

BRANDSCHUTZ- FORSCHUNG

DER LÄNDER

DER BUNDESREPUBLIK DEUTSCHLAND

BERICHTE

**Ertüchtigung eines kommerziellen Strömungssimulations-
programmes zum praktikablen Gebrauch bei realen Brandszenarien**

Teil II

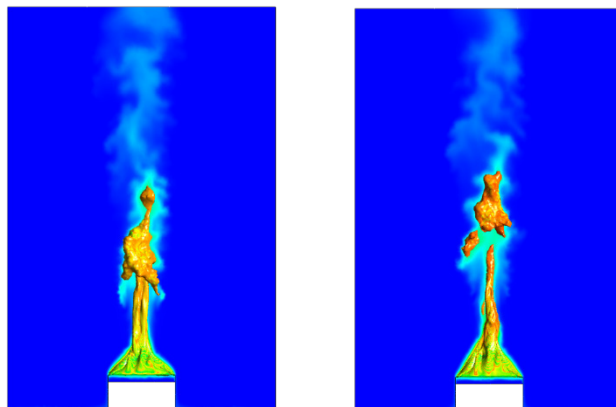
von

M. Sc. Karen Böhler

Dr.-Ing. Ilian Dinkov

Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

Forschungsstelle für Brandschutztechnik



217

STÄNDIGE KONFERENZ DER INNENMINISTER UND -SENATOREN DER
LÄNDER, ARBEITSKREIS V, AUSSCHUSS FÜR FEUERWEHR-
ANGELEGENHEITEN, KATASTROPHENSCHUTZ UND ZIVILE VERTEIDIGUNG

**Ständige Konferenz der Innenminister und -Senatoren der Länder,
Arbeitskreis V, Ausschuss für Feuerwehrangelegenheiten,
Katastrophenschutz und Zivile Verteidigung**

Forschungsbericht Nr. 217

**Ertüchtigung eines kommerziellen Strömungssimulations-
programmes zum praktikablen Gebrauch bei realen Brandszenarien
Teil II**

von

M. Sc. Karen Böhler
Dr.-Ing. Ilian Dinkov

Karlsruher Institut für Technologie (KIT)
Forschungsstelle für Brandschutztechnik

Karlsruhe

Oktober 2025

Berichtskennblatt

Nummer des Berichtes: 217	Titel des Berichtes: Ertüchtigung eines kommerziellen Strömungs- simulationsprogrammes zum praktikablen Gebrauch bei realen Brandszenarien Teil II		ISSN: 0170-0060
Autor: M. Sc. Karen Böhler Dr.-Ing. Ilian Dinkov		durchführende Institution: Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Forschungsstelle für Brandschutztechnik Hertzstrasse 16, D-76187 Karlsruhe	
Nummer des Auftrages: FA. Nr. 254 (1/2022)		auftraggebende Institution: Ständige Konferenz der Innenminister und –senatoren der Länder, Arbeitskreis V, Ausschuss für Feuerwehr- angelegenheiten, Katastrophenschutz und zivile Vertei- digung	
Abschlussdatum: Oktober 2025			
Seitenzahl: 47	Bilder: 28	Tabellen: 3	Literaturverweise: 17
Kurzfassung: Im zweiten Teil des Berichts wurde die, im Teil I [1] erstellte, Referenzkombination für die dreidimensionale numerische Berechnung von realen, instationären Brandszenarien eingesetzt. Bei der Übertragung auf Brandszenarien wird zwischen brandlastkontrollierten und ventilationskontrollierten Brandereignissen unterschieden. Ein brandlastkontrollierter Brand wird mit einer nach NFPA-Standard entwickelten Brandleistungskurve simuliert. Die Auswertung der Ergebnisse zeigt, dass die Berücksichtigung der Brandausbreitung in der Brandentstehungsphase einen leichten Einfluss hat, den Brandverlauf jedoch nicht signifikant verändert. Zur Untersuchung ventilationskontrollierter Brände wurden zwei Modelle entwickelt und implementiert. Ein Vergleich mit experimentellen Daten zeigt, dass die Verlöschung abgebildet wird, wobei allerdings infinitesimale Unterschiede im zeitlichen Verlauf bestehen. Im Abschluss wurden stochastische Effekte wie das Flammenflackern und das Flammenablösen einer frei-brennenden Gasflamme numerisch untersucht. Um wichtige Brandeigenschaften wie die Flammenlänge mit und ohne Ablösungen zu vergleichen, wurde eine neuartige, bildgebende Methode für die Auswertung von Foto- und Videoaufnahmen experimenteller Ergebnisse entwickelt und eingesetzt. Mit Hilfe einer Wahrscheinlichkeitsdichteverteilung von Flammenlängen wurden die Ergebnisse dieser Auswertung mit den Ergebnissen der instationären Simulation verglichen. Allgemein lässt sich festhalten, dass die Analysen zeigen, dass CFD-Modelle eine realitätsnahe Abbildung von Temperaturfeldern, Strömungsstrukturen und Rauchschichten ermöglichen und somit ein wertvolles Instrument in der brandschutztechnischen Planung darstellen. Die Qualität der Simulationsergebnisse hängt stark von der Genauigkeit der Eingangsparameter, der Netzauflösung sowie der Modellannahmen ab. Besonders Unsicherheiten in der Materialcharakterisierung und bei der Randbedingungsdefinition können zu signifikanten Abweichungen führen.			
Schlagwörter: Modellierung, Brandsimulation, CFD, DES, Feldmodell, Brandszenarien, Brände			

Inhaltsverzeichnis

Berichtskennblatt	I
ABBILDUNGSVERZEICHNIS	IV
Tabellenverzeichnis.....	VI
1 Einleitung	1
1.1 Motivation und Zielsetzung.....	1
1.2 Aufbau und Struktur.....	2
2 Theoretische Grundlagen	4
2.1 Stabilitätsgrenzen	4
2.1.1 Lower Oxygen Index (LOI).....	5
2.1.2 Enthalpiebasiertes Kriterium	5
3 Simulation eines instationären Brandes.....	8
3.1 Brandszenarien	8
3.1.1 Versuchsaufbau und Geometrie	8
3.1.2 Brandlastgesteuerter Brand	11
3.1.3 Ventilationsgesteuerter Brand.....	21
4 Simulation einer frei-brennenden Gasflamme	28
4.1 Brenner.....	28
4.2 Simulationssetup	29
4.3 Algorithmus der Bildauswertung zur Berechnung der Flammenlänge	31
4.4 Ergebnisse	36
5 Zusammenfassung und Ausblick.....	43
Literaturverzeichnis.....	46

Bemerkung zu den vorliegenden Untersuchungen

**Jede Nennung kommerzieller Produkte geschieht nur zu Informationszwecken.
Damit ist keine Empfehlung des genannten Produkts durch die Forschungsstelle
für Brandschutztechnik am Karlsruher Institut für Technologie verbunden.**

ABBILDUNGSVERZEICHNIS

Abbildung 1: Darstellung des Mindestsauerstoffbedarfs in Abhängigkeit von der Temperatur	7
Abbildung 2: Simulationsgeometrie für die Brandszenarien	8
Abbildung 3: Einfluss von Eintrittsfläche und Brandleistung auf das Verbrennungsregime [10]	9
Abbildung 4: Brandleistungsprofil für die Simulation des Brandverlaufs und der Brandausbreitung	12
Abbildung 5: Parametrisierung der Eintrittsfläche	13
Abbildung 6: Vergleich der Flammenlänge für verschiedene zeitliche und räumliche Auflösung	15
Abbildung 7: Vergleich der Maximaltemperatur und Rauchgastemperatur für verschiedene zeitliche und räumliche Auflösung	16
Abbildung 8: Brandfläche zu verschiedenen Zeitpunkten	18
Abbildung 9: Reaktionsrate in den verschiedenen Brandphasen	19
Abbildung 10: Vergleich von Maximaltemperatur und Rauchgastemperatur	20
Abbildung 11: Vergleich der Flammenlänge für verschiedene Randbedingungen ...	21
Abbildung 12: Verlauf der Sauerstoffkonzentration in der Reaktionszone	22
Abbildung 13: Sauerstoffmassenbruch im Verlauf des ventilationsgesteuerten Brandszenarios mit enthalpiebasiertem Modell	24
Abbildung 14: Flamme (Reaktionsrate) im Verlauf des ventilationsgesteuerten Brandszenarios mit enthalpiebasiertem Modell	25
Abbildung 15: Verlauf des Sauerstoffmolenbruchs in der Brennerumgebung	26
Abbildung 16: Vergleich der Flammenform der beiden Verlöschungsmodelle	27
Abbildung 17: Skizze Kiesbettbrenner	28
Abbildung 18: numerisches Rechengebiet und Gitter	29
Abbildung 19: Wahrscheinlichkeitsdichteverteilung der berechneten Flammenlänge mit (rot) und ohne (gelb) Ablösungen. Berechnet mit einer gegebenen Referenzlänge (blau).	32
Abbildung 20: Abstand zwischen Brennermund und Flammenboden	32
Abbildung 21: Gegenüberstellung links: Realbild; Rechts: Grauskalenbild mit Auswertung der Flammenlänge [16]	33
Abbildung 22: Ablaufschema MATLAB-Algorithmus® zur Auswertung der Flammenlänge	35

Abbildung 23: Momentaufnahme freie Flamme mit unterschiedlichen Brennern und Wärmefreisetzungsraten.....	36
Abbildung 24: Geschwindigkeitsverteilung und Vektoren der Strömung (links) und Temperaturverteilung (rechts) in einer Ebene in der Mitte des Rechengebiets.	37
Abbildung 25: Sauerstoff- (links) und Kohlendioxidkonzentrationen (rechts) in einer Ebene in der Mitte des Rechengebiets.....	38
Abbildung 26: Isosurface der Flammenhöhe ohne Ablösungen (links) mit dazugehörigem Temperaturfeld (rechts).....	39
Abbildung 27: Isosurface der Flammenhöhe mit Ablösungen (links) mit dazugehörigem Temperaturfeld (rechts).....	40
Abbildung 28: Wahrscheinlichkeitsdichteverteilung für eine freie Flamme mit $D=0,5$ m und $Q=200$ kW.....	41

Tabellenverzeichnis

Tabelle 1: Überblick über die simulierten Brandszenarien.....	10
Tabelle 2: Überblick über die verwendeten Gitter und Zeitaufösungen der Diskretisierungsstudie.....	15
Tabelle 3: Enthalpien bei T_{crit} für Luft (A), Brennstoff (F) und Produkte (P)	24

1 Einleitung

1.1 Motivation und Zielsetzung

Der Brandschutz stellt einen zentralen Aspekt der Sicherheitsplanung in Gebäuden, Industrieanlagen und Infrastruktursystemen dar. Neben präventiven baulichen und technischen Maßnahmen gewinnt die rechnergestützte Simulation von Brand- und Rauchgasentwicklungen zunehmend an Bedeutung. Diese ermöglicht eine detaillierte Analyse des Brandverlaufs, der Rauch- und Wärmeausbreitung sowie der Wirksamkeit von Entrauchungs- und Evakuierungskonzepten.

Mit Hilfe von CFD-Methoden lassen sich komplexe Strömungsprozesse, chemische Reaktionen und Wärmetransporte dreidimensional und zeitabhängig modellieren. Dadurch kann das Verhalten von Rauch, Hitze und toxischen Gasen unter realistischen Randbedingungen abgebildet werden. Diese Simulationen bieten Ingenieurinnen und Ingenieuren die Möglichkeit, Brandschutzkonzepte bereits in der Planungsphase zu bewerten und zu optimieren, ohne aufwendige und kostenintensive Großversuche durchführen zu müssen.

Ziel dieser Forschungsarbeit ist es, die Anwendung und Aussagekraft von CFD-gestützten Brandschutzsimulationen zu untersuchen. Dabei werden die zugrundeliegenden physikalischen Modelle, die verwendeten numerischen Verfahren sowie deren Grenzen und Unsicherheiten analysiert. Ein besonderer Fokus liegt auf der Validierung der Simulationsergebnisse anhand experimenteller Daten und auf der Bewertung der Modellparameter, die maßgeblich die Genauigkeit der Ergebnisse beeinflussen.

Im Teil I des Berichts [1] wurde eine Referenzkombination an numerischen Schaltern und Modellen für die Durchführung einer Brandsimulation erstellt und mit experimentellen Daten aus der Literatur validiert. Ein Fokus bei der Bewertung der Modelle liegt dabei, neben der Genauigkeit, auch auf einem geringen Zeit- und Ressourcenbedarf für die Simulation. Es wurden verschiedene numerische Modelle anhand eines stationären Brandes untersucht. Ausgangspunkt für die numerischen Untersuchungen war eine Gitterunabhängigkeitsstudie. Die Ergebnisse dieser Studie zeigen, dass auch mit relativ groben Gittern (Zellgröße unter 100 (50) mm) die Auflösung der Berechnung ausreichend ist um relevanten Brandgrößen wie Flammenlänge, Rauchschichthöhe und –temperatur zu approximieren. Eine zu grobe

Auflösung führt jedoch zu nicht verwertbaren Ergebnissen. Die Variation unterschiedlicher numerischer Schalter hat gezeigt, dass stationäre Flammen gut durch RANS-Simulationen mit den stark vereinfachenden Annahmen der unendlich schnellen Einschnitt-Reaktion und eines diffusen grauen Strahlungsmodells beschrieben werden können.

Der zweite Teil des Berichts befasst sich mit der numerischen Abbildung von realen, instationären Brandszenarien. Die im Teil I [1] erstellte Referenzkombination an Modellen und numerischen Schaltern wird für die dreidimensionale numerische Berechnung von brandlast- und ventilationsgesteuerten Bränden angewandt. Dabei spielen Brandausbreitung, Brandlastabnahme und Verlöschung aufgrund Sauerstoffmangels eine entscheidende Rolle. Im Abschluss werden stochastische Effekte wie das Flammenflackern und das Flammenablösen einer frei-brennenden Gasflamme numerisch untersucht. Um wichtige Brandeigenschaften wie die Flammenlänge mit und ohne Ablösungen zu vergleichen, wurde eine neuartige bildgebende Methode für die Auswertung von Foto- und Videoaufnahmen experimenteller Ergebnisse entwickelt und eingesetzt.

1.2 Aufbau und Struktur

Der vorliegende Forschungsbericht gliedert sich in folgende drei Hauptabschnitte:

- Kapitel 2: Theoretische Grundlagen
- Kapitel 3: Simulation eines instationären Brandes
- Kapitel 4: Simulation einer frei-brennenden Gasflamme

Im Kapitel 2 werden die, im Solver implementierten, Modelle für die Verlöschung aufgrund Sauerstoffmangels vorgestellt. Kapitel 3 befasst sich mit der numerischen Simulation eines instationären Brandes. Hier wird die im Teil I [1] des Berichts erstellte Referenzkombination an Modellen und numerischen Einstellungen für die dreidimensionale numerische Berechnung von brandlast- und ventilationsgesteuerten Brandszenarien optimiert. Wichtige Brandeigenschaft ist die stochastische, meistens instationäre Änderung der Brandfläche (Brandausbreitung) und Brandleistung. Während sich bei geringen thermischen Leistungen ein stationärer Brand ausbilden kann, verlöscht der Brand ventilationskontrolliert bei gleicher Öffnungsgröße und größerer Brandleistung.

Die Berechnung einer frei-brennenden Gasflamme erfolgt in Kapitel 4. Die Ergebnisse der Simulation werden mit Hilfe einer eigenen Methode zur gradienten-basierten Auswertung von optisch-bestimmten Flammenlängen validiert.

2 Theoretische Grundlagen

Die Grundbegriffe der Verbrennungstechnik und der Brandschutzforschung sowie fundamentale Grundlagen der CFD-Simulation wurden schon im Teil I des Berichts [1] im Kapitel 2 erläutert und beschrieben. Die Modelle, die in der vorliegenden Arbeit verwendet werden, um Turbulenz, Reaktion und Strahlung zu beschreiben, wurden in Kapitel 3 von dem ersten Teil des Berichts vorgestellt.

Aufgrund deren weiteren Verwendung werden an dieser Stelle Modelle zur Simulation der Verlöschung eines Brandes aufgrund Sauerstoffmangels vorgestellt.

2.1 Stabilitätsgrenzen

Die Reaktionsgeschwindigkeit entwickelt sich kontinuierlich mit variierender Zusammensetzung und Strömungsbedingungen. Jenseits einer bestimmten Stabilitätsgrenze kann die Reaktion nicht aufrechterhalten werden und die Flamme erlischt.

Die Simulation der Flammenlöschung kann durch modifizierte Flamelet-Ansätze erfolgen. Aufgrund der vieldimensionalen Abhängigkeiten sind die Anwendungsgebiete dieser Ansätze jedoch begrenzt [2].

Eine weitere Möglichkeit besteht darin, die Reaktionsgeschwindigkeit bei Erreichen der Zündgrenzen sprunghaft auf null zu setzen.

Im Folgenden werden Modelle zur Simulation der Verlöschung aufgrund Sauerstoffmangels vorgestellt. Die Reaktionsrate wird in allen Simulationen in dieser Arbeit mit dem Eddy Dissipation Modell modelliert.

In Anlehnung an [3], [2], [4] wird davon ausgegangen, dass bei Erreichen des Verlöschungskriteriums die Reaktionsgeschwindigkeit sprunghaft auf 0 [mol/s] absinkt. Dafür wird ein Flame Extinction Faktor *FEF* eingeführt

$$\dot{Q} = \begin{cases} 0 & \text{Kriterium erfüllt} \\ 1 & \text{Kriterium nicht erfüllt} \end{cases} \quad (1)$$

Dieser wird in der vorliegenden Arbeit in der Gleichung für die Reaktionsgeschwindigkeit verwendet, indem er mit der Modellkonstante *A* multipliziert

wird. Um die numerische Stabilität zu erhöhen, kann Gl. 1 in eine kontinuierliche Funktion umgewandelt werden:

$$FEF = 0.5 \frac{1 + \tanh(X - X_{crit})}{0.01} \quad (2)$$

Dabei stellt X den im jeweiligen Modell herangezogenen Parameter und X_{crit} das Kriterium zur Flammenlöschung dar. Mit dem für Verbrennung allgemein geeigneten Wert $A=4$ [5] ergibt sich die Reaktionsgeschwindigkeit damit zu

$$\dot{\omega} = 4 * 0.5 \frac{\overbrace{1 + \tanh(X - X_{crit})}^{\mathcal{A}_{mod}}}{0.01} \frac{k}{\epsilon} \min \left(\frac{[I]}{v'_i} \right) \quad (3)$$

2.1.1 Lower Oxygen Index (LOI)

Der einfachste Ansatz zur Bestimmung der Stabilitätsgrenze nutzt lediglich einen definierten Sauerstoffmassenbruch (Lower Oxygen Index) in der Brandzone als Verlöschungskriterium. Obwohl die untere Zündgrenze sowohl vom Brennstoff als auch den lokalen Bedingungen wie der Temperatur und dem Gemisch abhängt, kann für verschiedene Brandexperimente ein Wert von 12-14 Vol-% Sauerstoff als Kriterium zur Verlöschung festgestellt werden [6].

2.1.2 Enthalpiebasiertes Kriterium

Ein weiterer Ansatz von Vaari et al. [7], der in der 5. Version des Simulationsprogrammes Fire Dynamics Simulator (FDS) implementiert ist, nutzt die adiabate Flammentemperatur zur Modellierung der Verlöschung und berücksichtigt somit den Zusammenhang von LOI und lokaler Temperatur [8].

Grundidee ist hierbei, dass die Flamme nur dann brennt, wenn die freiwerdende Reaktionsenthalpie größer ist als die Enthalpie die nötig ist, um das Gemisch auf eine kritische Flammentemperatur zu erhitzen [6].

$$\sum_{i=1}^n \frac{C_i / 100 \Delta H_{c,i}}{\int_{T_0}^{T_{crit}} n_p c_p dT} \geq 1 \quad (4)$$

Da bei der Brandsimulation häufig Zellen verwendet werden, die deutlich größer sind als die Dicke der Reaktionszone, liegt in den Zellen im Bereich der Flamme eine hohe

Produktkonzentration im Verhältnis zum brennbaren Gemisch vor. Dem wird durch Verwendung von effektiven Massenbrüchen $\hat{Z}_i$ Rechnung getragen [9]:

$$\hat{Z}_F = \min(Z_F, Z_A/s) \quad (5)$$

Mit dem Brennstoffmassenbruch Z_F , dem Massenbruch der Luft Z_A und dem massenbezogenen Stöchiometrikoeffizienten s

$$s = \frac{\nu_{O_2}(1 - Z_{O_2,0})M_{N_2}Z_{O_2,0}M_{O_2}}{M_F} \quad (6)$$

Die Variable $\hat{Z}_F$ entspricht also dem Brennstoffmassenbruch, der bei der gegebenen Mischung verbrannt werden kann. Liegt lokal ein überstöchiometrischer Sauerstoffanteil vor, entspricht dies dem tatsächlichen Brennstoffmassenbruch, bei lokalem Sauerstoffmangel entspricht $\hat{Z}_F$ dem Brennstoffmassenbruch, der bei vollständiger Reaktion des Sauerstoffs benötigt wird.

Der für die Verbrennung der effektiven Brennstoffmenge erforderliche Sauerstoffmassenbruch ergibt sich daraus zu:

$$\hat{Z}_A = s\hat{Z}_F \quad (7)$$

Der effektive Produktmassenbruch wird definiert als:

$$\hat{Z}_P = \frac{Z_F - \hat{Z}_F + Z_P}{Z_A} \hat{Z}_A \quad (8)$$

Wird die Brennstoff - Luft - Mischung verdünnt, so steigt der LOI. Der Massenbruch an unverbranntem Brennstoff $Z_F - \hat{Z}_F$ wirkt dabei ebenso verdünnend wie der Produktmassenbruch. Das Verhältnis von effektivem Produkt- zu Luftmassenbruch entspricht somit dem Verhältnis des Massenbruchs der die Reaktion hemmenden Spezies zum tatsächlichen Luftmassenbruch.

Aus diesen effektiven Massenbrüchen lässt sich schließlich das Kriterium zum Verlöschen der Flamme bestimmen [7]:

$$\hat{Z}_F(h_F(T) + \Delta h_{c,F}) + \hat{Z}_A h_A(T) + \hat{Z}_P h_P(T) \geq \hat{Z}_F h_F(T_{CFT}) + \hat{Z}_A h_A(T_{CFT}) + \hat{Z}_P h_P(T_{CFT}) \quad (9)$$

Die Stabilitätsgrenze hängt somit von den Spezieskonzentrationen und der Temperatur ab. Für eine Mischung von Luft und einer gegebenen Massenfraktion an Brennstoff kann die Stabilitätsgrenze, wie in Abbildung 1 dargestellt, als Funktion des effektiven Sauerstoffmassenbruches und der Temperatur dargestellt werden.

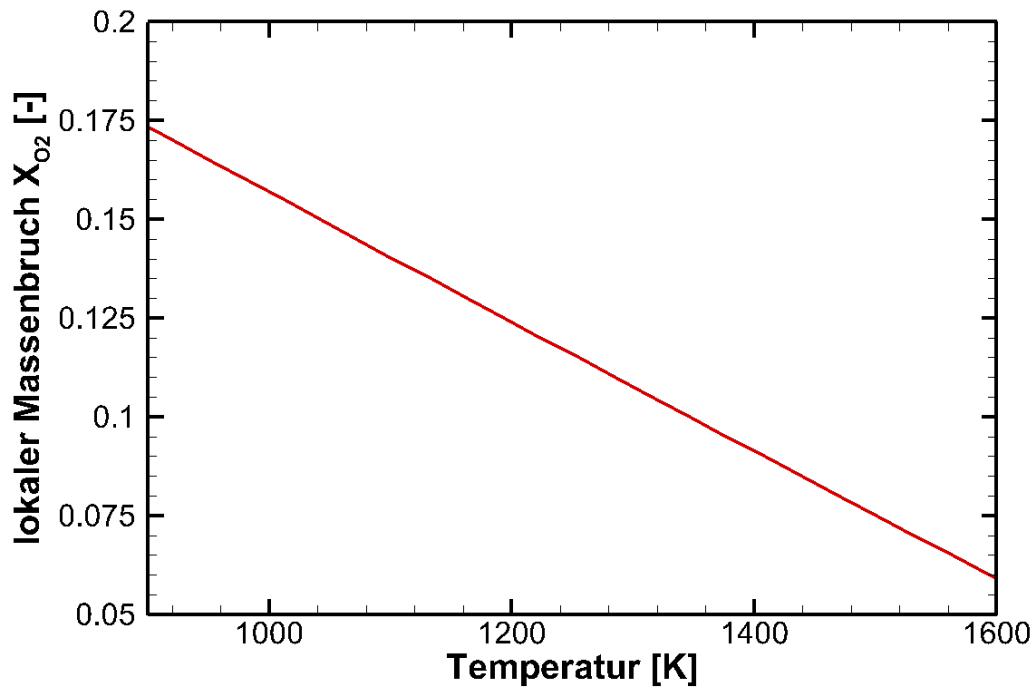


Abbildung 1: Darstellung des Mindestsauerstoffbedarfs in Abhängigkeit von der Temperatur.

Der reale Produktmassenbruch wird bei der Berechnung dieses Diagramms so gewählt, dass die Schließbedingung $\sum Z_F = 1$ erfüllt ist und die zugehörige Enthalpie wird bei stöchiometrischer Zusammensetzung der einzelnen Produktfraktionen bestimmt.

3 Simulation eines instationären Brandes

3.1 Brandszenarien

3.1.1 Versuchsaufbau und Geometrie

Für die Untersuchung der Modellierung von Brandszenarien wird ein skalierter Schiffscontainer mit den Abmaßen Länge x Breite x Höhe = 1 m x 1 m x 0.75 m verwendet, der in Abbildung 2 zu sehen ist. In einer Ecke der Decke dieses Containers befindet sich eine Öffnung, durch die sowohl Abgas ausströmt als auch Frischluft nachfließt. In der Mitte des Containers befindet sich ein Brenner mit einer Fläche von Länge x Breite = 0.2 m x 0.2 m. Durch diese für die Verhältnisse der Brandschutzforschung geringen Abmessungen ist das Berechnungsgebiet bzw. das numerische Gitter nicht allzu groß und somit sind die Rechenzeiten relativ gering. Dadurch wird die Durchführung vieler Simulationen in der gegebenen Zeit ermöglicht.

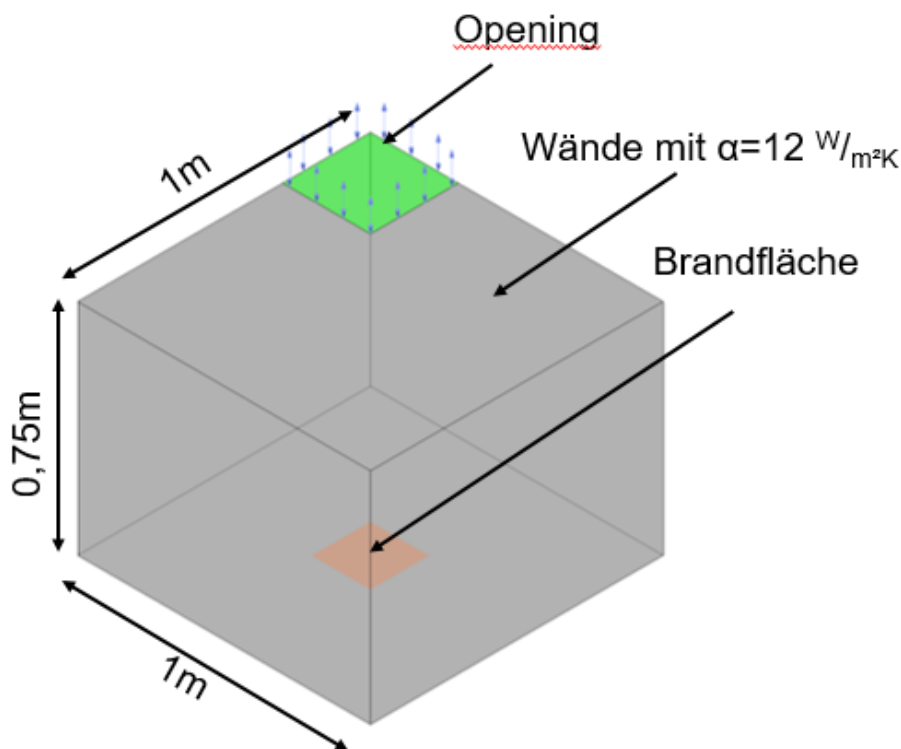


Abbildung 2: Simulationsgeometrie für die Brandszenarien

Experimente von He et al. haben gezeigt, dass bei dieser Konfiguration in Abhängigkeit von der Größe der Öffnung und der Brandleistung sowohl brandlastgesteuerte als auch ventilationsgesteuerte Brände ablaufen können [10].

Während sich bei geringen thermischen Leistungen ein stationärer Brand ausbildet, verlöscht der Brand ventilationskontrolliert bei gleicher Öffnungsgröße und größerer Brandleistung (siehe Abbildung 3). Somit kann dieselbe Geometrie genutzt werden, um für beide Fälle Modelle zu entwickeln, die den Anforderungen der Brandschutzforschung entsprechen, insbesondere auf grobe Gitter anwendbar sind und wenig Rechenaufwand erfordern.

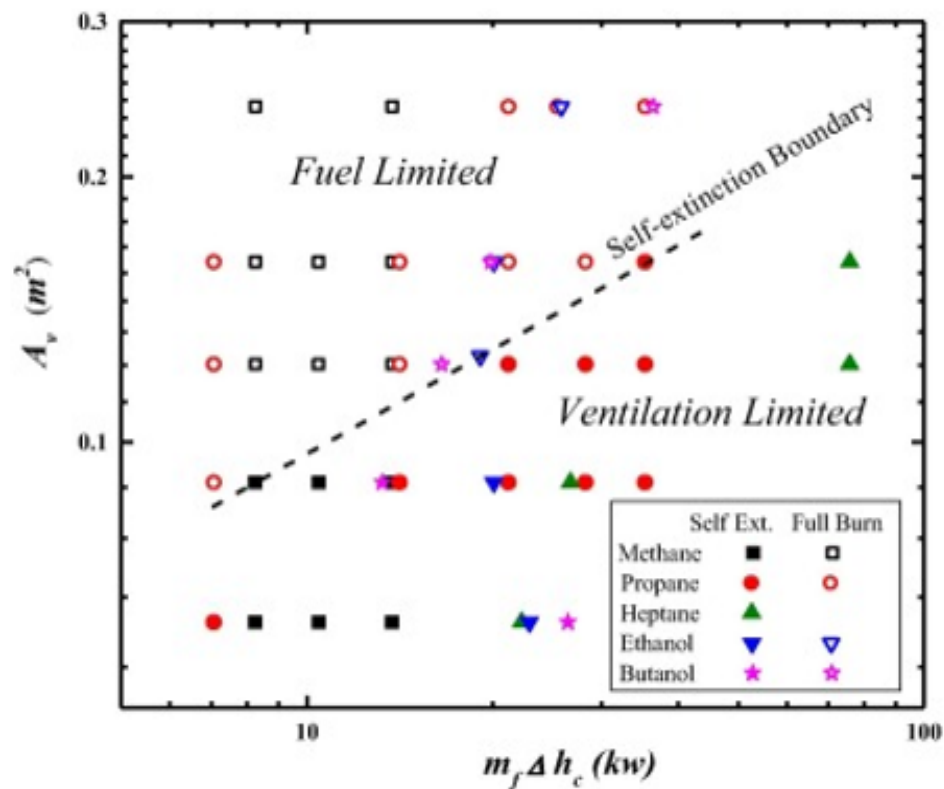


Abbildung 3: Einfluss von Eintrittsfläche und Brandleistung auf das Verbrennungsregime [10]

Es werden verschiedene Simulationen für brandlastgesteuerte und ventilationsgesteuerte Brände durchgeführt. Ein Überblick über die Untersuchungen findet sich in Tabelle 1.

Tabelle 1: Überblick über die simulierten Brandszenarien

Rechengebiet		Länge: 1 m , Breite: 1 m, Höhe: 0,75 m
Brandquelle:		2D; max. Länge : 0,2 m , Breite: 0,2 m
Gitter		tetraedrische Gitter, maximale Kantenlänge = 10 mm / max. Kantenlänge = 25mm
Umgebung		Luft, $Z_{O_2} = 0,232$, $T=311K$, $p=1$ atm
Brennstoff	brandlastgesteuert vertilationsgesteuert	CH_4 C_3H_8
Brandleistung	brandlastgesteuert vertilationsgesteuert	Brandleistungsprofil $\dot{Q}_{max} = 14$ kW $\dot{Q}=21$ kW
Turbulenzmodell		URANS, k- ϵ
Reaktionsmechanismus:		Einschritt
Verbrennung:		Eddy Dissipation
Strahlung		P_1
Spektralmodell		grey gas
Verlöschung	brandlastgesteuert vertilationsgesteuert	keine LOI-Modell enthalpiebasiertes Modell
Diskretisierungsschema:		High Resolution
Randbedingung Boden	brandlastgesteuert vertilationsgesteuert	Inlet mit $w=\frac{\dot{Q}(t)}{\Delta h_c A(t)\rho}$ im Brennerbereich Fall 1: $A = \text{const}$ Fall 2: $\frac{A(t)}{\dot{Q}(t)} = \text{const}$ $A = \text{const}$, $\dot{Q} = \text{const}$
Weitere Randbedingungen		Lüftungsöffnung in Decke: Opening; Rest: Wände mit Wärmeübergang $\alpha=12 \text{ W/m}^2K$

Es werden eine Öffnungsgröße von 0,3 m x 0,3 m sowie eine Brandleistung von 14 kW für brandlastgesteuerte Brände und 21 kW für ventilationsgesteuerte Brände gewählt. Die Simulation der ventilationsgesteuerten Flamme wird anhand von Messdaten von He et al. [10] validiert.

Es wird ein signifikanter Wärmestrom durch die Wände beobachtet. Der Wärmeübergangskoeffizient wird hierbei mit $5\text{--}40 \text{ W/m}^2\text{K}$ angegeben [10]. In der Simulation wird ein Wärmeübergangskoeffizient von $\alpha = 12 \text{ W/m}^2\text{K}$ angenommen. Es werden URANS-Simulationen mit k- ϵ Turbulenzmodell, P₁-Strahlungsmodell (grey gas) und Einschnittmechanismus durchgeführt.

Das Vorgehen bei URANS ist analog zu RANS, wobei die Mittelung innerhalb gegebener Zeitintervalle durchgeführt wird, um ein instationäres Ergebnis zu erhalten. Dieses Intervall stellt eine weitere Eingangsgröße in die Simulation dar. Der Zeitschritt muss dabei ausreichend groß gegenüber dem turbulenten Längenmaß sein, um einen Einfluss der Schwankungen auf den Mittelwert zu vermeiden. Andererseits muss er im Verhältnis zu den Zeitskalen der aufzulösenden Strukturen klein genug sein, um den Verlauf des Mittelwertes wiederzugeben [11].

3.1.2 Brandlastgesteuerter Brand

3.1.2.1 Brandleistungskurve

Die Simulation eines wie in [1] Kapitel 2.1.4 parametrisierten Brandverlaufes ist relevant für die Überprüfung der Brandsicherheit von Gebäuden. In einem ersten Schritt wird eine Brandleistungskurve bei einer gegebenen konstanten Eintrittsfläche simuliert. Dafür wird eine zeitabhängige Brandleistungskurve (Gl. 2) definiert und daraus die zugehörige Eintrittsgeschwindigkeit zum aktuellen Zeitschritt berechnet:

$$u_{inlet} \cdot n = \frac{\dot{Q}(t)}{\Delta h_c \rho A_{inlet}} \quad (10)$$

Der verwendete Brandverlauf ist in Abb. \ref{Brandverlauf} dargestellt. Dabei wird eine Standardkurve für mittlere Brandausbreitung mit $\alpha = 11,7 \text{ W/s}^2$ (vgl. Tabelle 3 [1]) gewählt. Nachdem die maximale Brandleistung von 14 kW erreicht ist, bleibt die Wärmefreisetzungsrate für 30 s konstant und fällt dann exponentiell wieder ab.

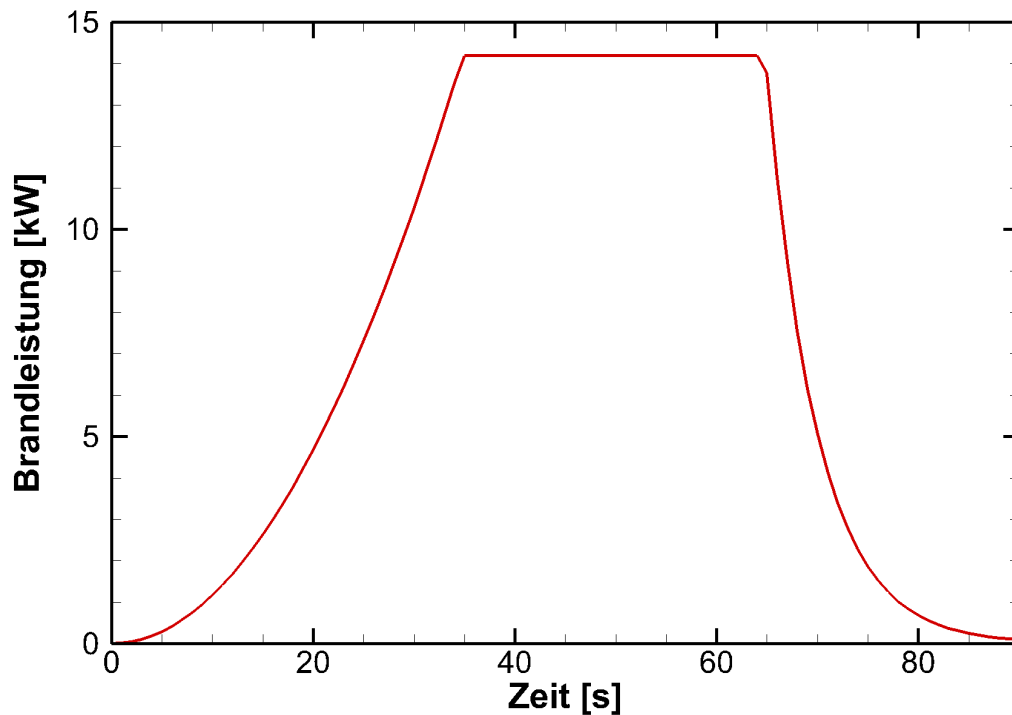


Abbildung 4: Brandleistungsprofil für die Simulation des Brandverlaufs und der Brandausbreitung

$$\dot{Q} = \begin{cases} 11,7 \text{ W/s}^2 \cdot t^2 & t < t_1 \\ \dot{Q}_{max} & t_1 < t < t_2 \\ \dot{Q}_{max} - \exp(-0,2 \text{ s}^{-1} \cdot (t - t_2)) & t > t_2 \end{cases} \quad (11)$$

Die Simulation verläuft mit ähnlichen Konvergenzeigenschaften wie ein stationärer Brand. Die Ergebnisse werden gemeinsam mit den Ergebnissen der folgenden Simulation mit Berücksichtigung der Brandausbreitung diskutiert.

3.1.2.2 Implementierung der Brandausbreitung

Eine wichtige Besonderheit der Brandsimulation ist, dass die Grundfläche des Brandes nicht klar definiert und bekannt ist. Innerhalb der Brandentwicklungsphase breitet sich der Brand räumlich über die brennbaren Materialien aus. In Anlehnung an [12] kann davon ausgegangen werden, dass die Massenstromdichte des der Flamme zugeführten Brennstoffes über der Zeit konstant bleibt. Im Folgenden wird von einem in der Größe in alle Raumrichtungen gleichmäßig wachsenden Quadrat ausgegangen. Das Verlöschen erfolgt, wenn kein Brennstoff mehr zugeführt wird. In der

durchgeführten Simulation wird angenommen, dass der Brand vom Zentrum her verlischt.

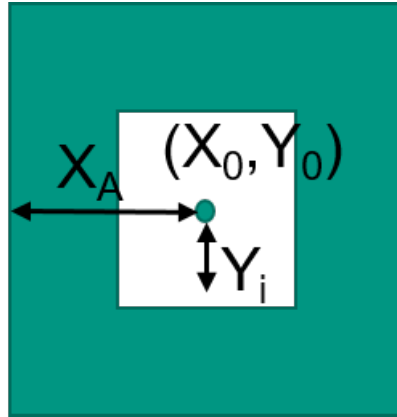


Abbildung 5: Parametrisierung der Eintrittsfläche

Um eine Änderung der Geometrie und Neuvernetzung zu vermeiden, wird die maximale Brandfläche als Inlet mit gegebener Geschwindigkeit definiert. Mithilfe einer ortsabhängigen Einheitssprungfunktion kann erreicht werden, dass nur im aktuell definierten Brandbereich tatsächlich Brennstoff einströmt. Der Bereich des Brennstoffeintritts ist mit den in Abbildung 5 definierten Parametern und der Einheitssprungfunktion H gegeben durch

$$H(A_{inlet}) = H((X_a - |X - X_0|)/1m) \cdot H((Y_a - |Y - Y_0|)/1m) - H((X_i - |X - X_0|)/1m) \cdot H((Y_i - |Y - Y_0|)/1m) \quad (12)$$

Die inneren und äußeren Seitenlängen werden so definiert, dass ein konstantes Verhältnis von Brandleistung und Fläche gegeben ist.

$$X_A = Y_A = \begin{cases} 0.5 \sqrt{\frac{\dot{Q}}{\dot{q}}} & t < t_1 \\ X_{a,max} & t > t_1 \end{cases} \quad (13)$$

$$X_i = Y_i = \begin{cases} 0 & t < t_1 \\ 0.5 \sqrt{2X_{a,max}Y_{a,max} - \frac{\dot{Q}}{\dot{q}}} & t > t_2 \end{cases} \quad (14)$$

Darin ist $X_{a,max} = Y_{a,max} = 0,1 \text{ m}$ und $\dot{q}$ die konstante Wärmestromdichte, die sich bei der Maximalleistung bestimmen lässt:

$$\dot{q} = \frac{\dot{Q}_{max}}{4X_{a,max}Y_{a,max}} \quad (15)$$

Mit der Fläche des Bereichs des Brennstoffeintritt A_{inlet} ergibt sich die Geschwindigkeitsrandbedingung zu

$$u_{inlet}n = \frac{\dot{Q}(t)}{\rho|A_{inlet}|(t)} \quad (16)$$

3.1.2.3 Diskretisierungseinfluss

Die Simulation des Brandleistungsprofils bei konstanter Eintrittsgeschwindigkeit wird mit zwei verschiedenen Gittern durchgeführt.

Es werden URANS-Simulationen durchgeführt. Um den Einfluss des Zeitschrittes zu untersuchen, wird die Simulation mit dem gröberen Gitter mit einem halbierten Zeitschritt wiederholt. In Tabelle 2 ist die zeitliche und räumliche Auflösung der drei Fälle gezeigt.

Der Zeitschritt wird dabei über eine konstante Courantzahl Co definiert. Diese ist eine zentrale dimensionslose Kenngröße bei numerischen Simulationen und beschreibt, um wie viele Zellen sich ein Fluidpartikel während eines Zeitschrittes bewegt [5]:

$$Co = \frac{u\Delta t}{\Delta x} \quad (17)$$

Für explizite Solver muss die Courantzahl aus Stabilitätsgründen <1 sein. Für implizite Solver wie Ansys CFX sind auch größere Courantzahlen möglich, wobei zu große Werte dazu führen, dass transiente Vorgänge für deren Abbildung die räumliche Auflösung ausreichend wäre, aufgrund des verhältnismäßig großen Zeitschrittes nicht sinnvoll aufgelöst werden können [5].

Tabelle 2: Überblick über die verwendeten Gitter und Zeitaufösungen der Diskretisierungsstudie

Nr	Maximale Kantenlänge (mm)	Anzahl Zellen (Mio)	R^*	Anzahl Zeitschritte	Benötigte Zeit
1	10	3	0.026	5341 (90s)	8,3d, 12 CPU
2	25	0,18	0.065	6475(90s)	3,1d, 4 CPU
3	25	0,18	0.065	3912(90s)	1,8d, 4 CPU

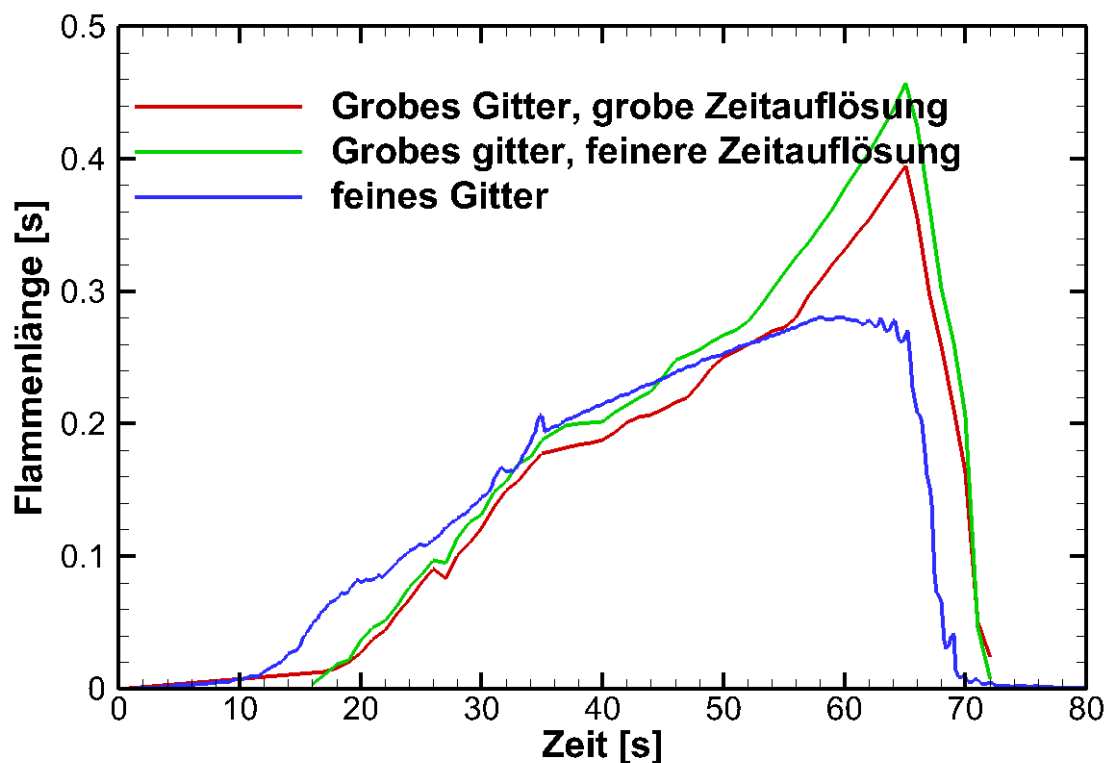


Abbildung 6: Vergleich der Flammenlänge für verschiedene zeitliche und räumliche Auflösung

Die Courantzahl wird für die Simulationen mit dem gröberen Gitter auf den von Ansys empfohlenen Wert von $Co = 5$ gesetzt. Bei den Simulationen auf dem feineren Gitter musste aus Zeitgründen eine maximale Courantzahl von $Co = 8$ eingestellt werden. Aufgrund der großen Gebiete mit verschwindend geringer Strömung wird der globale Maximalwert der Courantzahl als Zeitschrittkriterium verwendet.

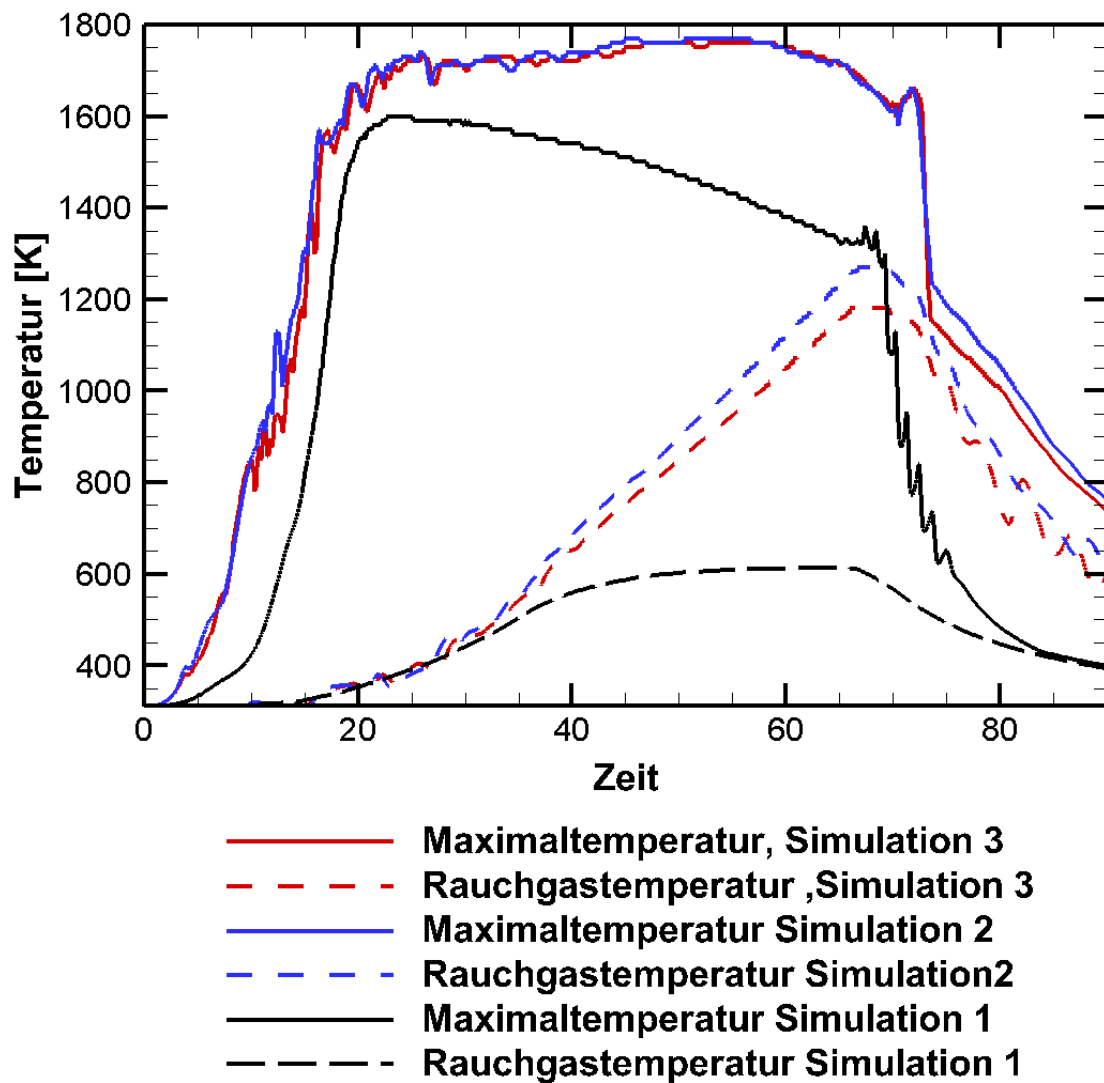


Abbildung 7: Vergleich der Maximaltemperatur und Rauchgastemperatur für verschiedene zeitliche und räumliche Auflösung

Obwohl die Auflösung der Brandfläche einen Wert von R^* aufweist, der bei der stationären Simulation für ausreichen klein befunden wird, zeigt sich eine starke Gitterabhängigkeit.

Alle Simulationen führen zu einer Flammenlänge am Ende der Brandausbreitungsphase von $\approx 0,2 \text{ m}$, wobei bei der Simulation auf dem feineren Gitter (Simulation 1) ein früheres Wachstum der Flammenlänge beobachtet wird. Dieses entsteht dadurch, dass die größere Zelle Gebiete enthält die weiter von der tatsächlichen Flammenfront entfernt sind und Sauerstoff enthalten. Während bei der

Simulation auf dem feineren Gitter die in Abbildung 6 dargestellte Flammenlänge im Bereich der Vollbrandphase nur noch leicht auf $\approx 0,28 \text{ m}$ steigt, und gegen Ende dieser Phase konstant bleibt, wächst sie in den Simulationen mit dem gröberen Gitter bis zum Beginn der Abklingphase auf $\approx 0,4 \text{ m}$ (Simulation 3) bzw. $\approx 0,46 \text{ m}$ (Simulation 2) an. Unter Verwendung der Korrelation von Hekestad ergibt sich eine Flammenlänge von $0,5 \text{ m}$. Der Abfall der Flammenlänge auf dem feineren Gitter verläuft zu Beginn der Abklingphase deutlich schneller, sodass die Flamme um ca. 3 s früher verlischt.

Die Maximaltemperatur in der Flamme sowie die Rauchgastemperatur im Punkt $(x;y;z)=(0,9 \text{ m}; 0,9 \text{ m}; 0,2 \text{ m})$ sind in Abbildung 7 dargestellt. Für die Maximaltemperatur ergeben sich am Ende der Brandentstehungsphase ähnliche Werte für alle drei simulierten Fälle, wobei die Temperatur in den Simulationen 2 und 3 mit dem gröberen Gitter schneller ansteigt. Anschließend bleibt die Temperatur bei den Simulationen mit dem gröberen Gitter konstant, während sie in Simulation 1 leicht abfällt, sodass am Ende der Vollbrandphase ein Temperaturunterschied von $\approx 300 \text{ K}$ vorliegt. Diese spiegelt sich auch im Temperaturverlauf der Umgebungstemperatur wider.

Bei den Simulationen wird die Brennstoffeintrittsfläche über die geometrische Funktion von Gl. 12 definiert, um beim Vergleich mit der Brandausbreitung identische Randbedingungen zu erhalten. Durch die räumliche Diskretisierung ist die Fläche bei Verwendung des gröberen Gitters größer, was zu leicht abweichenden Brennstoffflüssen führt und somit eine Erklärung für die erhöhten Temperaturen in den Simulationen 2 und 3 führt. Die qualitativen Unterschiede im Verlauf sind noch weiter zu untersuchen.

Der Einfluss der Zeitschrittweite ist beim Verlauf der Temperatur nicht signifikant und führt bei der Flammenlänge zu einer Unterschätzung bei großen Zeitschritten, wobei der qualitative Verlauf unbeeinflusst ist.

Festzuhalten bleibt, dass der Einfluss des Gitters bei instationären Simulationen höher ist als bei den vorangegangenen stationären Bränden, während die Zeitschrittweite bei genügend geringen Courantzahlen eine untergeordnete Rolle spielt.

3.1.2.4 Verlauf der Brandausbreitung

Im Folgenden werden die Ergebnisse der Simulation unter Berücksichtigung der Brandausbreitung diskutiert. Die Simulation wird mit gleichem Gitter und Zeitschritt wie Simulation 1 aus dem vorherigen Abschnitt durchgeführt.

Die Brandfläche breitet sich zunächst aus, erreicht nach ≈ 32 s ihr Maximum und wird nach 62 s von innen heraus wieder kleiner. Abbildung 8 zeigt die Eintrittsfläche zu verschiedenen Zeitpunkten. Die Fläche wird, beeinflusst durch das Gitter, nicht ideal quadratisch dargestellt, die Änderung über der Zeit und die inneren und äußeren Seitenlängen des Quadrates sind bei der hier gezeigten Auflösung der Brandfläche mit 2200 Elementen gut erkennbar.

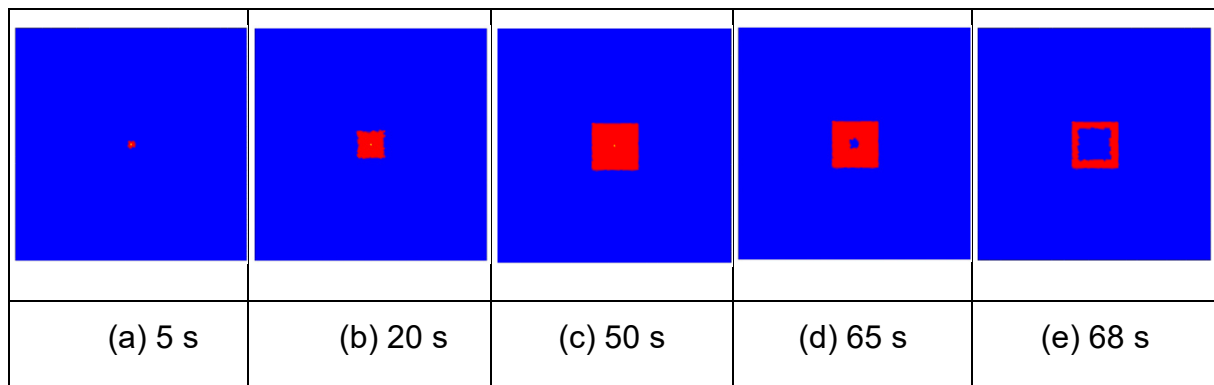


Abbildung 8: Brandfläche zu verschiedenen Zeitpunkten

Die Reaktionsrate dreier dieser Zeitpunkte sind in Abbildung 9 über auf einer senkrecht zur Strömungsrichtung des Brennstoffs stehenden Fläche in der Mitte des Containers dargestellt. Das Opening befindet sich dabei hinter der dargestellten Ebene auf der rechten Seite.

Nach 20 s bildet sich eine Flamme auf einer Fläche mit einer Seitenlänge von 114 mm aus. Im Zentrum der Flamme finden sich hohe Reaktionsraten, da aufgrund des kleinen Flammendurchmessers genügend Luft eingemischt werden kann. In der Vollbrandphase beträgt der Flammendurchmesser 200 mm. Hier zeigen sich die höchsten Reaktionsraten in einer Reaktionsfront außerhalb des Flammenzentrums. Die Flamme hat hier ihre maximale Höhe von 0,28 m nahezu erreicht. Die exponentielle Abnahme der Brandleistung in der Abklingphase führt zu schnell kleiner werdenden Flächen und geringer werdenden Flammenlängen. Nach 68 s ist zu

erkennen, dass der Brand im Innern bereits nahezu verloschen ist, während in den äußeren Bereichen noch eine Reaktionszone zu erkennen ist.

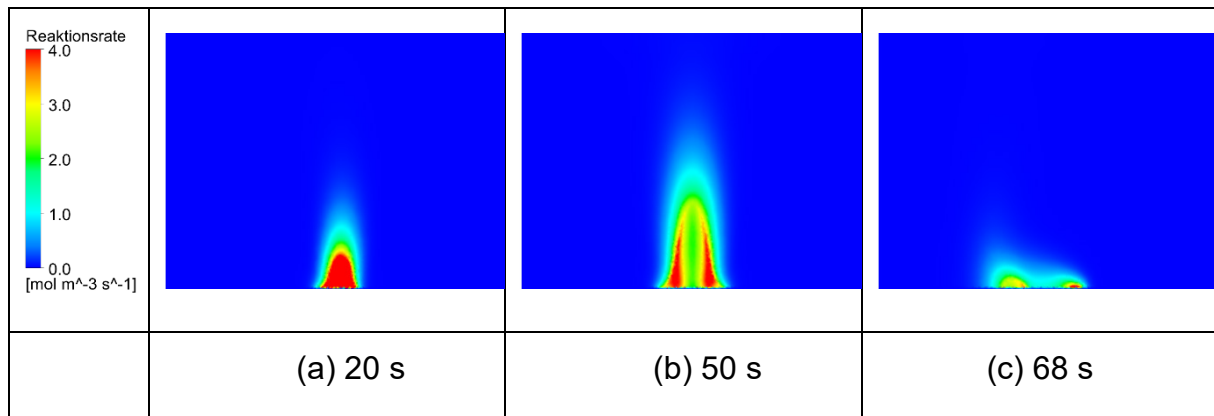


Abbildung 9: Reaktionsrate in den verschiedenen Brandphasen

3.1.2.5 Vergleich der Randbedingungen

Die beiden Simulationen mit konstanter Brandfläche und konstanter Massenstromdichte werden in den Abbildungen Abbildung 10 und Abbildung 11 über den zeitlichen Verlauf der Maximaltemperatur sowie Temperaturen in Flamme und Rauchschicht verglichen. Die Diskretisierung ist bei beiden Simulationen analog zu Simulation 1 in Tabelle 2 mit einem Zeitschritt, der einer maximalen Courantzahl von 8 entspricht, und einer Zellgröße von max. 10 mm. Die Temperatur in der Rauchschicht wird dabei im Punkt $(x; y; z) = (0,9 \text{ m}; 0,9 \text{ m}; 0,2 \text{ m})$ bestimmt.

Die Flammenlänge (siehe Abbildung 11) in der Brandentwicklungsphase steigt für die Simulation unter Berücksichtigung des Brandverlaufes schneller an als bei konstanter Eintrittsfläche. Bei gleicher Brandleistung und verringertem Durchmesser der Brandquelle steigt die modifizierte Froude-Zahl Q^* an und der stärkere Impulseinfluss führt zu einer größeren Flammenlänge (vgl. Kap. 2.1.6 in [1]).

Die Maximaltemperatur (siehe Abbildung 10) steigt bei Berücksichtigung der Brandausbreitung schneller an, ab Erreichen des Maximalwertes nach ca. 20 s ist jedoch kein Einfluss mehr zu erkennen. Der Verlauf der Umgebungstemperatur ist nahezu identisch für beide Fälle.

Bei Betrachtung des zeitlichen Verlaufs der Maximaltemperaturen fällt auf, dass erst nach > 10 Sekunden eine Maximaltemperatur von 713 K erreicht wird, was der

Selbstzündungstemperatur von Methan entspricht [6]. Dennoch findet bereits zuvor eine Reaktion statt, was so physikalisch nicht sinnvoll ist. Dieses Phänomen ergibt sich dadurch, dass durch die Annahme "gemischt = verbrannt" des Eddy Dissipation Modell keine chemischen Charakteristika der Verbrennung berücksichtigt werden. Für die Simulation realer Probleme ist daher eine ausreichend große Startleistung zu wählen oder die Zündung geeignet zu modellieren.

Die räumliche Brandausbreitung kann aufgrund der geringen Abweichungen zwischen den beiden Simulationen bei der Untersuchung eines Brandereignisses mit der gegebenen Konfiguration vernachlässigt werden. Bei einer größeren Flächenänderung führen die beschriebenen Unterschiede unter Umständen zu signifikanteren Einflüssen auf die Ergebnisse. Die durchgeführten Untersuchungen rechtfertigen jedoch in diesem Fall eine starke Vereinfachung der Brandfläche auf geometrische Grundformen wie Rechtecke oder Kreise.

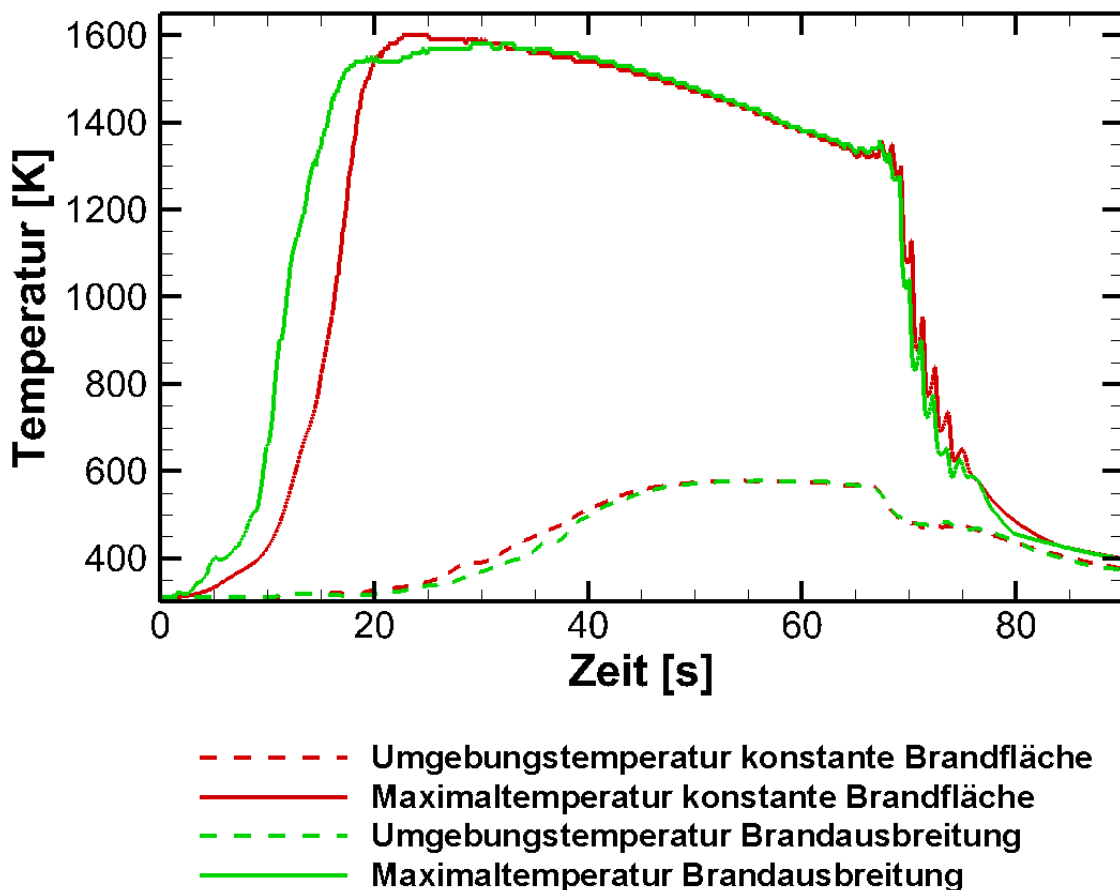


Abbildung 10: Vergleich von Maximaltemperatur und Rauchgastemperatur

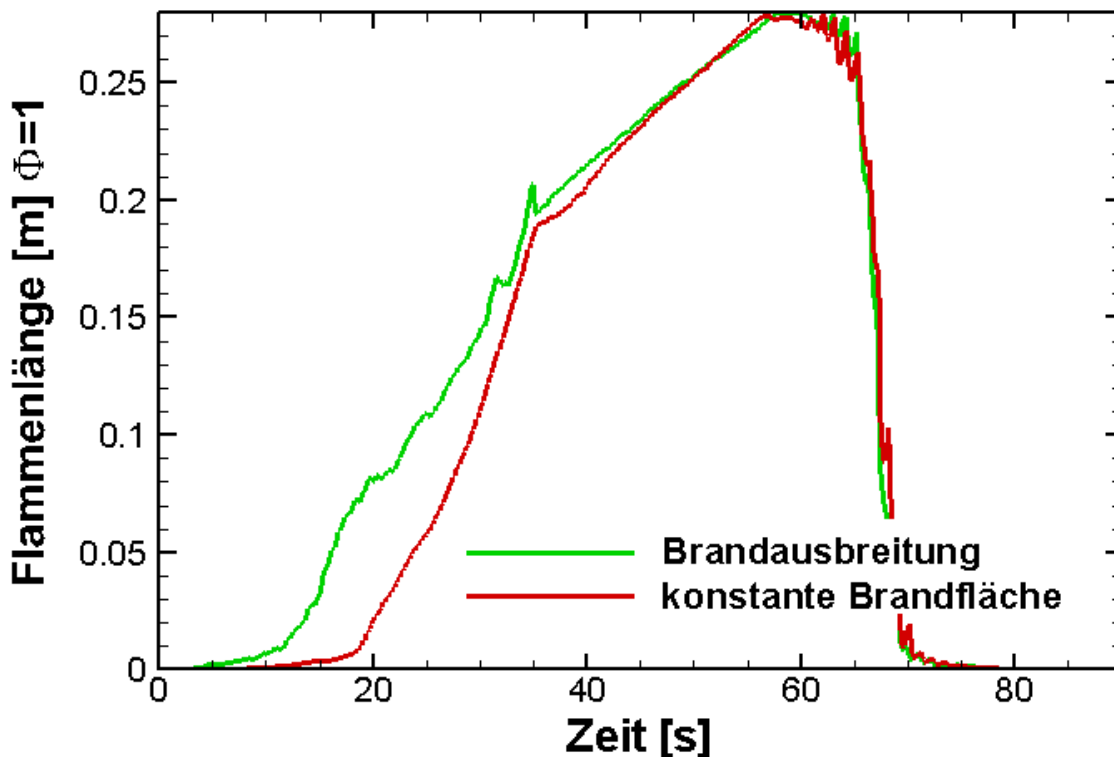


Abbildung 11: Vergleich der Flammenlänge für verschiedene Randbedingungen

3.1.3 Ventilationsgesteuerter Brand

3.1.3.1 Simulationssetup

Abschließend sollen in diesem Bericht vereinfachte Modelle zur Flammenlöschung entwickelt und angewandt werden. Die beiden Kapitel 2.1 vorgestellten Modelle werden dabei auf die bereits zuvor verwendete Container-Geometrie angewandt. Bei einer Leistung von 21 kW wird im Experiment ein Verlöschen der Flamme nach ca. 80 s beobachtet.

Für das Modell mit konstantem Lower Oxygen Index (LOI-Modell) wird ein lokales Verlöschungskriterium von 12 Vol.% Sauerstoff gewählt, welches u.a. in [6] beschrieben ist. Beim enthalpiebasierten Modell wird eine für Kohlenwasserstoffe typische kritische Flammentemperatur von 1700 K gemäß [6], [4] gewählt. Es wird analog zum Experiment Propan als Brennstoff gewählt. Beide Simulationen werden auf dem Gitter mit 0,18 Mio Zellen bei einer Courantzahl von 5 durchgeführt.

In einer weiteren Referenzrechnung mit Methan (Abbildung 12) wird das Verhalten des Systems ohne Implementierung eines Verlöschungskriteriums gezeigt.

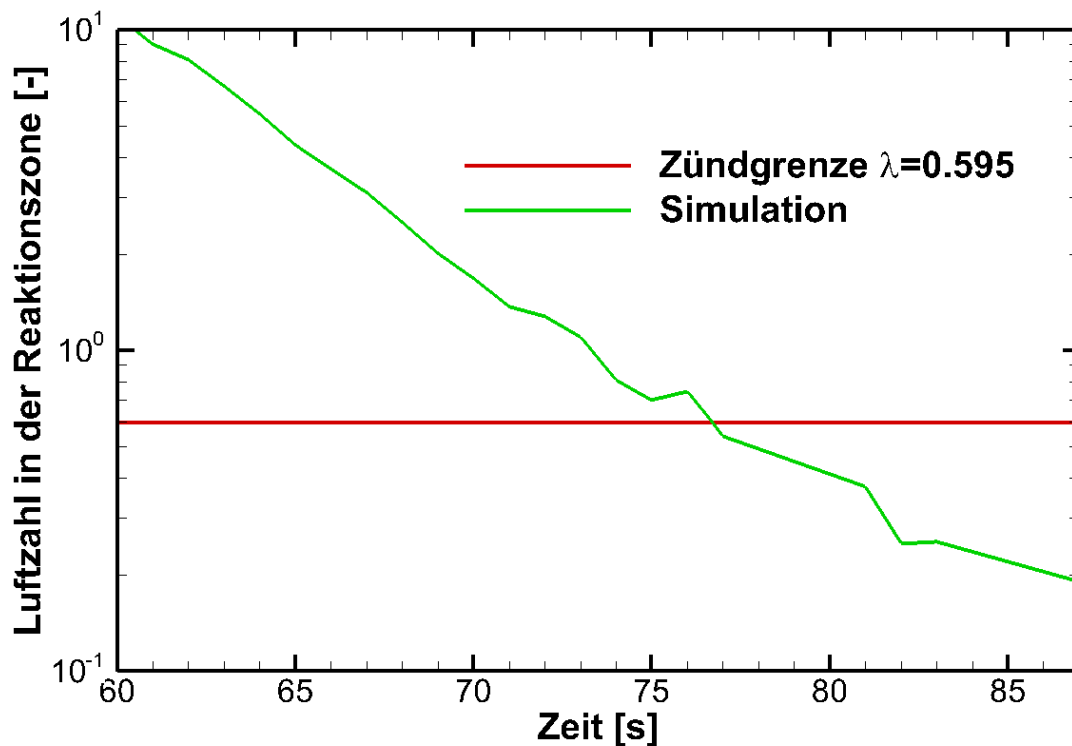


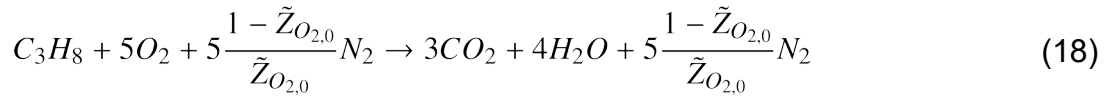
Abbildung 12: Verlauf der Sauerstoffkonzentration in der Reaktionszone

Zur Bestimmung der Luftzahl in Abbildung 12 werden die Bereiche, in denen eine Reaktionsrate $\dot{\omega} > 0 \text{ mol/s}$ vorliegt identifiziert und die in diesem Bereich vorliegenden Luft- und Brennstoffmassen herangezogen.

Es zeigt sich, dass eine typische Zündgrenze für Methan-Luft-Gemische bei Standardbedingungen deutlich unterschritten werden kann, sofern keine zusätzlichen Anpassungen vorgenommen werden.

3.1.3.2 Implementierung des enthalpiebasierten Modells

Beim in Kap. 2.1.2 vorgestellten Modell werden effektive Massenbrüche und massenbezogene Enthalpie von Luft, Brennstoff und Produkten sowie eine kritische Temperatur T_{crit} verwendet. Diese kritische Temperatur wird auf 1900 K festgelegt. Als Brennstoff wird Propan verwendet. Die Umsetzung erfolgt nach folgender globalen Reaktionsgleichung:



In dieser Gleichung tritt der inerte Stickstoff als Produkt und auch als Bestandteil der Luft als Edukt auf. Der Massenbruch an Luft ermittelt sich mit dem Sauerstoffanteil in Frischluft $\tilde{Z}_{O_{2,0}}$. Dabei muss über die molaren Massen zwischen Molenbruch $\tilde{Z}_i$ und Massenbruch Z_i umgerechnet werden:

$$Z_A = \tilde{Z}_{O_2} \frac{\tilde{M}_{O_2}}{\tilde{M}_A} + \frac{1 - \tilde{Z}_{O_{2,0}}}{\tilde{Z}_{O_{2,0}}} \tilde{Z}_{O_2} \frac{\tilde{M}_{N_2}}{\tilde{M}_A} \quad (19)$$

Mit der molaren Masse von Luft:

$$\tilde{M}_A = \tilde{Z}_{O_{2,0}} \tilde{M}_{O_2} + (1 - \tilde{Z}_{O_{2,0}}) \tilde{M}_{N_2} \quad (20)$$

Analog ergibt sich der Massenbruch an Produkten:

$$Z_P = \frac{s_{CO_2}}{s_P} \tilde{Z}_{CO_2} \frac{\tilde{M}_{CO_2}}{\tilde{M}_P} + \frac{s_{H_2O}}{s_P} \tilde{Z}_{H_2O} \frac{\tilde{M}_{H_2O}}{\tilde{M}_P} + \frac{s_{N_2}}{s_P} \tilde{Z}_{N_2} \frac{\tilde{M}_{N_2}}{\tilde{M}_P} \quad (21)$$

Mit

$$s_P = s_{CO_2} + s_{H_2O} + s_{O_2} \frac{1 - \tilde{Z}_{O_{2,0}}}{\tilde{Z}_{O_{2,0}}} \quad (22)$$

Darin sind für Propan gemäß der Reaktionsgleichung 18 die Stöchiometriekoeffizienten $s_{H_2O} = 4$, $s_{CO_2} = 3$ und $s_{O_2} = 5$. Die Molare Produktmasse ergibt sich zu:

$$\tilde{M}_P = \frac{s_{CO_2}}{s_P} \tilde{M}_{CO_2} + \frac{s_{H_2O}}{s_P} \tilde{M}_{H_2O} + \frac{s_{N_2}}{s_P} \tilde{M}_{N_2} \quad (23)$$

Die Enthalpien von Luft und Produkten werden über den Massenbruch und die massenbezogene Enthalpie der einzelnen Spezies bei der gegebenen Temperatur berechnet. Die Berechnung der temperaturabhängigen Enthalpien erfolgt dabei über NASA-Polynome, die in Ansys bereits implementiert sind.

Die Enthalpien von Luft, Brennstoff und Produkten können im Voraus berechnet werden und sind in Tabelle 3 aufgelistet.

$$h_A = Z_{O_2,0} h_{O_2}(T) + \frac{1 - Z_{O_2,0}}{Z_{O_2,0}} h_{N_2}(T) \quad (24)$$

$$h_P = \frac{s_{CO_2}}{s_P} \tilde{Z}_{CO_2} \frac{\tilde{M}_{CO_2}}{\tilde{M}_P} h_{CO_2}(T) + \frac{s_{H_2O}}{s_P} \tilde{Z}_{H_2O} \frac{\tilde{M}_{H_2O}}{\tilde{M}_P} h_{H_2O}(T) + \frac{s_{N_2}}{s_P} \tilde{Z}_{N_2} \frac{\tilde{M}_{N_2}}{\tilde{M}_P} h_{N_2}(T) \quad (25)$$

Tabelle 3: Enthalpien bei T_{crit} für Luft (A), Brennstoff (F) und Produkte (P)

Komponente	h_{crit} in J/kg
Luft	$1,68 \cdot 10^6$
Propan	$4,20 \cdot 10^6$
Produkte	$-8,36 \cdot 10^6$

3.1.3.3 Ergebnisse

Beide Modelle führen zum Verlöschen der Flamme.

Die Entwicklung von Flamme und Rauchsicht im Zeitverlauf anhand des enthalpiebasierten Modell ist in Abbildung 13 und Abbildung 14 dargestellt. Die Darstellungen liegen auf der schon zuvor verwendeten Ebene $y = 0.5$ m in der Mitte des Containers parallel zur Ausströmrichtung des Brennstoffes.

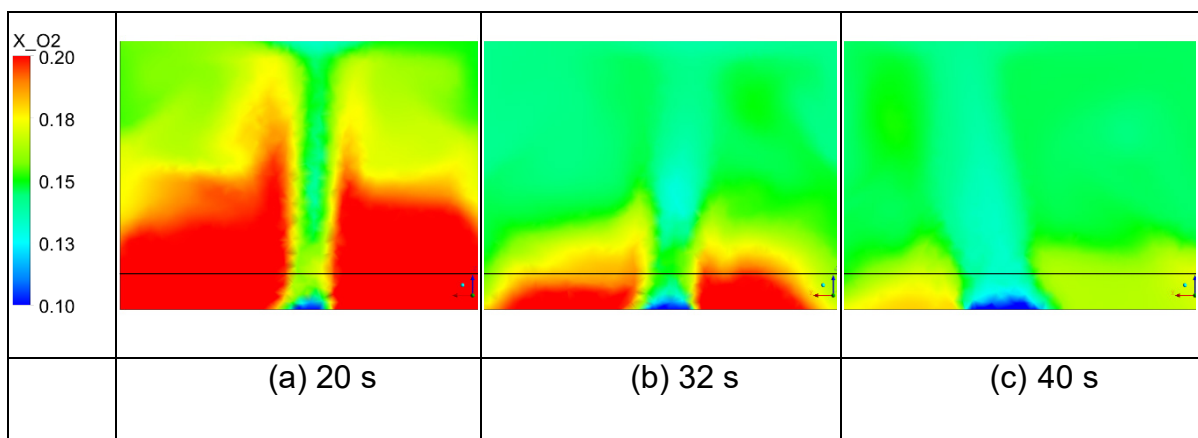


Abbildung 13: Sauerstoffmassenbruch im Verlauf des ventilationsgesteuerten Brandszenarios mit enthalpiebasiertem Modell

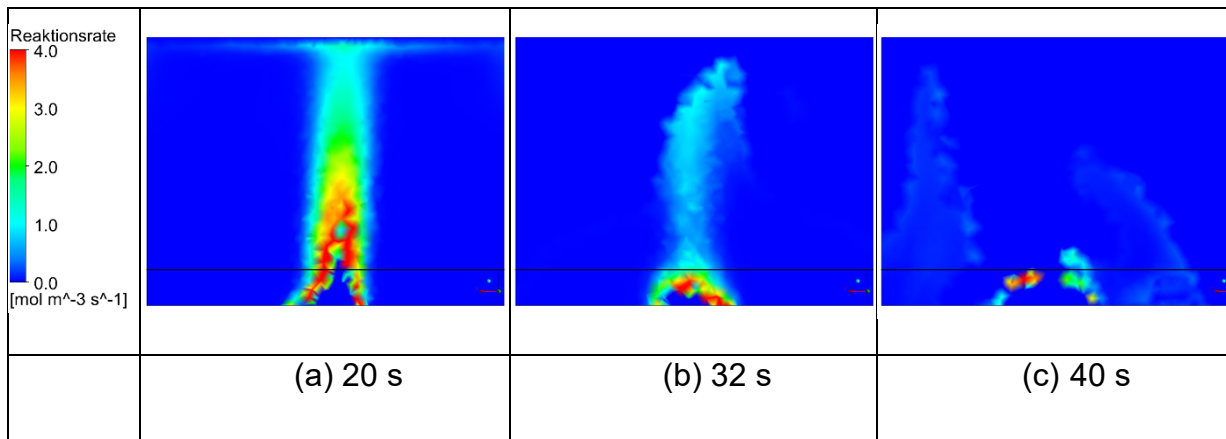


Abbildung 14: Flamme (Reaktionsrate) im Verlauf des ventilationsgesteuerten Brandszenarios mit enthalpiebasiertem Modell

Die Flamme bewirkt die Bildung einer Rauchsicht im Container. Diese breitet sich mit der Zeit von der Decke in Richtung Boden aus. Gleichzeitig nimmt die O_2 -Konzentration in der Rauchsicht kontinuierlich ab. In Abbildung 14b ist zu erkennen, dass die Reaktionsrate innerhalb der Rauchsicht abnimmt und die Flammenlänge signifikant kürzer ist. Nach ca. 40 s ist der Sauerstoffmassenbruch in der Umgebung auf ca. 14 Vol-% abgesunken. Danach ist keine definierte Flamme mehr zu erkennen, es finden an einzelnen Stellen im Volumen jedoch noch Reaktionen statt, bis ein Sauerstoffmassenbruch von 12 % erreicht wird. Dies entspricht auch der Fraktion bei der die Flamme im Experiment erlischt [10].

Der Sauerstoffmassenbruch wird auf einer Ebene um die Flamme herum auf einer Höhe von $z = 0.1 \text{ m}$ ausgewertet und mit den Messergebnissen von He et al. verglichen (siehe Abbildung 15). Die Auswertungsebene ist in den Abbildung 13 und Abbildung 14 als schwarze Linie dargestellt.

Nachdem der betrachtete Sauerstoffanteil anfangs annähernd konstant bleibt, bis die Rauchsicht den Boden erreicht (Abbildung 14b), sinkt die Konzentration ab, bis ein Volumenanteil von ca. 12% O_2 am Boden erreicht wird.

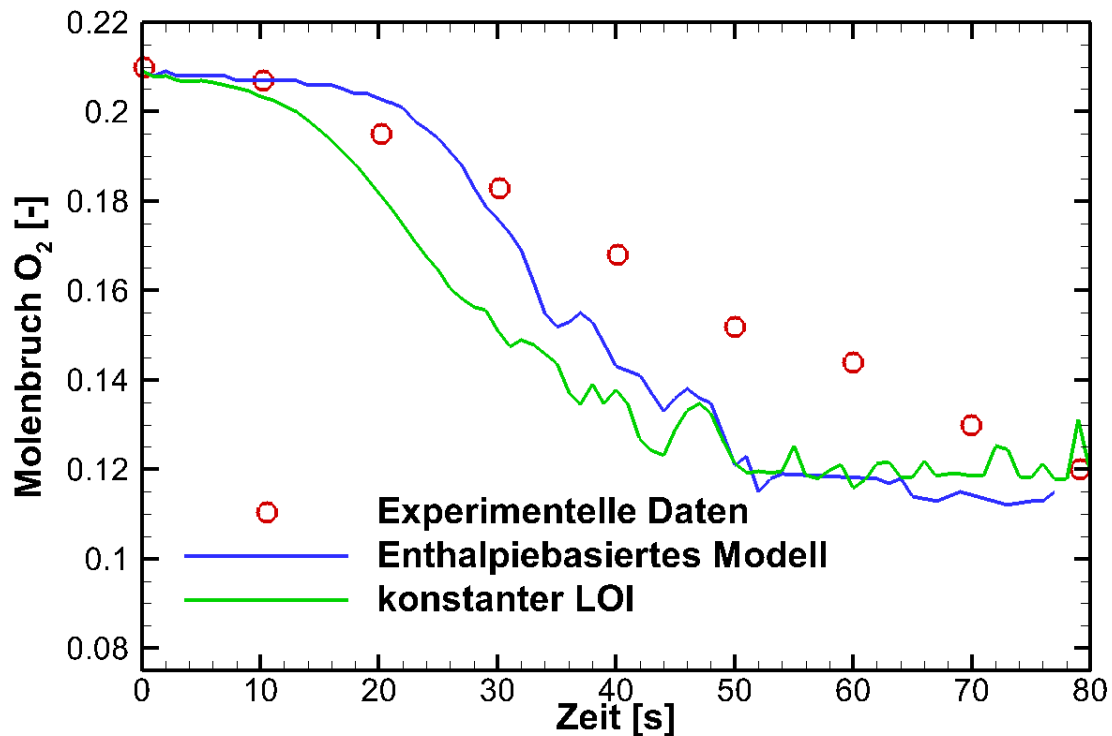


Abbildung 15: Verlauf des Sauerstoffmolenbruchs in der Brennerumgebung

Es zeigt sich, dass die Sauerstoffkonzentration in beiden Simulationen deutlich schneller abnimmt, als experimentell ermittelt. Entsprechend verlöscht die Flamme nach ca. 36 s im Modell mit konstantem LOI und nach ca. 40 s beim enthalpiebasierten Modell während im Experiment etwa 80 s bis zum Verlöschen beobachtet werden. Dies lässt sich durch die Unzulänglichkeiten des verwendeten Reaktionsmodells erklären. Bei ventilationsgesteuerten Bränden ist die Konzentration an Schadstoffen und Zwischenprodukten deutlich erhöht [13]. Durch diese unvollständige Reaktion wird somit weniger Sauerstoff konsumiert als durch die hier angenommene vollständige Verbrennung des Brennstoffs.

Anschließend bleibt der Molenbruch in einem Bereich von $\pm 12\%$, wobei immer wieder Steigungen und Absinken des Sauerstoffanteils im LOI-Modell beobachtet werden kann. Dieses Verhalten nach Verlöschen der Flamme ist auf erneutes Zünden von unverbranntem Brennstoff außerhalb des Brenners zurückzuführen. Dieses bei He et al. in [10] als ghosting flame beschriebene Phänomen ist zwar aus der Realität bekannt, ist aber im gewählten Experiment nicht beobachtet worden. Bei der

Simulation unter Verwendung des enthalpiebasierten Modells treten diese Zündungen ebenfalls nicht auf, da aufgrund der geringeren Temperaturen ein höherer Sauerstoffanteil zur Zündung benötigt wird.

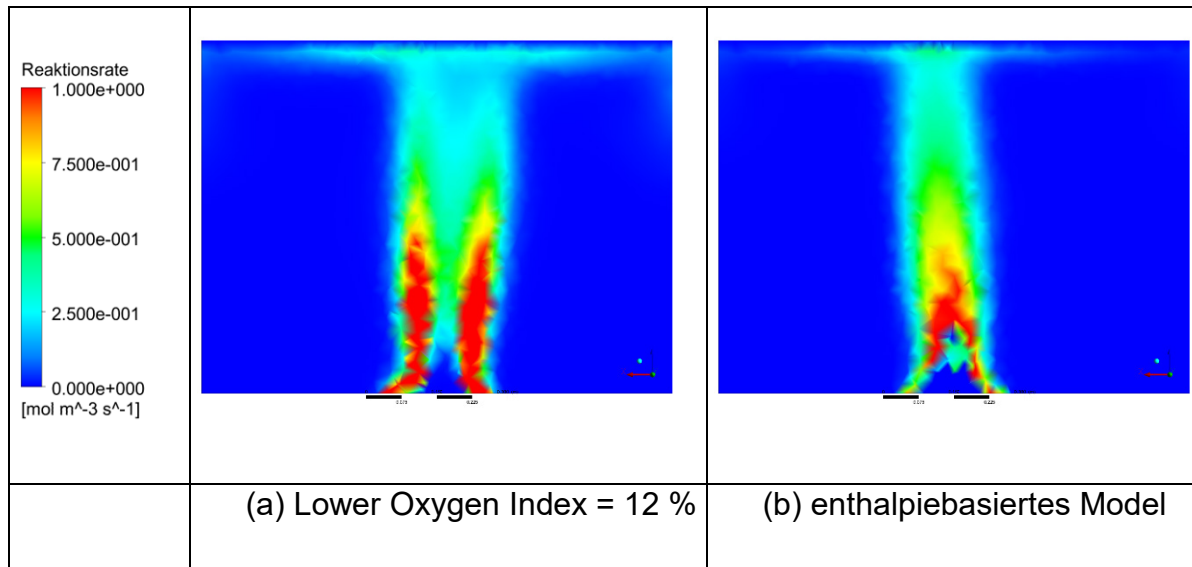


Abbildung 16: Vergleich der Flammenform der beiden Verlöschungsmodelle

Die beiden Modelle führen zu qualitativ ähnlichen Verläufen. Allerdings sinkt die Sauerstoffkonzentration im enthalpiebasierten Modell erst später ab. Außerdem fällt der Abfall leicht steiler aus als im LOI-Modell. Dieser Unterschied zwischen den beiden Modellen ist auf Differenzen im Strömungsfeld zurückzuführen: Durch den geringeren Lower Oxygen Index bei hohen Temperaturen im Innern der Flamme hat die Flamme beim enthalpiebasierten Modell eine andere Form als bei konstantem LOI (siehe Abbildung 16). Das daraus resultierende abweichende Temperaturfeld führt zu unterschiedlichem Auftriebsverhalten. Dadurch wird beim enthalpiebasierten Modell in der Anfangsphase des Brandes mehr Frischluft eingesaugt, und die Rauchschicht erreicht später den Boden.

4 Simulation einer frei-brennenden Gasflamme

Im Teil I des Berichts wurde zuerst die Methodik anhand eines stationären Brandes bzw. Feuers validiert. Dazu wurde eine Gitterstudie durchgeführt, und es wurde eine Referenzkombination mit verschiedenen Strahlungs- und Reaktionsmodellen erstellt. Diese wurde dann im Teil II eingesetzt um die instationäre Brandausbreitung incl. Brandverlöschung abzubilden. Der letzte Abschnitt des Berichts behandelt die experimentellen und numerischen Untersuchungen zu einer frei brennenden Gasflamme. Um eine wichtige Brandeigenschaft wie die Flammenlänge zu vergleichen, wurde eine neuartige bildgebende Methode für die Auswertung von Foto- und Videoaufnahmen entwickelt und eingesetzt.

4.1 Brenner

Als Brandquelle wurde ein gasbetriebener Kiesbettbrenner mit der Seitenlänge D von 0,5 m verwendet (s. Abbildung 17). Diese Brandquelle wurde aufgrund der vergleichsweise geringen Einflussgrößen und der einfachen Handhabung gewählt mit dem Ziel möglichst reproduzierbare Ergebnisse zu erzielen. Als Brennstoff kam ein übliches Propan-Butan-Gemisch mit einer Zusammensetzung gemäß DIN 51 622 von 95 Prozent Propan und 5 Prozent Butan mit einem nominellen unteren Heizwert H_u von 46 440 kJ/kg zur Anwendung. Der Brenner wurde im Diffusionsbetrieb eingesetzt. In der Zuleitung wurde lediglich das Brenngas eingebracht. Im Kiesbett wird die Strömung verlangsamt und gleichmäßig über die Austrittsfläche verteilt.

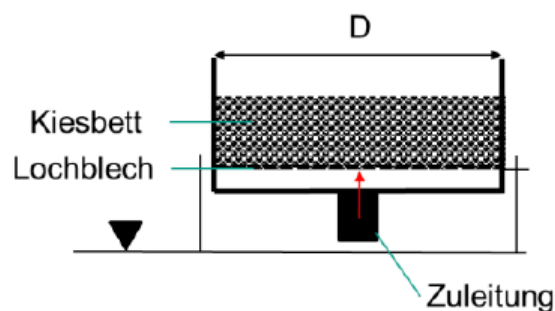


Abbildung 17: Skizze Kiesbettbrenner

Die Korngrößenverteilung des Kiesbetts wurde in Anlehnung an DIN EN 12620:2008-07 bestimmt [14]. Demnach besteht das Kiesbett aus einer Körnung mit Korngrößen zwischen 11,2 mm und 2,8 mm.

4.2 Simulationssetup

Zur numerischen Berechnung einer Strömung mit oder ohne Wärmefreisetzung ist es notwendig, die zu untersuchende Geometrie zu diskretisieren. Hierbei wird der kontinuierliche Raum in endlich viele Elemente unterteilt. Ziel der Geometrie-Diskretisierung ist es, ein Rechengitter zu erstellen, mit dessen Hilfe alle notwendigen Details der zu untersuchenden Problemstellung physikalisch sinnvoll und geometrisch angemessen genau aufgelöst werden können. Für die Gittergenerierung wurde das Programm ANSYS Icem CFD verwendet. Das resultierende numerische Rechengitter wurde lokal an der Grenzschicht zum Brenner verfeinert. Das gesamte Verfahren ergab ein diskretisiertes numerisches Gebiet mit 7.4 Mio. Tetraeder-elementen (1.24 Mio. Knoten). Abbildung 18 zeigt das numerische Rechenggebiet.

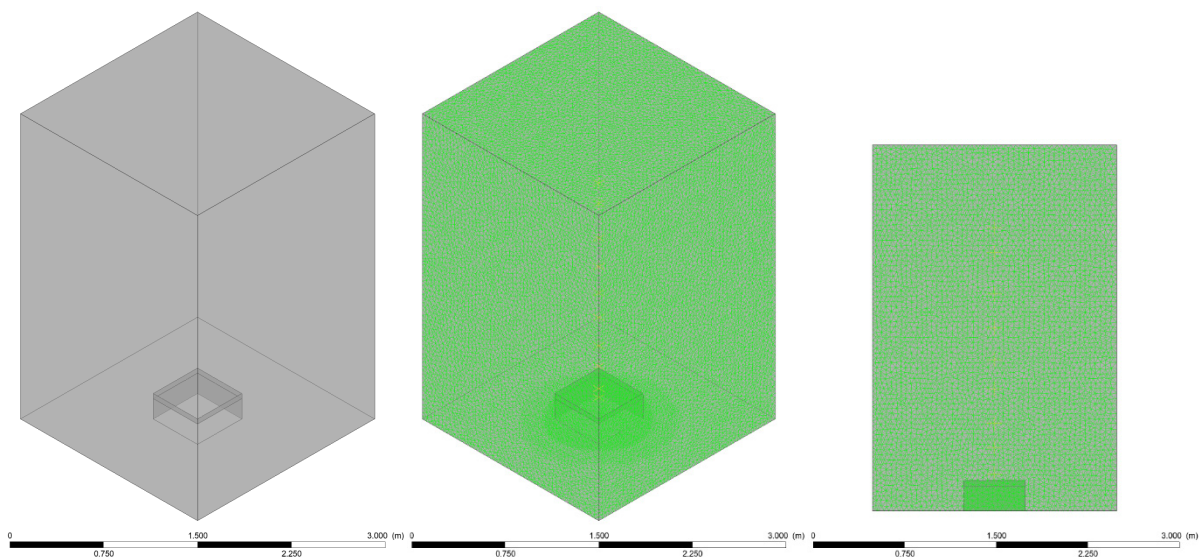


Abbildung 18: numerisches Rechenggebiet und Gitter

Die numerischen Simulationen wurden mit dem Strömungslöser Ansys CFX durchgeführt. Es wurde eine instationäre Berechnungsmethode angewandt, nämlich die Methode der Detached-Eddy-Simulation (DES). Die DES ist ein Verfahren zur Berechnung von turbulenten Strömungen. Dabei handelt es sich um eine Kombination der gängigen Large-Eddy (LES)- und Reynolds-Averaged-Navier-Stokes (RANS)-Modelle, wobei je nach Gitterauflösung und Abstand zu den Wänden dynamisch zwischen beiden Modellen gewechselt wird. Die Motivation hierzu liegt im geringeren

Rechenaufwand von RANS und in der höheren Genauigkeit von LES. Wänden, das heißt Oberflächen, an denen die Strömungsgeschwindigkeit durch die Haftbedingung null wird, kommt eine besondere Rolle zu, da hier sehr dünne Grenzschichten auftreten, die einen großen Einfluss auf die turbulente Strömung ausüben. Die DES ersetzt den Wandabstand, der als Variable im Spalart-Allmaras-Modell vorkommt, in wandfernen Bereichen durch die größte Weite einer Gitterzelle. Durch diese Formulierung lässt sich in den wandfernen Bereichen ein LES-ähnliches Verhalten der Rechnung erreichen. De facto erhält man so eine RANS-Formulierung in der Grenzschicht an Wänden und eine LES-Formulierung in der freien Strömung, also das im jeweiligen Bereich am besten geeigneten Verfahren (bez. Genauigkeit und Rechenaufwand).

Die geometrischen Abmessungen des Rechengebietes, die physikalischen und numerischen Randbedingungen für die Rechnungen sind:

- Rechengebiet Größe: Länge = 2 [m], Breite = 2 [m], Höhe = 3 [m]
- Brenner: Länge = 0,5 [m], Breite = 0,5 [m], Höhe = 0,25 [m]
- Gasphase: $\text{C}_3\text{H}_8/\text{O}_2/\text{N}_2$
- Einlass Brandquelle: $Q_{\text{th}}=200$ [kW], Brennstoff: C_3H_8 , 25 [°C]
- Reaktionsmechanismus: 1-Schritt nach Westbrook and Dryer [15]
- Verbrennung: Eddy Dissipation
- Strahlung: P1
- Diskretisierungs-Schema: High Resolution
- Turbulenzmodell: Detached Eddy Simulation
- Turbulence Numerics: First Order
- Transient Schema: Second Order Backward Euler
- Konvergenzkriterium: Residual Max 10^{-5}
- Instationär $t= 120$ [s]
- Zeitschritt: $10^{-5} - 10^{-3}$ [s]
- Kriterium adaptives Zeitschritt: Max Courant Number = 5
- Rechenzeit: 21 Tage auf 16 CPUs

4.3 Algorithmus der Bildauswertung zur Berechnung der Flammenlänge

Nicht-technische Flammen sind hochgradig instationär. Daher kann es extrem zeitaufwendig sein, repräsentative Daten hinsichtlich Form und Länge zu erhalten. Beim Brenner im Labormaßstab, wo meistens stationäre Flammen (turbulent oder laminar) untersucht werden, können Lasermethoden für die Vermessung eingesetzt werden. Bei großskaligen Verbrennungsanlagen sowie auch bei den Bränden ist das meistens nicht möglich.

Der hier beschriebene MATLAB-Algorithmus® ist in der Lage, Bilder und Videoaufzeichnungen zu analysieren, um die Flammenlänge sowie den Abstand zwischen Düse oder Brennermund und Flamme zu bestimmen. Die RGB-Bilder sind zweidimensionale (x- und y-Richtung) Arrays mit Werten für die drei Komplementärfarben Rot, Grün und Blau. Zunächst wandelt der Algorithmus das RGB-Bild in ein Graustufenbild um. Um alle Teile der Helligkeit darzustellen, führt der Algorithmus die Graustufentransformation für jeden Pixel mit den folgenden Koeffizienten durch.

$$G = 0.2989 * R + 0.5870 * G + 0.1140 * B \quad (26)$$

An den Rändern einer (Diffusions-)Flamme werden die höchsten Gradienten erwartet. Der Sobel-Farbverlauf berücksichtigt die jeweilige Pixelfläche. Wenn der Wert des Graustufenbildes ist, sind die Werte des Farbverlaufs für die x-Richtung und y-Richtung durch die nachfolgende Gleichung gegeben.

$$G_x = \begin{bmatrix} +1 & 0 & -1 \\ +2 & 0 & -2 \\ +1 & 0 & -1 \end{bmatrix} * A, G_y = \begin{bmatrix} +1 & +2 & +1 \\ 0 & 0 & 0 \\ -1 & -2 & -1 \end{bmatrix} * A \quad (27)$$

Die Summierung der Farbverläufe ergibt ein Bild mit den Maximalwerten. Der Algorithmus sucht nach verbundenen Bereichen mit Schwellwerten und schärft die Kanten in mehreren Schritten.

Mit einer gegebenen Referenzlänge (blau) kann ein Längen-Pixel-Verhältnis berechnet und zur Bestimmung der Flammenlänge mit (rot) und ohne (gelbe) Ablösungen verwendet werden. Die Referenzlänge markiert auch die Position der Düse und somit kann der Abstand zwischen der Düse bzw. Brennermund und dem Flammenboden berechnet werden (grün) (s. Abbildung 19 und Abbildung 20).

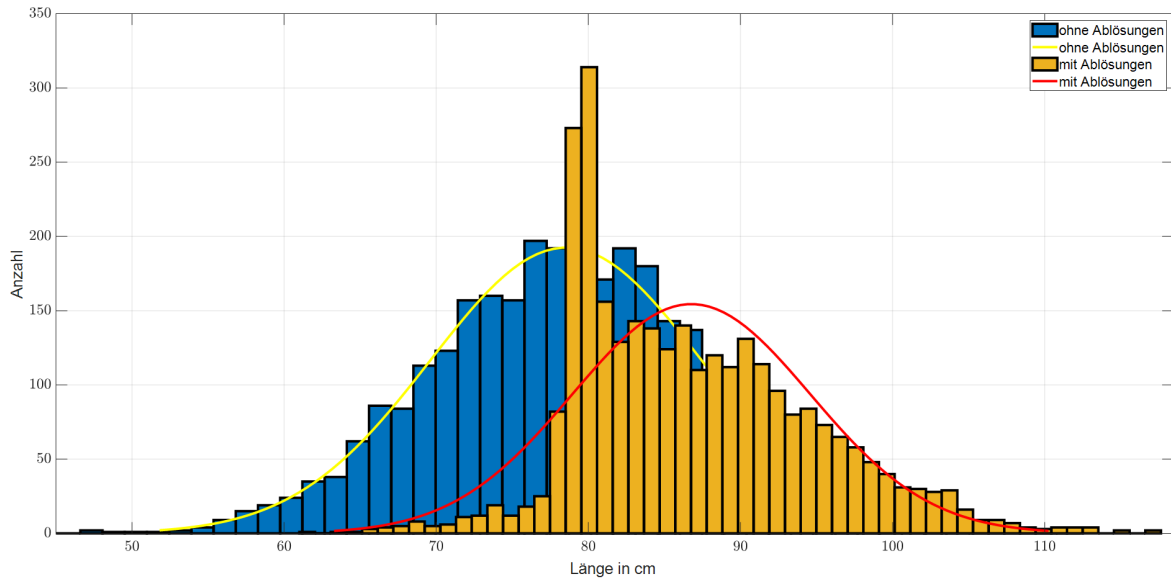


Abbildung 19: Wahrscheinlichkeitsdichteverteilung der berechneten Flammenlänge mit (rot) und ohne (gelb) Ablösungen. Berechnet mit einer gegebenen Referenzlänge (blau).

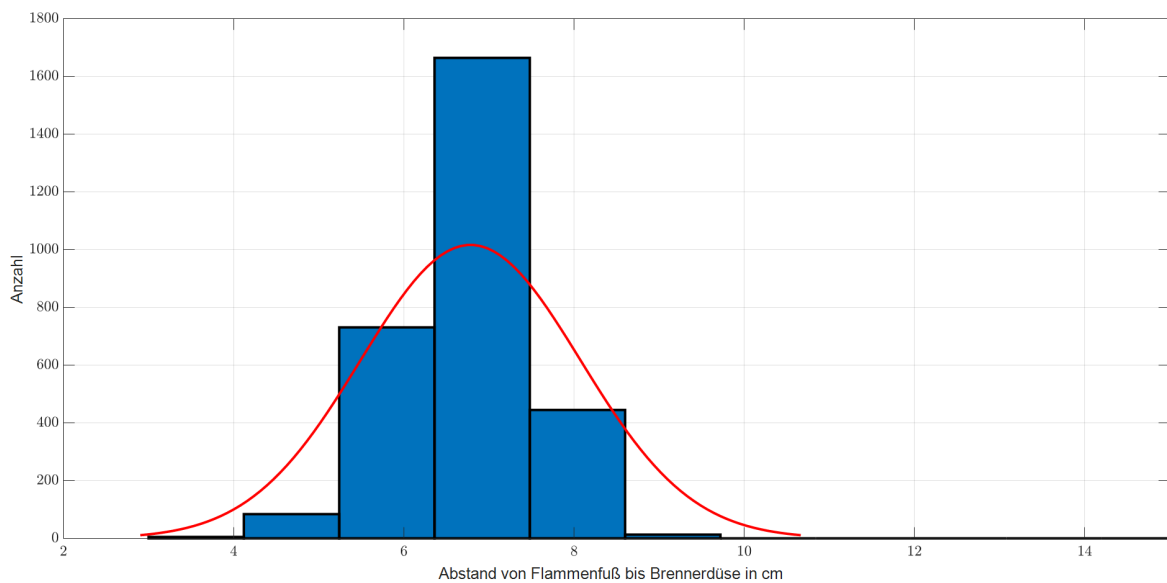


Abbildung 20: Abstand zwischen Brennermund und Flammenboden

Aufgrund des Flackerns der Flamme sowie der begrenzten Genauigkeit des Algorithmus ist es wichtig, eine hohe Anzahl von Proben zu haben. In diesem Fall dauerte die Aufnahme etwa zehn Minuten bei 25 Bildern pro Sekunde, was zu 15000 Bildern führte. Das Video hat eine Auflösung von 3840x2160 Pixel, die dann auf 3840x1000 Pixel zugeschnitten wurde, um einen Teil des Hintergrunds zu entfernen

und die Leistung des Algorithmus zu verbessern. Um einen hohen Kontrast zu erzielen, wurde die Aufnahme bei minimalem Umgebungslicht gemacht. Die LEDs im unteren Teil des Bildes sind notwendig, um die Referenzlänge anzugeben.

Die optische Analyse hat einen Parallaxenfehler, kann aber auch dann verwendet werden, wenn die Kameraspezifikation und der Abstand zwischen Kamera und Flamme unbekannt sind.

Abbildung 21 zeigt ein aufgenommenes Flammenbild und das dazugehörige Grauskalenbild mit Auswertung der Flammenlänge.

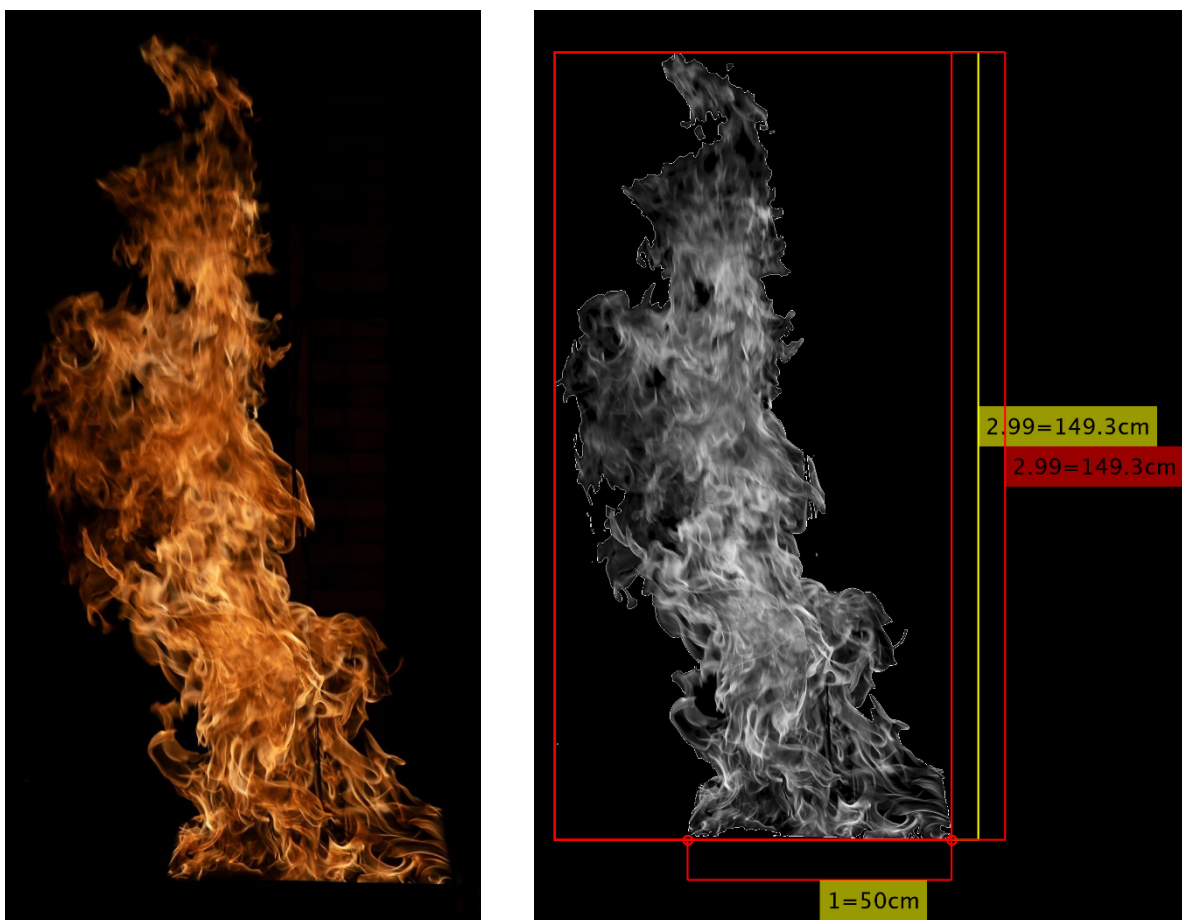
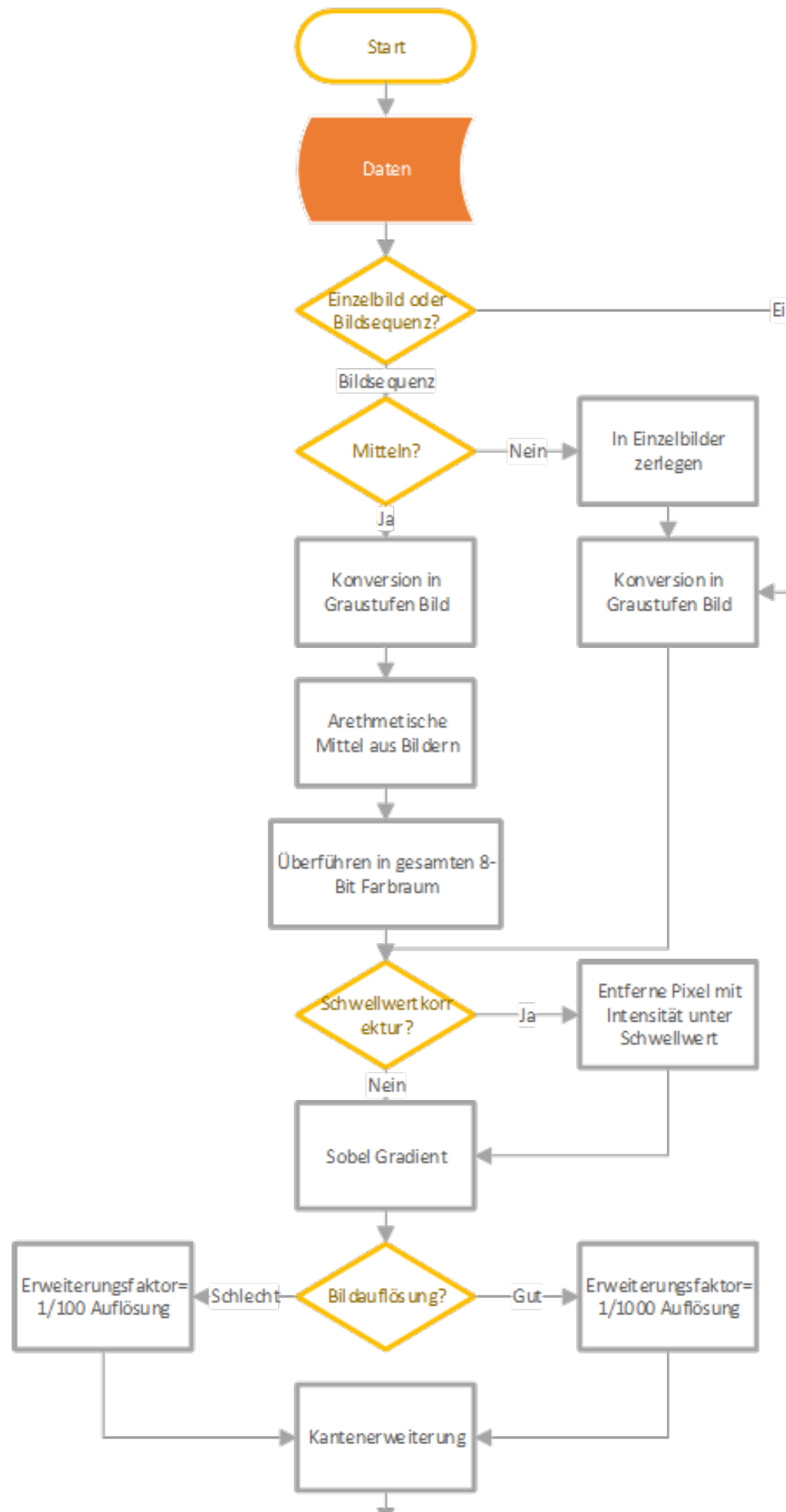


Abbildung 21: Gegenüberstellung links: Realbild; Rechts: Grauskalenbild mit Auswertung der Flammenlänge [16]

Die Ablaufschema des hier verwendeten MATLAB-Algorithmus® ist in Abbildung 22 dargestellt.



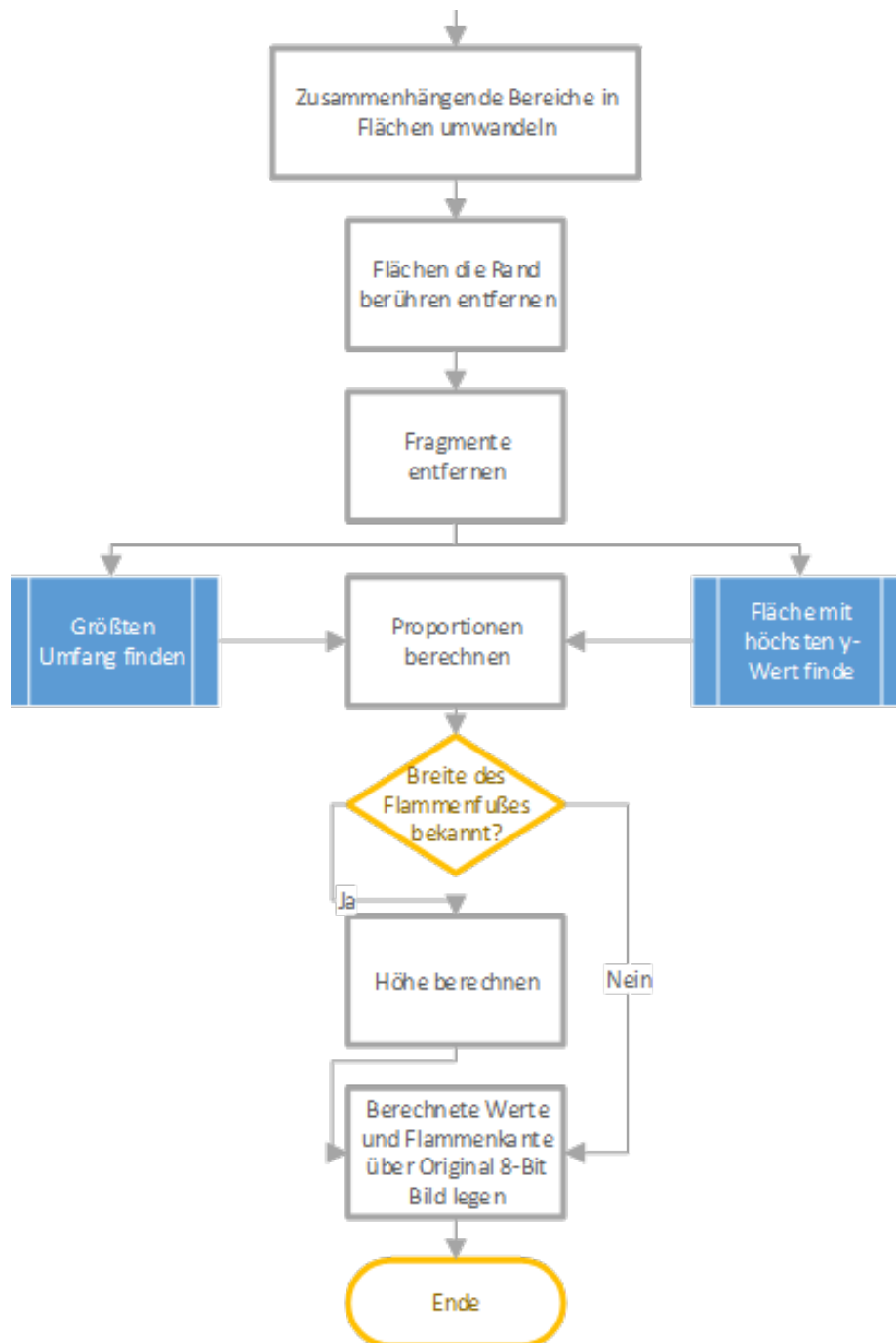


Abbildung 22: Ablaufschema MATLAB-Algorithmus® zur Auswertung der Flammenlänge

4.4 Ergebnisse

Die Ergebnisse der numerischen Simulation werden mit Versuchsergebnisse aus dem Bericht von Max [17] hinsichtlich der mit dem MATLAB-Algorithmus bestimmten Flammenlänge verglichen. Es wurden Versuche im Freien (freie Flamme) und in einem ca. 25 m² großen Brandraum mit den gleichen Brennern durchgeführt. Bei den experimentellen Untersuchungen in [17] kamen zwei Kiesbettbrenner mit Seitenlängen von 0,3 m und 0,5 m zum Einsatz. Die Wärmefreisetzungsraten wurden zwischen 50 kW und 250 kW variiert mit dem Ziel ein möglichst breites Spektrum abzudecken. In den Versuchen wurde die Flammenlänge anhand der Videoaufnahmen ausgewertet (s. Kap. 4.3), die Plumetemperaturen mit Thermoelementen, die Wärmestrahlung mit Gesamtwärmeflussaufnehmern und Radiometer und die Rauchschichthöhe mit Hilfe einer verfahrbaren Sonde bestimmt. Die Versuche zeigten eine gute Reproduzierbarkeit. Die Aufnahmen der Flammen dauerten etwa zehn Minuten bei 25 Bildern pro Sekunde, was zu 15000 Bildern führte. Das Video hat eine Auflösung von 3840x2160 Pixel.

Abbildung 23 zeigt Momentaufnahmen der freien Flammen mit den zwei untersuchten Brennern.

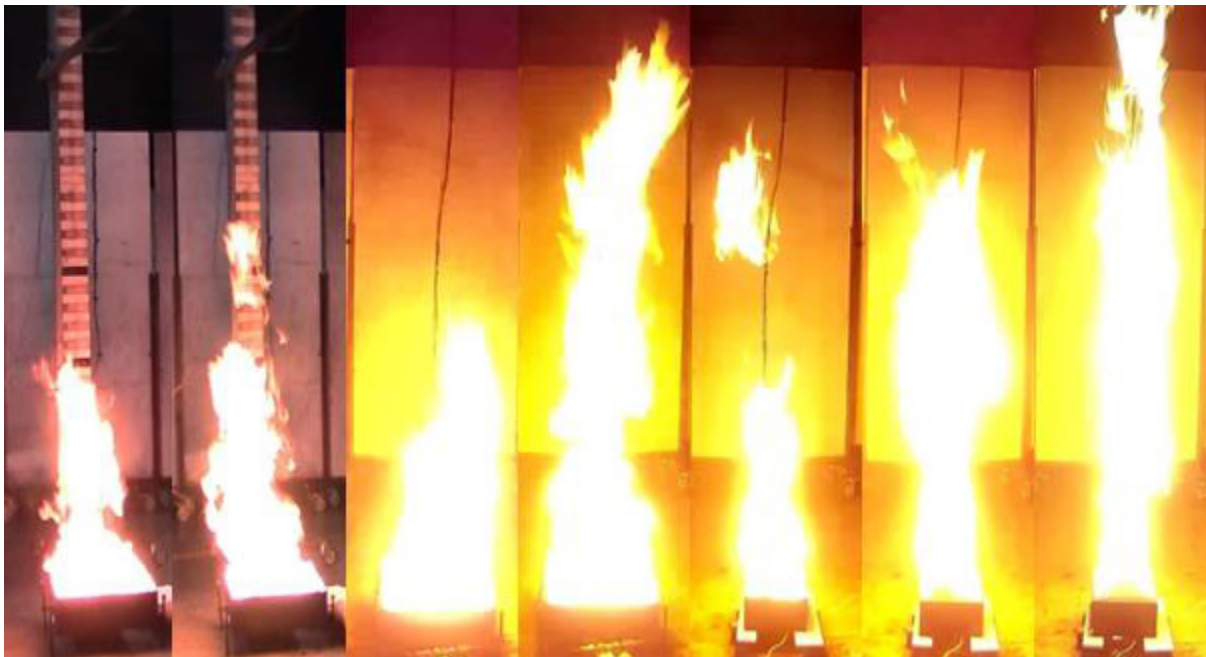


Abbildung 23: Momentaufnahme freie Flamme mit unterschiedlichen Brennern und Wärmefreisetzungsraten

Abbildung 24 zeigt die mittlere Geschwindigkeitsverteilung zusammen mit den Vektoren der Strömung (links) und die dazugehörige Temperaturverteilung (rechts). Auf der linken Seite der Abbildung 24 ist, um einen Eindruck für die berechneten Strömungsfelder zu geben, das Geschwindigkeitsfeld in einer Ebene in der Mitte des Rechengebietes dargestellt. Die Farbkodierung zeigt dabei den Betrag der Geschwindigkeit und die schwarzen Pfeile veranschaulichen die Richtung des Vektors. Erkennbar ist die Beschleunigung der Strömung durch die Dichteänderung bei der Verbrennung. Diese resultiert in maximalen Werten von ca. 10 m/s. Die Vektoren der Strömung verdeutlichen die seitliche Frischluftansaugung der Difusionsflamme.

Die Temperaturverteilung auf dieser Ebene, dargestellt in Abbildung 24 (rechts), verdeutlicht die Wärmefreisetzung infolge der Verbrennungsreaktion von Propan und Luft. Die maximalen Temperaturen (ca. 1650 K) treten im Bereich der stöchiometrischen Mischung zwischen Brennstoff und Luft auf.

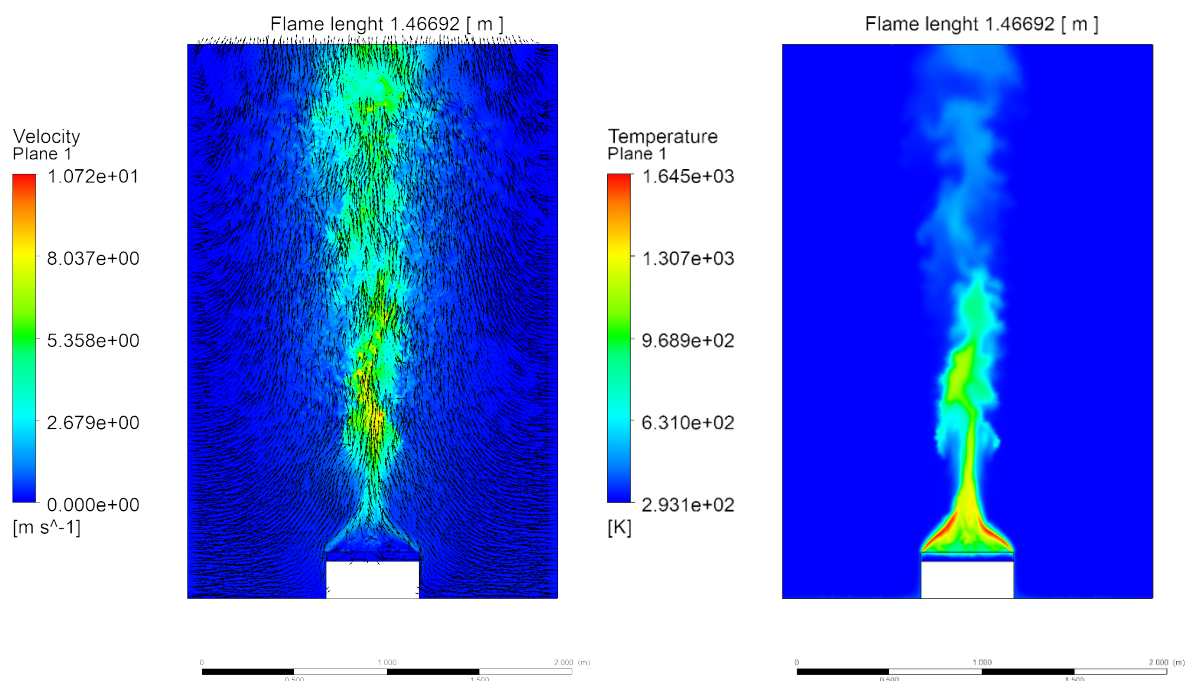


Abbildung 24: Geschwindigkeitsverteilung und Vektoren der Strömung (links) und Temperaturverteilung (rechts) in einer Ebene in der Mitte des Rechengebiets.

Wenn man die Temperaturverteilung betrachtet, kann das Ende der Flamme, gekennzeichnet durch die Änderung der Farbintensität in der Abbildung, erkannt werden.

Wie schon erwähnt, wurde der Brenner im Diffusionsbetrieb eingesetzt. In diesem Fall wird lediglich das Brenngas in der Zuleitung eingebracht. Danach durchströmt das Brenngas die Kiesbettschicht, wo die Strömung verlangsamt und homogenisiert wird.

Die linke Seite der Abbildung 25 zeigt die Sauerstoffkonzentration im Feld. Klar erkennbar ist die Grenze zwischen Brenngas bzw. Verbrennungsprodukte und Verbrennungsluft. Festzuhalten ist, dass auch wenn die Brenngasströmung am Ende der Kiesbettschicht verlangsamt wird, der hier eingesetzte Brenner einen Freistrahler erzeugt. Bei Diffusionsflammen, bekannt auch als nicht-vorgemischte Flammen, wird der Luftsauerstoff für die Verbrennungsreaktion entweder separat hinzugeführt (über separate Leitungen) oder diffundiert von außen in den Brennstoffstrahl, bedingt durch die Freistrahlerbedingungen. Die Frischluftansaugung durch den Freistrahler ist durch die Vektoren der Strömung in Abbildung 24 erkennbar. Die Verbrennung findet dabei an der Grenzschicht statt, wo Brennstoff und Luft ein stöchiometrisches Mischungsverhältnis bilden. Im Bereich direkt oberhalb der Kiesbettschicht findet eine vollständige Umsetzung von Brenngas und Luftsauerstoff statt. Dort werden die Hauptverbrennungsprodukte CO_2 und H_2O als Ergebnis der vollständigen Oxidation gebildet (Abbildung 25 – rechts).

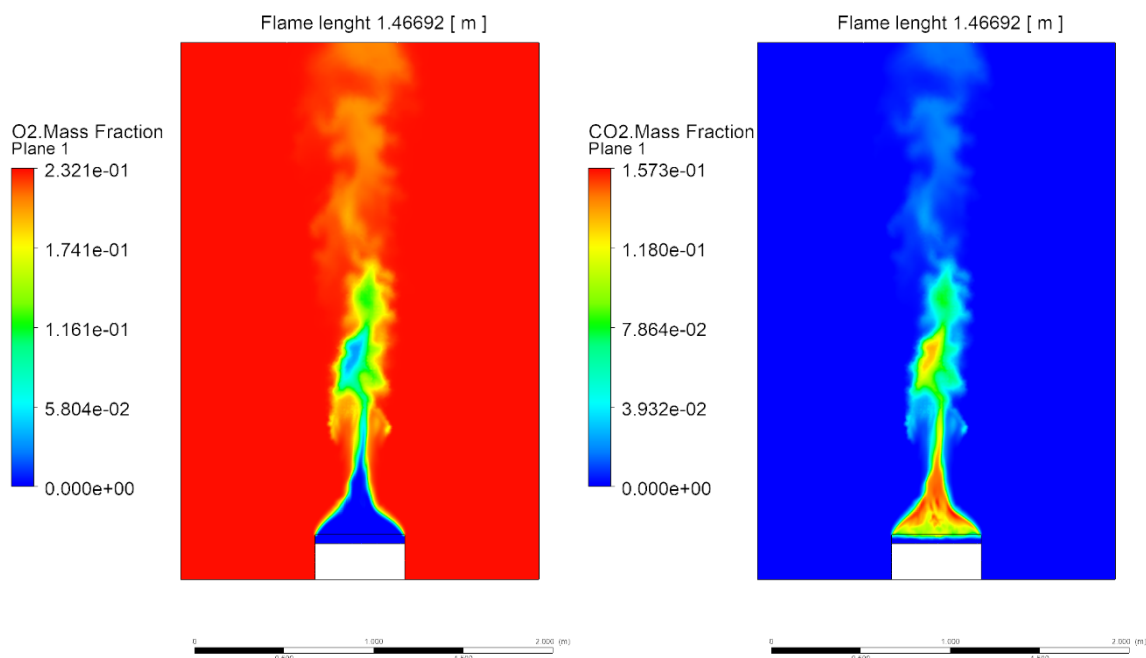


Abbildung 25: Sauerstoff- (links) und Kohlendioxidkonzentrationen (rechts) in einer Ebene in der Mitte des Rechengebiets.

Die Flammenlänge ist eine wesentliche Charakteristik einer Flamme und so auch eines Brandes. Sie beeinflusst beispielsweise das Strahlungsverhalten der Flamme oder die Temperaturverteilung oberhalb der Flamme.

Im Gegensatz zu den experimentellen Untersuchungen an einer frei-brennenden Flamme, ist die Form und Länge der Flamme, berechnet mittels einer dreidimensionalen numerischen Simulation nicht direkt optisch zu erkennen. Man stützt auf Korrelationen, sowie theoretische Betrachtungen um die Form der Flamme „sichtbar“ zu machen. Eine gängige Methode dabei ist die Auswertung der Bereiche der stöchiometrischen Mischung (Luftzahl=1), der auch die Hauptreaktionszone kennzeichnet.

In der Abbildung 26 ist die numerisch ausgewertete Flammenhöhe dargestellt. Es handelt sich dabei um die Auswertung eines einzelnen Zeitschrittes der instationären numerischen Simulation, also eine „Momentaufnahme“ der Flamme. Dargestellt ist eine Fläche mit einer Variable konstanter Größe, in diesem Fall die Luftzahl mit dem Wert von 1, also die stöchiometrische Mischung. Das Zeitsegment der Simulation veranschaulicht dabei die Flamme des Kiesbettbrenners ohne Ablösungen. Im Hintergrund der rechten Grafik in Abbildung 26 ist auch die Temperaturverteilung in der Mitte des Rechengebiets dargestellt.

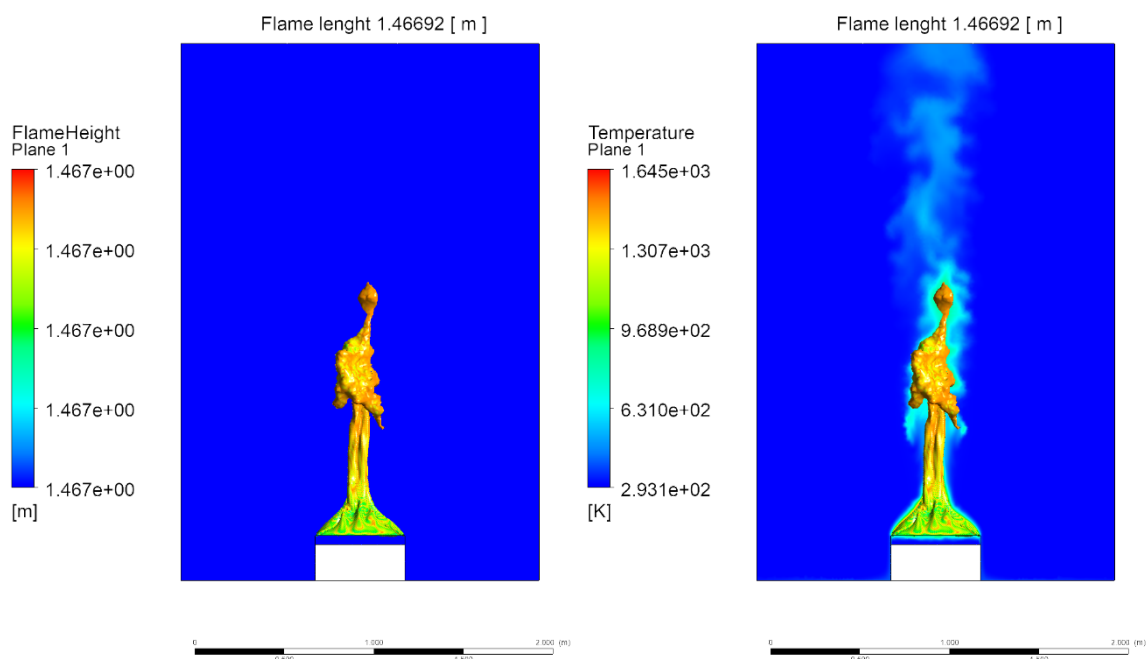


Abbildung 26: Isosurface der Flammenhöhe ohne Ablösungen (links) mit dazugehörigem Temperaturfeld (rechts)

Die Dauer der zeitaufgelösten numerischen Simulation betrug 120 s. Für die Auswertung der Flammenhöhe wurde jede 0,2 s einen Zeitschritt der Simulation rausgeschrieben und ausgewertet. Dies führte zu insgesamt 600 Zeitschritten für die Auswertung der Flammenhöhe. Da beim Experiment zwischen einer Flammenhöhe mit und ohne Ablösungen unterschieden wird, wurde das gleiche bei der Simulation gemacht.

In der Abbildung 27 ist ein Zeitsegment der Simulation dargestellt, in dem sich Flammenablösungen oberhalb der Flamme bilden. Solche Flammenablösungen treten oft in turbulenten Diffusionsflammen (z. B. Brände, Fackeln oder industriellen Brennkammern) auf. Diese sind durch lokale Strömungs- und Temperaturinstabilitäten bedingt und stellen lokale, isolierte Reaktionszonen mit Flammenbildung dar. Solche Instabilitäten sind z. B. durch Wirbel (bei turbulenten Strömungen) in der heißen Auftriebsströmung der Flamme hervorgerufen, wo ein Teil der Reaktionszone von der Hauptflamme getrennt und nach oben getragen wird. Das wird in der Regel durch thermische Auftriebseffekte verstärkt, erkennbar sind Abreiß- und Wiederezündvorgänge. Solche Ablösungen und weitere mischungs- und/oder strömungsbedingten instationären Effekte bewirken das Flackern der Flamme.

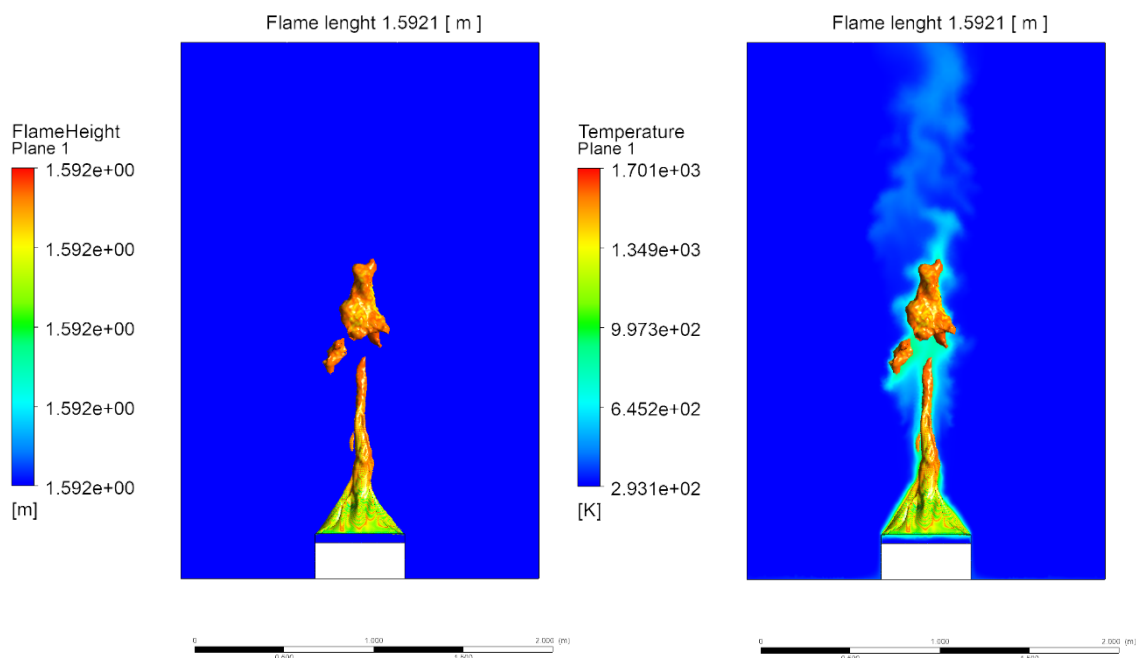


Abbildung 27: Isosurface der Flammenhöhe mit Ablösungen (links) mit dazugehörigem Temperaturfeld (rechts)

Das Ganze führt zu einer großen Bandbreite der experimentell ermittelten und berechneten Werte der Flammenlänge. Abbildung 28 zeigt einen Vergleich der Flammenlängen in Experiment und Simulation in Form von einer Wahrscheinlichkeitsdichteverteilung.

Eine Wahrscheinlichkeitsdichteverteilung von Flammenlängen beschreibt statistisch, wie häufig bestimmte Flammenlängen auftreten, also die Wahrscheinlichkeit, dass eine Flamme eine bestimmte Länge aufweist oder in einem Bereich liegt. In realen Bränden (z. B. Vegetationsbränden, Gasflammen, Brennern) schwankt die Flammenlänge zeitlich und räumlich, weil die Verbrennungsprozesse turbulent und unregelmäßig sind. Dies führt zu keinem festen Wert, sondern zu einer zufälligen Variable mit einer gewissen Streuung.

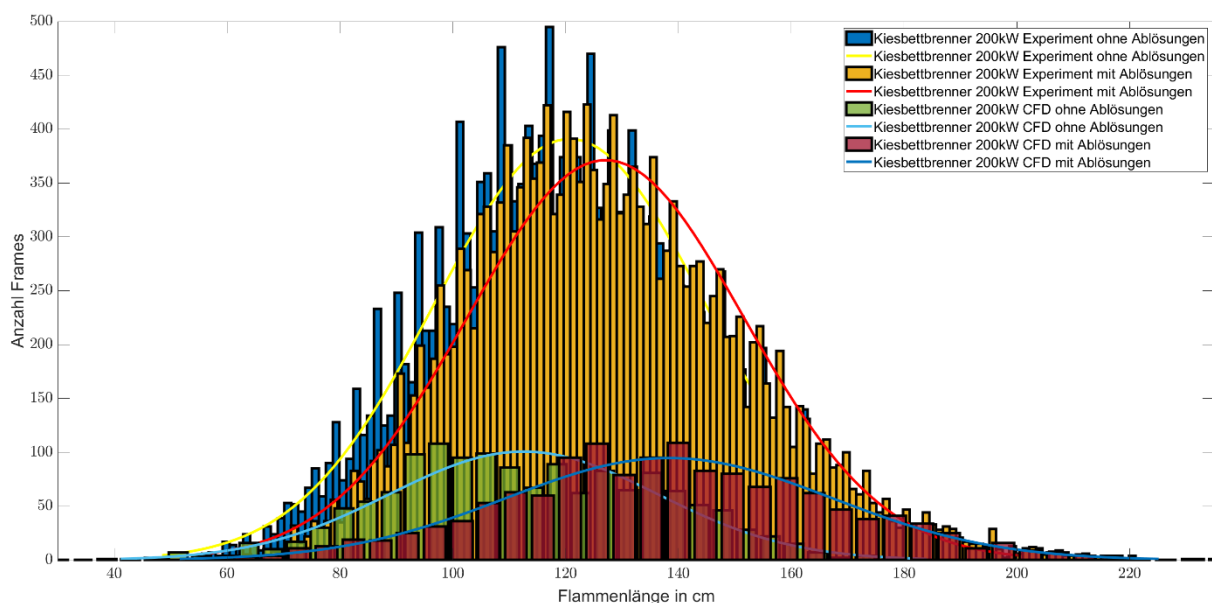


Abbildung 28: Wahrscheinlichkeitsdichteverteilung für eine freie Flamme mit $D=0,5$ m und $Q=200$ kW

Die Werte der Flammenlänge im Experiment und Simulation weisen eine normalverteilte Wahrscheinlichkeitsdichteverteilung (Gaußform) auf. Das bedeutet, dass die Längen um einen Mittelwert streuen und dass kürzere und längere Flammen mit symmetrisch abnehmender Wahrscheinlichkeit auftreten. Die Unterschiede bei der Höhe der Balken sind bedingt durch die unterschiedliche Anzahl der ausgewerteten Zeitschritte (Frames) beim Experiment und Simulation. Die Videoauswertung des

Experiments lieferte insgesamt 15000 Zeitschritte. In der Simulation waren Zeitdauer und ausgewertete Zeitschritte mit einer Anzahl von 600 Frames deutlich geringer.

Es gibt eine gute Übereinstimmung zwischen Experiment und Simulation. Der Medianwert der Flammenlänge ohne Ablösungen im Experiment liegt bei 118 cm, mit Ablösungen bei 127 cm. Die numerisch ermittelte Flammenlänge (Medianwert) ohne Ablösungen liegt bei 112 cm, mit Ablösungen bei 138 cm.

5 Zusammenfassung und Ausblick

Der vorliegende Bericht befasst sich mit der Erstellung einer Referenzkombination an numerischen Schaltern und Modellen für die Durchführung einer Brandsimulation. Fokus bei der Bewertung der Modelle und numerischen Einstellungen liegt dabei, neben der Genauigkeit, auch auf einem geringen Zeit- und Ressourcenbedarf für die Simulation. Aufgrund des Zeitaufwandes für die Durchführung der numerischen Simulationen wurde der Bericht in zwei Teile aufgeteilt.

Im ersten Teil des Forschungsberichts [1] wurden unterschiedliche numerische Einstellungen auf deren Eignung getestet und mit experimentellen Daten aus der Literatur validiert. Zur Modellierung wurden verschiedene physikalische und chemische Prozesse berücksichtigt, darunter Wärmeleitung, Konvektion, Strahlung sowie die Freisetzung und Ausbreitung von Rauchgasen. Verschiedene numerische Modelle wurden anhand eines stationären Brandes untersucht. Die Ergebnisse dieser Studie zeigen u. a., dass mit Zellgrößen kleiner 50 mm die Genauigkeit der Berechnung ausreichend ist, um die relevanten Brandgrößen wie Flammenlänge, Rauchschichthöhe und -temperatur zu approximieren. Eine zu grobe Auflösung führt jedoch zu nicht verwertbaren Ergebnissen. Die Variation unterschiedlicher numerischer Schalter hat gezeigt, dass stationäre Flammen gut durch RANS-Simulationen mit Einschnitt-Reaktion und eines einfachen, diffusen Strahlungsmodells beschrieben werden können. Anschließend wurde die Referenzkombination numerischer Modelle für die instationäre Berechnungsweise (DES-Simulation) eingesetzt. Ein Vergleich beider Berechnungsmethoden hat gezeigt, dass die Verwendung von weniger rechenintensiven RANS-Simulationen (Berechnungsdauer unter 2 Tage) bei der Simulation stationären Bränden für die Abschätzung globaler Größen ausreicht, während für die Betrachtung von Maximalwerten und Schwankungsgrößen in der Flamme eine instationäre Berechnung nötig ist.

Im zweiten Arbeitsschritt wurde die im Teil I [1] erstellte Referenzkombination für die dreidimensionale numerische Berechnung von realen, instationären Brandszenarien eingesetzt. Bei der Übertragung auf Brandszenarien wird zwischen brandlastkontrollierten und ventilationskontrollierten Brandereignissen unterschieden. Ein brandlastkontrollierter Brand wurde mit einer nach NFPA-Standard entwickelten Brandleistungskurve simuliert. Dabei wurde der Einfluss der Randbedingung untersucht, wobei eine Simulation mit konstanter Brandfläche und eine Simulation

unter Berücksichtigung der räumlichen Brandausbreitung bei konstanter Massenstromdichte durchgeführt wird. Die Auswertung der Ergebnisse zeigte, dass die Berücksichtigung der Brandausbreitung in der Brandentstehungsphase einen leichten Einfluss hat, den Brandverlauf jedoch nicht signifikant verändert. Weiterhin zeigte sich in den Untersuchungen der Brandausbreitung ein starker Diskretisierungseinfluss, was die Übertragbarkeit auf praxisnahe Brandsimulationen in Frage stellt, da die mögliche Auflösung hier oft limitiert ist.

Eine Validierung der Simulationen brandlastkontrollierter Brände anhand realer Messwerte war nicht möglich, da keine geeigneten experimentellen Daten vorliegen. Die Durchführung kleinskaliger Untersuchungen mit variabler Brennerleistung kann Aufschluss über die Qualität der numerischen Ergebnisse liefern.

Schließlich müssen physikalisch sinnvolle Annahmen entwickelt werden, um die Brandentstehungsphase zu simulieren und dabei die hier aufgetretene Verbrennung bei Maximaltemperaturen unterhalb der Zündtemperatur zu vermeiden.

Zur Untersuchung ventilationskontrollierter Brände wurden zwei Modelle entwickelt und implementiert. Ein Vergleich mit experimentellen Daten zeigt, dass die Verlöschung abgebildet wird, wobei allerdings infinitesimale Unterschiede im zeitlichen Verlauf bestehen. Hier zeigen sich die Grenzen der verwendeten einfachen Modelle, da die in der Realität vorliegende unvollständige Verbrennung nicht dargestellt werden kann. Weitere Untersuchungen in diesem Bereich können in der Verwendung detaillierterer Reaktionsmechanismen liegen, die bedeutende Teil- und Kettenabbruchreaktionen enthalten, um ähnliche Verlöschungszeiten wie im Experiment zu erhalten.

Darüber hinaus können die Modelle durch eine nähere Analyse der Modellparameter LOI bzw. T_{crit} ggf. weiter verbessert werden. Außerdem bieten die beiden Modelle Möglichkeiten, diese um weitere Verlöschungsmechanismen, beispielsweise durch Tropfen-Flamme-Interaktion zu ergänzen.

Im Abschluss wurden stochastische Effekte wie das Flammenflackern und das Flammenablösen einer frei-brennenden Gasflamme numerisch untersucht. Um wichtige Brandeigenschaften wie die Flammenlänge mit und ohne Ablösungen zu vergleichen, wurde eine neuartige bildgebende Methode für die Auswertung von Foto- und Videoaufnahmen experimenteller Ergebnisse entwickelt und eingesetzt. Mit Hilfe

einer Wahrscheinlichkeitsdichteverteilung von Flammenlängen wurden die Ergebnisse dieser Auswertung mit den Ergebnissen der instationäre Simulation (DES) verglichen.

Allgemein lässt sich festhalten, dass die Analysen zeigen, dass CFD-Modelle eine realitätsnahe Abbildung von Temperaturfeldern, Strömungsstrukturen und Rauchschichten ermöglichen und somit ein wertvolles Instrument in der brandschutztechnischen Planung darstellen. Die Qualität der Simulationsergebnisse hängt stark von der Genauigkeit der Eingangsparameter, der Netzauflösung sowie der Modellannahmen ab. Besonders Unsicherheiten in der Materialcharakterisierung und bei der Randbedingungsdefinition können zu signifikanten Abweichungen führen.

Literaturverzeichnis

- [1] K. Böhler und I. Dinkov, „Ertüchtigung eines kommerziellen Strömungssimulationsprogrammes zum praktikablen Gebrauch bei realen Brandszenarien Teil I,“ 2020.
- [2] S. Vilfayeau, J. White, P. Sunderland, A. Marshall und A. Trouve, „Large eddy simulation of flame extinction in a turbulent line fire exposed to air-nitrogen co-flow.,“ *Fire Safety Journal* 86, Bd. 86, pp. 16-31, 2016.
- [3] Z. Hu, Y. Utiskul, J. G. Quintiere und A. Trouve, „Towards large eddy simulations of flame extinction and carbon monoxide emission in compartment fires.,“ *Proceedings of the combustion institute*, Bd. 31, p. 2537–2545, 2007.
- [4] J. White, S. Vilfayeau, A. Marshall, A. Trouve und R. McDermott}, „Modeling flame extinction and reignition in large eddy simulations with fast chemistry,“ *Fire safety journal*, Bd. 90, pp. 72-85, 2017.
- [5] A. Inc, *ANSYS CFX-Solver Theory Guide (Release 19)*, ANSYS Inc, 2019.
- [6] C. Beyler, „Flammability limits of premixed and diffusion flames.,“ in *SFPE handbook of fire protection engineering.*, Springer, 2016, pp. 529-553.
- [7] J. Vaari, J. Floyd und R. McDERMOTT, „CFD simulations on extinction of co-flow diffusion flames.,“ *Fire Safety Science*, Bd. 10, p. 781–793, 2011.
- [8] V. Schröder und M. Molnarne, „Flammability of gas mixtures: Part 1: Fire potential.,“ *Journal of hazardous materials*, Bd. 121, p. 37–44, 2005.
- [9] J. Vaari, S. Hostikka, T. Sikanen und A. Paajanen, „Numerical simulations on the performance of water-based fire suppression systems.,“ *VTT Technology*, Bd. 54, p. 150, 2012.
- [10] Q. He, O. A. Ezekoye, C. Li und S. Lu, „Ventilation limited extinction of fires in ceiling vented compartments.,“ *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Bd. 91, pp. 570-583, 2015.

- [11] K. Ghaib, Einführung in die numerische Strömungsmechanik., Springer Vieweg, 2019.
- [12] U. Schneider, Ingenieurmethoden im Baulichen Brandschutz., Expert Verlag, 2007.
- [13] D. Augustin, „Untersuchung des Brandverhaltens unterschiedlichen Mobiliars bei reproduzierbarem Entstehungsbrand im Labormaßstab,“ 2019.
- [14] I. f. M. u. Baustofftechnologie, „Prüfbericht-19 11 063 32 0714-Bestimmung der Korngrößenverteilung,“ Karlsruhe, 2020.
- [15] C. Westbrook und F. Dryer, „Simplified Reaction Mechanisms for the Oxidation,“ *Combustion Science and Technology*, Bd. 27, pp. 31-43, Juli 1981.
- [16] D. Max, J. Braun, I. Dinkov und D. Trimis, „Flame Length Measurement in Compartment Fires with Image Analysis,“ in *European Combustion Meeting*, Neapel, 2021.
- [17] D. Max, „Anwendungsbereiche und –grenzen von Ingenieurverfahren bei Nachweisen für die Einhaltung der Anforderungen für die Sicher-stellung des abwehrenden Brandschutzes Teil V: Experimentelle Untersuchungen,“ Karlsruhe, 2024.