bezüglich der allgemein gewählten minimalen / maximalen Zellgrößen siehe Kapitel 2.2.2.

3.1.3.1 Spezifische Parameter Rechengitter Hufeisenprofil (TU Graz / ITnA)

Abbildung 3-2 zeigt das gewählte Rechengitter in der Tunnelgeometrie für die Parameterstudie im Bereich des Einlasses. Gut erkennbar ist die beidseitige Verfeinerung (fluid- und betonseitig) des Netzes im Wandbereich (Näheres hierzu siehe Kapitel 3.1.3).

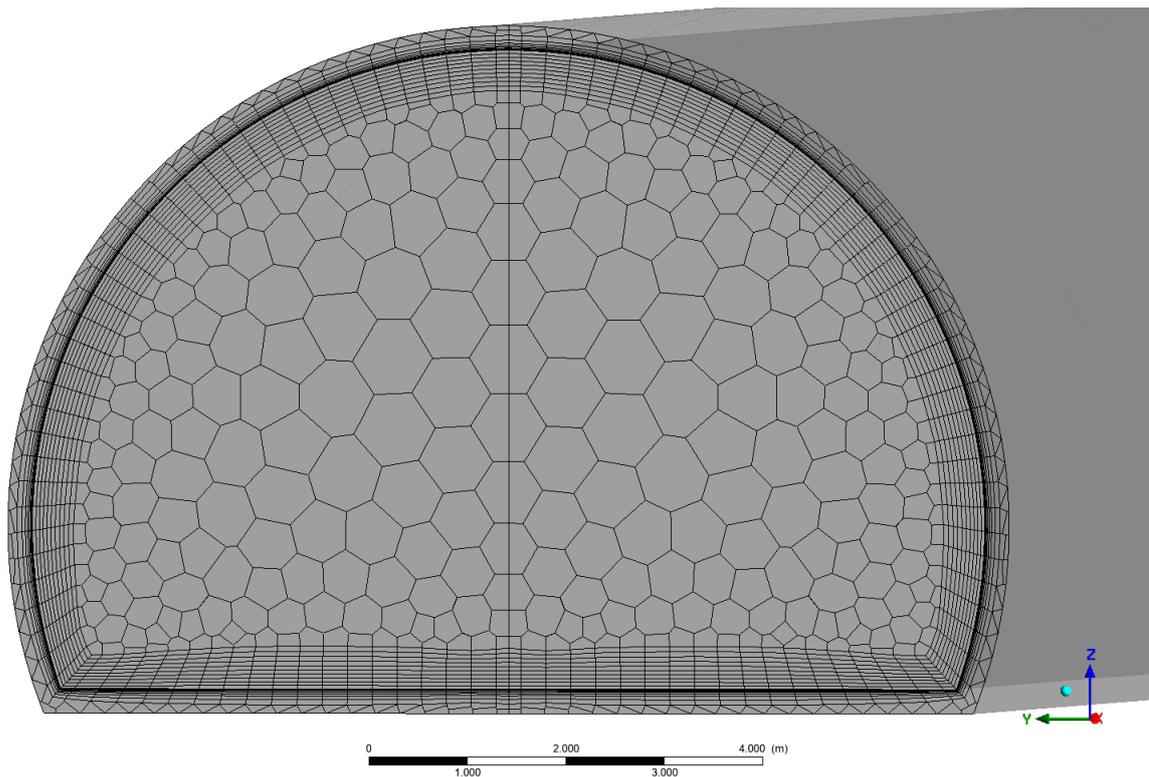


Abbildung 3-2: Rechengitter der Tunnelgeometrie, Fluid und Beton

Abbildung 3-3 zeigt eine Detailaufnahme dieses für die Qualität der Ergebnisse sehr wesentlichen Bereichs.

Abbildung 3-4 zeigt den dimensionslosen Wandabstand y^+ im unmittelbaren Brand- sowie im Abströmbereich, wo sich auch die Messpunkte MP 6 und 5 befinden. Dieser sollte bei Anwendung des logarithmischen Wandgesetzes zwischen 30 und 300 liegen. Wie die grafische Darstellung klar zeigt, kann dieser Bereich im gesamten Berechnungsgebiet eingehalten werden. Die im Rahmen der Vorauslegung des Rechennetzes getroffene Annahme einer maximalen Zellhöhe von 0,02 m konnte damit bestätigt werden.

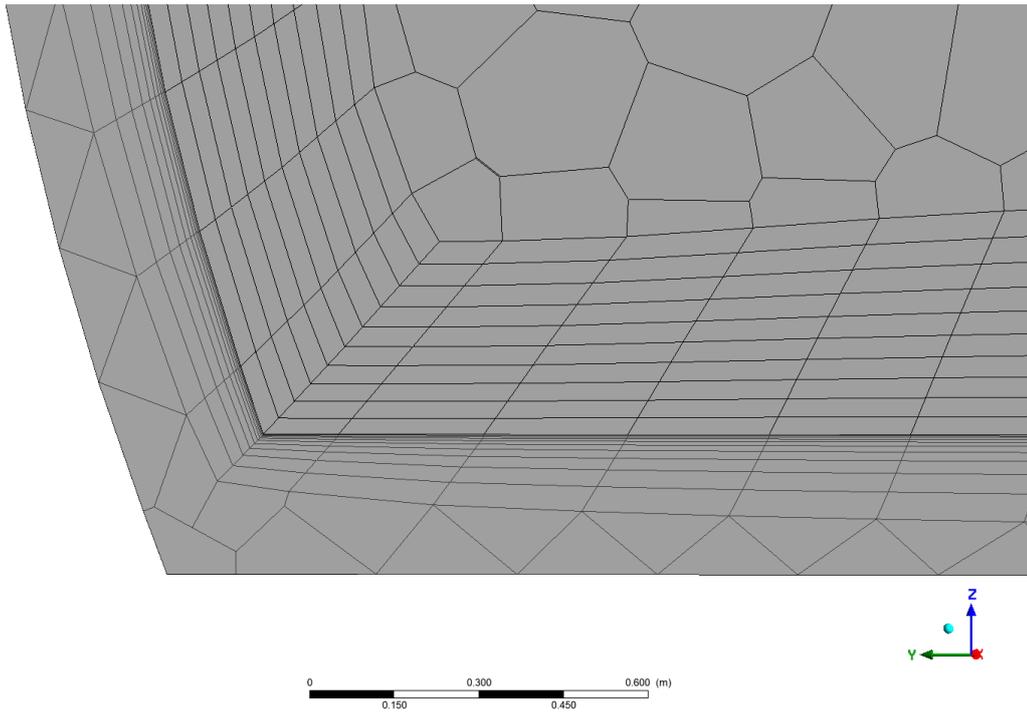


Abbildung 3-3: Detail Rechengitter, Fluid und Beton

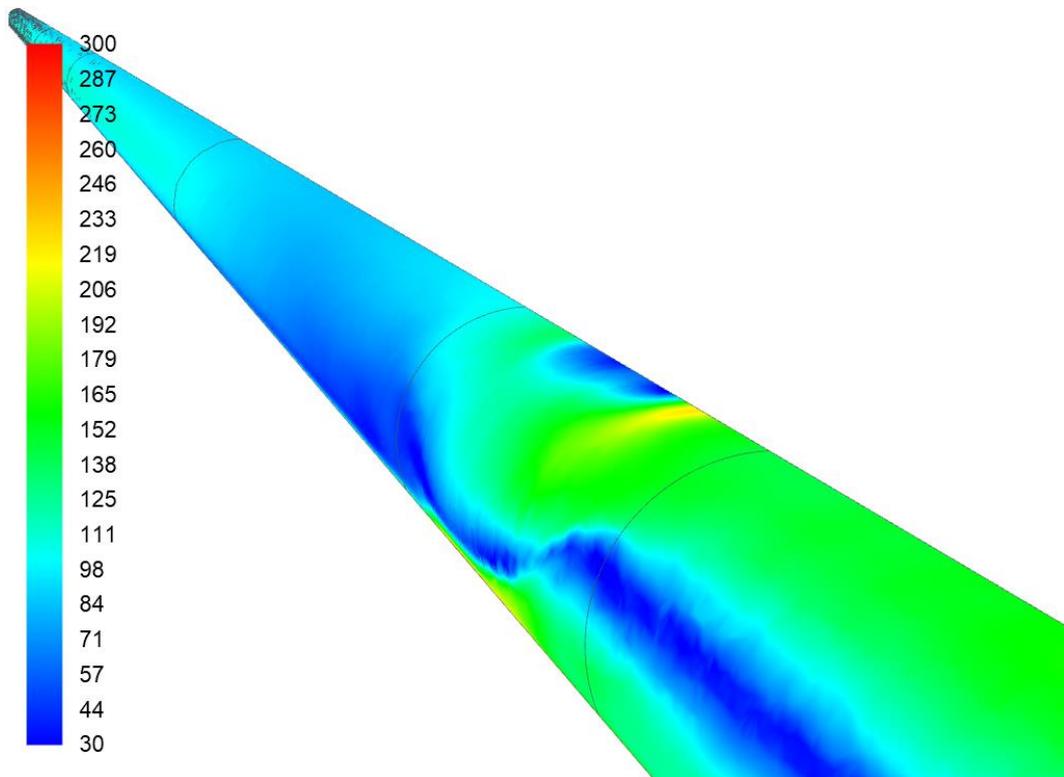


Abbildung 3-4: Dimensionsloser Wandabstand y^+ an der inneren Betonoberfläche

3.1.3.2 Spezifische Parameter Rechengitter Kastenprofil (ILF)

Die Vernetzung der Oberfläche erfolgte teilstrukturiert. Abbildung 3-5 zeigt anhand eines Ausschnittes der Tunnelgeometrie das Oberflächennetz und die Netzauflösung an der Grenze zwischen dem Strömungsquerschnitt und der Betonschicht. Im Bereich der Grenzschicht sowie im Bereich der Betonschicht ist das Netz besonders fein aufgelöst. Die Betonschicht ist durch hellblaue Einfärbung kenntlich gemacht. Direkt an der Grenzschicht sind die Zellen am kleinsten. Mit zunehmender Entfernung von der Trennfläche nimmt die Auflösung zu beiden Seiten ab.

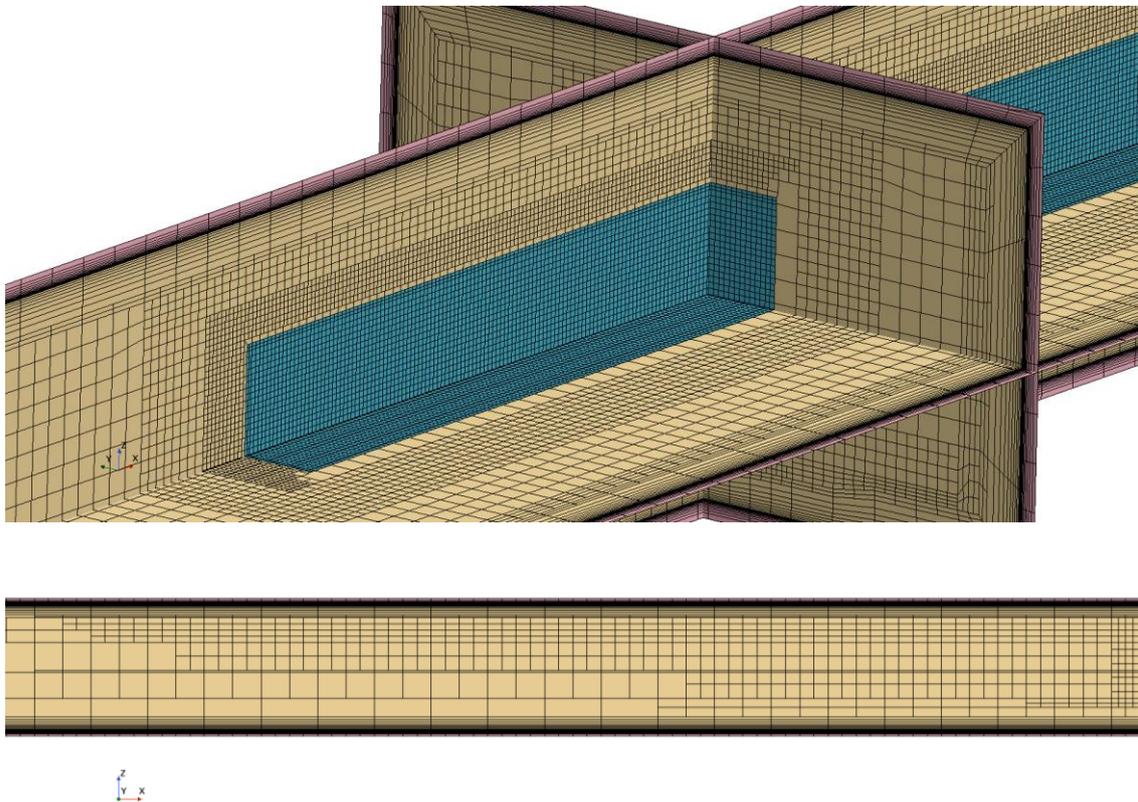


Abbildung 3-5: Ausschnitt des Oberflächennetzes im Eintrittsbereich des Tunnels

Das endgültige Netz wird mit der Option "adaptives Netz" innerhalb der Simulation geändert. Das bedeutet, dass sich die Anzahl der Prismenlayer während der Simulation auf der Grundlage vordefinierter Schwellenwerte für die Temperatur ändern kann. Mit anderen

Worten: Die Größe des Netzes wird in den Regionen mit höherem Temperaturgradienten verringert, was zu einer besseren Genauigkeit der Ergebnisse führt.

Wie eingangs beschrieben ist das Rechengebiet in zwei Bereiche unterteilt: das durchströmte Volumen des Tunnels und eine umliegende Betonschicht. Abbildung 3-6 zeigt für den obigen Ausschnitt das Oberflächennetz des durchströmten Tunnelvolumens. Am Rand der Eintrittsfläche ist das Oberflächennetz strukturiert durch Rechtecke aufgebaut. In diesem Bereich entstehen bei der Generierung des Volumennetzes Hexaeder. Das Innere der Eintrittsfläche ist in dreieckige Zellen zerlegt. Im Inneren Bereich der Tunnelgeometrie entstehen daher beim Generieren des Volumennetzes Prismen. Auch Abbildung 3-6 zeigt das Oberflächennetz der Betonschicht. Wie ersichtlich ist es allein aus rechteckigen Oberflächenzellen aufgebaut, sodass bei der Erstellung des Volumennetzes ausschließlich Hexaeder entstehen.

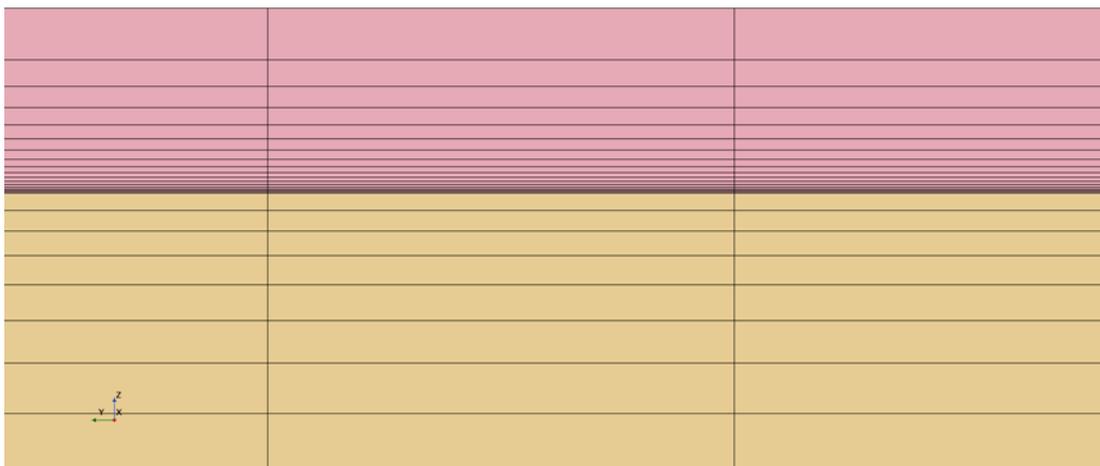


Abbildung 3-6: Ausschnitt des Oberflächennetzes, Betonschicht im Eintrittsbereich

Im Bereich des Brandes ist eine feine Auflösung nötig um die dort vorherrschenden großen Veränderungen in Temperatur und Dichte auflösen zu können. Aufgrund der großen Tunnellänge ist es jedoch mit Hinsicht auf die benötigte Rechenzeit nicht möglich das gesamte Rechengebiet derart fein aufzulösen. Daher nimmt die Netzauflösung in Richtung der Tunnellängsachse zu beiden Seiten des Brandortes ab. Abbildung 3-7 zeigt den hoch aufgelösten Tunnelbereich in den die Wärmequelle platziert wird mit den umliegenden Oberflächenzellen, die mit zunehmendem Abstand vom Brandort größer werden.

Das Oberflächennetz für die Tunnelgeometrie ist aus insgesamt 65.312 Oberflächenzellen zusammengesetzt. Davon sind 1.464 Oberflächenzellen Dreiecke, 63.848 Zellen sind Rechtecke.

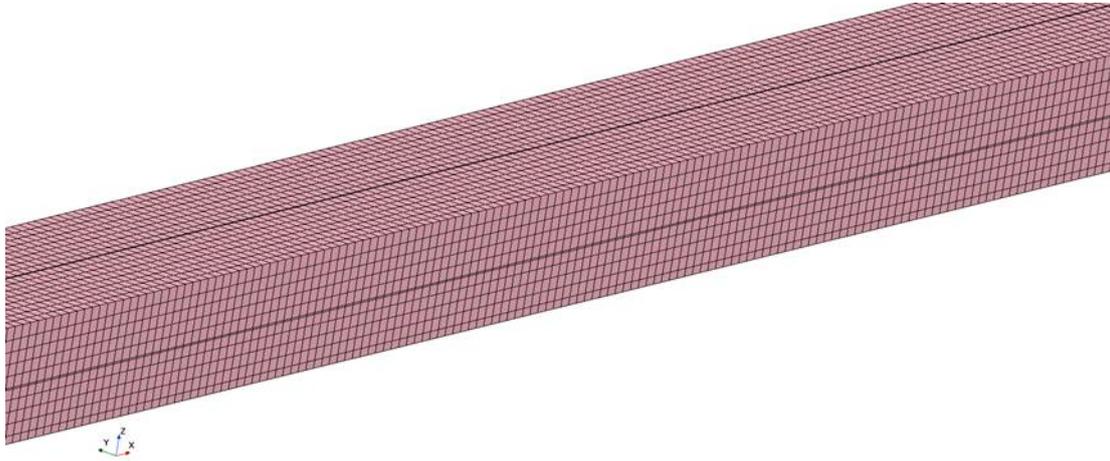


Abbildung 3-7: Fein aufgelöstes Oberflächennetz, Bereich Brandort (ohne Betonschicht)

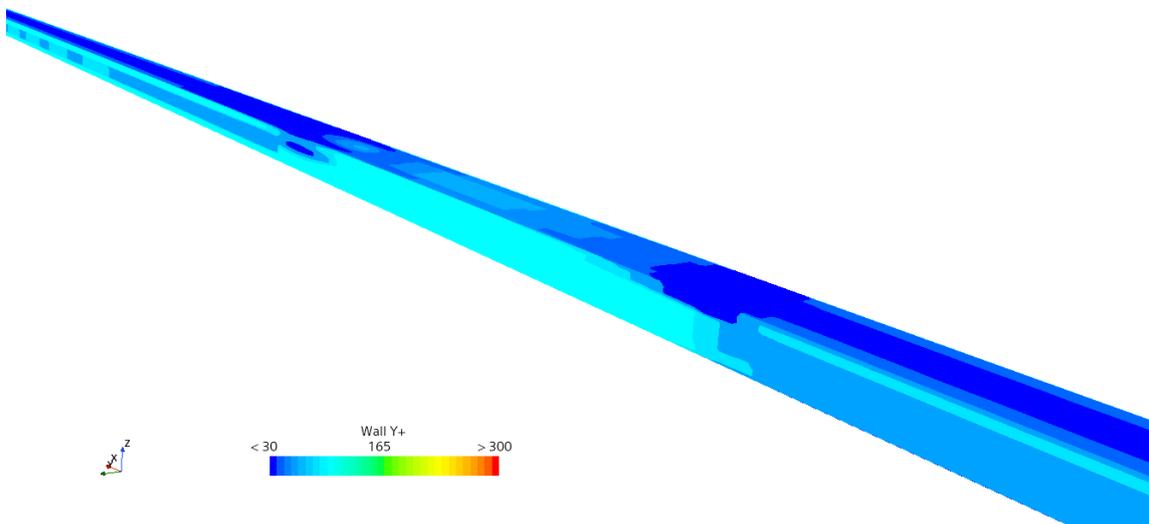


Abbildung 3-8: Dimensionsloser Wandabstand y^+ an der inneren Betonoberfläche

Das Volumennetz ist aus insgesamt 1.099.080 Volumenzellen aufgebaut, davon sind 314.760 Zellen Prismen, 784.320 Zellen sind Hexader. 465.690 der insgesamt 784.320

Hexaeder befinden sich im Strömungsquerschnitt, die restlichen 318.630 Hexaeder bilden das Volumennetz der umliegenden Betonschicht.

3.2 Simulationsaufbau und Randbedingungen

Für die Brandsimulation werden folgende Randbedingungen verwendet:

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

3.2.1 Massenstrom am Einlass

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

- 1,00 m/s
- 1,25 m/s
- 1,50 m/s

Die Temperatur wird im gesamten Berechnungsgebiet und in der Wand zu Beginn der Simulation mit 15°C festgelegt. Daraus ergibt sich bei Standardatmosphäre (Druck = 101325 Pa) eine Luftdichte von 1,225 kg/m³.

3.2.2 Brandquelle als volumenbezogene Wärmeleistung

Für die Brandquelle wird ein Volumen mit den Abmessungen 3 m x 2 m x 18 m (Höhe x Breite x Länge) definiert. Das Volumen hat etwa die Größe eines durchschnittlichen Lastkraftwagens und wird 350 m vom Einlass in der Mitte des Tunnels positioniert. Die Länge von 350 m vom Einlass bis zur Brandquelle sollte genügend Raum für die Strömungsentwicklung und die Erfassung eines ‚Backlayerings‘ bieten. Die Positionierung in der Mitte des Tunnels wird aus Symmetriegründen gewählt. Für die Auslegung eines Lüftungssystems im Tunnel wird als Dimensionierungsbrand in der Regel eine Brandleistung von 30 MW bzw. 50 MW angesetzt.

Diese beiden Fälle werden in den nachfolgenden Simulationen unter Berücksichtigung eines Brandwirkungsgrades (Verhältnis von tatsächlicher zu theoretischer Wärmefreisetzung) η von 0,75 überprüft:

- 30 MW x 0,75 = **22,5 MW**
- 50 MW x 0,75 = **37,5 MW**

Die Wärmeleistung wird gleichmäßig über das gesamte Volumen, unter Berücksichtigung eines bestimmten zeitlichen Verlaufes (siehe Kapitel 3.2.3), freigesetzt. Die Massezunahme durch die Verteilung von Verbrennungsprodukten in der Tunnelluft wurde bei den Rechnungen nicht berücksichtigt.

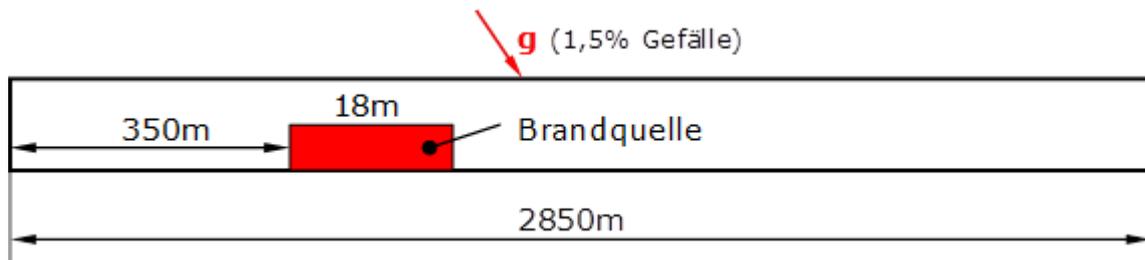


Abbildung 3-9: Schematische Seitenansicht Tunnelgeometrie inkl. Brandquelle (rot)

3.2.3 Zeitlicher Verlauf des Brandes und Simulationsdauer

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

3.2.4 Stoffwerte und Randbedingungen für die Betonschicht

Die Betontemperatur wird zu Beginn der Simulation mit 15°C initialisiert. Als Randbedingung für die Wärmeübertragung wird die äußere Betonoberfläche während der gesamten Simulationsdauer auf 15°C gehalten. Auf Grund der gewählten Dicke der Betonschicht und der zu Grunde gelegten Simulationsdauer sollte diese Randbedingung jedoch keinen Einfluss auf die Wärmeübertragung haben. Die innere Oberfläche der Betonschicht wird als rau mit einer mittleren Rautiefe von 0,0015m vorausgesetzt. Die weiteren Stoffwerte, die für die Berechnung der instationären Wärmeübertragung notwendig sind, können Tabelle 3-1 entnommen werden.

Tabelle 3-1: Parameter der Betonschicht

Parameter	Wert	Einheit
Dicke der Betonschicht	0,25	[m]
Dichte	2400	[kg/m ³]
Wärmeleitfähigkeit	2,0	[W/m.K]
Spezifische Wärmekapazität	1000	[J/kg.K]
Initiale Temperatur	15	[°C]
Konst. Außentemperatur	15	[°C]
Rauhigkeitshöhe	0,0015	[m]

3.2.5 Gefälle des Tunnels

Die untersuchten Tunnels besitzen eine Längsneigung von -3,0%, -1,5% und 0% welche in den Simulationen durch die Komponenten des Erdbeschleunigungsvektors definiert wird. Die Komponenten werden mit folgenden Gleichungen berechnet:

Komponenten werden mit folgenden Gleichungen berechnet:

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

- g... Erdbeschleunigung (m/s²)
- g_x... Erdbeschleunigungskomponente in x-Richtung (m/s²)
- g_y... Erdbeschleunigungskomponente in y-Richtung (m/s²)
- s... Steigung (-)
- α... Winkel zw. g_y und g (°) → $\tan(\alpha) = s \cdot 100$

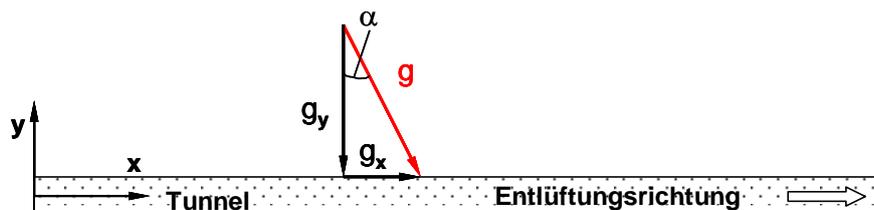


Abbildung 3-10: Komponenten des Erdbeschleunigungsvektors

3.3 Zusammenfassung der Simulationsfälle für Parameterstudie

Es wurden insgesamt 10 Szenarien (S1 bis S10) mit jeweils einer unterschiedlichen Kombination der drei vorab definierten Parameter Steigung, Einströmgeschwindigkeit und Brandlast definiert.

Da sich bei den Simulationen für das Hufeisenprofil herausgestellt hat, dass sich die Ergebnisse nur in sehr geringem Ausmaß mit der Einströmgeschwindigkeit ändern, wurde beim Kastenprofil aus Zeitgründen auf die Zwischenfälle bei einer Geschwindigkeit von 1,25 m/s (entspricht den Szenarien S2 und S5) verzichtet.

Eine Zusammenfassung der simulierten Szenarien kann Tabelle 3-2 (Hufeisenprofil) bzw. Tabelle 3-3 (Kastenprofil) entnommen werden.

Tabelle 3-2: Simulationsfälle Parameterstudie, Hufeisenprofil

Geschw.	HRR	Steigung		
		-3.00	-1.50	0.00
1.00	30		S1	
	50	S7	S4	S8
1.25	30		S2	
	50		S5	
1.50	30	S10	S3	S9
	50		S6	

Tabelle 3-3: Simulationsfälle Parameterstudie, Kastenprofil

Geschw.	HRR	Steigung		
		-3.00	-1.50	0.00
1.00	30		S1	
	50	S7	S4	S8
1.50	30	S10	S3	S9
	50		S6	

3.4 Simulationsergebnisse

Bei den durchgeführten Simulationen wurde jeweils der Temperaturverlauf im Tunnel ausgewertet. Dabei wurde, beginnend vom Strömungseintritt, in regelmäßigen Abständen eine Auswerteebene quer zum Tunnel erstellt. An diesen Ebenen wurde dann die flächengemittelte Temperatur ausgewertet und anschließend über die Tunnellänge aufgetragen.

3.4.1 Ergebnisse Parameterstudie Hufeisenprofil – TU Graz / ITnA

Die Simulationen wurden für unterschiedliche Eintrittsgeschwindigkeiten (1,0 bis 1,5 m/s) und unterschiedliche Längsneigungen (-3,0% / -1,5% / +0,0%) für insgesamt 2 Brandleistungen (30 MW und 50 MW) durchgeführt. Die resultierenden Temperaturverläufe dieser Simulationen sind vom Einlass bis zum Auslass nach einer Simulationszeit von insgesamt 20 Minuten (inkl. 5 Minuten Hochfahren der Brandleistung) in Abbildung 3-11 (30 MW) bzw. Abbildung 3-12 (50 MW) dargestellt. Die Brandquelle befindet sich in Strömungsrichtung 350 m vom Einlass entfernt und ist 18 m lang. In diesem Bereich wird auch die höchste Lufttemperatur erreicht und variiert je nach Brandleistung und Zuströmgeschwindigkeit zwischen 498 und 588 K (Brandlast 30 MW) bzw. 634 und 780 K (Brandlast 50 MW).

Beginnend vom Brandort bildet sich entgegen der Strömungsrichtung ein so genanntes Backlayering aus. Backlayering entsteht, wenn der Auftriebsimpuls der heißen Rauchgase höher ist als der Impuls der Strömung im Tunnel. Bei den Simulationen mit einer Brandleistung von 30 MW ist das Backlayering auf Grund der niedrigeren Temperaturen und des reduzierten Auftriebsimpulses geringer als bei einer Brandleistung von 50 MW. Durch die Rückströmung der heißen Rauchgase ist der Temperaturabfall vom Brandort in Strömungsrichtung größer als bei den Simulationen mit den höheren Eintrittsgeschwindigkeiten und dem damit verbundenen geringeren Backlayering, obwohl durch die höhere Strömungsgeschwindigkeit die Wärmeübertragung zwischen Luft und der Betonschicht erhöht wird. Zusätzlich tritt durch die Rückströmung eine deutlich höhere Maximaltemperatur auf, da die Geschwindigkeiten im unmittelbaren Brandbereich viel geringer werden.

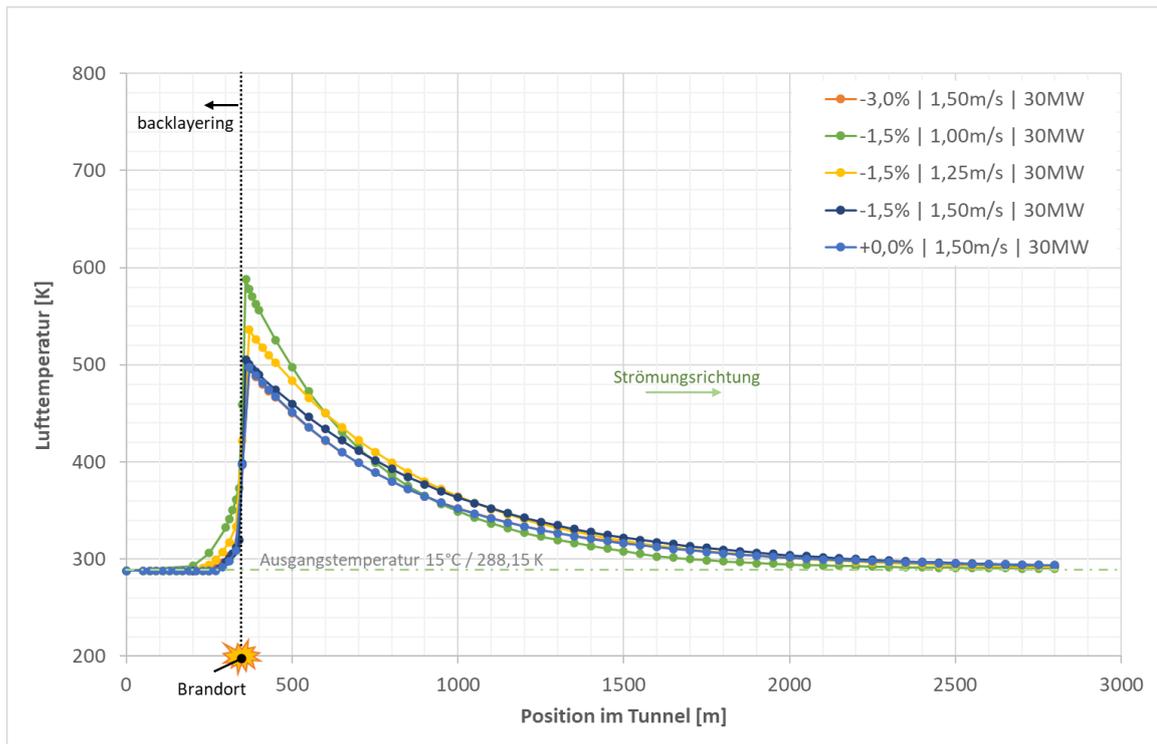


Abbildung 3-11: Vergleich der Temperaturverläufe (Brandlast 30 MW)

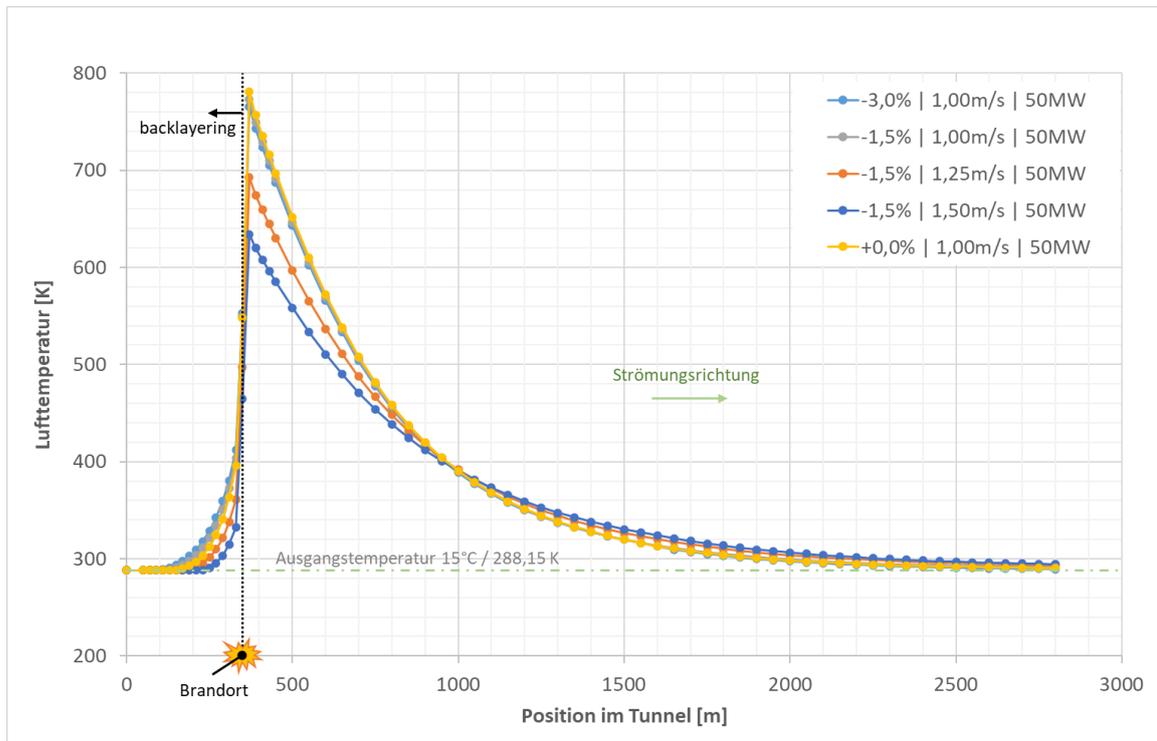


Abbildung 3-12: Vergleich der Temperaturverläufe (Brandlast 50 MW)

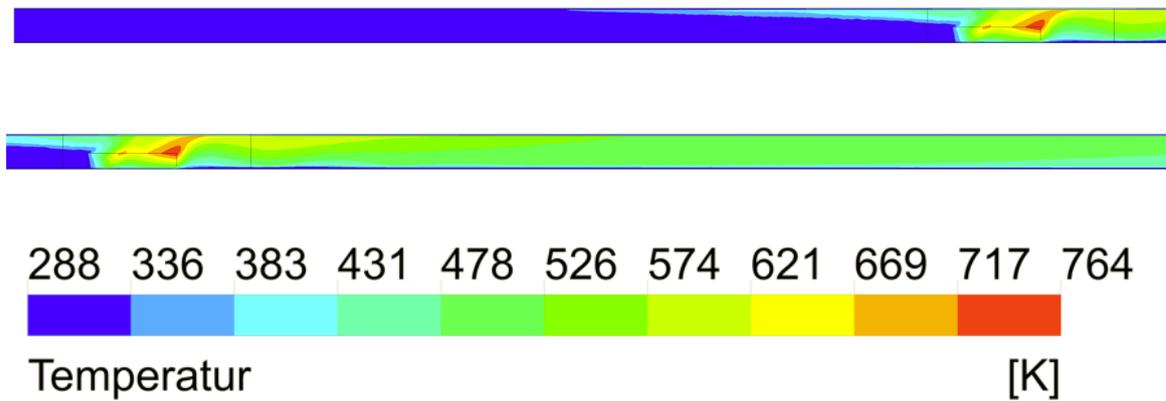


Abbildung 3-13: Temperaturverlauf in der Symmetrieebene, Simulationsfall S1

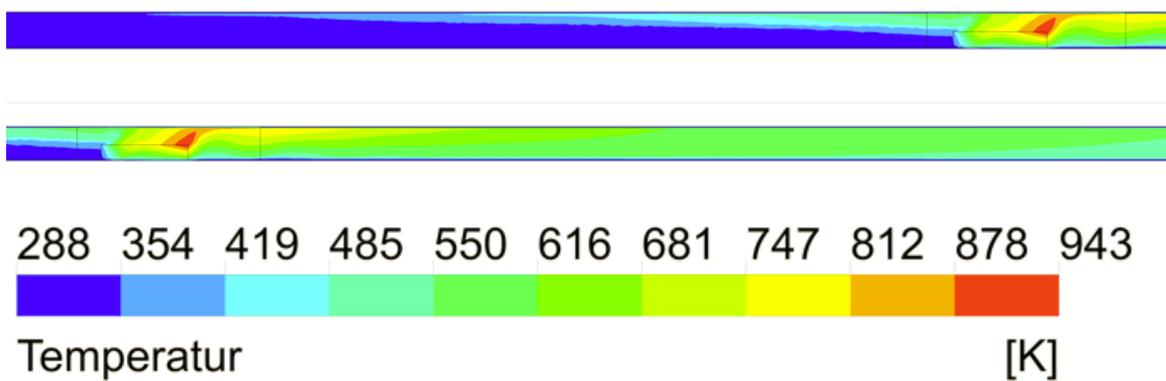


Abbildung 3-14: Temperaturverlauf in der Symmetrieebene, Simulationsfall S4

In Abbildung 3-13 und Abbildung 3-14 ist der Temperaturverlauf in der Symmetrieebene des Tunnels für die Fälle S1 (-1,5%, 1,0 m/s, 30 MW) und S4 (-1,5%, 1,0 m/s, 50 MW) dargestellt, in Abbildung 3-15 und Abbildung 3-16 jener im Tunnelquerschnitt. Erkennbar ist überall das stark dreidimensionale Strömungsverhalten in Brandortnähe. Im jeweils oberen Längsschnitt ist die Rückströmung der heißen Rauchgase (Backlayering) zu erkennen. Auf Grund der Auftriebskräfte quer zur Strömungsrichtung entsteht quer zum Tunnel eine Sekundärströmung mit mehreren Wirbeln.

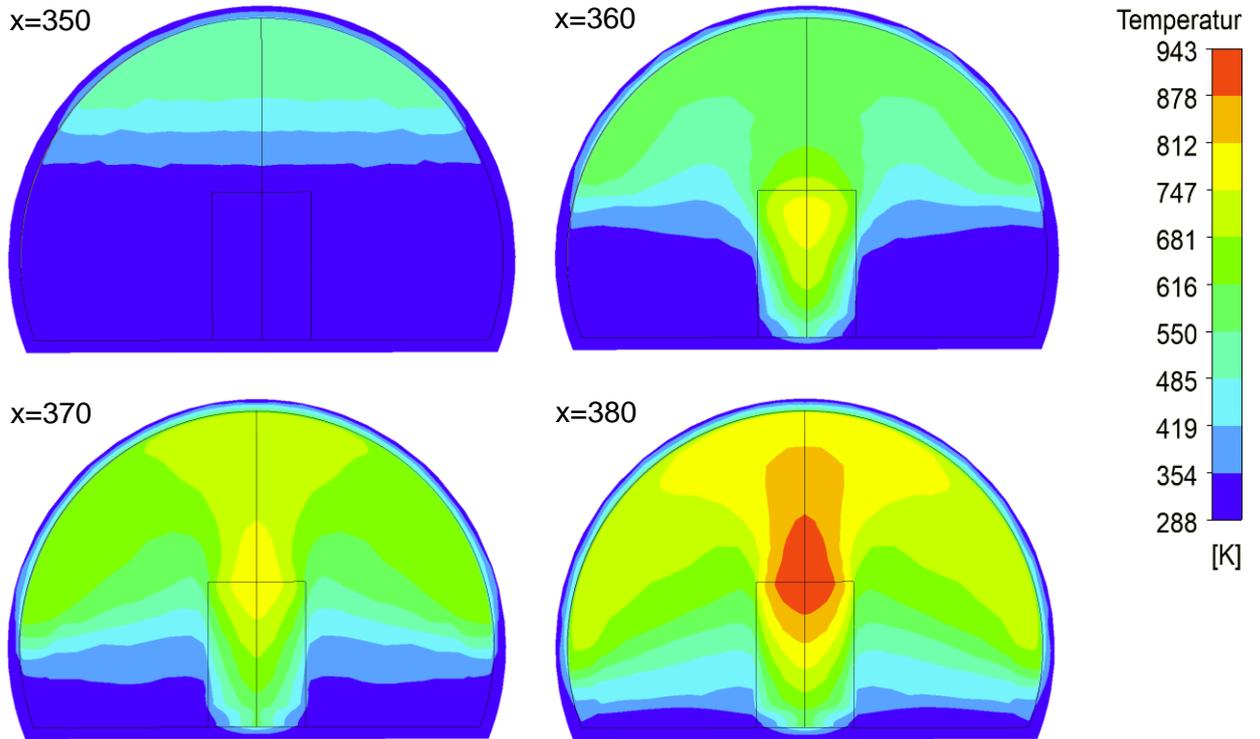


Abbildung 3-15: Temperaturverlauf und Sekundärströmung, Simulationsfall S1

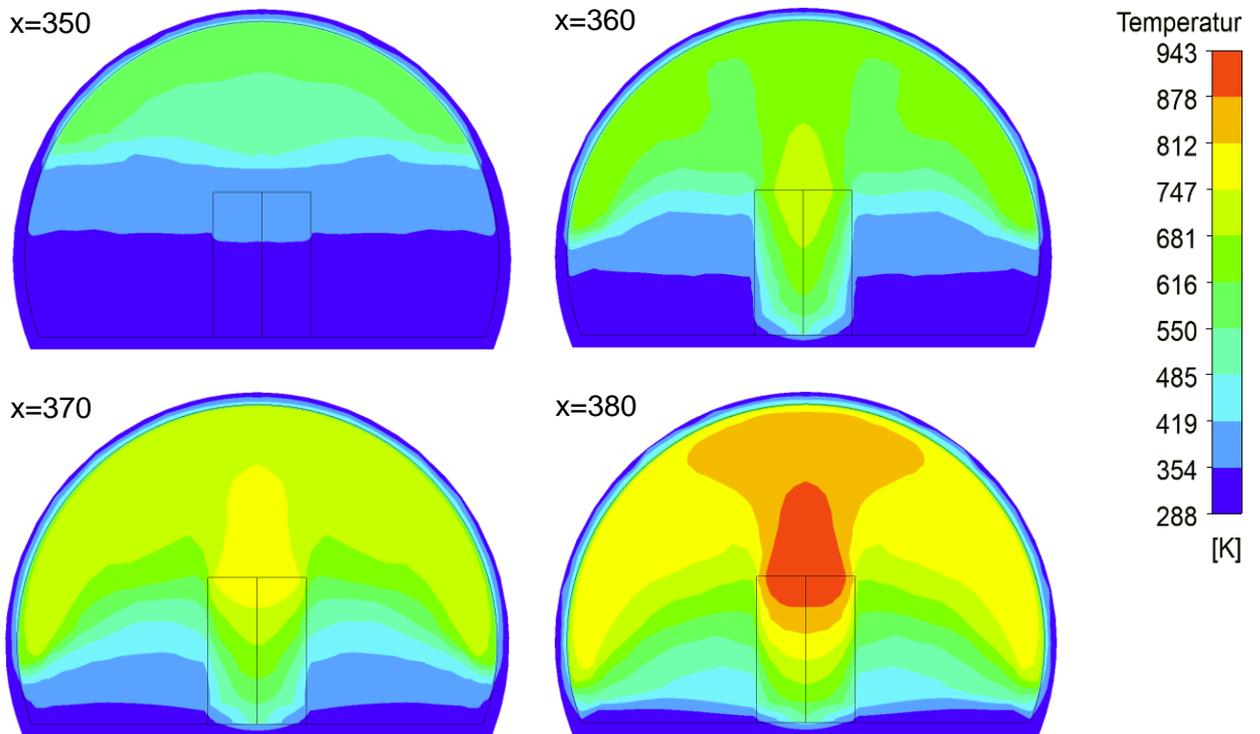


Abbildung 3-16: Temperaturverlauf und Sekundärströmung, Simulationsfall S4

3.4.2 Ergebnisse Parameterstudie Kastenprofil – ILF

Die Simulationen des Kastenprofils wurden für verschiedene Kombinationen von Längsneigung, Brandleistung und Eintrittsgeschwindigkeiten durchgeführt. Insgesamt wurden acht Fälle simuliert. Für die Fälle mit einer Neigung von -1,5% wurden Brandleistungen von 30 und 50 MW mit Eintrittsgeschwindigkeiten von 1 und 1,5 m/s in allen Kombinationen untersucht. Für die Fälle mit 0 und -3% Längsneigung wurden zwei Kombinationen untersucht. Um die Ergebnisse zu analysieren, wurde die Temperatur im Tunnel alle 0,5 m ausgewertet. Die Auswertung erfolgte als Massenmittelung über die Fläche senkrecht zur Strömungsrichtung. Die resultierenden Temperaturdiagramme für den letzten Zeitschritt der Simulationen ($t=1200s$) sind in Abbildung 3-17 und Abbildung 3-18 für 30 und 50 MW dargestellt. Aus den Diagrammen ist ersichtlich, dass der Einfluss der Längsneigung deutlich geringer ist als die Strömungsgeschwindigkeit. In Fällen mit einer Strömungsgeschwindigkeit von 1 m/s werden Höchsttemperaturen von 641°K und 773°K für 30 MW bzw. 50 MW erreicht. Bei Fällen mit höherer Zuströmgeschwindigkeit erreichten die Höchsttemperaturen 492°K (30 MW) und 625°K (50 MW). Außerdem ist in den Fällen S1, S4 und S7 eine stärkere Rauchrückströmung zu beobachten.

Um die Auswirkung der Brandleistung und der Eintrittsgeschwindigkeit weiter zu untersuchen, wird das Temperaturfeld in Längsschnitten betrachtet. Dies ist in Abbildung 3-19 bis Abbildung 3-21 dargestellt. Hier sind die Fälle S1, S3 und S4 zu sehen. Die Abbildung ist entsprechend der Temperatur eingefärbt, während Stromlinien zur Veranschaulichung der Strömungsbewegung hinzugefügt wurden. Vergleicht man den Fall S1 mit S4, so zeigt sich, dass eine geringere Luftgeschwindigkeit im Tunnel zu einer höheren Temperatur in der Brandzone sowie zu einer größeren Rauchrückströmung führt. Wie erwartet, weist der Fall S3 mit 50 MW im Vergleich zu den beiden Fällen mit 30 MW eine deutlich höhere Temperatur und Rauchrückströmung auf.

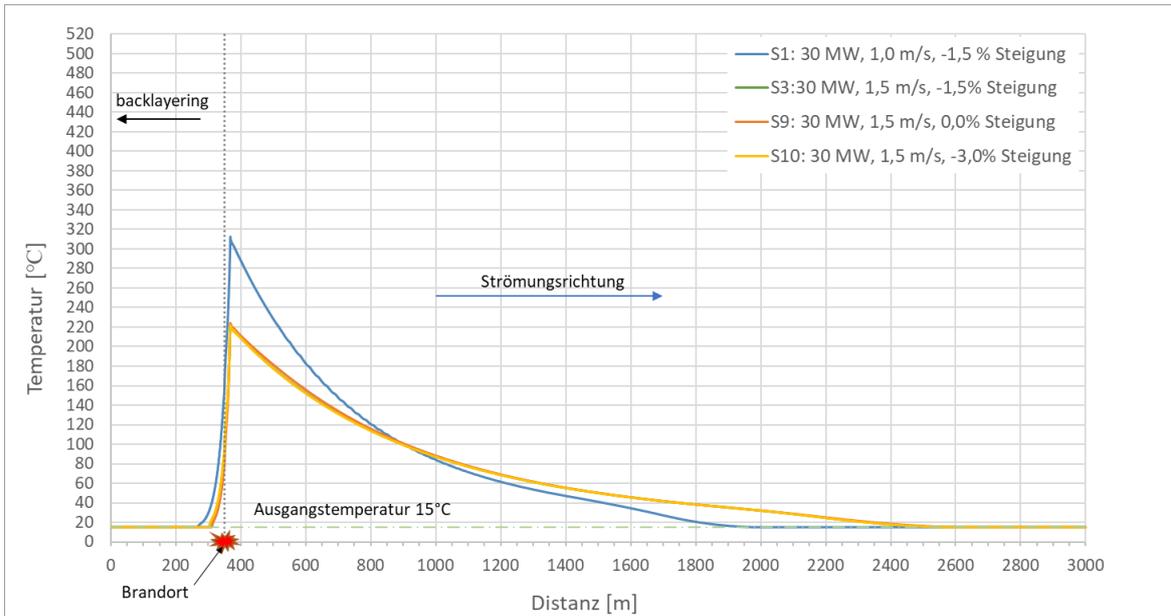


Abbildung 3-17: Vergleich der Temperaturverläufe (Brandlast 30 MW)

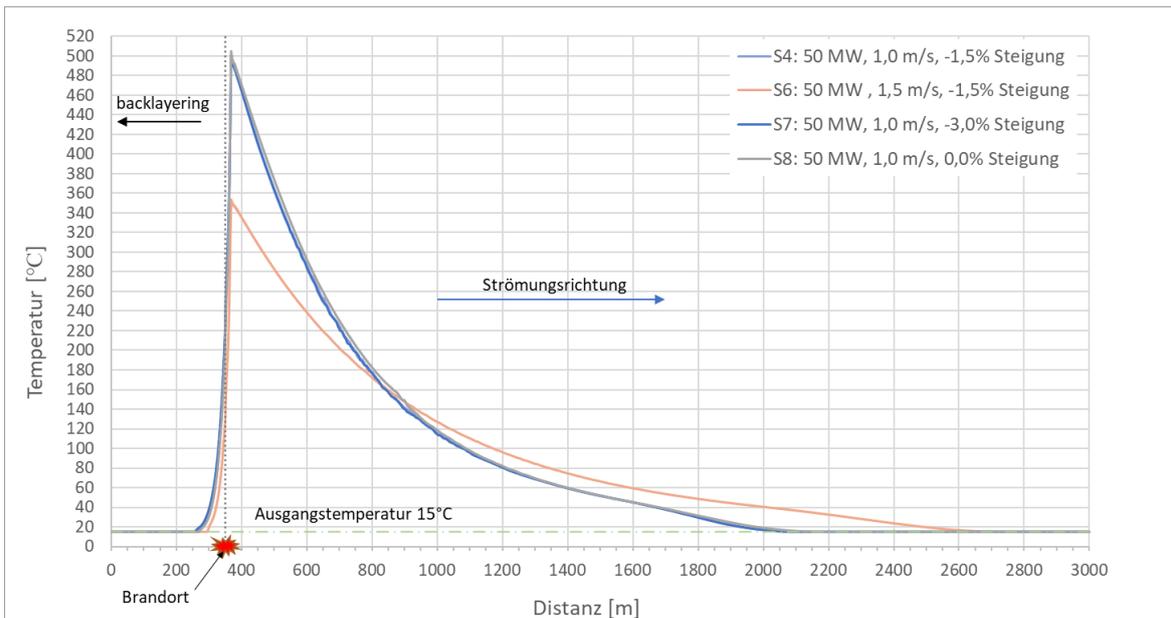


Abbildung 3-18: Vergleich der Temperaturverläufe (Brandlast 50 MW)

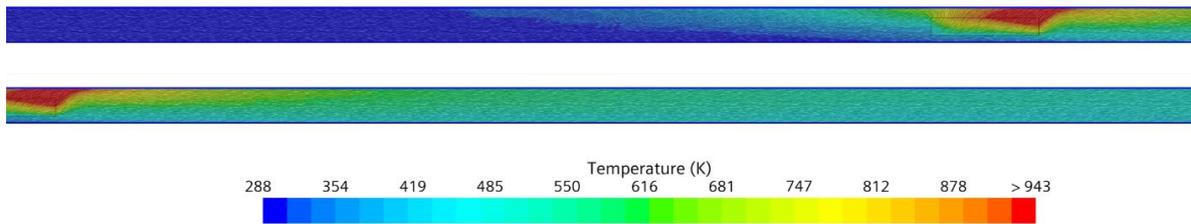


Abbildung 3-19: Temperaturverlauf in der Symmetrieebene, Simulationsfall S1

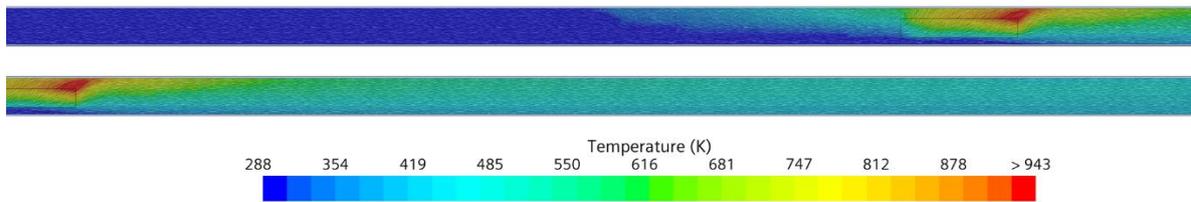


Abbildung 3-20: Temperaturverlauf in der Symmetrieebene, Simulationsfall S3

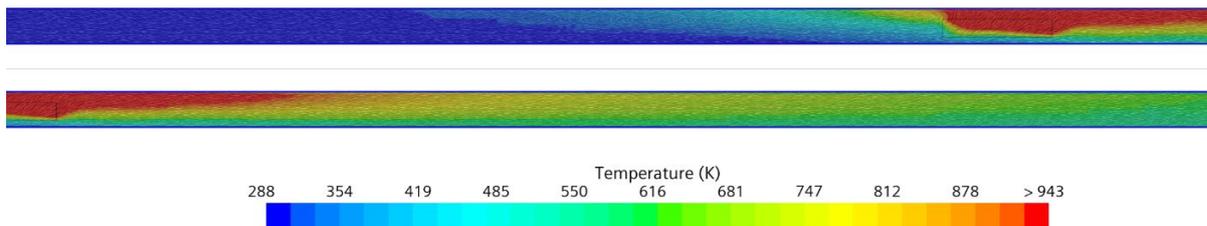


Abbildung 3-21: Temperaturverlauf in der Symmetrieebene, Simulationsfall S4

Zusätzlich sind in den Abbildung 3-22 und Abbildung 3-23 die Temperatur und das Strömungsfeld in Querschnitten bei $x=350$, 360 , 370 und 380 m für die Fälle S1 und S4 dargestellt. Hier sind Sekundärströmungen zu sehen, die durch aufsteigende Heißluft und Turbulenzen entstehen. Die höchste Strömungsturbulenz wird in der Brandzone bei $x=360$ m und $x=370$ m für beide Fälle beobachtet. Dies ist auf die höhere Temperatur zurückzuführen. Darüber hinaus führt die höhere Wirbelstärke im Fall des 50-MW-Feuers zu einer stärkeren Vermischung, die insbesondere bei $X=370$ m zu beobachten ist.

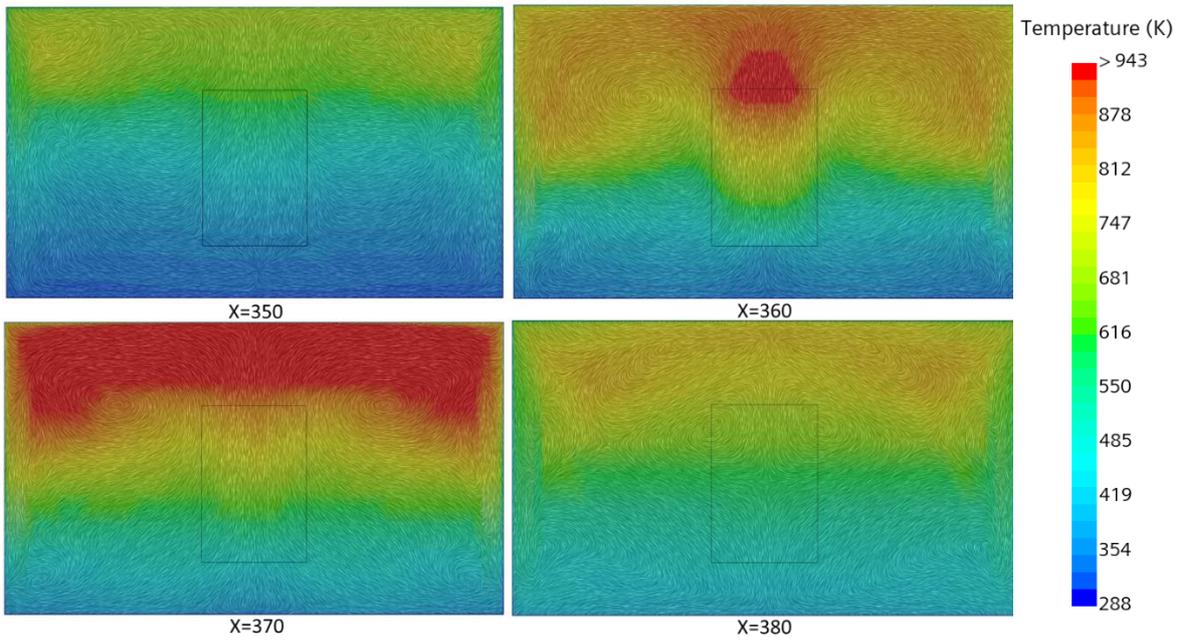


Abbildung 3-22: Temperaturverlauf und Sekundärströmung, Simulationsfall S1

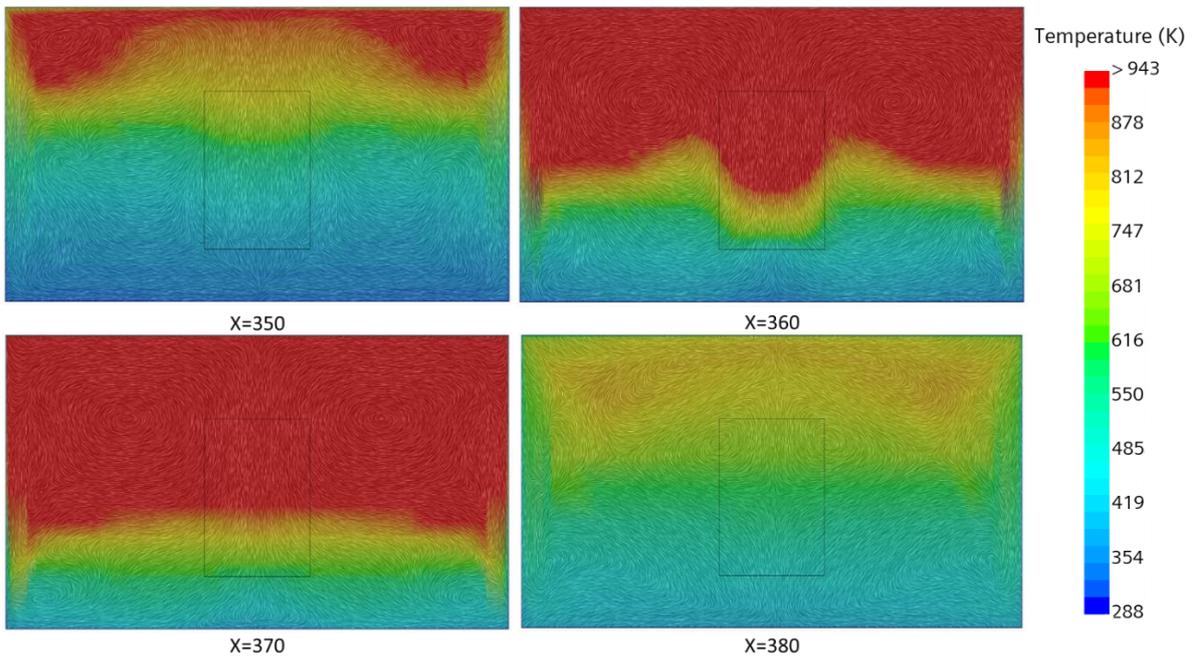


Abbildung 3-23: Temperaturverlauf und Sekundärströmung, Simulationsfall S4

4 ERMITTLUNG MITTLERE WÄRMEÜBERGANGSZAHLN, ÜBERFÜHRUNG IN VEREINFACHTEN 1D ANSATZ

4.1 Erweiterung Wärmemodell der RVS 09.02.31

Die aktuelle RVS 09.02.31 (1. Juni 2014) beschreibt im Kapitel 6.1.2 „Thermische Einflüsse zufolge von Temperaturdifferenzen“ ein Wärmemodell mit konstantem Wärmeübergangskoeffizient und begrenzt das Modell in den Gleichungen für das Kasten- (9) und das Hufeisenprofil (10) mit $2,0 \leq u \leq 3,0$ m/s. Dieses Modell wird in weiterer Folge als „Standardmodell“ bezeichnet.

Im Zuge des gegenständlichen Projekts (siehe Kapitel 3) wurden 3D CFD Simulationen mit geringeren Strömungsgeschwindigkeiten (1,0 bis 1,5 m/s) durchgeführt um den Einsatzbereich der Berechnungsmethodik gemäß RVS 09.02.31 entsprechend erweitern zu können. Der genaue Aufbau der Simulationsmodelle sowie die detaillierten Berechnungsergebnisse können Kapitel 3.4 entnommen werden.

4.2 Auswirkungen der simulierten Temperaturverläufe auf den Druckverlust

In einem ersten Schritt wurde das derzeitige Standardmodell mit den aus den Simulationen resultierenden Temperaturverläufe gegenübergestellt und für den untersuchten 2.800 m langen Referenztunnel der Druckverlust berechnet. Abbildung 4-1 zeigt die unterschiedlichen Temperaturverläufe am Beispiel des Szenario S1 für das Hufeisenprofil.

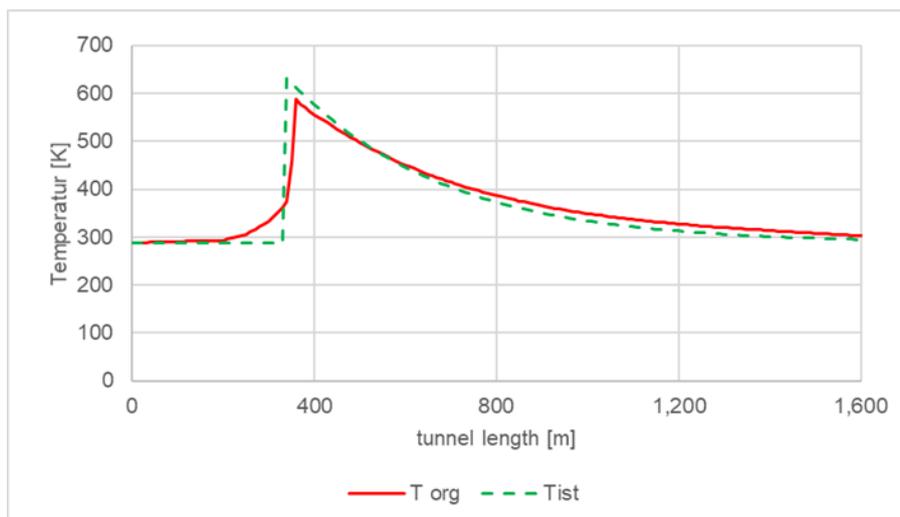


Abbildung 4-1: Gegenüberstellung RVS-Standardmodell mit Szenario S1

Die geringeren Anströmgeschwindigkeiten verursachen eine Temperatursausbreitung entgegen der Strömungsrichtung.

TFD Consulting Engineer e.U. entwickelte ein eindimensionales CFD Software Programm (stationär / kompressibel), um lüftungstechnische Simulationen von komplexen Netzwerken durchführen zu können. Das Software Programm TFD-TunnelSim in der Version 2.6 erzeugt ein dreidimensionales Netzwerk des Tunnelsystems. Dieses Netzwerk wird in frei definierbare Zellen unterteilt. Der Solver löst anschließend für jede Zelle die Erhaltungsgleichungen der Strömungsmechanik. Dabei können Strahlventilatoren, Wärmequellen, Fahrzeuge usw. simuliert werden.

Hufeisenprofil

$$A=53,0 \text{ m}^2$$

$$U=27,8 \text{ m}$$

$$L=2.800 \text{ m}$$

$$d_x=10 \text{ m}$$



Abbildung 4-2: Rechennetz für das Hufeisenprofil, Auflösung 10 m

Kastenprofil

$$A=53,0 \text{ m}^2$$

$$U=32,2 \text{ m}$$

$$L=2.800 \text{ m}$$

$$d_x=10 \text{ m}$$

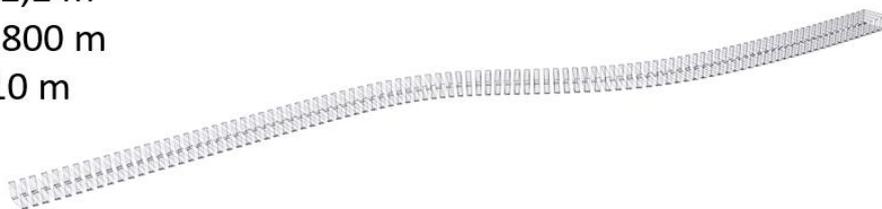


Abbildung 4-3: Rechennetz für das Kastenprofil, Auflösung 10 m

Alle Szenarien wurden mit dem RVS Standardmodell und mit dem Temperaturverlauf aus der CFD simuliert und gegenübergestellt.

Tabelle 4-1: Druckverlust Szenarien Kastenprofil

Szenario	Druckverlust [Pa]		Abweichung
	gem. RVS 09.02.31	Temperaturverl. CFD	CFD / RVS
S01	89	63,3	29%
S03	82	76	7%
S04	123	83	33%
S06	114	100	12%
S07	237	158	33%
S08	10	8,4	16%
S09	18	16,8	7%
S10	147	135	8%

Tabelle 4-2: Druckverlust Szenarien Hufeisenprofil

Szenario	Druckverlust [Pa]		Abweichung
	gem. RVS 09.02.31	Temperaturverl. CFD	CFD / RVS
S01	54	64	-19%
S02	59	74	-25%
S03	64	78	-22%
S04	75	89	-19%
S05	81	92	-14%
S06	87	95	-9%
S07	141	168	-19%
S08	8,5	7,6	11%
S09	16	15	6%
S10	111	130	-17%

Die Ergebnisse der Druckverlustberechnung zeigen für die beiden Querschnittsarten ein divergierendes Verhalten. Der Druckverlust für das Kastenprofil wurde mit dem bisherigen RVS-Ansatz überbewertet (Mittelwert rd. 20% zu hoch), was schlussendlich zu konservativen Strömungsgeschwindigkeiten unterhalb von 2,0 m/s führt. Jener beim Hufeisenquerschnitt wurde hingegen unterbewertet (Mittelwert rd. 15% zu gering), was schlussendlich zu höheren Strömungsgeschwindigkeiten in den Berechnungen als in der Realität führt.

Aus den insgesamt 18 Szenarien für das Kasten- und Hufeisenprofil hat sich gezeigt, dass das aktuelle Standardmodell der RVS unterhalb von Strömungsgeschwindigkeiten von 2,0

m/s zu teils erheblichen Abweichungen führt und daher eine entsprechende Modifikation / Erweiterung erforderlich ist.

4.3 Vorschlag Erweiterung Wärmemodell für $u \leq 2,0$ m/s

Das Standardmodell der RVS soll prinzipiell beibehalten, jedoch für Strömungsgeschwindigkeiten von weniger als 2,0 m/s entsprechend erweitert werden. Dabei sind folgende Aspekte in ein vereinfachtes Modell eingeflossen:

- Je ein Modell für Kasten- und Hufeisenprofil
- Ein Modell unabhängig von Steigung und / oder Brandleistung
- Stoßfreier Übergang ins Standardmodell zur Vermeidung von numerischen Konvergenzproblemen
- Reduktion der Abweichung für Druckverlust im Mittel über alle Szenarien

Für die Entwicklung des erweiterten Modells wurden zahlreiche Parameter iterativ verändert, um ein insgesamt akzeptables Gesamtmodell zu erzielen. Der Fokus lag in einem gesamthaften Kompromiss zwischen „Vereinfachung des Modells“ und erzielbare Abweichung im Druckverlust.

4.3.1 Temperaturblock und Brandleistung

Mit der bisherigen Berechnungsmethodik gemäß RVS 09.02.31 ist es aktuell nicht möglich die Effekte einer Rauchausbreitung entgegen der eigentlichen Strömungsrichtung (sog. Backlayering) abzubilden. Aus diesem Grund wurde die Gültigkeit der Gleichungen auch auf einen entsprechenden Geschwindigkeitsbereich begrenzt.

Die Untersuchungen für niedrigere Geschwindigkeiten (siehe Kapitel 2.1) haben jedoch bestätigt, dass mit sinkender Anströmgeschwindigkeit der Effekt des Backlayering zunehmend an Einfluss gewinnt und nicht mehr vernachlässigbar ist.

Um zukünftig jene Wärmeleistung, welche mit der Temperatursausbreitung entgegen der Strömungsgeschwindigkeit verbunden ist, entsprechend berücksichtigen zu können, wird ein Temperaturblock eingeführt. Dieser wird in seinen Parametern über alle 18 berechneten Szenarien gemittelt, sodass nach Möglichkeit ein Standardtemperaturblock für alle Situationen verwendet werden kann. Tabelle 4-3 zeigt den Temperaturblock als Integral über die Temperatursausbreitung vor dem Brandort und die anteilige Brandleistung für den gewählten Standardtemperaturblock.

Tabelle 4-3: Integral der Temperaturerhöhung stromaufwärts des Brandortes

Szenario	Temperaturblock			
	Länge	dT	gewähltes dT / Länge	Q
	[m]	[K]	[K] / [m]	[MW]
S01	150	43	35 / 120	2,3
S02	120	30	35 / 120	2,8
S03	50	34	35 / 120	3,4
S04	200	53	35 / 120	2,3
S05	160	45	35 / 120	2,8
S06	100	37	35 / 120	3,4
S07			35 / 120	2,3
S08			35 / 120	2,3
S09			35 / 120	3,4
S10			35 / 120	3,4

Der gewählte Temperaturblock beschreibt eine Temperaturerhöhung von 35 K über eine Länge von 120 m und ist direkt vor dem Brandort zu berücksichtigen. Dieser Temperaturblock berücksichtigt bereits eine anteilige Brandleistung (Q, siehe Tabelle 4-3), welche in den Szenarien für 30 MW und 50 MW unterschiedlich bewertet wurde, d.h. liegt die Strömungsgeschwindigkeit unter 2,0 m/s muss aufgrund des auftretenden Wärmetransports entgegen der Strömungsrichtung die Brandleistung T_B am Brandort für die Berechnung der eigentlichen Temperaturabklingkurve gemäß RVS 09.02.31 entsprechend reduziert werden.

Tabelle 4-4 fasst die Parameter des Standardmodells sowie die vorgeschlagene zukünftige Erweiterung des Modells zusammen. Für Längsgeschwindigkeiten über 2 m/s ändert sich gegenüber dem derzeitigen Berechnungsansatz nichts, die aktuelle Methodik behält weiterhin seine Gültigkeit. Für Längsgeschwindigkeiten unter 2 m/s wird stromaufwärts des Brandes ein Temperaturblock hinzugefügt, welcher die Wärmeausbreitung entgegen der Strömungsrichtung (Backlayering) berücksichtigen soll. Länge und Temperaturerhöhung wurden vereinheitlicht und sind unabhängig von der Brandleistung (35 K über 120 m). Stromabwärts des Brandes behält die bisherige Berechnungsmethodik auch in diesem Fall weiterhin prinzipiell ihre Gültigkeit, die im neu hinzugefügten Temperaturblock enthaltene Wärmeleistung (2,5 MW) muss von der konvektiven Gesamtleistung des Brandes jedoch

vor der Berechnung des weiteren Temperaturabklingverlaufs entsprechend abgezogen werden.

Tabelle 4-4: Temperaturblock und Brandleistung

Brandleistung	u [m/s]	dT [K]	Länge [m]	Q Brand [MW]
30 MW	<2 m/s	35	120	20,0
	>=2 m/s	0	0	22,5
50 MW	<2 m/s	35	120	33,0
	>=2 m/s	0	0	37,5

4.3.2 Ermittelte Wärmeübergangskoeffizienten für $u < 2,0$ m/s

Nachdem der Temperaturblock und die Brandleistung die Strömungsbedingungen bis zum Brandort beschreiben, bedarf es nun noch einer Anpassung der Wärmeübergangskoeffizienten für das Abklingen des Temperaturverlaufs nach dem Brandort.

Wie eingangs erwähnt, soll ein stoßfreier Übergang zwischen dem bestehendem Berechnungsansatz und der geplanten Erweiterung für Geschwindigkeiten unter 2,0 m/s erfolgen, da ansonsten bei bereits bestehenden, auf die RVS 09.02.31 zugeschnittenen Berechnungsprogrammen Konvergenzprobleme auftreten können. Diese sind zwar nicht vollständig ausgeschlossen, sollen dadurch aber auf jeden Fall minimiert werden, auch wenn dafür eine geringe Abweichung beim Druckverlust entsteht.

Die Temperaturverläufe wurden für das Kasten- und Hufeisenprofil unterschiedlich angeglichen und sollen eine möglichst geringe Abweichung zur CFD durch Varianz des Wärmeübergangskoeffizient aufweisen. Tabelle 4-5 zeigt einen Vorschlag für die Erweiterung der bestehenden Wärmeübergangskoeffizienten für das Kastenprofil und Tabelle 4-6 jenen für die Erweiterung der bestehenden Wärmeübergangskoeffizienten für das Hufeisenprofil.

Tabelle 4-5: Vorschlag Erweiterung Wärmeübergangskoeffizienten für Kastenprofile

Brandleistung	u [m/s]	dT [K]
NEU	1,00	5,8
	1,25	6,0
	1,50	6,2
	1,75	6,4
	2,00	6,6
RVS 09.02.31	2,00	6,6
	2,25	7,3
	2,50	8,0
	2,75	8,7
	3,00	9,4

$$\alpha = 2,8 * (u - 2,0) + 6,6 \quad 2,0 < u \leq 3,0 \text{ m/s}$$

$$\alpha = 0,8 * (u - 1,0) + 5,8 \quad 1,0 \leq u \leq 2,0 \text{ m/s}$$

Tabelle 4-6: Vorschlag Erweiterung Wärmeübergangskoeffizienten für Hufeisenprofile

Brandleistung	u [m/s]	dT [K]
NEU	<2 m/s	35
	>=2 m/s	0
RVS 09.02.31	<2 m/s	35
	>=2 m/s	0

$$\alpha = 1,15 * (u - 2,0) + 8,4 \quad 2,0 < u \leq 3,0 \text{ m/s}$$

$$\alpha = 3,0 * (u - 1,0) + 5,4 \quad 1,0 \leq u \leq 2,0 \text{ m/s}$$

4.4 Druckverlustberechnung mit erweitertem Modell

Abschließend wurden die 18 untersuchten Szenarien für Kasten- und Hufeisenprofil mit dem erweiterten Wärmemodell (abklingender Temperaturverlauf mit vorgelagertem Temperaturblock) erneut berechnet und jeweils mit dem Standardmodell gemäß aktueller RVS 09.02.31 sowie dem direkt aus den durchgeführten Simulationen ermittelten Temperaturverlauf gegenübergestellt.

Tabelle 4-7: Druckverlustberechnung für Kastenprofil mit erweitertem Wärmemodell

Szenario	Druckverlust [Pa]			Abweichung	
	gem. RVS 09.02.31	Temperaturverlauf CFD Simulation	erw. Modell ,NEU'	CFD / RVS	CFD / ,NEU'
S01	89	63,3	64	29%	1%
S03	82	76	77	7%	1%
S04	123	83	85	33%	2%
S06	114	100	100	12%	0%
S07	237	158	160	33%	1%
S08	10	8,4	9,1	16%	8%
S09	18	16,8	17,5	7%	4%
S10	147	135	136	8%	1%

Tabelle 4-8: Druckverlustberechnung für Hufeisenprofil mit erweitertem Wärmemodell

Szenario	Druckverlust [Pa]			Abweichung	
	gem. RVS 09.02.31	Temperaturverlauf CFD Simulation	erw. Modell ,NEU'	CFD / RVS	CFD / ,NEU'
S01	54	64	72	-19%	11%
S02	59	74	73	-25%	-1%
S03	64	78	74	-22%	-5%
S04	75	89	96	-19%	7%
S05	81	92	97	-14%	5%
S06	87	95	97	-9%	2%
S07	141	168	183	-19%	8%
S08	8,5	7,6	8,6	11%	12%
S09	16	15	16	6%	6%
S10	111	130	132	-17%	2%

Die erneut durchgeführten Druckverlustberechnungen zeigen durchwegs Abweichungen klar unter 10%, nur in 2 Fällen liegt die Abweichung mit 11 bzw. 12% noch knapp über 10%. Unter Berücksichtigung aller getroffenen Vereinfachungen und Verallgemeinerungen können diese bleibenden Abweichungen für einen 2.800 m langen Tunnel als akzeptabel eingestuft werden.

4.5 Zusammenfassung Erweiterung Wärmemodell

Die Parameter für Brandleistung sind um den Temperaturblock für unter 2.0 m/s zu erweitern und dabei ist die Brandleistung zu reduzieren. Tabelle 1 11 fasst die Parameter zusammen.

Tabelle 4-9: Temperaturblock und Brandleistung

Brandleistung	u [m/s]	dT [K]	Länge [m]	Q Brand [MW]
30 MW	<2 m/s	35	120	20,0
	>=2 m/s	0	0	22,5
50 MW	<2 m/s	35	120	33,0
	>=2 m/s	0	0	37,5

Der Wärmeübergangsfaktor ist um eine Gleichung für Strömungsgeschwindigkeiten unter 2.0 m/s für die beiden Profile zu erweitern:

Formel 4-1: mittlerer Wärmeübergangskoeffizient, Kastenprofil

$$\alpha = 2,8 * (u - 2,0) + 6,6 \quad 2,0 < u \leq 3,0 \text{ m/s}$$

$$\alpha = 0,8 * (u - 1,0) + 5,8 \quad 1,0 \leq u \leq 2,0 \text{ m/s}$$

Formel 4-2: mittlerer Wärmeübergangskoeffizient, Hufeisenprofil

$$\alpha = 1,15 * (u - 2,0) + 8,4 \quad 2,0 < u \leq 3,0 \text{ m/s}$$

$$\alpha = 3,0 * (u - 1,0) + 5,4 \quad 1,0 \leq u \leq 2,0 \text{ m/s}$$

5 UNTERSUCHUNG EINSATZBEREICHE FÜR LÜFTUNGSSYSTEMEN

In Österreich werden die Einsatzbereiche der unterschiedlichen Lüftungssysteme von Straßentunneln in der RVS 09.02.31 [2] geregelt, vgl. Tabelle 5-1. In der Festlegung der Einsatzbereiche wird dabei nach Verkehrszuständen (mit Verkehrsüberlastung / ohne Verkehrsüberlastung), Betriebsführung (RV Tunnel / GV Tunnel), Tunnellänge und Verkehrsstärke unterschieden. Die in Tabelle 5-1 dargestellten Einsatzbereiche wurden im Vorfeld zur Erstellung der RVS 09.02.31 [2] auf Basis von Risikoanalysen für standardisierte Tunnelanalagen festgelegt. Da sich seit dieser Festlegung die Rahmenbedingungen merklich geändert haben, sind diese Grenzen aus heutiger Sicht nicht mehr zwingend zutreffend.

Tabelle 5-1: Einsatzbereiche für Lüftungssysteme gemäß aktueller RVS 09.02.31 (1. Juni 2014)

Richtungsverkehr			
	NL	LL	RiA od. PA
ohne Verkehrsüberlastung ³⁾	≤ 700 m	> 700 m bis ≤ 5.000 m ¹⁾	> 5.000 m ⁴⁾
mit Verkehrsüberlastung	≤ 500 m	> 500 m bis ≤ 1.500 m ²⁾	> 1.500 m ⁴⁾
Gegenverkehr			
JDTV [Kfz/24 h]	NL	LL	RiA od. PA
< 5.000	≤ 700 m	> 700 m bis ≤ 3.000 m ¹⁾	> 3.000 m ⁴⁾
< 10.000	≤ 500 m	> 500 m bis ≤ 2.000 m ²⁾	> 2.000 m ⁴⁾
≥ 10.000	≤ 500 m	> 500 m bis ≤ 1.500 m ²⁾	> 1.500 m ⁴⁾

Legende:

NL Natürliche Lüftung

LL Längslüftung (mechanisch)

RiA Rauchabsaugung in regelmäßigen Abständen

PA Punktabsaugung

¹⁾ Die Obergrenze des Einsatzbereichs mechanischer Längslüftungssysteme wird durch den Frischluftbedarf und die maximal zul. Längsgeschwindigkeit bestimmt

²⁾ Für Tunnel auf Bundesstraßen A und S ist das STSG, Punkt 2.9.3 zu beachten (Hinweis auf Tunnelrisikoanalyse und/oder besondere Maßnahmen)

³⁾ Charakterisierung: Tunnel und anschließende Streckenabschnitte im Freien ausreichend leistungsfähig; keine Hinweise auf spezifische Stauursachen (Richtwert für Stauhäufigkeit: rd. 25 h/Jahr)

⁴⁾ Alternativ ist ein anderes Lüftungssystem zulässig, wenn die Gleichwertigkeit mittels Risikoanalyse (gemäß RVS 09.03.11) nachgewiesen wird. Dabei sind insbesondere auch Fahrzeugbrände in einem Stau nach vorangegangenen Unfall oder Panne zu berücksichtigen.

Von den in Österreich geltenden und in Tabelle 5-1 dargestellten gültigen Einsatzbereichen ist vor allem die Einschränkung der mechanischen Längslüftung für Richtungsverkehrstunnel ohne Verkehrsüberlastung auf maximal 5'000 m von Interesse. Diese Einschränkung beruht einerseits auf den Anforderungen hinsichtlich maximal zulässiger verkehrsbedingter Schadstoffkonzentrationen im Tunneln während des Normalbetriebes, und zum anderen auf der Begrenzung des verrauchten Bereiches stromab des Brandes im Falle von Fahrzeugbränden in einem Stau nach vorangegangenen Unfall oder Panne. Durch den Einsatz nachhaltiger Antriebstechnologien und deutlich reduzierte Fahrzeugemissionen bei konventionellen Fahrzeugen sowie aufgrund verbesserter Sicherheitsstandards in Bezug auf die Tunnelausrüstung muss die Obergrenze von 5000 m diesbezüglich überprüft und gegebenenfalls neu beurteilt werden.

Sowohl die Einschränkung der natürlichen Lüftung auf kurze Tunnellängen, wie auch die Beschränkung der mechanischen Längslüftung für Tunnel mit Fahrzeugen auf beiden Seiten des Brandes (Gegenverkehrsführung oder Richtungsverkehrsführung mit Stau), sind nach wie vor, aus Sicht der Personensicherheit im Brandfall, uneingeschränkt sinnvoll und sollten daher bestehen bleiben. Alle nachfolgenden Untersuchungen beschränken sich deshalb auf die für Richtungsverkehrstunnel ohne Verkehrsüberlastung geltende Obergrenze der zulässigen Tunnellänge bzgl. dem Einsatz einer mechanischen Längslüftung.

Die bestehenden Systemgrenzen für Tunnels mit Richtungsverkehrsbetrieb waren ursprünglich sehr stark von den Anforderungen an die Luftgüte im Tunnel im Normalbetrieb geprägt. Speziell Kohlenmonoxid (CO) und die Trübe (TR) waren hier maßgebend. Stickoxide, und hier bevorzugt Stickstoffdioxid (NO₂), wurden zu dieser Zeit noch nicht ausreichend gewürdigt und sind daher auch nicht in die Betrachtungen der Luftgüte mit eingeflossen. Heute ist es vor allem der Schadstoff NO₂, auf den das Augenmerk gelegt wird. Generell haben die Fahrzeugemissionen in den letzten Jahrzehnten stark abgenommen, sodass trotz steigender Verkehrszahlen der erforderliche Frischluftbedarf stetig sinkt. Dies geht mittlerweile soweit, dass die Frischluftmengen weit unter den erforderlichen Volumenströmen für den Ereignisfall liegen. Natürlich kann man die derzeit festgelegten Grenzen der Einsatzbereiche der mechanischen Lüftungssysteme nicht beliebig ändern. Mit diesem Forschungsprojekt werden in Bezug auf die Systemgrenzen daher Grundlagen erarbeitet, die dem RVS Arbeitsausschuss eine möglichst transparente und nachvollziehbare Entscheidungsfindung ermöglichen sollen.

Bei der Untersuchung der Einsatzbereiche der Lüftungssysteme wird zwischen den Anforderungen aus dem Normalbetrieb und dem Ereignisfall unterschieden, wobei das Augenmerk auf die Lüftungssysteme mit Längslüftung (LL) und ohne Verkehrsüberlastung gelegt wird. Da er Schadstoff NO₂ als dominierend für die Frischluftberechnung anzusehen ist, wird in weiterer Folge auch nur dieser Schadstoff weiter betrachtet.

Die Fragestellung ist also, ob es möglich ist die derzeit maximal zulässige Tunnellänge von 5000 m zu erhöhen ohne zusätzliche Strahlventilatoren einbauen zu müssen.

5.1 Untersuchung der Einsatzbereiche in Bezug auf den Normalbetrieb, Richtungsverkehr und Längslüftung

Ziel der Betrachtungen ist die Ermittlung der wirtschaftlich optimalen Tunnellänge für den Normalbetrieb unter Einhaltung der Vorgaben für die Luftgüte gemäß aktueller RVS 09.02.32. Als limitierendes Kriterium für die Bestimmung der wirtschaftlich optimalen Tunnellänge wird ein Frischluftbedarf von 120 m³/s festgelegt. Diese Luftmenge ist die Minimalanforderung an Lüftungssysteme im Ereignisfall und stellt somit ein wirtschaftliches Optimum dar. Es müssen für den Normalbetrieb somit keine zusätzlichen Strahlventilatoren installiert werden. Jedoch besteht jederzeit die Möglichkeit höhere Frischluftmengen in den Tunnel einzubringen, woraus sich theoretisch eventuell noch größere Tunnellängen ergeben können. Es ist aber zu beachten, dass für die Festlegung der Tunnellänge der Normalbetrieb nicht alleine betrachtet werden darf. Es ist immer auch der Ereignisfall entsprechend zu berücksichtigen.

Bei den Untersuchungen werden Verkehrsstärken beginnend mit einem maßgeblichen stündlichen Verweh (MSV) von 200 Personenwageneinheiten (PWE) pro Fahrstreifen (FST) bis hin zur maximalen Verkehrsstärke von 1800 PWE pro FST im Richtungsverkehr berücksichtigt. Berechnet werden ausschließlich Tunnel mit zwei Fahrstreifen sowie Tunnels ohne Steigung und Tunnels mit einer Steigung von 3%. Tunnels mit Gefälle haben einen geringeren Frischluftbedarf als Tunnels mit Steigung, weshalb diese nicht betrachtet wurden.

Die wirtschaftlich optimale Tunnellänge ergibt sich dadurch, dass bei Fahrgeschwindigkeiten von 30 km/h bis zur erlaubten Höchstgeschwindigkeit (PKW = 100 km/h und LKW = 80 km/h) der Frischluftbedarf 120 m³/s nicht überschritten wird. Geschwindigkeiten unter 30 km/h sind, wie auch höhere Geschwindigkeiten als die maximal zulässige Höchstgeschwindigkeit im Richtungsverkehr von 100 km/h, nicht maßgeblich bei der Beurteilung.

Bei der Berechnung des Frischluftbedarfs ist die Konzentration von NO₂ der maßgebliche Parameter. Die zulässige Konzentration für Stickstoffdioxid (NO₂) im Tunnel beläuft sich auf 0,5 ppm. Es wird in der Berechnung davon ausgegangen, dass der primäre Anteil von NO₂ ca. 20 %, bezogen auf die Stickoxidemissionen (NO_x), nicht überschreitet. Nachstehend werden die Ergebnisse graphisch dargestellt.

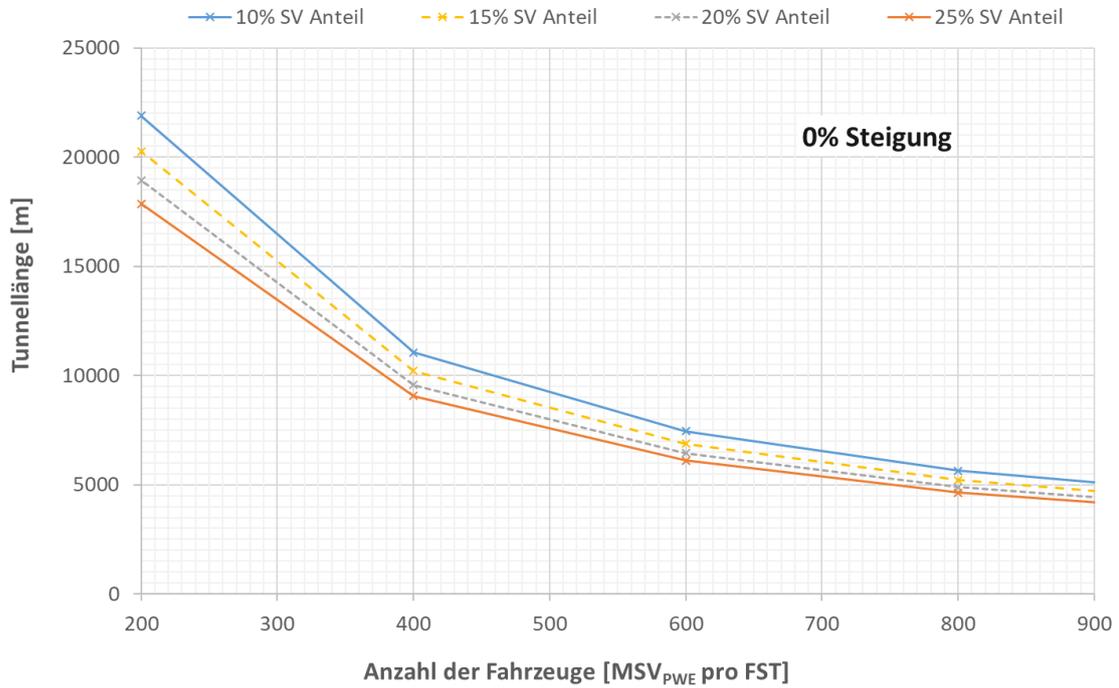


Abbildung 5-1: Wirtschaftlich optimale Tunnellänge in [m] für 0 % Steigung

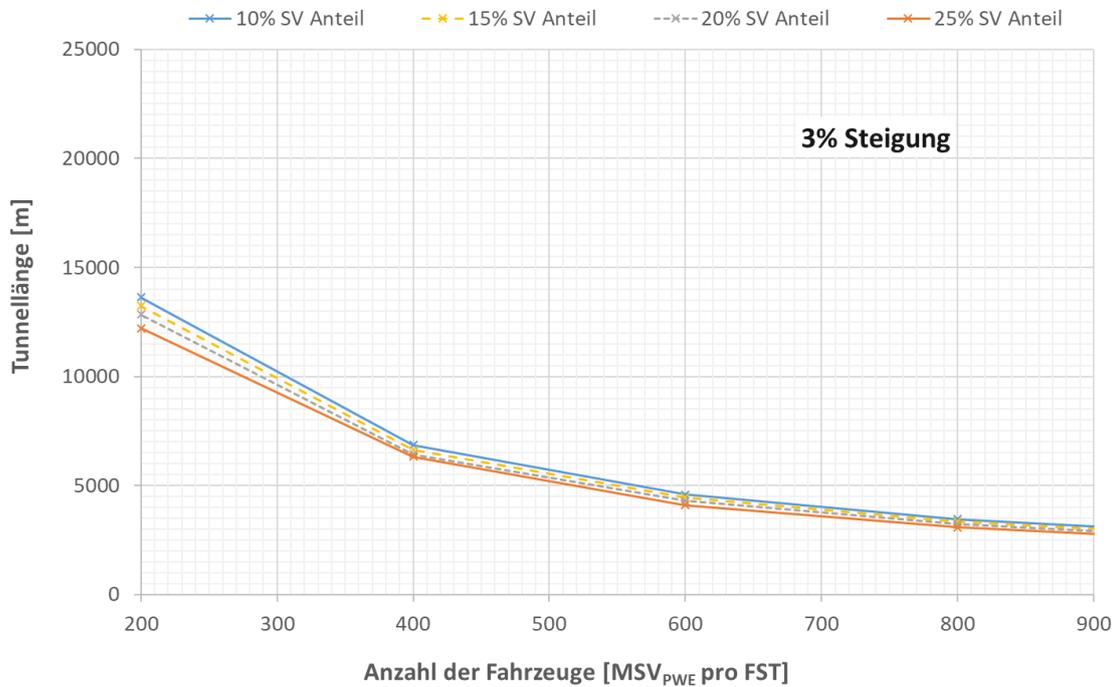


Abbildung 5-2: Wirtschaftlich optimale Tunnellänge für 3 % Steigung

5.2 Untersuchung der Einsatzbereiche in Bezug auf den Ereignisfall

Die Begrenzung der Verrauchung auf einen möglichst kurzen Bereich durch rauchabsaugende Lüftungselemente spielt in Richtungsverkehrstunneln ohne Verkehrsüberlastung grundsätzlich eine untergeordnete Rolle. In typischen Unfall- / bzw. Brandsituationen entsteht der Brand an einem verunfallten, bzw. einem durch eine Panne zum Anhalten gezwungenen Fahrzeug. Die stromab des Brandes befindlichen Fahrzeuge können ungehindert aus dem Tunnel ausfahren. Die dem Unfallfahrzeug nachfolgenden Fahrzeuge fahren auf das brennende Fahrzeug auf und es bildet sich in der Folge ein Stau. Durch die verkehrsbedingte bzw. durch die Brandlüftung induzierte Längsströmung wird der Bereich stromauf des Brandes größtenteils rauchfrei gehalten und eine sichere Selbstrettung ermöglicht. Dieser Ereignistyp wird im Allgemeinen als primäres Brandereignis bezeichnet, und ist schematisch in Abbildung 5-3 dargestellt.

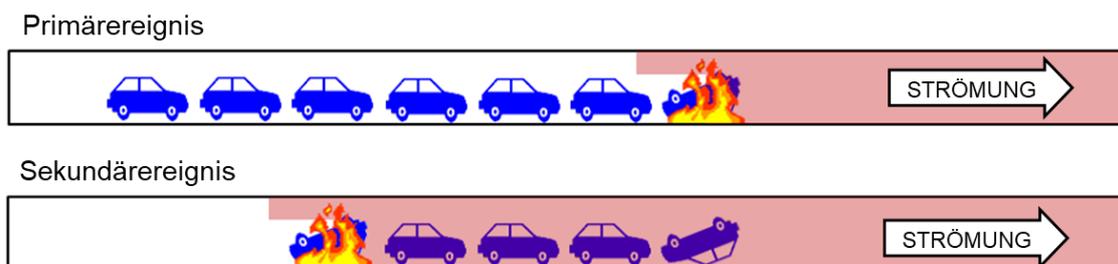


Abbildung 5-3: Schematische Darstellung der Ereignistypen

Da die Rauchfreihaltung des Selbstrettungsbereiches auch durch Längslüftung sichergestellt werden kann, führt eine Rauchabsaugung in regelmäßigen Abständen bzw. eine Punktabsaugung für diesen Ereignistyp zu keinen verbesserten Selbstrettungsbedingungen. Der Einsatz einer mechanischen Längslüftung ist im Hinblick auf diesen Ereignistyp daher auch für Tunneln länger als 5000 m möglich.

Wesentlich unwahrscheinlicher, aber aus Sicht der Personensicherheit komplexer, ist im Vergleich dazu das sogenannte Sekundärereignis. In diesem Fall ist nicht das die Verkehrsstörung durch Panne oder Unfall verursachende Fahrzeug der Ursprung des Brandes, sondern ein auf den sich bildenden Stau auffahrendes Fahrzeug. In diesem Fall befinden sich auch stromab des Brandes stehende Fahrzeuge und somit flüchtende Personen. Der Einsatz der Längslüftung treibt den Brandrauch in diesem Fall in Richtung der aufgestauten Fahrzeuge. Ist jedoch eine Rauchabsaugung vorhanden, kann die Länge

des verrauchten Bereiches stromab des Brandes und somit die Anzahl der Personen, die dem Brandrauch ausgesetzt sind, verringert werden.

Ob bzw. in welchem Ausmaß Rauchabsaugung in regelmäßigen Abständen bzw. Punktabsaugung die Bedingungen während eines Sekundärereignisses verbessern können, hängt unter anderem vom Abstand der Absaugöffnung vom Brandort sowie von der Staulänge ab. Um diese Abhängigkeit zu veranschaulichen werden im Folgenden die mittleren Staulängen für unterschiedliche Tunnellängen berechnet, und den mittels Rauchabsaugungssystem verkürzten Verrauchungsbereichen gegenübergestellt.

Die mittlere Staulänge \bar{L}_S ergibt sich aus der betrachteten Tunnellänge L , dem jahresdurchschnittlichen täglichen Verkehr $JDTV$, der PKW- bzw. Schwerverkehrsgeschwindigkeit v_{PKW} bzw. v_{LKW} , dem PKW- bzw. Schwerverkehrsanteil am Gesamtverkehr A_{PKW} , bzw. A_{LKW} , der PKW- bzw. Schwerverkehrsdichte im Stau ρ_S^{PKW} , bzw. ρ_S^{LKW} sowie der mittleren Sperrzeit \bar{t}_s und der Anzahl der Fahrstreifen n_{FS} gemäß Formel 5-1.

Formel 5-1: Berechnung der Staulänge infolge Unfalls / Panne

$$\bar{\#}_{Kfz-S} = \frac{JDTV}{24} \cdot \left(\frac{\bar{t}_s}{3600} + \frac{L}{2 \cdot (A_{PKW} \cdot v_{PKW} + A_{LKW} \cdot v_{LKW})} \right)$$

$$\bar{L}_S[m] = \frac{\bar{\#}_{Kfz-S}}{n_{FS}} \cdot \left[\frac{A_{PKW}}{\rho_S^{PKW}} + \frac{A_{LKW}}{\rho_S^{LKW}} \right]$$

Tabelle 5-2: Parameterwerte zur Beispielhaften Berechnung der Staulänge

Formelzeichen	Wert
$JDTV$	15'000 Fahrzeuge pro Richtung und Tag
A_{PKW}	0.85
A_{LKW}	0.15
v_{PKW}	100 km/h
v_{LKW}	80 km/h
ρ_S^{PKW}	150 PKW pro km
ρ_S^{LKW}	75 LKW pro km (entspricht 150 PWE / km und Fahrstreifen)
\bar{t}_s	90 s
n_{FS}	2

Tabelle 5-3: Mittlere Staulänge bei Sekundärszenarien in Abhängigkeit der Tunnellänge

Tunnellänge	Mittlere Staulänge \bar{L}_S [m]
5000 m	118 m
7000 m	145 m
10'000 m	183 m

Für die in Tabelle 5-2 dargestellten beispielhaften Parameterwerte ergeben sich die in Tabelle 5-3 zusammengefassten Staulängen im Falle eines Sekundärereignisses in Abhängigkeit der zugrunde gelegten Tunnellängen. Je länger der Tunnel, desto größer die Anzahl der während des Unfalls/der Panne im Tunnel befindlichen Fahrzeuge und desto größer demnach die Länge des Folgestaus.

Aus den dargestellten Staulängen ist auch unmittelbar der Vorteil einer Rauchabsaugung in regelmäßigen Abständen ersichtlich. Bei üblichen Klappenabständen von 110m ergibt sich ein verrauchter Bereich von im Mittel 55 m. Die mit größerer Tunnellänge steigende mittlere Staulänge wird somit effektiv kompensiert und der Gefahrenbereich auch für längere Tunnel auf im Mittel konstant 55 m gehalten.

Für Punktabsaugung hingegen, sind die üblichen Abständen zwischen Absaugstellen (Größenordnung km) deutlich zu groß, um einen wesentlichen Einfluss auf die Anzahl der im verrauchten Bereich befindlichen Fahrzeuge zu haben, da der Abstand zwischen Brandort und nächster Absaugöffnung stromab des Brandes, mit hoher Wahrscheinlichkeit wesentlich größer ist, als die Staulänge. **Es erscheint aus diesem Aspekt heraus nicht sinnvoll, bei langen zweiröhrigen Tunneln anstelle von Querlüftungen ev. auf Längslüftungen mit Punktabsaugung überzugehen, da nicht die Länge des Längslüftungsabschnittes, sondern die mittlere Staulänge, die wiederum von der Tunnellänge abhängt, das Risiko im Falle eines Sekundärereignisses erhöht.**

Für Rauchabsaugung in regelmäßigen Abständen ergibt sich aus dieser qualitativen Überlegung heraus ein durchwegs positiver Effekt auf das Sekundärereignis. Wie stark sich die Wirkung der Rauchabsaugung im Kontext des Sekundärszenarios aber auf das Gesamtrisiko auswirkt, hängt zum einen von den Häufigkeiten der unterschiedlichen Brandszenarien (Primärereignis, Sekundärereignis) sowie vom Gesamtrisikoprofil des untersuchten Tunnels ab. Um eine ungefähre Abschätzung der möglichen Auswirkungen einer Änderung der Längengrenzen für den Einsatzbereich einer reinen Längslüftung

treffen zu können, wurde eine exemplarische Risikoanalyse für einen repräsentativen Straßentunnel, unter Berücksichtigung unterschiedlicher Tunnellängen durchgeführt. Die Tunnelparameter sind in Tabelle 5-4 dargestellt. Insgesamt wurden drei Tunnellängen – 5000 m , 7000 m, 10'000 m – betrachtet. Jede dieser Tunnellängen wurden sowohl mit reinem Längslüftungssystem als auch mit Längslüftung und Rauchabsaugung in regelmäßigen Abständen, mittels detaillierter Risikoanalyse gemäß RVS 09.03.11 [2] bewertet.

Tabelle 5-4: Tunnelparameter für die exemplarische Tunnelrisikoanalyse gemäß RVS 09.03.11

Parameter	Parameterwert		
LÄNGE der Tunnelröhre [km]:	5.000 / 7.000 / 10.000		
Anzahl Fahrstreifen [# /Röhre]:	2		
VERKEHRSTÄRKE [FZ/Tag/Röhre]:	15'000.00		
Anteil Schwerverkehr [%]:	15.000	LKW-Anteil [%]	Bus-Anteil [%]
		14.5	0.5
Anteil PKW [%]:	85		
Stautunden pro Jahr im Tunnel [h]:	25		
Zulässige Höchstgeschwindigkeit PKW [km/h]:	100		
Sperrzeit Tunnelportal [s]:	90		
Anteil GEFÄHRGUTTRANSPORTE [%]:	3		
Länge der Verflechtungsstrecke [km]:	0		
Voraussetzungen für Feuerwehreinsatz [Min]:	15		
Tunnelbeleuchtung	Beleuchtungstyp	Veränderungsfaktor F_b	
	Typ I	1.00	

Betrachtete Lüftungssysteme

- (1) Mechanische Längslüftung mit Strahlventilatoren
 - Auslegung in Abhängigkeit der Tunnellänge gemäß RVS 09.02.31 [2]
 - Auslegungsbrandgröße: 50 MW
 - Regelgeschwindigkeit 1.75 – 1.85 m/s auf der kalten Seite
- (2) Rauchabsaugung über Zwischendecke & Regelung der Längsgeschwindigkeit mit Strahlventilatoren

- Zielgeschwindigkeit 1.75 – 1.85 m/s Zuströmung stromauf
- Abluftklappen 4 m x 4 m
- Klappenabstand: 100 m
- Absaugvolumen 120 m³/s kalt
- Auslegungsbrandgröße: 50 MW

Die resultierenden Gesamtrisikowerte der 6 untersuchten Varianten (3 Tunnellängen x 2 Lüftungssysteme) sind in Abbildung 5-4 dargestellt. Für alle drei untersuchten Tunnellängen wirkt sich die Rauchabsaugung in regelmäßigen Abständen risikomindernd aus, wobei die Risikominderung prozentuell gesehen mit zunehmender Tunnellänge steigt. Wie für einen richtlinienkonformen Richtungsverkehrstunnel ohne übermäßige Verkehrsüberlastung zu erwarten, wird das Risikoprofil vom mechanischen Risikoanteil dominiert. Dementsprechend gering ist der Einfluss der Rauchabsaugung auf das Gesamtrisiko (-0,9% bis -1,4%). Blendet man den Mechanischen sowie den Gefahrgutanteil des Risikos aus und betrachtet nur den reinen Brandrisikoanteil (siehe Abbildung 5-5), so ist der relative Einfluss der Rauchabsaugung logischerweise mit -16% bis -23% deutlich höher.

Interessant ist auch der Vergleich der unterschiedlichen Szenariotypen. Für das Primärereignis (Dunkelorange Anteil in Abbildung 5-5) steigt das Brandrisiko durch die Rauchabsaugung in regelmäßigen Abständen. Das ist insofern auch zu erwarten, als sich ohnehin keine Personen stromab des Brandes befinden, aber durch die Zwischendecke ein kleinerer Tunnelquerschnitt zur Verfügung steht, wodurch sich die Rauchdichte stromauf des Brandes (kontrolliertes Backlayering), im Vergleich zum größeren Tunnelquerschnitt bei reiner Längslüftung, erhöht.

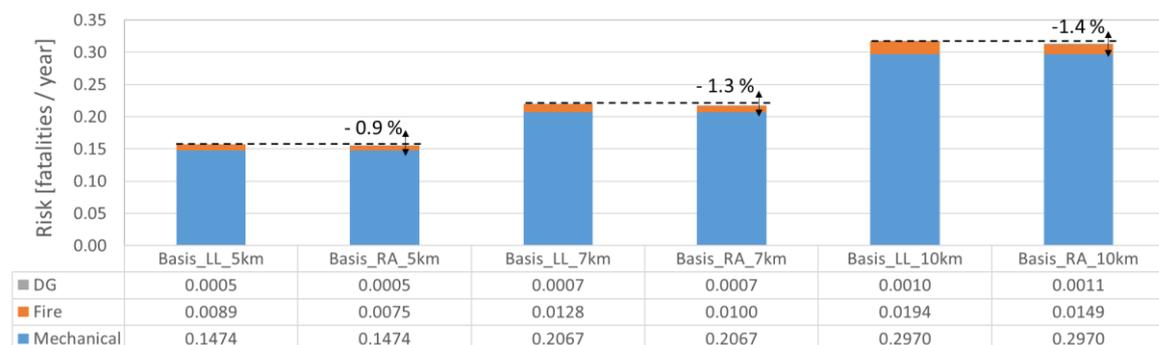


Abbildung 5-4: Vergleich Gesamtrisiko Längslüftung versus Rauchabsaugung in regelmäßigen Abständen für 5km, 7km und 10km Tunnellänge

Das Risiko durch Sekundär- und Tertiärereignisse (Tertiärereignis: Brand während eines verkehrsbedingten Staus), wirkt die Rauchabsaugung in regelmäßigen Abständen, wie oben diskutiert, risikomindernd.



Abbildung 5-5: Vergleich Brandrisiko Längslüftung versus Rauchabsaugung in regelmäßigen Abständen für 5km, 7km und 10km Tunnellänge

Der Effekt der Rauchabsaugung ist auch im Vergleich der Brandrauchverteilungen ersichtlich. Abbildung 5-6 und Abbildung 5-7 zeigen die Rauchdichten auf einem Längsschnitt entlang der Tunnelachse für ein exemplarisches 30 MW Brandszenario für Tunnellängen von 5 km und 7 km, mit (rechts) und ohne (links) Rauchabsaugung in regelmäßigen Abständen.

Im Fall der reinen Längslüftung verteilt sich der Brandrauch über den gesamten dargestellten stromabliegenden Bereich (etwa. 1000 m). Bei Vorhandener Rauchabsaugung verteilt sich der Rauch zwar ebenfalls über die 50 m stromab liegende aktivierte Lüftungsklappe hinaus, ist aber auf einen Bereich von ca. 500 m stromab begrenzt und weist eine deutlich bessere Schichtung und eine insgesamt niedrigere Rauchdichte auf. Dadurch werden die Selbstrettungsbedingungen deutlich verbessert.

30MW LL 5KM

30MW RA 5KM

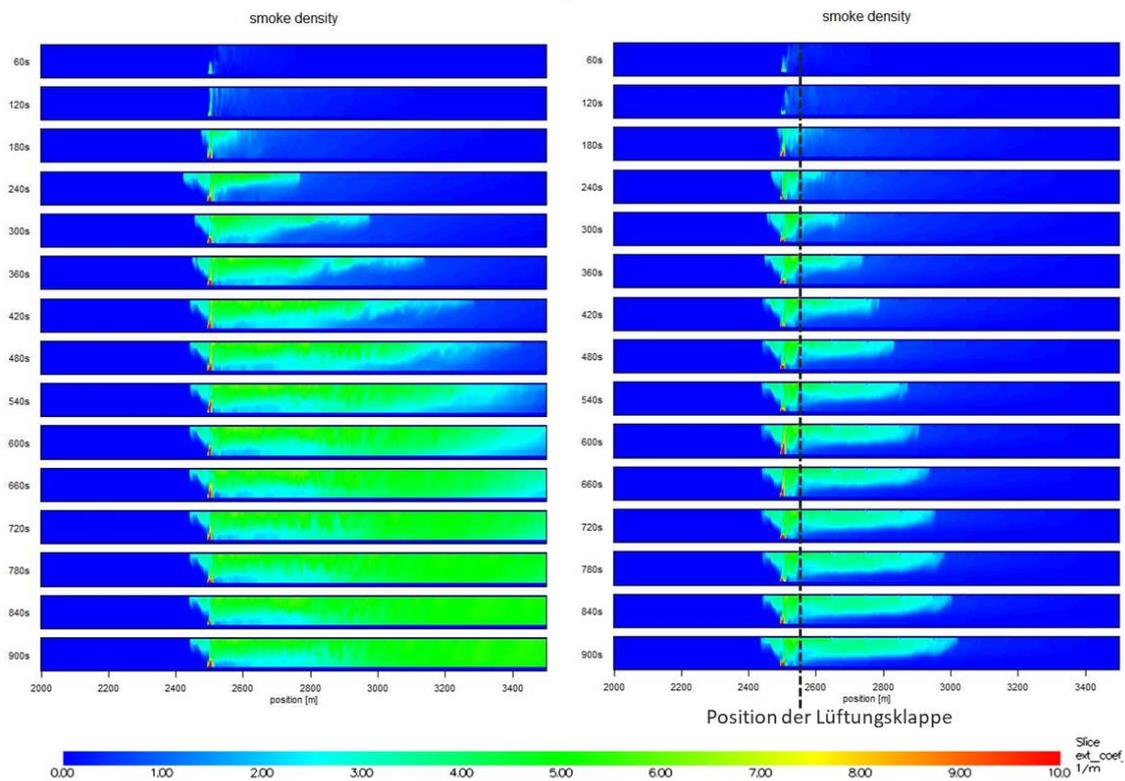


Abbildung 5-6: Rauchdichte (Extinktionskoeffizient) gemäß 3D-CFD Rauchausbreitungssimulationen (FDS) für unterschiedliche Zeitpunkte nach Brandentstehung bei 5 km Tunnellänge

30MW LL 7KM

30MW RA 7KM

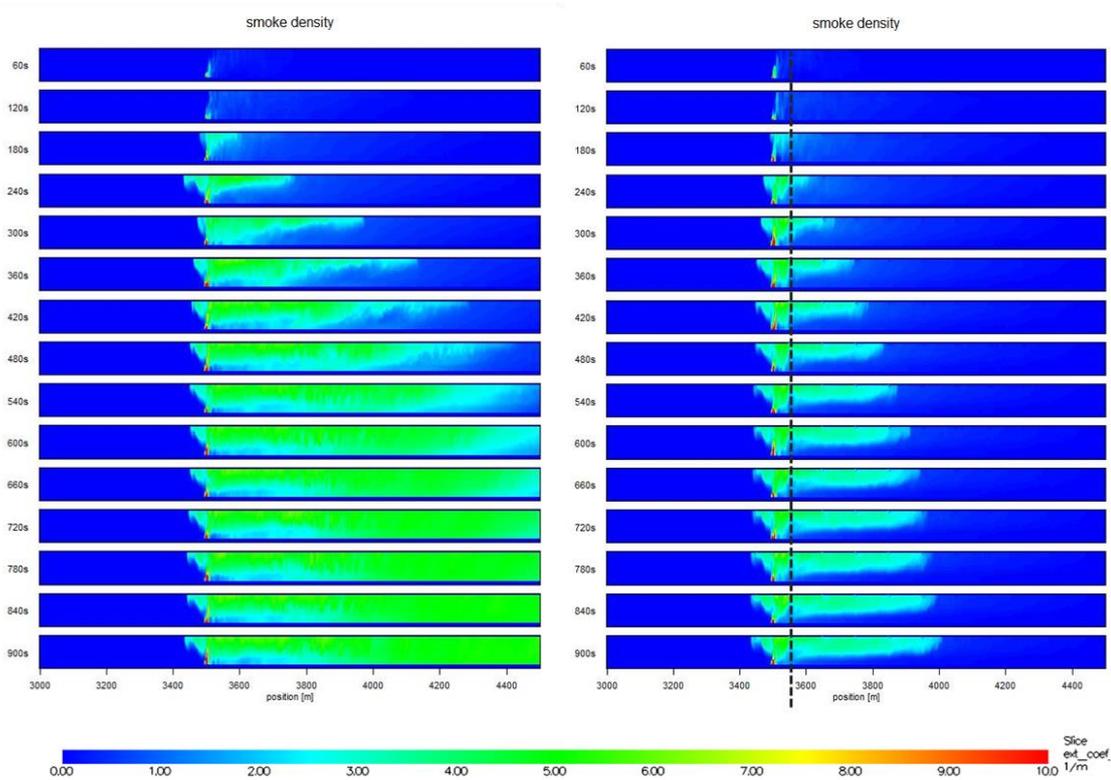


Abbildung 5-7: Rauchdichte (Extinktionskoeffizient) gemäß 3D-CFD Rauchausbreitungssimulationen (FDS) für unterschiedliche Zeitpunkte nach Brandentstehung bei 7 km Tunnellänge

Abbildung 5-8 zeigt die für die dargestellten Szenarien resultierenden Gefahrenbereiche. Dazu wurden aus den Rauchdichtedaten auf Kopfhöhe, für jede Position im Tunnel, die Zeitpunkte bis zur tödlichen Intoxikation berechnet. Dafür wurde das in TuRisMo verwendeten dosisbasierten Akkumulationsmodell benutzt. Je tiefer die dargestellte Kurve reicht, desto früher kommt es an der betrachteten Position zur tödlichen Intoxikation, bzw. zur Fluchtunfähigkeit und desto höher ist demnach die Gefährdung. Der Einfluss des Lüftungssystems ist stark ausgeprägt. Während sich bei reiner Längslüftung ein signifikanter Gefährdungsbereich entlang des gesamten stromab befindlichen Bereiches bis zum nächstgelegenen Querschlag ergibt, ist der Gefährdungsbereich für die Selbstrettung bei vorhandener Rauchabsaugung bis zur aktivierten Lüftungsklappe begrenzt.

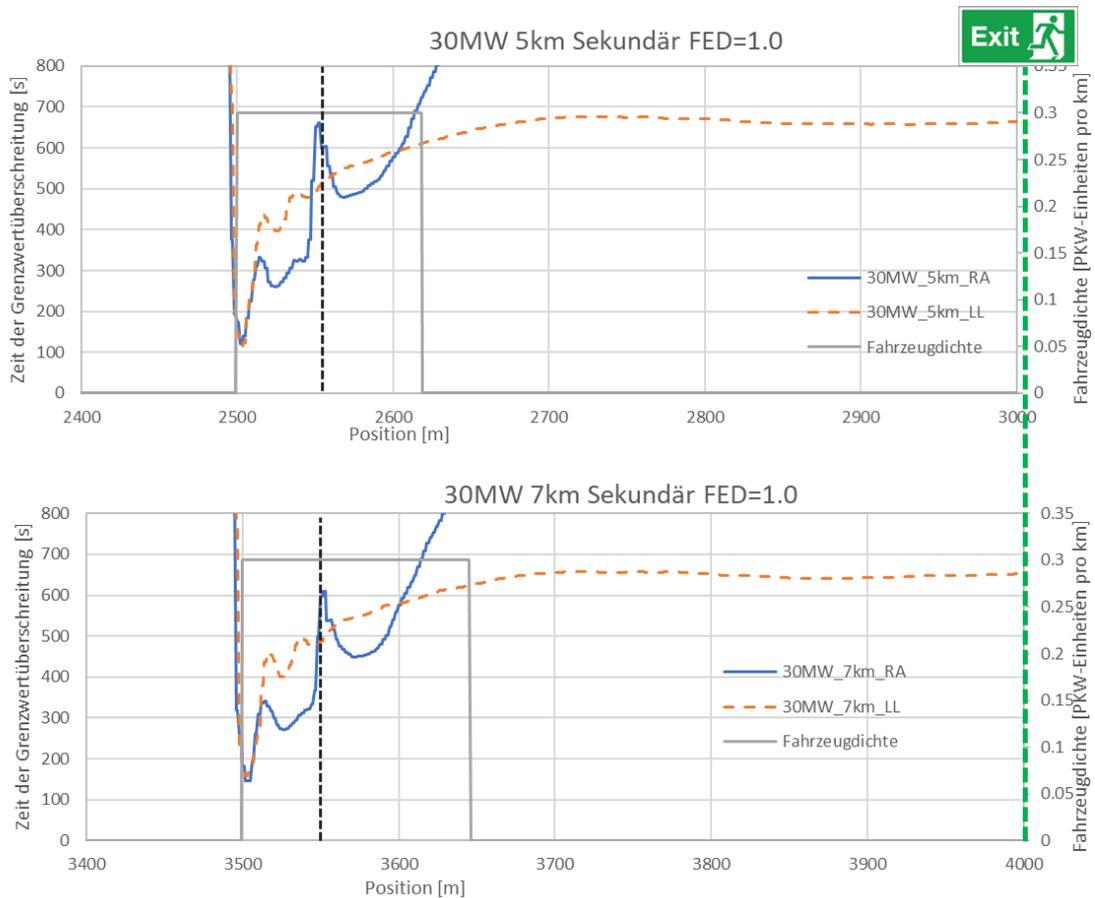


Abbildung 5-8: Darstellung der unterschiedlichen Gefährdungsbereiche (zeitlich & örtlich) für 5km (oben) und 7km (unten) Tunnellänge

Der Einfluss der Tunnellänge auf die Rauchausbreitungsmuster (Abbildung 5-6 und Abbildung 5-7) wie auch auf die Gefährdungsbereiche (Abbildung 5-8, Vergleich oberes und unteres Bild) ist marginal. Die Risikoerhöhung leitet sich rein aus dem länger werdenden Stau infolge der vorangegangenen Verkehrsstörung ab.

5.3 Schlussfolgerungen und Handlungsempfehlungen

Die Untersuchungsergebnisse für den Normalbetrieb zeigen, dass die Tunnellänge bei Tunnels mit Längslüftung und ohne Verkehrsüberlastung theoretisch auf 7000 m verlängert werden kann, ohne zusätzliche Strahlventilatoren einbauen zu müssen um die geforderte Luftqualität im Fahrraum sicherstellen zu können. Dabei ist aber die Steigung des Tunnels und die Verkehrsmenge zu berücksichtigen (siehe Tabelle 5-5).

Tabelle 5-5: max. Verkehrsmenge in Abhängigkeit der Steigung für eine Längslüftung bis 7000 m ohne zusätzliche Strahlventilatoren

Steigung	0 %	3 %
max. maßgeblicher stündlicher Verkehr in PWE (MSV _{PWE}) pro Fahrstreifen	540	375

PWE... Personenwageneinheiten

Die anhand der risikoanalytischen Untersuchung festgestellten Auswirkungen einer Erhöhung der Tunnellängenobergrenze auf die Personensicherheit im Brandfall lassen sich folgendermaßen zusammenfassen:

- Für das Primärszenario als wahrscheinlichsten Szenariotyp, sind alle drei betrachteten Lüftungssysteme – Längslüftung, Längslüftung + Rauchabsaugung in regelmäßigen Abständen, Längslüftung + Punktabsaugung – äquivalent und bieten ähnlich gute Selbstrettungsbedingungen.
- Für das Sekundärereignis reduziert die Rauchabsaugung in regelmäßigen Abständen effektiv die Anzahl der im verrauchten Bereich befindlichen Fahrzeuge und reduziert somit die Gefährdung im Vergleich zur reinen Längslüftung.
- Die Punktabsaugung bringt im Vergleich zur reinen Längslüftung keine wesentliche Verbesserung hinsichtlich der Selbstrettungsbedingungen während eines Sekundärszenarios, da der mittlere Abstand zur nächsten Absaugstelle üblicherweise ein Vielfaches der mittleren Staulänge beträgt.
- Da das Sekundärszenario, im Vergleich zum Primärszenario wesentlich unwahrscheinlicher ist, und da alle Lüftungssysteme gute Selbstrettungsbedingungen für das Primärszenario bieten, wird das Gesamtrisikoprofil für Richtungsverkehrstunnel ohne erhöhte Stauhäufigkeit vom mechanischen Risiko dominiert, während das Brandrisiko im Allgemeinen eine untergeordnete Rolle spielt.
- Eine Erhöhung der zulässigen Tunnellänge für die Verwendung eines reinen Längslüftungssystems von 5 km auf 7 km, entspricht daher einer Risikoerhöhung von (nur) 1.3 % bzw. einem zusätzlichen statistisch zu erwartendem Todesopfer alle 355 Jahre.

Dieses Ergebnis beruht auf der Untersuchung auf Basis EINES repräsentativen Vergleichstunnels. Da sich der Einfluss der Wahl des Lüftungssystems bzw. die Änderung der zulässigen Längen für reine Längslüftung, für andere Tunnelparameter auch anders

darstellen kann, sind die berechneten Werte als grobe Richtwerte für die Entscheidungsfindung zu verstehen.

Ob eine angenommene Erhöhung von 1.3% bzw. von einem zusätzlichen statistisch zu erwartenden Todesopfer alle 355 Jahre, vertreten werden kann, ist eine politische Entscheidung und kann in diesem Bericht weder empfohlen, noch kann davon abgeraten werden. Hinsichtlich Kostenersparnis in der Tunnelherstellung ist zu sagen, dass es bereits im jetzigen RVS-Regelwerk die Möglichkeit gibt, ein alternatives Lüftungssystem (z.B. Längslüftung statt Rauchabsaugung in regelmäßigen Abständen) mit zusätzlichen Tunnelsicherheitselementen, wie etwa verringertem Notausgangsabstand oder verbesserten Detektionssystemen zu kompensieren. Der Nachweis der risikotechnischen Gleichwertigkeit eines alternativen Lüftungssystems ist mittels Tunnelrisikoanalyse zu führen.

Aus Sicht einer erhöhten Flexibilität in der Tunnelplanung scheint eine Abänderung der gültigen Einsatzbereiche von Lüftungssystemen daher nicht zwingend notwendig.

6 FAZIT

6.1 Vergleich von Ergebnissen für Hufeisen- und Kastenprofil

Die Simulationen wurden für unterschiedliche Eintrittsgeschwindigkeiten (1,0 bis 1,5 m/s) und unterschiedliche Längsneigungen (-3,0% / -1,5% / +0,0%) für insgesamt 2 Brandleistungen (30 MW und 50 MW), jeweils für das Hufeisen- und das Kastenprofil, durchgeführt. Die resultierenden Temperaturverläufe dieser Simulationen sind vom Einlass bis zum Auslass nach einer Simulationszeit von insgesamt 20 Minuten dargestellt.

Die höchsten Lufttemperaturen liegen beim Hufeisenprofil je nach Brandleistung und Zuströmgeschwindigkeit zwischen 498°K und 588 K (30 MW) bzw. 634°K und 780 K (50 MW). Diese liegen beim Kastenprofil zwischen 492°K und 641°K (30 MW) bzw. 625°K und 773°K (50 MW). Höhere Temperaturen werden bei geringeren Zuströmgeschwindigkeiten erreicht.

Beginnend vom Brandort bildet sich entgegen der Strömungsrichtung eine Rauchrückströmung (Backlayering) aus. Bei geringer Brandleistung und höheren Eintrittsgeschwindigkeiten ist diese geringer als bei der höheren Brandleistung und geringeren Eintrittsgeschwindigkeiten. Der Einfluss der Längsneigung hat im untersuchten Parameterbereich eine geringe Auswirkung. Durch die Rauchrückströmung ist der Temperaturabfall in Strömungsrichtung größer, als bei den Simulationen mit höheren Eintrittsgeschwindigkeiten, obwohl durch die höhere Strömungsgeschwindigkeit die Wärmeübertragung zwischen Luft und Betonschicht erhöht wird. Durch die Rauchrückströmung treten lokal (im Brandbereich) sehr geringe Strömungsgeschwindigkeiten und somit die hohen maximalen Temperaturen auf.

6.2 Wärmeübergangszahl

6.2.1 Schlussfolgerung

Die Ergebnisse der durchgeführten Druckverlustberechnung mit den neu ermittelten Wärmeübergangszahlen zeigen für die beiden Querschnittsarten ein divergierendes Verhalten. Der Druckverlust für das Kastenprofil wurde mit dem bisherigen RVS-Ansatz überbewertet (Mittelwert rd. 20 % zu hoch), was schlussendlich zu konservativen Strömungsgeschwindigkeiten unterhalb von 2,0 m/s führt. Jener beim Hufeisenquerschnitt wurde hingegen unterbewertet (Mittelwert rd. 15 % zu gering), was schlussendlich zu höheren Strömungsgeschwindigkeiten in den Berechnungen als in der Realität führt.

6.2.2 Handlungsempfehlung

Aus den insgesamt 18 Szenarien für das Kasten- und Hufeisenprofil hat sich gezeigt, dass das aktuelle Standardmodell der RVS unterhalb von Strömungsgeschwindigkeiten von 2,0 m/s zu teils erheblichen Abweichungen führt und daher eine entsprechende Modifikation / Erweiterung dringend empfohlen wird.

6.3 Erweiterung Wärmemodell der RVS 09.02.31

6.3.1 Schlussfolgerung

Abschließend wurden die 18 untersuchten Szenarien für Kasten- und Hufeisenprofil mit dem empfohlenen, erweiterten Wärmemodell (abklingender Temperaturverlauf mit vorgelagertem Temperaturblock) erneut berechnet und jeweils mit dem Standardmodell gemäß aktueller RVS 09.02.31 sowie dem direkt aus den durchgeführten Simulationen ermittelten Temperaturverlauf gegenübergestellt.

Die erneut durchgeführten Druckverlustberechnungen zeigen durchwegs Abweichungen klar unter 10 %, nur in 2 Fällen liegt die Abweichung mit 11 % bzw. 12 % noch knapp über 10 %. Unter Berücksichtigung aller getroffenen Vereinfachungen und Verallgemeinerungen können diese bleibenden Abweichungen als akzeptabel eingestuft werden.

6.3.2 Handlungsempfehlung

Die Parameter für Brandleistung sollten um einen Temperaturblock für Längsgeschwindigkeiten unter 2,0 m/s erweitert werden um den Effekt des Backlayering entsprechend berücksichtigen zu können. Die Brandleistung für die Temperaturabklingkurve gemäß RVS 09.02.31 wäre in weiterer Folge für niedrige Geschwindigkeiten unter 2,0 m/s entsprechend zu reduzieren. (Details siehe Kapitel 4.3.1)

Der Wärmeübergangsfaktor sollte (für Hufeisen- und Kastenprofil) jeweils um eine Gleichung für Strömungsgeschwindigkeiten unter 2,0 m/s erweitert werden (siehe Kapitel 4.3.2).

6.4 Obergrenze Lüftungssysteme

6.4.1 Schlussfolgerung

Die Untersuchungsergebnisse für den Normalbetrieb zeigen, dass die Tunnellänge bei Tunnels mit Längslüftung und ohne Verkehrsüberlastung theoretisch (bis zu einer gewissen

maximalen Bemessungsverkehrsstärke, abhängig von der Längsneigung / siehe Kapitel 5.1) auf 7000 m verlängert werden kann, ohne zusätzliche Strahlventilatoren einbauen zu müssen, um die geforderte Luftqualität im Fahrraum sicherstellen zu können.

Eine Erhöhung der zulässigen Tunnellänge für die Verwendung eines reinen Längslüftungssystems von 5 km auf 7 km, führt zu einer Risikoerhöhung im Ereignisfall um 1,3 % (entspricht einem zusätzlichen, statistisch zu erwartenden Todesopfer alle 355 Jahre).

Dieses Ergebnis beruht auf der Untersuchung auf Basis EINES repräsentativen Vergleichstunnels. Da sich der Einfluss der Wahl des Lüftungssystem bzw. die Änderung der zulässigen Längen für reine Längslüftung, für andere Tunnelparameter auch anders darstellen kann, sind die berechneten Werte als grobe Richtwerte für die Entscheidungsfindung zu verstehen.

6.4.2 Handlungsempfehlung

Die aktuelle Version der RVS 09.02.31 bietet die Möglichkeit, ein alternatives Lüftungssystem (z.B. Längslüftung statt Rauchabsaugung in regelmäßigen Abständen) mit zusätzlichen Tunnelsicherheitselementen, wie etwa verringertem Notausgangsabstand oder verbesserten Detektionssystemen, zu kompensieren. Der Nachweis der risikotechnischen Gleichwertigkeit eines alternativen Lüftungssystems ist mittels Tunnelrisikoanalyse zu führen.

Aus Sicht einer erhöhten Flexibilität in der Tunnelplanung scheint daher eine Abänderung der derzeit gültigen Einsatzbereiche von Lüftungssystemen nicht zwingend notwendig, da die RVS 09.02.31 jetzt schon, über eine entsprechende Nachweisführung, eine Abweichung zulässt.

7 LITERATURVERZEICHNIS

- [1] RVS 9.261, Tunnel / Tunnelausrüstung / Belüftung - Grundlagen, Wien: Österreichische Forschungsgesellschaft Straße - Schiene - Verkehr, 2001.
- [2] RVS 09.02.31, Tunnel / Tunnelausrüstung / Belüftung - Grundlagen, Wien: Österreichische Forschungsgesellschaft Straße - Schiene - Verkehr, 2014.
- [3] FVTmbH. / ILF Consulting Engineers, „FVT-93/10/Be V&U 10/10/6400, Schlussbericht Forschungsprojekt - Auswirkung des Temperaturverlaufs auf die Dimensionierung von längsgelüfteten Straßentunnel,“ Im Auftrag des Bundesministeriums für Verkehr, Innovation und Technologie (BMVIT), 03.11.2010.
- [4] Richtlinie 2004/54/EG, Richtlinie des Europäischen Parlaments und des Rates vom 29. April 2004 über Mindestanforderungen an die Sicherheit von Tunneln im transeuropäischen Straßennetz, 2004.
- [5] Institut für Verbrennungskraftmaschinen und Thermodynamik, „Rauchgasproblematik im Querschlagbereich von Eisenbahntunneln,“ TU Graz im Auftrag der ÖBB-Infrastruktur AG, Graz, Version 1.1 vom 31.10.2017.
- [6] Bundesministerium für Klimaschutz, Umwelt, Mobilität, Innovation und Technologie, Ausbauübersicht Tunne, Bundesstraßen A und S, 2021.

8 VERZEICHNISSE

8.1 Abbildungsverzeichnis

Abbildung 2-1: schematischer Versuchsaufbau und Anordnung von Messgeräten	9
Abbildung 2-2: Einhausung des Brandortes mit Brandschutzplatten	10
Abbildung 2-3: Positionierung und Bezeichnung der Temperatursensoren	10
Abbildung 2-4: Überblick Berechnungsmodell für Validierungsrechnung	12
Abbildung 2-5: Tunnelprofil KAT im Versuchsbereich.....	12
Abbildung 2-6: Querschnitt des Modells, Promatkanal inkl. Messpunkte	13
Abbildung 2-7: zeitlicher Verlauf Zuströmgeschwindigkeit, Messung / Simulation	16
Abbildung 2-8: zeitlicher Verlauf der Brandlast, Messung / Simulation	17
Abbildung 2-9: Vertikales Temperaturprofil MP 5, Simulation (links) und Messung (rechts).....	19
Abbildung 2-10: Vertikales Temperaturprofil MP 6, Simulation (links) und Messung (rechts).....	19
Abbildung 2-11: Temperaturprofil im Querschnitt, MP 6 (links) und MP 5 (rechts)	20
Abbildung 2-12: zeitlicher Temperaturverlauf, MP 6 – Messung (oben) / Simulation (unten)	21
Abbildung 2-13: zeitlicher Temperaturverlauf, MP 6 – Messung (oben) / Simulation (unten)	22
Abbildung 2-14: Temperaturprofil im Längsschnitt.....	23
Abbildung 2-15: Simulationsergebnisse (durchgezogene Linie) und Messergebnisse (gestrichelte Linie) am Messpunkt 5 (MP5)	24
Abbildung 2-16: Simulationsergebnisse (durchgezogene Linie) und Messergebnisse (gestrichelte Linie) am Messpunkt 6 (MP6)	25
Abbildung 3-1: Querschnitte des Hufeisen- und Kastenprofils (zweispuriger Straßentunnel)	26
Abbildung 3-2: Rechengitter der Tunnelgeometrie, Fluid und Beton	27
Abbildung 3-3: Detail Rechengitter, Fluid und Beton	28
Abbildung 3-4: Dimensionsloser Wandabstand y^+ an der inneren Betonoberfläche	28
Abbildung 3-5: Ausschnitt des Oberflächennetzes im Eintrittsbereich des Tunnels.....	29
Abbildung 3-6: Ausschnitt des Oberflächennetzes, Betonschicht im Eintrittsbereich	30
Abbildung 3-7: Fein aufgelöstes Oberflächennetz, Bereich Brandort (ohne Betonschicht).....	31
Abbildung 3-8: Dimensionsloser Wandabstand y^+ an der inneren Betonoberfläche	31

Abbildung 3-9: Schematische Seitenansicht Tunnelgeometrie inkl. Brandquelle (rot)	34
Abbildung 3-10: Komponenten des Erdbeschleunigungsvektors	35
Abbildung 3-11: Vergleich der Temperaturverläufe (Brandlast 30 MW)	38
Abbildung 3-12: Vergleich der Temperaturverläufe (Brandlast 50 MW)	38
Abbildung 3-13: Temperaturverlauf in der Symmetrieebene, Simulationsfall S1	39
Abbildung 3-14: Temperaturverlauf in der Symmetrieebene, Simulationsfall S4	39
Abbildung 3-15: Temperaturverlauf und Sekundärströmung, Simulationsfall S1	40
Abbildung 3-16: Temperaturverlauf und Sekundärströmung, Simulationsfall S4	40
Abbildung 3-17: Vergleich der Temperaturverläufe (Brandlast 30 MW)	42
Abbildung 3-18: Vergleich der Temperaturverläufe (Brandlast 50 MW)	42
Abbildung 3-19: Temperaturverlauf in der Symmetrieebene, Simulationsfall S1	43
Abbildung 3-20: Temperaturverlauf in der Symmetrieebene, Simulationsfall S3	43
Abbildung 3-21: Temperaturverlauf in der Symmetrieebene, Simulationsfall S4	43
Abbildung 3-22: Temperaturverlauf und Sekundärströmung, Simulationsfall S1	44
Abbildung 3-23: Temperaturverlauf und Sekundärströmung, Simulationsfall S4	44
Abbildung 4-1: Gegenüberstellung RVS-Standardmodell mit Szenario S1	45
Abbildung 4-2: Rechennetz für das Hufeisenprofil, Auflösung 10 m.....	46
Abbildung 4-3: Rechennetz für das Kastenprofil, Auflösung 10 m.....	46
Abbildung 5-1: Wirtschaftlich optimale Tunnellänge in [m] für 0 % Steigung	58
Abbildung 5-2: Wirtschaftlich optimale Tunnellänge für 3 % Steigung	58
Abbildung 5-3: Schematische Darstellung der Ereignistypen	59
Abbildung 5-4: Vergleich Gesamtrisiko Längslüftung versus Rauchabsaugung in regelmäßigen Abständen für 5km, 7km und 10km Tunnellänge.....	63
Abbildung 5-5: Vergleich Brandrisiko Längslüftung versus Rauchabsaugung in regelmäßigen Abständen für 5km, 7km und 10km Tunnellänge.....	64
Abbildung 5-6: Rauchdichte (Extinktionskoeffizient) gemäß 3D-CFD Rauchausbreitungssimulationen (FDS) für unterschiedliche Zeitpunkte nach Brandentstehung bei 5 km Tunnellänge	65

Abbildung 5-7: Rauchdichte (Extinktionskoeffizient) gemäß 3D-CFD Rauchausbreitungssimulationen (FDS) für unterschiedliche Zeitpunkte nach Brandentstehung bei 7 km Tunnellänge	66
Abbildung 5-8: Darstellung der unterschiedlichen Gefährdungsbereiche (zeitlich & örtlich) für 5km (oben) und 7km (unten) Tunnellänge	67

8.2 Tabellenverzeichnis

Tabelle 2-1: Parameter Geometrie Validierungsrechnung.....	11
Tabelle 2-2: Lage der Messpunkte, Realversuch / Validierungsrechnung	13
Tabelle 2-3: Parameter der Betonschicht.....	18
Tabelle 2-4: Stoffwerte PROMATECT-T Brandschutzplatten	18
Tabelle 3-1: Parameter der Betonschicht.....	35
Tabelle 3-2: Simulationsfälle Parameterstudie, Hufeisenprofil	36
Tabelle 3-3: Simulationsfälle Parameterstudie, Kastenprofil	36
Tabelle 4-1: Druckverlust Szenarien Kastenprofil	47
Tabelle 4-2: Druckverlust Szenarien Hufeisenprofil	47
Tabelle 4-3: Integral der Temperaturerhöhung stromaufwärts des Brandortes	49
Tabelle 4-4: Temperaturblock und Brandleistung	50
Tabelle 4-5: Vorschlag Erweiterung Wärmeübergangskoeffizienten für Kastenprofile.....	51
Tabelle 4-6: Vorschlag Erweiterung Wärmeübergangskoeffizienten für Hufeisenprofile	51
Tabelle 4-7: Druckverlustberechnung für Kastenprofil mit erweitertem Wärmemodell	52
Tabelle 4-8: Druckverlustberechnung für Hufeisenprofil mit erweitertem Wärmemodell	52
Tabelle 4-9: Temperaturblock und Brandleistung	53
Tabelle 5-1: Einsatzbereiche für Lüftungssysteme gemäß aktueller RVS 09.02.31 (1. Juni 2014)	54
Tabelle 5-2: Parameterwerte zur Beispielhaften Berechnung der Staulänge	60
Tabelle 5-3: Mittlere Staulänge bei Sekundärszenarien in Abhängigkeit der Tunnellänge	61
Tabelle 5-4: Tunnelparameter für die exemplarische Tunnelrisikoanalyse gemäß RVS 09.03.11..	62
Tabelle 5-5: max. Verkehrsmenge in Abhängigkeit der Steigung für eine Längslüftung bis 7000 m ohne zusätzliche Strahlventilatoren.....	68