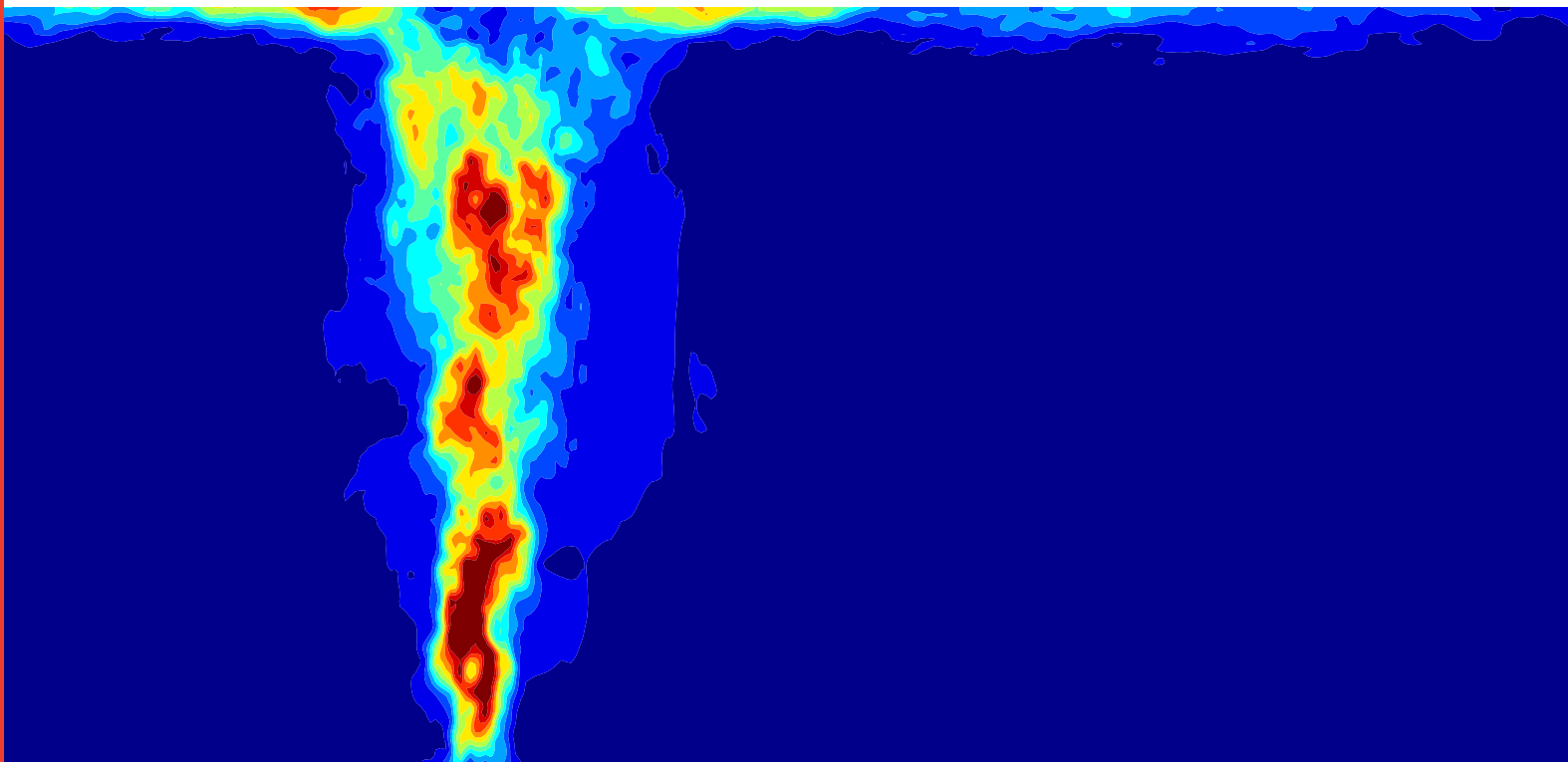


Probabilistische Bewertung von Entrauchungsanlagen

Mark Wesseling
Institute for Energy Efficient Buildings and Indoor Climate



Probabilistische Bewertung von Entrauchungsanlagen

Probabilistic Evaluation of Smoke Extraction Systems

Von der Fakultät für Maschinenwesen der Rheinisch-Westfälischen Technischen
Hochschule Aachen zur Erlangung des akademischen Grades eines Doktors der
Ingenieurwissenschaften genehmigte Dissertation

vorgelegt von

Mark Wesseling

Berichter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dirk Müller
Univ.-Prof. Dr.-Ing. Martin Kriegel

Tag der mündlichen Prüfung: 27. November 2020

Die Dissertation ist auf den Internetseiten der Universitätsbibliothek online verfügbar.

Bibliographische Information der Deutschen Nationalbibliothek

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über <http://dnb-nb.de> abrufbar.

D 82 (Diss. RWTH Aachen University, 2020)

Herausgeber:

Univ.-Prof. Dr.ir. Dr. h. c. Rik W. De Doncker

Direktor E.ON Energy Research Center

Institute for Energy Efficient Buildings and Indoor Climate (EBC)

E.ON Energy Research Center

Mathieustraße 10

52074 Aachen

E.ON Energy Research Center I 87. Ausgabe der Serie

EBC I Energy Efficient Buildings and Indoor Climate

Copyright Mark Wesseling

Alle Rechte, auch das des auszugsweisen Nachdrucks, der auszugsweisen oder vollständigen Wiedergabe, der Speicherung in Datenverarbeitungsanlagen und der Übersetzung, vorbehalten.

Printed in Germany

ISBN: 978-3-948234-01-0

1. Auflage 2021

Verlag:

E.ON Energy Research Center, RWTH Aachen University

Mathieustraße 10

52074 Aachen

Internet: www.eonerc.rwth-aachen.de

E-Mail: post_erc@eonerc.rwth-aachen.de

Mark Wesseling

Probabilistische Bewertung von Entrauchungsanlagen

Danksagung

Die vorliegende Dissertationsschrift entstand im Rahmen meiner Tätigkeiten am Lehrstuhl für Gebäude- und Raumklimatechnik des E.ON Energieforschungszentrums an der RWTH Aachen. Die Zeit am Lehrstuhl mit vielen sehr abwechslungsreichen Forschungsprojekten wird mir immer überaus positiv in Erinnerung bleiben. An dieser Stelle möchte ich mich bei allen Personen bedanken, die zu dieser Arbeit beigetragen haben und die Zeit am Lehrstuhl zu einer so schönen und prägenden Lebensphase gemacht haben.

Ich möchte mich ganz herzlich bei meinem Doktorvater Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dirk Müller für die Betreuung dieser Arbeit bedanken. Vielen Dank für die eingeräumten Freiheiten bei der Themenfindung sowie die vielen anregenden Diskussionen, die nicht nur richtungsweisend für diese Dissertation waren, sondern auch meine Arbeitsweise geprägt haben. Außerdem danke ich Univ.-Prof. Dr.-Ing. Martin Kriegel für die Begutachtung meiner Dissertation als Zweitprüfer und Univ.-Prof. Dr.-Ing. Reinhold Kneer für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes bei der mündlichen Prüfung.

Ein ganz besonderer Dank gilt Martin Schmidt, der mich zu Beginn meiner Zeit am Institut mit Rat und Tat unterstützt hat und auf dessen wertvolle Vorarbeiten im Bereich der Entrauchung meine Dissertation aufbaut. Ein ebenso großer Dank gilt Prof. Dr. Rita Streblow, die für mich immer ein offenes Ohr und eine passende Antwort für jede Art von Fragestellungen hatte.

Ich bedanke mich bei allen HiWis sowie allen Studierenden, deren wissenschaftliche Arbeiten ich betreut habe, für die wertvolle Unterstützung in den Forschungsprojekten. Des Weiteren danke ich der elektrischen und mechanischen Werkstatt um Achim Reimer und Wolfgang Tschöp, dem Sekretariat um Doris Heinzl sowie dem Controlling um Herbert Kloubert für die stets sehr freundliche Unterstützung.

Weiterhin bedanke ich mich bei allen Kolleginnen und Kollegen für die unvergesslich schöne Zeit am Institut und die freundschaftliche Arbeitsatmosphäre. Durch die vielen Dinge, die wir auch in der Freizeit zusammen erlebt haben, vergingen die Jahre am Institut wie im Flug. Insbesondere möchte ich mich bei Dr. Björn Flieger, Paul Seiwert und Dr. Kai Rewitz für die geniale gemeinsame Zeit im Büro bedanken.

Ein riesiger Dank gilt meiner Familie und meinen Freunden, die diese Dissertation erst möglich gemacht, mir stets den Rücken gestärkt und mich oft an die wirklich wichtigen Dinge im Leben erinnern haben. Der allergrößte Dank gilt jedoch meiner Frau Gesa, die mich in allen Phasen der Dissertation bedingungslos unterstützt hat. Vielen Dank für deine unfassbar große Geduld und deine liebevolle Motivation die Dissertation zum Abschluss zu bringen.

Kurzfassung

Weltweit gibt es sehr viele Todesfälle durch Brände in Gebäuden, die häufig durch den dabei entstehenden Rauch verursacht werden. Dieser stellt dabei nicht nur ein Atemgift dar, er verringert zusätzlich die Sichtweite und erschwert somit aus dem Gebäude flüchtenden Personen die Orientierung. Um den Rauch im Brandfall aus dem Gebäude abzuführen, können Rauch- und Wärmeabzugsanlagen verwendet werden. Zu diesen zählen insbesondere die natürlichen Rauchabzugsanlagen (NRA), die das Rauchgas aufgrund des hydrostatischen Drucks durch Dachöffnungen abtransportieren, und die maschinellen Rauchabzugsanlagen (MRA), die durch Ventilatoren betrieben werden. Die Leistungsfähigkeit der Anlagen ist von verschiedenen Randbedingungen abhängig, die – wie beispielsweise das Wetter – kaum vorhersagbar sind und einer großen Streuung unterliegen. Trotz dieser Abhängigkeit wird die Unsicherheit der Randbedingungen im Planungsprozess nach aktuellem Stand der Technik nicht hinreichend berücksichtigt.

Zur Schließung dieser Lücke im Planungsprozess wird mit der vorliegenden Arbeit ein neues simulatives Verfahren vorgestellt, das die Randbedingungen und deren realitätsnahe Streuung bei der Berechnung von Leistungskriterien berücksichtigt. Hierzu wird ein Strömungssimulationsmodell für den CFD-Code Fire Dynamics Simulator (FDS) erstellt und mit der Monte-Carlo-Methode gekoppelt. Die durchgeführte Sensitivitätsanalyse zeigt, dass unterschiedliche Parameter zur Beschreibung des Wetters sowie des Brandherds einen besonders großen Einfluss auf die Leistungskriterien haben. Aus diesem Grund werden im probabilistischen Simulationsmodell die Windgeschwindigkeit und -richtung sowie die Außentemperatur, die maximale Brandleistung, der Brandentwicklungsfaktor, die Rußausbeute und die Position des Brandherds mit entsprechenden Verteilungsfunktionen implementiert. Um den Wind bei akzeptablen Rechenzeiten berücksichtigen zu können, wird im Modell eine Entkopplung der Umgebungssimulation von der Innenraumströmung angewendet.

Im Rahmen dieser Arbeit wird eine Monte-Carlo-Simulation mit 1 000 Parameterkombinationen für eine einfache Gebäudegeometrie mit quadratischer Grundfläche angewendet. Für jede Parameterkombination wird jeweils eine Simulation mit NRA und MRA als Rauchfreihaltungsmaßnahme durchgeführt. Die Simulationen stellen nicht nur einen ersten Anwendungsfall für das Berechnungstool dar, sondern lassen auch einen Vergleich der Personensicherheit zwischen NRA und MRA zu. Zur Ermittlung dieser wird der Anteil der Simulationen bestimmt, bei denen die gewählten Leistungskriterien erfüllt sind. Dieser Wert stellt eine Abschätzung der Wahrscheinlichkeit dar, mit der Personen im Brandfall überleben können. Die Ergebnisse zeigen, dass die Personensicherheit im Innenraum in den ersten sechs Minuten nach Brandbeginn bei MRA im Vergleich zu NRA größer ist. Während zwei Minuten nach Brandbeginn bei MRA noch mit einer Wahrscheinlichkeit von 100 % von sicheren Bedingungen ausgegangen werden kann, liegt diese bei NRA bei 80 %. Erst ab der siebten Minute führen die gewählten Parametergrenzen zu gleichen Bedingungen bei NRA und MRA, bei denen in 50 % der Fälle von einem sicheren Zustand ausgegangen werden kann.

Abstract

There are many deaths worldwide from fires in buildings, often caused by the resulting smoke. Smoke is not only a respiratory poison; it also reduces visibility and thus prevents people from finding their way out of the building. Smoke and heat exhaust systems can be used to remove smoke from the building in the event of a fire. These include the natural smoke extraction systems (NSE), which transport the smoke through roof openings using hydrostatic pressure, and the mechanical smoke extraction systems (MSE), which are operated by fans. The performance of the systems depends on many boundary conditions. These are hardly predictable and subject to large fluctuations, such as the weather. According to the current state of the art, despite the importance of the boundary conditions, their unstable nature is not sufficiently considered in the building planning process.

To close this gap in the process, this thesis presents a new simulative approach that considers the boundary conditions and their realistic variations in the calculation of performance criteria. For this purpose, a flow simulation model for the CFD code Fire Dynamics Simulator (FDS) is created and coupled with the Monte Carlo method. The performed sensitivity analysis indicates that different parameters for the description of the weather and the source of the fire have a particularly large influence on the performance criteria. The probabilistic simulation model therefore includes the wind speed and direction as well as the ambient temperature, the maximum heat release rate, the fire development factor, the soot yield and the position of the fire source with corresponding distribution functions. To consider the wind at acceptable calculation times, this model applies a decoupling of the environmental simulation from the interior flow.

This thesis performs a Monte Carlo simulation with 1 000 parameter combinations for a simple building geometry with a square base area. Two simulations, testing the smoke control performance of NSE and MSE respectively, are carried out for each parameter combination. The simulations are not only an initial application for the calculation tool but also a comparison between NSE and MSE to determine the personal safety provided by each. In the first six minutes after the start of the fire, the personal safety in the interior is greater with MSE as compared to NSE. Two minutes after the start of a fire, there is still 100% probability of safe conditions for people with MSE; for those with NSE, it is just 80%. After the seventh minute, the selected parameter limits confirm equal conditions for NSE and MSE, in which a safe condition can be assumed in 50% of the cases.

Inhaltsverzeichnis

Nomenklatur	xi
Abbildungsverzeichnis	xv
Tabellenverzeichnis	xxii
1 Einleitung	1
1.1 Motivation	1
1.2 Zielsetzung und Struktur der Arbeit	4
2 Grundlagen zu Bränden und Rauch in Gebäuden	7
2.1 Entstehung und Entwicklung von Bränden und Rauch	7
2.2 Mathematische Beschreibung von Bränden und Rauch	11
2.3 Rauchfreihaltung von Gebäuden	19
2.4 Methoden und Modelle zur Berechnung der Rauchausbreitung	24
2.4.1 Zonenmodelle	25
2.4.2 CFD-Modelle	26
3 Stand des Wissens zur Bewertung der Leistung von Entrauchungsanlagen in Gebäuden	33
3.1 Leistungskriterien für die Entrauchung	34
3.2 Berücksichtigung von Umgebungsbedingungen bei der Bewertung von Entrauchungsanlagen	38
3.3 Berücksichtigung von unsicheren Randbedingungen	41
4 Simulationsmodell für Rauchfreihaltung von Gebäuden	45
4.1 Fire Dynamics Simulator	45
4.2 Validierung anhand wichtiger Strömungsphänomene bei Bränden	47
4.2.1 Strömungsfeld des thermisch bedingten Freistrahls	47
4.2.2 Stabilität thermisch bedingter Scherschichten	53
4.3 Simulationsmodell für Entrauchungsanlagen	56
4.3.1 Druckverlust bei der Durchströmung von NRWG	57
4.3.2 Abbildung von Entrauchungsventilatoren	60
4.4 Einfluss des Windes auf Entrauchungsanlagen	62
4.4.1 Verifizierung der Kopplung von Innen- und Außenströmung bei NRA	71

4.5	Gesamtmodell für eine einfache Gebäudegeometrie	72
5	Sensitivität von Entrauchungsanlagen bezüglich unterschiedlicher Randbedingungen	77
5.1	Natürliche und maschinelle Entrauchung bei bekannten Randbedingungen	77
5.2	Einfluss des Wetters auf die Entrauchung von Gebäuden	82
5.3	Einfluss der Brandeigenschaften auf die Entrauchung von Gebäuden	89
6	Bewertung von Entrauchungsanlagen bei unsicheren Randbedingungen	97
6.1	Simulationsmodell mit stochastischen Randbedingungen	97
6.2	Leistung von Entrauchungsanlagen bei unsichereren Randbedingungen	105
6.2.1	Konvergenz der Monte-Carlo-Simulationen	105
6.2.2	Leistung der Entrauchungsanlagen 10 Minuten nach Brandbeginn	107
6.2.3	Zeitabhängige Leistung der Entrauchungsanlagen	109
6.2.4	Bewertung anhand von Versagenswahrscheinlichkeiten	111
6.2.5	Detaillierte Analyse von zwei exemplarisch ausgewählten Simulationsfällen . .	117
7	Zusammenfassung und Ausblick	121
	Literaturverzeichnis	125
A	Anhang	137

Nomenklatur

Lateinische Formelzeichen

Symbol	Bedeutung	Einheit
A	Fläche	m^2
A_G	freie Querschnittsfläche	m^2
A_W	aerodynamisch wirksame Querschnittsfläche	m^2
c_0	Lichtgeschwindigkeit im Vakuum	m/s
c_p	spezifische Wärmekapazität (isobar)	$\text{J}/(\text{kgK})$
c_p	Druckbeiwert	-
c_v	Durchflussbeiwert	-
C	Konstante	-
d	Höhe der raucharmen Schicht	m
D	Durchmesser	m
D_L	optische Dichte pro Weglänge	m^{-1}
D^*	charakteristischer Durchmesser	m
g	Betrag der Erdbeschleunigung	m/s^2
h	Höhe	m
h_f	Zeitpunkt des Brandbeginns (Stunde des Jahres)	h
h_p	Planck'sches Wirkungsquantum	Js
H	Höhe	m
H_i	Heizwert	MJ/kg
i	Laufindex für Simulationen	-
I	Strahlungsintensität	W/m^2
I_λ	spezifische Strahlungsintensität	$\text{W}/(\text{m}^2\text{sr})$
j	Laufindex für Parameterkombinationen	-
k	Konstante	-
k_A	Absorptionskoeffizient (Strahlung)	-
k_B	Boltzmann-Konstante	J/K
K	Extinktionskoeffizient	m^{-1}
K_M	massenspezifischer Extinktionskoeffizient	m^2/kg
K_p	Konstante für Plumeformel (Induktionsfaktor)	-
L	Weglänge	m

Lateinische Formelzeichen

Symbol	Bedeutung	Einheit
L_{st}	stöchiometrischer Luftbedarf	kg/kg
m	Masse	kg
$\dot{m}$	Massenstrom	kg/s
$\dot{m}''$	flächenspezifischer Massenstrom	kg/(m ² s)
$\dot{m}'''$	volumenspezifischer Massenstrom	kg/(m ³ s)
$M_{s,\lambda}$	spektrale spezifische Ausstrahlung	W/(m ² nm)
N	Anzahl Parameterkombinationen	-
p	Druck	Pa
$\dot{q}'''$	volumenspezifischer Wärmestrom	W/m ³
$\dot{q}''$	flächenspezifischer Wärmestrom	W/m ²
Q	Wärmemenge bzw. Brandlast	J
$\dot{Q}$	Wärmestrom	W
r	Radius	m
s	Weglänge	m
S	Sichtweite	m
t	Zeit	s
T	Temperatur	°C
u	Strömungsgeschwindigkeit	m/s
v_r	radiale Ausbreitungsgeschwindigkeit	m/s
$\dot{V}$	Volumenstrom	m ³ /h
w	Zufallszahl zwischen 0 und 1	-
x	Entfernung vom Koordinatenursprung in Richtung der x-Koordinate	m
y	Entfernung vom Koordinatenursprung in Richtung der y-Koordinate	m
y_R	lokale Rußkonzentration	kg/kg
Y_R	Rußausbeute	kg/kg
z	Entfernung vom Koordinatenursprung in Richtung der z-Koordinate (Höhe)	m
z_0	Höhe des virtuellen Ursprungs	m

Griechische Formelzeichen

Symbol	Bedeutung	Einheit
α_λ	Absorptionsgrad	-

Griechische Formelzeichen

Symbol	Bedeutung	Einheit
α_f	Brandentwicklungsfaktor	kW/s^2
γ_w	Windrichtung	°
δ_p	Öffnungswinkel des thermischen Auftriebsstrahls	°
Δx	Kantenlänge des Rechengitters	m
Δ	Differenz	-
ϵ_λ	Emissionsgrad	-
ζ	Druckverlustbeiwert	-
η	dynamische Viskosität	Pas
η_p	Konstante für Plumeformel	-
θ	Polarwinkel	rad
κ	Temperaturleitfähigkeit	m^2/s
λ	Wellenlänge	nm
λ_L	Verbrennungsluftverhältnis	kg/kg
λ_{th}	Wärmeleitfähigkeit	$\text{W}/(\text{mK})$
ν	kinematische Viskosität	m^2/s
ρ	Dichte	kg/m^3
σ	Stefan-Boltzmann-Konstante	$\text{W}/(\text{m}^2\text{K}^4)$
σ_s	Streukoeffizient (Strahlung)	-
τ	Schubspannung	Pa
τ_λ	Transmissionsgrad	-
τ_f	Brandentwicklungsdauer	s
ϕ	Azimutwinkel	rad
φ	relative Luftfeuchtigkeit	-
χ	Verbrennungseffektivität	-
Φ	Phasenfunktion der Streuung	-

Indizes

Symbol	Bedeutung
0	in Bezug auf den Ausgangszustand
A	Umgebungsbedingungen (Außenluft)
Ab	Abluftöffnung
B	Brennstoff
BP	Betriebspunkt
cond	Leitung (engl.: conduction)

Indizes

Symbol	Bedeutung
conv	Konvektion (engl.: convection)
f	Feuer
fl	Flamme
G	Gerät
int	Integrationsgrenze
L	Luft
m	Mittelung
max	maximal
min	minimal
MRA	Wert für die maschinelle Rauchabzugsanlage
NRA	Wert für die natürliche Rauchabzugsanlage
p	im Auftriebsstrahl (engl.: plume)
rad	Strahlung (engl.: radiation)
s	Strahlung
st	stöchiometrisch
tats	tatsächlich
V	Ventilator
W	Wind
x	Komponente eines Vektors in x-Richtung
y	Komponente eines Vektors in y-Richtung
z	Komponente eines Vektors in z-Richtung
Zu	Zuluftöffnung
∞	in Bezug auf den ungestörten Umgebungszustand

Abkürzungen

Symbol	Bedeutung
ASET	verfügbare Räumungszeit (engl.: Available Safe Egress Time)
BIM	Bauwerksdatenmodellierung (engl.: Building Information Modeling)
BMA	Brandmeldeanlage
CAD	rechnerunterstütztes Konstruieren (engl.: Computer-Aided Design)
CFD	numerische Strömungssimulation (engl.: Computational Fluid Dynamics)
DES	Detached-Eddy Simulation
DNS	Direkte Numerische Simulation
DoE	statistische Versuchsplanung (engl.: Design of Experiments)

Abkürzungen

Symbol	Bedeutung
DWD	Deutscher Wetterdienst
FDS	Fire Dynamics Simulator (Softwaretool)
FED	fraktionelle effektive Dosis
GPU	Grafikprozessor (engl.: Graphics Processing Unit)
LES	Large-Eddy Simulation
MRA	maschinelle Rauchabzugsanlage
NIST	National Institute of Standards and Technology
NRA	natürliche Rauchabzugsanlage
NRWG	natürliches Rauch- und Wärmeabzugsgerät
PA	Polyamid
PAK	polyzyklische aromatische Kohlenwasserstoffe
PE	Polyethylen
PFS	Probabilistic Fire Simulator (Softwaretool)
PP	Polypropylen
PS	Polystyrol
RANS	Reynolds-gemittelte Navier-Stokes-Gleichungen
RDA	Rauchdruckanlage
RMSE	Wurzel der mittleren Fehlerquadratsumme (engl.: Root Mean Square Error)
RSET	benötigte Räumungszeit (engl.: Required Safe Egress Time)
SBES	Stress-Blended Eddy Simulation
SORM	Zuverlässigkeitstheorie zweiter Ordnung (engl.: Second Order Reliability Method)
VDMA	Verband Deutscher Maschinen- und Anlagenbau e. V.
vfdb	Vereinigung zur Förderung des Deutschen Brandschutzes
VTT	Technisches Forschungszentrum Finnland
WA	Wärmeabzugsanlage

Abbildungsverzeichnis

1.1	Todesopfer in Deutschland durch Exposition gegenüber Rauch, Feuer und Flammen [88]	2
1.2	Brandopfer pro 100 000 Einwohner in ausgewählten Ländern im Jahr 2015 (Daten nach Brushlinsky u. a. [9])	2
1.3	Grafische Veranschaulichung der Struktur der Arbeit mit inhaltlicher Einordnung der Hauptkapitel	5
2.1	Qualitativer Temperaturverlauf und Phasen während eines natürlichen Brandes nach Usemann [94]	8
2.2	Feuer und thermischer Auftriebsstrahl nach Winkler [106] und Zitzelsberger u. a. [112]	10
2.3	Entwicklung von Massenstrom, Temperatur und Geschwindigkeit im thermischen Auftriebsstrahl über einem Feuer	16
2.4	Schematische Darstellung einer typischen Rauchgasschichtung bei einem Brand in einem Gebäude	18
2.5	Klassifizierung unterschiedlicher Maßnahmen des Brandschutzes nach Kurth [53] sowie Werner [101]	20
2.6	Natürliche (links) und maschinelle (rechts) Rauchabzugsanlage und Verlauf der Druckdifferenz Δp zur Umgebung in Abhängigkeit der Höhe z (mittig)	21
2.7	Strömung durch ein natürliches Rauch- und Wärmeabzugsgerät	22
2.8	Bestimmung von Ventilatorbetriebspunkten für unterschiedliche Temperaturen . . .	23
2.9	Darstellung der unterschiedlichen Methoden zum Nachweis der Erreichung von Schutzzielen bei der Auslegung von Rauch- und Wärmeabzugsanlagen	24
2.10	Mehrzonenmodell mit Massenbilanz (blau) und Energiebilanz (rot) nach Zitzelsberger u. a. [112]	25
2.11	Zeitliche und örtliche Diskretisierung zur Nutzung der Finite-Differenzen-Methode .	31
4.1	Geschwindigkeit (z -Komponente) im thermisch bedingten Auftriebsstrahl über einem Brand mit einer Leistung von $\dot{Q}_f = 500 \text{ kW}$	48
4.2	Geschwindigkeit (z -Komponente) und Temperatur im thermisch bedingten Auftriebsstrahl entlang der Strahlachse, Vergleich zwischen Simulationsergebnis mit $\dot{Q}_f = 500 \text{ kW}$ und Modell nach McCaffrey	49
4.3	Horizontale Geschwindigkeitsprofile im thermisch bedingten Auftriebsstrahl in den Abständen 2 m, 4 m und 6 m	50

4.4	Horizontale Temperaturprofile im thermisch bedingten Auftriebsstrahl in den Abständen 2 m, 4 m und 6 m	50
4.5	Massenstrom des thermisch bedingten Auftriebsstrahls und Vergleich mit unterschiedlichen, (halb-)empirischen Auftriebsstrahlmodellen (Plumefomeln)	51
4.6	Skizze der Geometrie des Modellraumes nach Knospe [48]	53
4.7	Konturdarstellung der Geschwindigkeit des simulierten Versuchs V5 im Schnitt durch die xz-Ebene bei $y = 0,25$ m	54
4.8	Konturdarstellung der Temperatur des simulierten Versuchs V5 im Schnitt durch die xz-Ebene bei $y = 0,25$ m	55
4.9	Vergleich der Temperaturschichtung über der Höhe zwischen Messung den Messungen durch Knospe [48] und den Simulation der Versuche V1, V3 und V5	56
4.10	Skizze der Geometrie des verwendeten Simulationsmodells zur Bestimmung des Druckverlustes durch eine Deckenöffnung	57
4.11	Betrag der Geschwindigkeit und Druckdifferenz zur Umgebung als zeitlich gemittelte Größen im Konturplot durch die xz-Ebene	58
4.12	Zeitlich und örtlich gemittelte Druckdifferenz über die Deckenöffnung in Abhängigkeit der mittleren Geschwindigkeit im Öffnungsquerschnitt	59
4.13	Simulationsergebnisse zur Überprüfung des in FDS implementierten Ventiltormodells für homogene Raumtemperaturen von 20°C und 200°C unter Berücksichtigung der hydrostatischen sowie windbedingten Druckdifferenzen	61
4.14	Definition der Windrichtung in Bezug auf die Gebäudefassade (Draufsicht)	64
4.15	Rechennetz für das Simulationsmodell zur Berechnung der Gebäudeumströmung bei Wind	65
4.16	Kontur der Geschwindigkeit und der Druckdifferenz zur Umgebung in der yz-Ebene bei $x = 0$ m bei einer Windgeschwindigkeit von 5 m/s und einer Windrichtung von 15°	66
4.17	Kontur der Geschwindigkeit in der Draufsicht (xy-Ebene) bei $z = 3$ m bei einer Windgeschwindigkeit von 5 m/s und einer Windrichtung von 15°	67
4.18	Kontur der Druckdifferenz zur Umgebung auf der nördlichen Gebäudefassade bei einer Windgeschwindigkeit von 5 m/s und einer Windrichtung von 15°	67
4.19	Differenzdruck zur Umgebung an der Zuluft- und Deckenöffnung in Abhängigkeit der Simulationszeit bei einer Windgeschwindigkeit von 5 m/s und einer Windrichtung von 15°	68
4.20	Berechnete Druckbeiwerte für Zuluft- und Deckenöffnung in Abhängigkeit der Windrichtung für die Windgeschwindigkeiten 5 m/s und 10 m/s sowie von diesen abgeleitete Modellgleichungen	69
4.21	Vergleich der Volumenströme durch die Zuluftöffnung bei einer Windgeschwindigkeit von 5 m/s zwischen gekoppelter Simulation und Vergleichssimulation in Abhängigkeit der Windrichtung	72

4.22 Skizze der gewählten Gebäudegeometrie (Aufsicht und Seitenansicht)	73
4.23 Darstellung der Geometrie des Gebäudemodells in der Software Smokeview [27] am Beispiel der natürlichen Entrauchung	74
5.1 Zeitliche Entwicklung des Brennstoffmassenstromes (rechte y-Achse) und der freigesetzten Wärmeleistung des Brandes (linke y-Achse) bei NRA und MRA	78
5.2 Zeitliche Entwicklung des Volumenstromes der aus dem Raum abgeführten Rauchgase bei NRA und MRA	79
5.3 Zeitliche Entwicklung des Massenstromes der aus dem Raum abgeführten Rauchgase bei NRA und MRA	79
5.4 Zeitliche Entwicklung der mittleren Temperaturen im Gebäude auf unterschiedlichen Höhen bei NRA und MRA	80
5.5 Zeitliche Entwicklung der Sichtweiten im Gebäude auf unterschiedlichen Höhen bei NRA und MRA	81
5.6 Änderung von Volumen- und Massenstrom der Entrauchung in Abhängigkeit der Außentemperatur	82
5.7 Änderung von Temperaturerhöhung und Sichtweite im Gebäude in 3 m Höhe in Abhängigkeit der Außentemperatur	83
5.8 Änderung von Volumen- und Massenstrom der Entrauchung in Abhängigkeit der durch Wind bedingten Druckdifferenz zwischen Zu- und Abluft	84
5.9 Änderung von Temperaturerhöhung und Sichtweite im Gebäude in 3 m Höhe in Abhängigkeit der durch Wind bedingten Druckdifferenz zwischen Zu- und Abluft	85
5.10 Änderung von Volumen- und Massenstrom der Entrauchung in Abhängigkeit der relativen Luftfeuchtigkeit der Umgebung	86
5.11 Änderung von Temperaturerhöhung und Sichtweite im Gebäude in 3 m Höhe in Abhängigkeit der relativen Luftfeuchtigkeit der Umgebung	86
5.12 Änderung von Volumen- und Massenstrom der Entrauchung in Abhängigkeit des absoluten Luftdrucks der Umgebung auf Höhe des Bodens	87
5.13 Änderung von Temperaturerhöhung und Sichtweite im Gebäude in 3 m Höhe in Abhängigkeit des absoluten Luftdrucks der Umgebung auf Höhe des Bodens	88
5.14 Änderung von Volumen- und Massenstrom der Entrauchung in Abhängigkeit der maximalen Brandleistung	90
5.15 Änderung von Temperaturerhöhung und Sichtweite im Gebäude in 3 m Höhe in Abhängigkeit der maximalen Brandleistung	90
5.16 Änderung von Volumen- und Massenstrom der Entrauchung in Abhängigkeit des Brandentwicklungsfaktors	91
5.17 Zeitlicher Verlauf des Massenstromes der Entrauchung bei NRA und MRA für Brandentwicklungsfaktoren von $0,01 \text{ kW/s}^2$ und $0,1 \text{ kW/s}^2$	91

5.18 Änderung von Temperaturerhöhung und Sichtweite im Gebäude in 3 m Höhe in Abhängigkeit des Brandentwicklungsfaktors	92
5.19 Änderung von Volumen- und Massenstrom der Entrauchung in Abhängigkeit der Rußausbeute	93
5.20 Änderung von Temperaturerhöhung und Sichtweite im Gebäude in 3 m Höhe in Abhängigkeit der Rußausbeute	93
5.21 Änderung von Volumen- und Massenstrom der Entrauchung in Abhängigkeit der Position des Brandherds im Raum (y-Position)	94
5.22 Änderung von Temperaturerhöhung und Sichtweite im Gebäude in 3 m Höhe in Abhängigkeit der Position des Brandherds im Raum (y-Position)	95
6.1 Verteilungsfunktionen für die x- und y-Position des Brandherds (linke y-Achse) und für die maximale Brandleistung (rechte y-Achse)	100
6.2 Häufigkeitsverteilung (linke y-Achse) und kumulierte Summenhäufigkeit (rechte y-Achse) der Außentemperatur des für die Monte-Carlo-Simulationen verwendeten Wetterdatensatzes	101
6.3 Flussdiagramm zur Berechnung der windbedingten Druckdifferenz zwischen Zu- und Abluft aus den Daten der Testreferenzjahre durch Generierung eines zufälligen Zeitpunktes im Jahr	102
6.4 Flussdiagramm zum Ablauf des Monte-Carlo-Gesamtmodells für einen PC mit mehreren Prozessorkernen oder Threads	103
6.5 Verteilung der Rußausbeute bei der Monte-Carlo-Simulation mit $N = 1\,000$ Parameterkombinationen im Vergleich zur idealen Verteilung anhand der vorgegebenen Verteilungsfunktion	104
6.6 Mittelwert der Temperatur in 2,5 m Höhe bei NRA in Abhängigkeit der Anzahl durchgeführter Simulationen sowie Differenz zum vorherigen Mittelwert (lokaler Gradient)	106
6.7 Mittelwerte des Volumenstromes (a), der Temperatur (b) sowie der Sichtweite (c) in 2,5 m Höhe über alle Simulationen bei NRA und MRA 10 Minuten nach Brandbeginn	108
6.8 Mittlerer Volumenstrom der Entrauchung bei NRA und MRA in Abhängigkeit der Zeit nach Brandbeginn	109
6.9 Mittlere Temperatur in 2,5 m Höhe bei NRA und MRA in Abhängigkeit der Zeit nach Brandbeginn	110
6.10 Mittlere Sichtweite in 2,5 m Höhe bei NRA und MRA in Abhängigkeit der Zeit nach Brandbeginn	110
6.11 Häufigkeitsverteilungen der Volumenströme der Entrauchung bei NRA und MRA 5 Minuten nach Brandbeginn	111
6.12 Häufigkeitsverteilungen der Temperatur in 2,5 m Höhe bei Entrauchung durch NRA und MRA 5 Minuten nach Brandbeginn	112

6.13 Häufigkeitsverteilungen der Sichtweite in 2,5 m Höhe bei Entrauchung durch NRA und MRA 5 Minuten nach Brandbeginn	113
6.14 Relativer Anteil der Simulationen bei NRA und MRA, bei denen die Temperatur in 2,5 m Höhe maximal 60 °C beträgt in Abhängigkeit der Zeit nach Brandbeginn	114
6.15 Relativer Anteil der Simulationen bei NRA und MRA, bei denen die Sichtweite in 2,5 m Höhe mindestens 10 m beträgt in Abhängigkeit der Zeit nach Brandbeginn	115
6.16 Relativer Anteil der Simulationen bei NRA und MRA, bei denen eine robuste Entrauchung vorliegt (Erfüllung der 3 Kriterien: Volumenstrom $\dot{V} \geq 0 \text{ m}^3/\text{h}$, Temperatur $T \leq 60 \text{ °C}$, Sichtweite $S \geq 10 \text{ m}$)	116
6.17 Mittelwerte des Volumenstromes (a), der Sichtweite (b) sowie der Temperatur (c) in 2,5 m Höhe bei den Simulationsfällen Case-0029 und Case-0427 mit NRA und MRA 10 Minuten nach Brandbeginn	118
6.18 Case-0029: Sichtweite in der yz-Ebene bei $x = 0 \text{ m}$, zeitliche Mittelung von $t = 9,5 \text{ min}$ bis $t = 10,5 \text{ min}$	119
6.19 Case-0427: Temperatur in der yz-Ebene bei $x = 0 \text{ m}$, zeitliche Mittelung von $t = 9,5 \text{ min}$ bis $t = 10,5 \text{ min}$	120
A.1 Sachschaden durch Großbrände in Deutschland [54]	137
A.2 Konturdarstellung der Temperatur des simulierten Versuchs V1 im Schnitt durch die xz-Ebene bei $y = 0,25 \text{ m}$	139
A.3 Konturdarstellung der Geschwindigkeit des simulierten Versuchs V1 im Schnitt durch die xz-Ebene bei $y = 0,25 \text{ m}$	139
A.4 Konturdarstellung der Temperatur des simulierten Versuchs V3 im Schnitt durch die xz-Ebene bei $y = 0,25 \text{ m}$	140
A.5 Konturdarstellung der Geschwindigkeit des simulierten Versuchs V3 im Schnitt durch die xz-Ebene bei $y = 0,25 \text{ m}$	140
A.6 Temperatur in der yz-Ebene bei $x = 0 \text{ m}$ bei NRA, zeitliche Mittelung von $t = 4 \text{ min}$ bis $t = 5 \text{ min}$	145
A.7 Temperatur in der yz-Ebene bei $x = 0 \text{ m}$ bei MRA, zeitliche Mittelung von $t = 4 \text{ min}$ bis $t = 5 \text{ min}$	145
A.8 Geschwindigkeit in der yz-Ebene bei $x = 0 \text{ m}$ bei NRA, zeitliche Mittelung von $t = 4 \text{ min}$ bis $t = 5 \text{ min}$	146
A.9 Geschwindigkeit in der yz-Ebene bei $x = 0 \text{ m}$ bei MRA, zeitliche Mittelung von $t = 4 \text{ min}$ bis $t = 5 \text{ min}$	146
A.10 Sichtweite in der yz-Ebene bei $x = 0 \text{ m}$ bei NRA, zeitliche Mittelung von $t = 4 \text{ min}$ bis $t = 5 \text{ min}$	146
A.11 Sichtweite in der yz-Ebene bei $x = 0 \text{ m}$ bei MRA, zeitliche Mittelung von $t = 4 \text{ min}$ bis $t = 5 \text{ min}$	147

A.12 Temperatur in der yz-Ebene bei $x = 0$ m bei NRA, zeitliche Mittelung von $t = 9$ min bis $t = 10$ min	147
A.13 Temperatur in der yz-Ebene bei $x = 0$ m bei MRA, zeitliche Mittelung von $t = 9$ min bis $t = 10$ min	147
A.14 Geschwindigkeit in der yz-Ebene bei $x = 0$ m bei NRA, zeitliche Mittelung von $t = 9$ min bis $t = 10$ min	148
A.15 Geschwindigkeit in der yz-Ebene bei $x = 0$ m bei MRA, zeitliche Mittelung von $t = 9$ min bis $t = 10$ min	148
A.16 Sichtweite in der yz-Ebene bei $x = 0$ m bei NRA, zeitliche Mittelung von $t = 9$ min bis $t = 10$ min	148
A.17 Sichtweite in der yz-Ebene bei $x = 0$ m bei MRA, zeitliche Mittelung von $t = 9$ min bis $t = 10$ min	149
A.18 Häufigkeitsverteilungen (linke Achse) und kumulierte Summenhäufigkeit (rechte Achse) der Windgeschwindigkeit des für die Monte-Carlo-Simulationen verwendeten Wetterdatensatzes	150
A.19 Häufigkeitsverteilungen (linke Achse) und kumulierte Summenhäufigkeit (rechte Achse) der Windrichtung des für die Monte-Carlo-Simulationen verwendeten Wetterdatensatzes	150
A.20 Mittelwert der Sichtweite auf 2,5 m Höhe bei NRA in Abhängigkeit der Anzahl durchgeführter Simulationen sowie Differenz zum vorherigen Mittelwert (lokaler Gradient)	151
A.21 Relativer Anteil der Simulationen bei NRA und MRA, bei denen der Volumenstrom der Entrauchung nichtnegativ ist in Abhängigkeit der Zeit nach Brandbeginn	151

Tabellenverzeichnis

2.1	Heizwerte und Luftbedarfe verschiedener flüssiger und fester Brennstoffe nach [83] und [28]	12
2.2	Parameter zur Berechnung von Temperatur, Geschwindigkeit und Massenstrom im thermischen Auftriebsstrahl anhand der Gleichungen 2.11 bis 2.13 nach McCaffrey [59, 60]	16
2.3	Rußausbeuten verschiedener flüssiger und fester Brennstoffe für brandlastgesteuerte Brände	17
3.1	Definition von Grenzwerten für Leistungskriterien in Normung und Wissenschaft . .	37
4.1	Geschwindigkeiten, Volumenströme und Massenströme der simulierten Fälle zur Bestimmung des Druckverlustes durch eine Deckenöffnung	59
6.1	Parameter der Monte-Carlo-Simulation nach Kategorie und Art der Vorgabe des Wertes bzw. Wertebereichs im Simulationsmodell	98
6.2	Randbedingungen der Simulationsfälle Case-0029 und Case-0427	117
A.1	Vergleich zwischen diversen Temperaturen aus Messungen durch Knospe [48] und Simulationen der Versuche V1, V3 und V5	141
A.2	Aus den Simulationen berechnete Druckdifferenz zur Umgebung an Nachströmöffnung und Deckenöffnung in Abhängigkeit von Windgeschwindigkeit u_W und Windrichtung γ_W	141
A.3	Absolute Simulationsergebnisse der Sensitivitätsanalyse bei Variation der Außentemperatur	142
A.4	Absolute Simulationsergebnisse der Sensitivitätsanalyse bei Variation der durch Wind bedingten Druckdifferenz zwischen Zu- und Abluft	142
A.5	Absolute Simulationsergebnisse der Sensitivitätsanalyse bei Variation der relativen Luftfeuchtigkeit der Umgebung	143
A.6	Absolute Simulationsergebnisse der Sensitivitätsanalyse bei Variation des absoluten Luftdrucks der Umgebung auf Höhe des Bodens	143
A.7	Absolute Simulationsergebnisse der Sensitivitätsanalyse bei Variation der maximalen Brandleistung	144
A.8	Absolute Simulationsergebnisse der Sensitivitätsanalyse bei Variation des Brandentwicklungsfaktors	144

A.9 Absolute Simulationsergebnisse der Sensitivitätsanalyse bei Variation der Rußausbeute	144
A.10 Absolute Simulationsergebnisse der Sensitivitätsanalyse bei Variation der Position des Brandherds im Raum (y-Position)	145

1 Einleitung

In den folgenden beiden Abschnitten wird die Motivation für die Durchführung dieser Dissertation vorgestellt sowie die Zielsetzung und Struktur der Arbeit detailliert beschrieben. Im Abschnitt 1.1 wird dabei zunächst der Beitrag, den diese Arbeit im Bereich der Auslegung und Simulation von Gebäuden mit Entrauchungsanlagen leisten kann, in einen größeren Kontext eingeordnet, um die Relevanz des Themas zu verdeutlichen. Im darauffolgenden Abschnitt 1.2 werden die wissenschaftlichen Fragestellungen der Arbeit konkretisiert und die Struktur der Hauptkapitel vorgestellt, um der Leserin bzw. dem Leser den inhaltlichen Aufbau der Arbeit nahezubringen.

1.1 Motivation

Großbrände in Wohn- und Nichtwohngebäuden, die neben einem Sachschaden oftmals schwerwiegende Personenschäden in Form von Verletzten oder Toten zur Folge haben, sind in der aktuellen Zeit noch immer allgegenwärtig. So forderte beispielsweise im Jahr 2015 eine Brandkatastrophe in einer Diskothek in der rumänischen Hauptstadt Bukarest mindestens 60 Todesopfer [93]. Die Tragödie um den Brand des Grenfell Towers in London im Jahr 2017 mit mindestens 72 Todesopfern [68] sowie der Großbrand in einem Einkaufs- und Unterhaltungszentrum in der sibirischen Stadt Kemerowo im Jahr 2018 mit mindestens 64 Todesopfern [7] zogen eine ebenso große mediale Aufmerksamkeit nach sich. Auch in Deutschland kommt es regelmäßig zu Bränden in Gebäuden mit Todesfolge. In Abbildung 1.1 ist für die Jahre 1995 bis 2015 die Entwicklung der Anzahl der jährlichen Todesopfer in Deutschland mit der Todesursache „Exposition gegenüber Rauch, Feuer und Flammen“ dargestellt. Die Entwicklung zeigt zwar einen abnehmenden Trend, dieser weist jedoch eine degressive Entwicklung auf. In den letzten Jahren der Statistik schwankte die Anzahl um einen nahezu konstanten Wert von ca. 400 Todesopfern pro Jahr. Dieser Wert liegt auf einem vergleichbar hohen Niveau wie die Anzahl der Verkehrstoten in Deutschland durch Fahrradunfälle [88]. Werden die Werte mit den jährlichen Brand- und Rauchopfern anderer Nationen verglichen, wird deutlich, dass diese für viele andere Länder erheblich höher liegen. In Abbildung 1.2 ist ersichtlich, dass die Anzahl der brandbedingten Todesfälle in den USA pro Einwohner mehr als doppelt, in Russland sogar mehr als 15-mal so groß ist wie in Deutschland. Als Mittelwert für die in der Abbildung dargestellten Nationen, die mit ca. 0,9 Mrd. Einwohnern in etwa 12 % der Weltbevölkerung repräsentieren, ergibt sich ein Wert von ca. 1,9 Todesfällen pro 100 000 Einwohnern und Jahr [9].

Unabhängig von den tragischen Personenschäden führt ein Großteil aller Brände in Gebäuden ebenso zu immensen Sachschäden. Alleine die Höhe der Sachschäden bei Großbränden beläuft

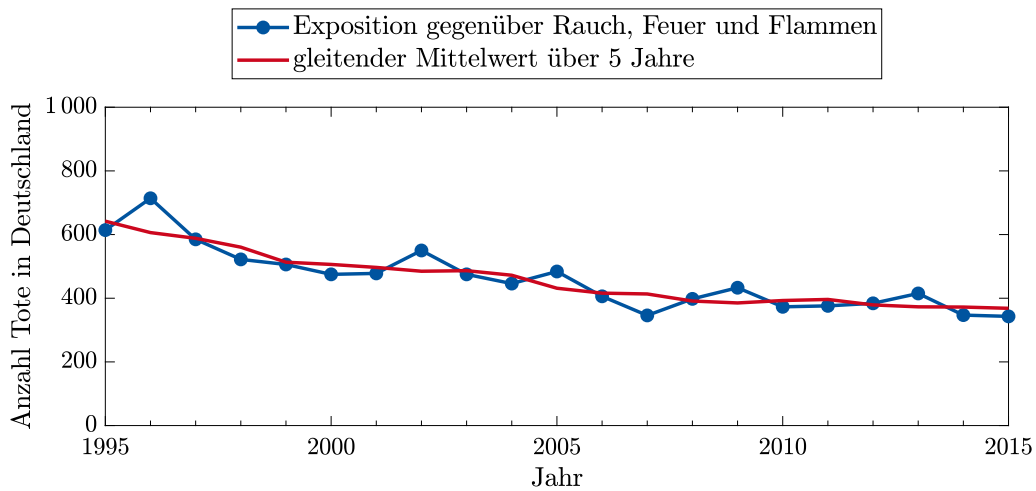


Abbildung 1.1: Todesopfer in Deutschland durch Exposition gegenüber Rauch, Feuer und Flammen [88]

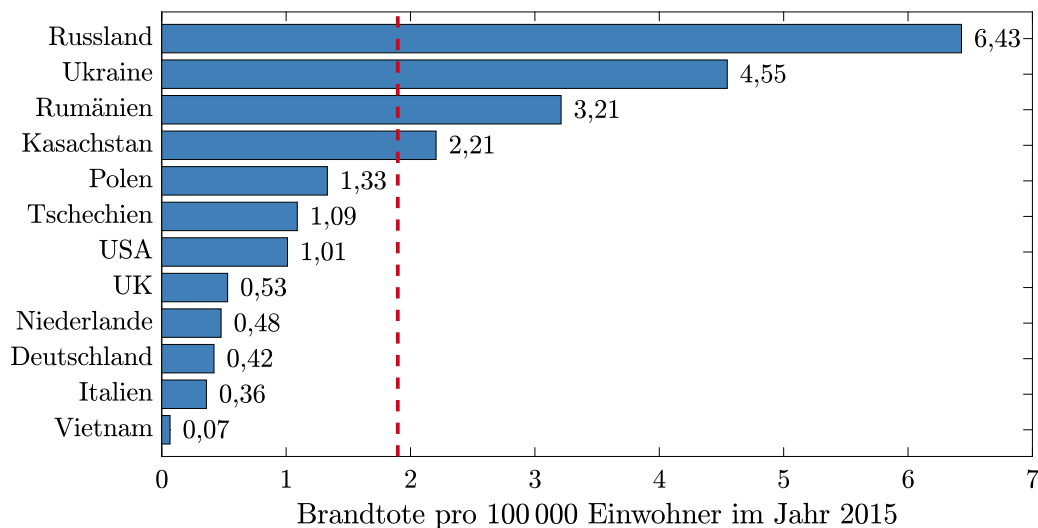


Abbildung 1.2: Brandopfer pro 100 000 Einwohner in ausgewählten Ländern im Jahr 2015 (Daten nach Brushlinsky u. a. [9])

sich in Deutschland auf jährlich ca. 900 Mio. Euro. Diese Brände treten zumeist in Betrieben auf, die neben diesen direkten Sachschäden häufig einen längerfristigen Schaden in Form von Betriebsunterbrechungen zu verzeichnen haben. Dieser Schaden beträgt nach Küsel u. a. [54] für die zuvor genannten Großbrände zusätzlich ca. 440 Mio. Euro jährlich. Des Weiteren ist bei der zeitlichen Entwicklung der Sachschäden zwischen den Jahren 1996 und 2015 auffällig, dass im Gegensatz zu den Todesopfern ein nahezu konstanter Verlauf beobachtet werden kann. Die entsprechenden Werte im zeitlichen Verlauf sind in Abbildung A.1 auf Seite 137 im Anhang dargestellt.

Die eigentliche Ursache für viele Todesfälle im Zusammenhang mit Bränden in Gebäuden ist das heiße und zumeist toxische Rauchgas, das sich innerhalb weniger Minuten im Innenraum ausbreitet und von Personen eingeatmet wird, die sich im Gebäude befinden. Unterschiedliche Studien gehen davon aus, dass bei ca. 70 bis 90 % der Brandopfer eine Rauchvergiftung die Todesursache ist [5, 74]. Statistiken zeigen außerdem auf, dass der Sachschaden bei einem Brandereignis ebenfalls zu einem Großteil auf das Rauchgas zurückzuführen ist [94]. Die Statistiken zur Todesursache sowie zu den Sachschäden bei Bränden in Gebäuden im Zusammenhang mit der Tatsache, dass Menschen in Industrieländern über 80 % der Zeit in Innenräumen verbringen, zeigen, wie wichtig im Ernstfall ein funktionierendes Brandschutzkonzept von Gebäuden ist [46].

Eine effektive Rauch- und Wärmefreihaltungsstrategie als Teil des technischen, vorbeugenden Brandschutzes nimmt einen besonderen Stellenwert in großen Nichtwohngebäuden wie beispielsweise Flughäfen, Einkaufszentren oder Produktionshallen ein. Durch geeignete Maßnahmen können das Rauchgas und die Wärme, die durch den Brand entstehen, aus dem Innenraum abgeführt werden. Somit kann dafür Sorge getragen werden, Personen- und Sachschäden zu verhindern oder zumindest zu verringern. Übliche Maßnahmen zur Gewährleistung eines Rauch- und Wärmeabzugs sind insbesondere die auf Auftriebsströmungen basierenden natürlichen Rauchabzugsanlagen (NRA) sowie die über Ventilatoren betriebenen maschinellen Rauchabzugsanlagen (MRA). Unabhängig davon, dass die Nutzung eines Rauch- und Wärmeabzugs in jedem Fall von Vorteil für die Entfluchtung sowie die Minimierung der Schäden ist, ist die Wirksamkeit dieser beiden Methoden der Entrauchung stark von unterschiedlichen Randbedingungen abhängig. Diese Randbedingungen können beispielsweise die Windgeschwindigkeit, die Raumhöhe oder auch die Brandentwicklungsgeschwindigkeit sein, die im Vorfeld bei der Planung unterschiedlich gut prognostiziert werden können. Zur Planung bzw. Auslegung des Rauch- und Wärmeabzugs werden häufig unterschiedliche rechnerische Brandschutzingenieurmethoden angewendet. Diese Methoden können je nach gefordertem Detaillierungsgrad und Komplexität des betrachteten Gebäudes beispielsweise einfache Zonenmodelle oder detailliertere 3D-Modelle auf Basis numerischer Strömungssimulationen sein. Sie haben gemeinsam, dass nach aktuellem Stand der Technik von einem Brandszenario bzw. einigen wenigen Brandszenarien mit zuvor definierten, konstanten Randbedingungen ausgegangen wird. Bei diesem Vorgehen wird die in der Realität auftretende Unsicherheit bezüglich der Ausprägung einiger Randbedingungen nicht hinreichend berücksichtigt. Somit findet auch die Robustheit des gewählten Entrauchungsprinzips gegenüber diesen Unsicherheiten im aktuellen Planungsprozess nur unzureichend Berücksichtigung. Hosser [40] schlussfolgert, dass die Nutzung von Ingenieurmethoden unter Berücksichtigung von Szenarien lediglich der erste Schritt in Richtung eines ganzheitlichen Berechnungsansatzes ist. Erst die Berücksichtigung von Wahrscheinlichkeiten bei der Auswahl von Parametern lasse eine quantitative Aussage in Form einer Versagenswahrscheinlichkeit im Brandfall zu.

Da die korrekte Auslegung der Rauchabzugsanlagen für einen sicheren Betrieb im Brandfall unerlässlich ist, wird in dieser Arbeit eine Methode zur Berechnung der Rauchgasausbreitung vorgestellt

und angewendet, die diese Unsicherheiten berücksichtigt. Die Methode basiert auf der Durchführung einer Monte-Carlo-Simulation, die aus einer Vielzahl von numerischen Strömungssimulationen besteht und mithilfe von probabilistischen Aussagen parametrisiert wird. Die nötigen Rechenzeiten für diese Methode sind im Vergleich zu einer einzelnen Strömungssimulation zwar signifikant höher und übersteigen zum aktuellen Zeitpunkt deutlich die zeitlichen Anforderungen im Planungsprozess, allerdings werden die verfügbaren Ressourcen im Bereich des Hochleistungsrechnens zunehmend kostengünstiger und schneller. Wie groß der Vorteil der neuen Berechnungsmethode im Hinblick auf die Vorhersagegenauigkeit im Planungsprozess ist, wird im Rahmen dieser Arbeit analysiert und erläutert. Die genauen Ziele und die Struktur der Arbeit werden dabei zunächst im folgenden Abschnitt 1.2 näher beschrieben.

1.2 Zielsetzung und Struktur der Arbeit

Aus der eingangs beschriebenen Lücke im Planungsprozess hinsichtlich der Berücksichtigung von Randbedingungen lassen sich zwei Hauptziele dieser Arbeit ableiten. Das erste Hauptziel ist die Entwicklung einer neuartigen Methode zur Bewertung von Gebäuden mit Entrauchungsanlagen, die es ermöglicht, die Robustheit bezüglich der im Betrieb einer solchen Anlage auftretenden Unsicherheiten zu berücksichtigen. Diese Methode soll insbesondere die äußeren Randbedingungen wie beispielsweise den Wind und die Außentemperatur mit einbeziehen. Das zweite Hauptziel dieser Arbeit baut auf dem ersten auf und setzt dessen erfolgreiche Durchführung voraus. Es besteht darin, mithilfe der entwickelten Methode die Robustheit der beiden vorherrschenden Entrauchungsanlagen, der natürlichen sowie der maschinellen Entrauchung, im Hinblick auf die Anfälligkeit gegenüber diesen Unsicherheiten zu bewerten. Die vorliegende Arbeit lässt sich insgesamt in sieben Hauptkapitel gliedern, deren Inhalte und Ziele im Folgenden kurz beschrieben werden. Die Struktur wird außerdem in Abbildung 1.3 grafisch veranschaulicht.

Im zweiten Kapitel werden zunächst die Grundlagen zur Entstehung von Bränden sowie Brandrauch in Gebäuden erläutert. In diesem Zusammenhang wird erklärt, wie Brände und Brandrauch mit einfachen globalen Größen mathematisch beschrieben werden können. Dadurch werden die Grundlagen für die in der Arbeit verwendeten Methoden geschaffen. Außerdem werden die technischen Möglichkeiten der Rauch- und Wärmefreihaltung beschrieben, wobei ein Fokus auf die häufig eingesetzten Methoden der natürlichen sowie maschinellen Entrauchung gelegt wird. Ergänzend werden kurz die Grundlagen zur Berechnung der Rauchausbreitung in Gebäuden vorgestellt und beschrieben. In diesem Zusammenhang werden zwar die Grundlagen der Strömungsmechanik und des Strahlungswärmetransports sowie die Methoden zur numerischen Lösung der entsprechenden Differenzialgleichungen erwähnt, an den jeweiligen Stellen wird jedoch ausdrücklich auf entsprechende Standardwerke verwiesen. Im Rahmen dieser Dissertationsschrift können diese Grundlagen nicht in dem Umfang beschrieben werden, wie sie bereits in einschlägiger Literatur vorhanden sind.

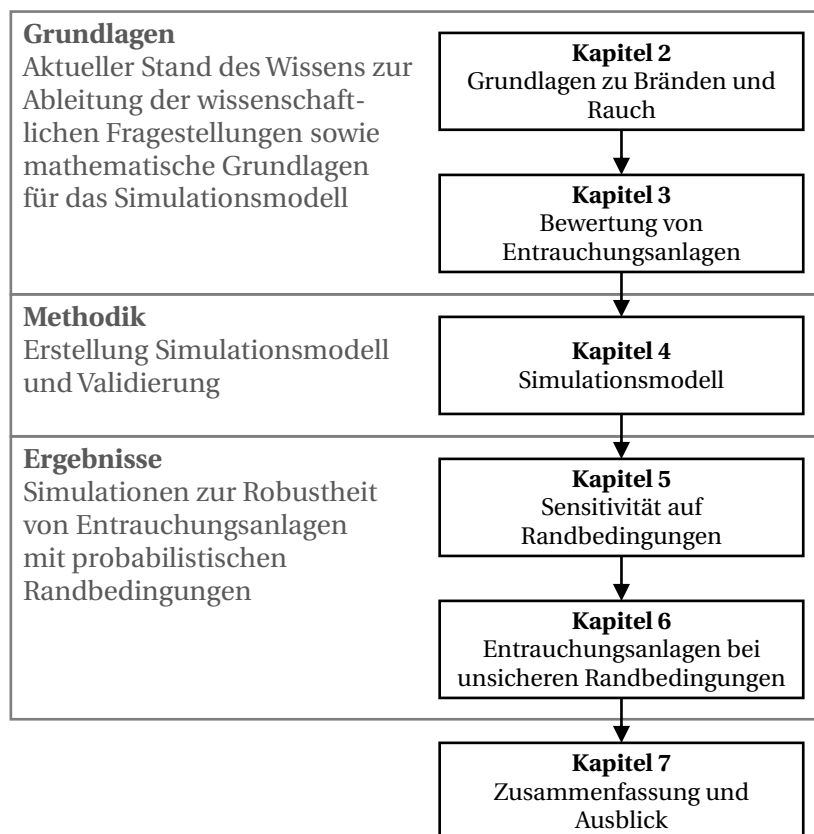


Abbildung 1.3: Grafische Veranschaulichung der Struktur der Arbeit mit inhaltlicher Einordnung der Hauptkapitel

Im darauffolgenden Kapitel 3 wird die Analyse des aktuellen Stands des Wissens zur Auslegung von Rauchabzugsgeräten vorgestellt. Hierbei wird insbesondere auf die Wahl der Leistungskriterien zur quantitativen Beurteilung von Zuständen und die Berücksichtigung von unsicheren Randbedingungen im Bewertungsprozess eingegangen. Anhand dieser ausführlichen Literaturrecherche wird verdeutlicht, dass die im Rahmen der Zielsetzung dieser Arbeit zu entwickelnden Lösungsansätze im Verlauf der bisherigen Forschung unzureichend berücksichtigt worden sind. Außerdem bildet die Recherche bezüglich der Leistungskriterien die Grundlage für die spätere, eigene Modellentwicklung.

In Kapitel 4 wird die Erstellung eines Simulationsmodells beschrieben, das ein Gebäude mit Brandherd und Entrauchungsanlage sowie Umwelteinflüssen abbilden kann. Hierfür wird zunächst das Strömungssimulationsmodell für die Innenraumströmung in die dominierenden Strömungsphänomene unterteilt und deren Abbildung anhand von Messdaten und empirischen Modellen anderer Wissenschaftler einzeln validiert. Im Anschluss werden Teilmodelle für die beiden Entrauchungsanlagen NRA und MRA sowie zur Berücksichtigung des Windeinflusses ergänzt und abschließend das Gesamtmodell beschrieben.

Auf Basis des erstellten Gesamtmodells werden Simulationen für ein einzelnes Szenario mit den gleichen Randbedingungen für natürliche sowie maschinelle Entrauchung durchgeführt und im ersten Teil von Kapitel 5 beschrieben. Anhand der Simulationen kann gezeigt werden, dass die Parametrierung der Entrauchungsanlage für dieses Szenario und eine einfache, generische Gebäudegeometrie zu sehr ähnlichen Ergebnissen bei NRA und MRA führt. Für beide Entrauchungsanlagen wird im zweiten Teil des Kapitels 5 eine Sensitivitätsanalyse vorgestellt, die den Einfluss einzelner Parameter auf die Entrauchungsleistung bewertet.

Basierend auf den Ergebnissen der Sensitivitätsanalyse wird in Kapitel 6 das Monte-Carlo Simulationsmodell vorgestellt. Hierbei wird zunächst im Detail die Erzeugung und Nutzung von probabilistischen Randbedingungen beschrieben. Darauf folgend werden die Ergebnisse der Hauptsimulationen dieser Arbeit vorgestellt, die eine Bewertung der Leistung der beiden Entrauchungsanlagen NRA und MRA zulassen. Neben einer Beschreibung der Zeitabhängigkeit der Ergebnisse werden außerdem die Ergebnisse zur Robustheit der Entrauchungsanlagen anhand von Versagenswahrscheinlichkeiten vorgestellt.

Im letzten Kapitel 7 werden die wissenschaftlichen Fragestellungen, die in dieser Arbeit verwendeten Methoden sowie die Kernergebnisse zusammengefasst. Außerdem wird ein kurzer Ausblick auf mögliche zukünftige Erweiterungen und Verbesserungen des vorgestellten Simulationsmodells gegeben.

2 Grundlagen zu Bränden und Rauch in Gebäuden

Neben kontrollierten, beabsichtigten Bränden gibt es unterschiedlichste Formen von Bränden, die unbeabsichtigt, unkontrolliert und mitunter auch unbemerkt entstehen und verlaufen können. Im Gegensatz zu Bränden im Freien, wie beispielsweise in Flammen geratene Kraftfahrzeuge auf Straßen oder Waldbrände, werden im Rahmen dieser Arbeit nur Brände in Gebäuden betrachtet, für die – insbesondere aufgrund der räumlichen Begrenzung – besondere Randbedingungen gelten. Diese besonderen Randbedingungen gelten sowohl für die Brandentstehung und -entwicklung als auch für den Transport des Rauchgases, auf dem hier der Fokus liegt. Im Folgenden ist aufgrund der beschriebenen Einschränkungen mit den Begriffen Feuer und Brand ausschließlich das entsprechende Ereignis im Gebäude gemeint, auch wenn es teilweise nicht explizit so formuliert wird. Während in Abschnitt 2.1 allgemein beschrieben wird, wie diese Art von Bränden entsteht und sich zeitlich entwickelt, werden den Ereignissen im darauffolgenden Abschnitt 2.2 mathematische Größen zur quantitativen Beschreibung zugeordnet. In Abschnitt 2.3 werden die Möglichkeiten der Rauchfreiheit bzw. Entrauchung vorgestellt und entsprechende Kennzahlen beschrieben. Mit Abschnitt 2.4 werden schließlich kurz die Grundlagen der Methoden und Modelle vorgestellt, die im Bereich des Brandschutzes zur Berechnung der Rauchausbreitung genutzt werden.

2.1 Entstehung und Entwicklung von Bränden und Rauch

In dieser Arbeit werden hauptsächlich der Transport von Rauch und Wärme in Gebäuden und deren Abtransport aus dem Gebäude thematisiert. Da die Ursache für den Rauch und die Wärme zunächst die Entstehung eines Brandes und dessen Entwicklung ist, werden in diesem Abschnitt kurz die Grundlagen für Brände und Rauchbildung in Gebäuden beschrieben. Für die spätere Methodenentwicklung, die dazu dient, die Robustheit von Entrauchungsanlagen zu bewerten, ist eine möglichst genaue Modellierung des Brandereignisses und der Rauchentwicklung essenziell. Zu den wichtigen Aspekten zählen hierbei die Entstehung von Bränden, deren zeitliche Entwicklung und die damit verbundene Bildung sowie der Transport von Brandrauch, der durch den thermischen Auftrieb begründet ist. In diesem Zusammenhang werden Kennwerte eingeführt, die diese Zustände im Sinne der Anwendung von Ingenieurmethoden quantifizieren, ohne die exakten und sehr komplexen chemischen Verbrennungsvorgänge zu beschreiben.

Für die Entstehung eines Brandes sind unterschiedliche Voraussetzungen erforderlich, die in der Regel unbeabsichtigt und teils unbemerkt sowie gleichzeitig auftreten. Hier sind zunächst die stofflichen Voraussetzungen wie das Vorhandensein eines brennbaren Stoffes zu nennen. Außerdem

muss eine ausreichende Menge bzw. Konzentration an Sauerstoff in der Nähe des brennbaren Stoffes vorliegen, um die exotherme Verbrennungsreaktion, die immer auch eine Oxidation darstellt, ablaufen lassen zu können. Neben diesen stofflichen Voraussetzungen müssen zudem noch energetische Voraussetzungen zur Zündung des Stoffgemisches erfüllt sein. Hier ist insbesondere die Zündtemperatur bzw. Entzündungstemperatur hervorzuheben, die eine gewisse Zeit vorherrschen muss, um die Verbrennungsreaktion einzuleiten. Die Entzündungstemperatur ist wiederum von der Art und Beschaffenheit des brennbaren Stoffes abhängig. So liegt diese beispielsweise bei Zeitungspapier mit ca. 175 °C bei einem deutlich geringeren Wert als bei Fichtenholz mit ca. 280 °C. Durch die hohen Temperaturen können flüssige und feste Stoffe thermisch zersetzt werden und es bilden sich flüchtige Stoffe an der Oberfläche. Dieser Vorgang wird als Pyrolyse bezeichnet. Sind die entsprechenden Voraussetzungen zur gleichen Zeit und am gleichen Ort erfüllt, entzündet sich ein Stoff und ein Brand beginnt. Eine häufige Ursache für das Erreichen der hohen Temperaturen sind beispielsweise Fehler in der Elektroinstallation, die zum Kabelbrand führen können. Der weitere Verlauf eines Brandes ist wiederum abhängig von vielen weiteren Faktoren, auf die an einer anderen Stelle dieses Kapitels eingegangen wird. [22, 84]

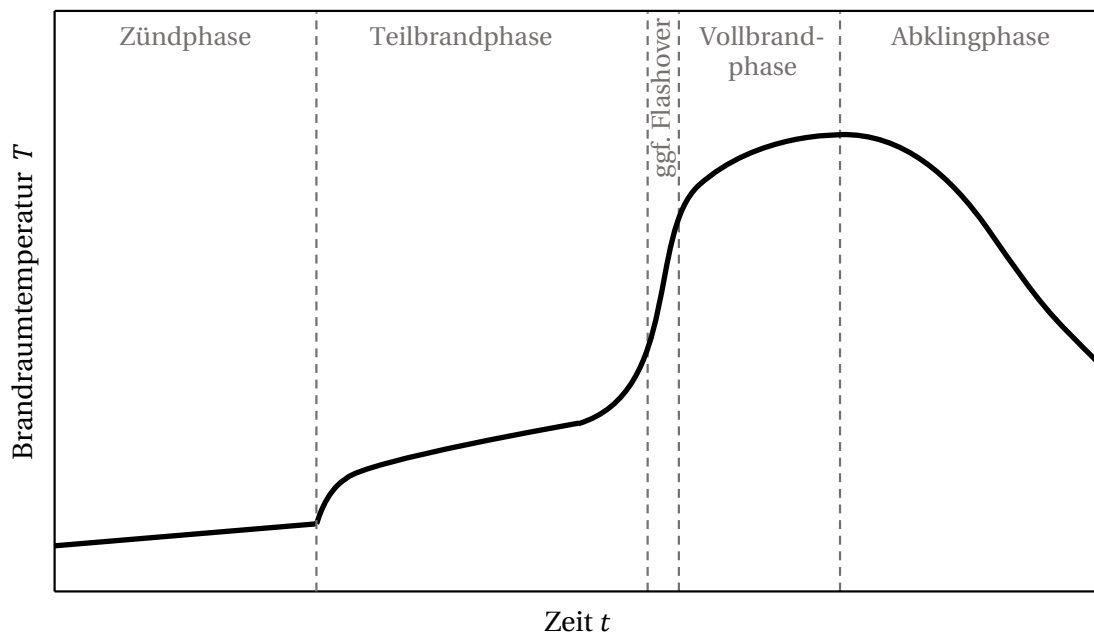


Abbildung 2.1: Qualitativer Temperaturverlauf und Phasen während eines natürlichen Brandes nach Usemann [94]

Ein möglicher zeitlicher Verlauf eines natürlichen Brandes ist schematisch in Abbildung 2.1 dargestellt. Zu dieser Darstellung gilt es anzumerken, dass ein realer Brandverlauf auch deutlich anders aussehen kann. Der Verlauf ist einem fiktiven, idealisierten Brandereignis zuzuordnen, das eine möglichst große Menge von Bränden bestmöglich beschreibt. In dem Diagramm ist der qualitative Verlauf der Brandraumtemperatur in Abhängigkeit der Zeit skizziert. Zusätzlich sind am oberen

Rand des Diagramms in hellem Grau die unterschiedlichen Phasen des Brandes benannt. Am Ende der zuvor beschriebenen Zündphase steht der Brandbeginn mit einem stetigen Temperaturanstieg, die sogenannte Teilbrandphase. Der Temperaturanstieg ist dabei insbesondere zu Beginn des Brandes und am Ende der Teilbrandphase hoch. Entstehen während dieser Phase Temperaturen in der Größenordnung von ca. 500 °C, kann es zum sogenannten Feuerübersprung (engl.: flashover) mit einem schnellen Temperaturanstieg auf ca. 1 000 °C kommen. Dieser Temperaturanstieg folgt daraus, dass für die brennbaren Oberflächen, die sich im Raum befinden, ebenfalls die Zündtemperatur erreicht wird und sich hierdurch das Feuer schlagartig auch auf diese Flächen ausdehnt. Die Erwärmung dieser Flächen kann sowohl durch konvektiven Wärmetransport von Luft und Rauchgas im Brandraum als auch durch Strahlungswärmetransport erfolgen. [94]

In der anschließenden Vollbrandphase sind alle brennbaren Materialien im Brandraum entzündet und sowohl die Brandleistung als auch die Temperatur im Brandraum erreichen das Maximum. Die Dauer der Vollbrandphase ist ohne äußere Einwirkungen, beispielsweise durch einen Löschvorgang, insbesondere abhängig von der im Raum vorhandenen Brandlast und der Sauerstoffzufuhr. Begrenzt die Sauerstoffzufuhr die Brandleistung, wird der Brand als ventilationsgesteuert, im anderen Fall als brandlastgesteuert bezeichnet. Anschließend folgt die Abklingphase mit abnehmender Wärmefreisetzung und daraus resultierend stetig sinkenden Temperaturen im Brandraum. Es gibt jedoch häufig Brände, die vor Erreichen der Vollbrandphase wieder abklingen, da entweder nicht ausreichend Brandmaterial beziehungsweise Sauerstoff vorhanden ist oder der Brand gelöscht wird. [112]

Neben der Freisetzung von Wärme, die zu einer Temperaturerhöhung führt, setzt ein Brandereignis in nahezu allen Fällen auch Rauch frei. Brandrauch stellt das bei einem Brand entstehende heterogene Gemisch aus Verbrennungsgasen, Luft und festen Bestandteilen dar und kann somit als Aerosol bezeichnet werden. Schon in der Teilbrandphase können beachtliche Mengen an Rauch freigesetzt werden. Es ist keine direkte Korrelation dieser Menge mit der Brandraumtemperatur gegeben. Die Menge kann beispielsweise bei einem Schwelbrand deutlich höher ausfallen, als bei einer flammenden Verbrennung. Die gasförmigen Bestandteile des Aerosols bestehen neben der Raumluft aus verschiedenen Verbrennungsprodukten. Diese sind teilweise nichttoxisch, wie Wasserdampf und Kohlenstoffdioxid, können aber auch toxische Komponenten wie Kohlenstoffmonoxid (CO) sowie Stickstoffoxide (NO, NO₂) oder Chlorwasserstoff (HCL) enthalten. Die im Aerosol Rauch enthaltenen festen Bestandteile bestehen hauptsächlich aus Asche und nicht verbrannten Kohlenwasserstoffen, die auch als Ruß bezeichnet werden. Diese festen Bestandteile im Rauch sind es, die ihn sichtbar machen bzw. die Sichtweite einschränken und die typische graue bis schwarze Färbung geben. Bei vielen Bränden mit Rußbildung entstehen polyzyklische aromatische Kohlenwasserstoffe (PAK), die teilweise karzinogene Eigenschaften besitzen. Die genaue Zusammensetzung des Rauchs ist abhängig von Brandmaterial, Temperatur und Sauerstoffzufuhr. Auch das bei einem Brand entstehende Volumen an Rauch wird von diesen äußeren Parametern beeinflusst. Für den Menschen bedeutet die Beeinträchtigung der Sichtweite, die durch den Ruß im Rauch hervor-

gerufen wird, häufig eine Einschränkung der Fluchtmöglichkeiten aus dem Gebäude. Außerdem kann Brandrauch zu Verätzungen und Rauchgasvergiftungen führen. Er ist zudem verantwortlich für Schäden am Gebäude und kann aufgrund der toxischen Bestandteile auch eine Gefährdung für die Umwelt darstellen. [22]

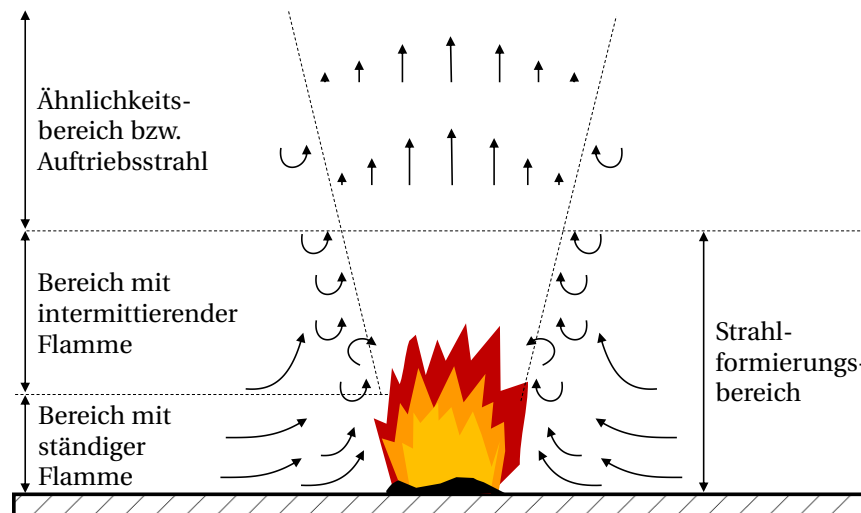


Abbildung 2.2: Feuer und thermischer Auftriebsstrahl nach Winkler [106] und Zitzelsberger u. a. [112]

In Abbildung 2.2 ist ein Brand mit dem Bereich über dem Brandherd dargestellt, um die Einmischung von Raumluft in die heißen Verbrennungsgase zu veranschaulichen. Über dem Brandherd bildet sich aufgrund von natürlicher Konvektion ein turbulenter, thermischer Auftriebsstrahl (engl.: plume), der auch häufig in der deutschsprachigen Fachliteratur als Plume bezeichnet wird. Im Rahmen dieser Arbeit wird hierfür jedoch der Begriff Auftriebsstrahl verwendet. Direkt über dem Brandherd, der in der Abbildung in schwarz dargestellt ist, gibt es zunächst einen Bereich mit einer ständigen Flamme und darüber einen Bereich mit intermittierender Flamme. In diesen beiden Bereichen, die als Strahlformierungsbereich zusammengefasst werden können, treten die höchsten Temperaturen auf. Darüber bildet sich ein hochoberer, turbulenter Ähnlichkeits- bzw. Auftriebsstrahlbereich aus, der durch eine sehr starke Induktion der Umgebungsluft und damit verbundener Temperaturreduktion geprägt ist. Die sich ergebenden Hauptströmungsrichtungen sind in Abbildung 2.2 durch kleine Pfeile angedeutet. Das Rauchgas und die mit diesem getragenen sichtbaren Rußpartikel werden über den Auftriebsstrahl aufgrund der hohen Temperaturen entgegengesetzt der Erdbeschleunigung nach oben transportiert und mit Raumluft verdünnt. [106, 112]

2.2 Mathematische Beschreibung von Bränden und Rauch

Um Brandszenarien für die Simulation von Entrauchungsanlagen möglichst exakt definieren zu können, ist es notwendig, die im vorherigen Abschnitt qualitativ beschriebenen Prozesse möglichst exakt quantitativ bewerten zu können. In diesem Abschnitt werden einfache, globale Kennwerte aus dem Bereich der Ingenieurmethoden des Brandschutzes vorgestellt, mit denen das Brandmaterial, der Brand und der aufsteigende Brandrauch charakterisiert werden können. Auf die in diesem Abschnitt eingeführten Größen wird bei den verwendeten Simulationsmodellen (siehe Abschnitt 4) zurückgegriffen.

Die Brandlast Q_f eines Brandherds kann, wie in Gleichung 2.1 dargestellt, über die Brennstoffmasse m_B und dessen Heizwert $H_{i,B}$ ausgedrückt werden. Dementsprechend berechnet sich die Wärmefreisetzungsrate, also der durch den Brand abgegebene Wärmestrom $\dot{Q}_f$, nach Gleichung 2.2 anhand des Brennstoffmassenstromes $\dot{m}_B$. Teilweise wird in der Fachliteratur durch Einführung der Verbrennungseffektivität χ berücksichtigt, dass die Verbrennung häufig unvollständig ist. Im Rahmen dieser Arbeit wird jedoch stets von vollständiger Verbrennung ausgegangen, da Schätzungen der Verbrennungseffektivität einer hohen Unsicherheit unterliegen und dieser Faktor nach Fouad [28] sowie Knaust u. Kusche [47] bei Bränden in Gebäuden meist in der Nähe des Wertes 1 liegt. Die Abbrandrate, die den Massenstrom des reagierenden Brennstoffes beschreibt, kann alternativ über das Produkt aus flächenspezifischer Abbrandrate $\dot{m}_B''$ und der brennenden Oberfläche A_B beschrieben werden. Diese Art der Beschreibung wird häufig genutzt, da hierdurch die örtliche Ausbreitung des Brandes berücksichtigt werden kann und die flächenspezifische Abbrandrate von Brennstoffen häufig zeitlich konstant ist.

$$Q_f = H_{i,B} \cdot m_B \quad (2.1)$$

$$\dot{Q}_f = H_{i,B} \cdot \dot{m}_B = H_{i,B} \cdot \dot{m}_B'' \cdot A_B = \dot{Q}_{f,conv} + \dot{Q}_{f,rad} + \dot{Q}_{f,cond} \quad (2.2)$$

Wie in Gleichung 2.2 angegeben, kann die freigesetzte Wärmeleistung außerdem in die drei Wärmetransportmechanismen Konvektion ($\dot{Q}_{f,conv}$), Wärmestrahlung ($\dot{Q}_{f,rad}$) sowie Wärmeleitung an den Boden ($\dot{Q}_{f,cond}$) unterteilt werden. Das Verhältnis dieser drei Wärmetransportvorgänge ist abhängig von sehr vielen Faktoren, auf die an dieser Stelle nicht weiter eingegangen wird. Die Strahlung wird insbesondere im Bereich der Flammen abgegeben. In Teilen der nationalen Normung wird der Strahlungsanteil pauschal mit einem Anteil von 20 % des Gesamtwärmestromes angegeben [17, 18], nach Zitzelsberger u. a. [112] liegt der Strahlungsanteil je nach Bedingung zwischen 0 % und 60 % der Wärmefreisetzungsrate. Bitter u. a. [5] geben den relativen Anteil mit einem Bereich von 20 % bis 30 % an. Der Anteil der Wärmeleitung ist sehr gering und findet in der Fachliteratur häufig keine Erwähnung. Nach Bitter u. a. [5] macht dieser weniger als 5 % der gesamten Wärmefreisetzungsrate aus.

Über den stöchiometrischen Luftbedarf L_{st} kann zusätzlich das Massenverhältnis aus nötiger Luftmasse zu Brennstoffmasse für eine stöchiometrische Verbrennung berechnet werden. Dieses ist für

verschiedene Brennstoffe neben dem Heizwert in Tabelle 2.1 dargestellt. Außerdem ist in der Tabelle der Aggregatzustand der Brennstoffe bei Normbedingungen aufgeführt. In der rechten Spalte der Tabelle ist zusätzlich der spezifische Luftbedarf pro umgesetzter Energiemenge im Brandfall angegeben. Dieser Wert, der aus L_{st} und $H_{i,B}$ berechnet wird, zeigt, dass unabhängig vom Brennstoff bei Kohlenwasserstoffen ca. $0,32 \text{ kg}_L/\text{MJ}$ für eine stöchiometrische Verbrennung benötigt werden.

Tabelle 2.1: Heizwerte und Luftbedarfe verschiedener flüssiger und fester Brennstoffe nach [83] und [28]

Brennstoff	Aggregatzustand	Heizwert	Luftbedarf	spez. Luftbedarf (Energie)
		$H_{i,B}$ in MJ/kg	L_{st} in kg_L/kg_B	$L_{st}/H_{i,B}$ in kg_L/MJ
Holz	fest	17,3	5,2	0,30
Polystyrol (PS)	fest	39,2	13,0	0,33
Polyamid (PA)	fest	28,4	8,9	0,31
Polyethylen (PE)	fest	43,9	15,0	0,34
Polypropylen (PP)	fest	43,2	15,0	0,34
Benzin	flüssig	42,8	13,5	0,32
Heizöl	flüssig	42,1	13,0	0,31
n-Heptan	flüssig	44,6	15,3	0,34

Über das Verbrennungsluftverhältnis, das sich nach $\lambda_L = \frac{m_{L-tats}}{m_{L-st}}$ als Verhältnis von tatsächlicher zu stöchiometrischer für die Verbrennung zur Verfügung stehender Luftmasse berechnet, kann bestimmt werden, ob für die Verbrennung ausreichend sauerstoffreiche Luft zur Verfügung steht. Für Werte von $\lambda_L \geq 2$ kann von einem brandlastgesteuerten Brand ausgegangen werden, da ausreichend Luftüberschuss vorhanden ist. Andernfalls handelt es sich um einen ventilationsgesteuerten Brand mit entsprechend geringeren Brandleistungen. [112]

Da die Wärmefreisetzungsrate bei Bränden in Gebäuden in den seltensten Fällen zeitlich konstant ist, ist eine mathematische Beschreibung der zeitabhängigen Wärmefreisetzungsrate nötig, um die instationäre Rauchentwicklung im Brandfall quantifizieren zu können. Auch wenn der Brandverlauf bei realen Bränden individuell sehr unterschiedlich ausfällt und kaum verallgemeinernd beschrieben werden kann, ist es üblich, diesen über sogenannte Bemessungsbrände (engl.: design fires) mit einfachen Gleichungen zu beschreiben. Ein Ansatz zur Modellierung der Brandentwicklungsphase ist, die geometrische, kreisförmige Ausbreitung des Brandes über eine konstante Ausbreitungsgeschwindigkeit zu beschreiben. Bei diesem Modell wird von einem kreisförmigen Brandherd ausgegangen, dessen brennender Anteil sich mit zeitlich linear wachsendem Radius vergrößert.

$$\dot{Q}_f(t) = \dot{q}_f'' \cdot A_B(t) = \dot{q}_f'' \cdot \pi \cdot r_B(t)^2 = \dot{q}_f'' \cdot \pi \cdot (v_{r,B} \cdot t)^2 \quad (2.3)$$

$$\dot{Q}_f(t) = \alpha_f \cdot t^2 = \dot{Q}_f(t = \tau_f) \cdot \left(\frac{t}{\tau_f} \right)^2 \quad (2.4)$$

Unter Berücksichtigung einer konstanten flächenspezifischen Wärmefreisetzungsrate $\dot{q}_f''$ kann, wie

in Gleichung 2.3 aufgeführt, der zeitliche Verlauf der Wärmefreisetzung des Brandes beschrieben werden. Der Parameter r_B in Gleichung 2.3 beschreibt den Radius und $v_{r,B}$ die konstante Ausbreitungsgeschwindigkeit des Brandherds. Da es in Experimenten und Simulationen sehr schwierig ist, die geometrische Ausbreitung des Brandes zu berücksichtigen, wird das vorgestellte quadratische Brandentwicklungsmodell häufig über einen Brandentwicklungsfaktor α_f oder die Brandentwicklungsdauer τ_f beschrieben. Die Brandentwicklungsdauer beschreibt dabei die Zeit, die bis zum Erreichen der maximalen Brandleistung vergeht. Die verwendeten Beziehungen sind in Gleichung 2.4 dargestellt. Es reicht dementsprechend einen der drei Parameter Brandentwicklungsdauer, Brandentwicklungsfaktor und Brandausbreitungsgeschwindigkeit anzugeben, da diese ineinander umgerechnet werden können.

In der Fachliteratur sind für typische Brennstoffe, die in Gebäuden vorzufinden sind, Brandausbreitungsgeschwindigkeiten zwischen $v_{r,B} = 0,15 \text{ m/min}$ [15] und $v_{r,B} = 4 \text{ m/min}$ [5] zu finden. Für spezielle Brennstoffe können die Werte auch deutlich höher sein. So gibt beispielsweise Fouad [28] für ein Strohdach einen Wert von $v_{r,B} = 25 \text{ m/min}$ an. Die flächenspezifische Wärmefreisetzungsrate ist ebenfalls stark vom Brennstoff abhängig. Zusätzlich wird diese bei festen Brennstoffen noch von der Art der Lagerung beeinflusst. Ein Großteil der Werte, die in den ausführlichen Tabellenwerken von Fouad [28] zu finden sind, liegen zwischen $\dot{q}_f'' \approx 200 \text{ kW/m}^2$, der für Polyamid in Form von gerollter Folie angegeben wird und einem Wert von $\dot{q}_f'' \approx 2000 \text{ kW/m}^2$, der beispielsweise für Benzin gilt. In der nationalen Normung wird von Werten zwischen $\dot{q}_f'' = 300 \text{ kW/m}^2$ und $\dot{q}_f'' = 600 \text{ kW/m}^2$ ausgegangen. [17]

Nach der Brandentwicklungsdauer ist die Vollbrandphase erreicht. Für die Vollbrandphase kann u. a. nach Hosser [40] von einer konstanten Wärmefreisetzungsrate $\dot{Q}_{f,\max} = \dot{Q}_f(t = \tau_f)$ ausgegangen werden, die bei ventilationsgesteuerten Bränden von der Sauerstoff- bzw. Luftzufuhr und bei brandlastgesteuerten Bränden von der Masse bzw. Oberfläche der Brandlast abhängig ist. Als einfaches Naturbrandmodell, das die Brandentwicklungsphase sowie die Vollbrandphase beinhaltet, kann demnach Gleichung 2.5 verwendet werden. Die Abklingphase des Brandes wird im Rahmen der in dieser Arbeit verwendeten Modelle nicht weiter betrachtet, da sie im Rahmen der Rauchfreiheit nicht von Interesse ist.

$$\dot{Q}_f(t) = \min(\alpha_f \cdot t^2, \dot{Q}_{f,\max}) = \begin{cases} \alpha_f \cdot t^2 & t \leq \tau_f \\ \dot{Q}_{f,\max} & t > \tau_f \end{cases} \quad (2.5)$$

Die Wärmefreisetzungsrate ist für die Berechnung der Rauchausbreitung von großer Bedeutung, da der konvektiv abgegebene Wärmestrom für den thermischen Auftriebsstrahl verantwortlich ist, der sich über dem Feuer bildet. Der Auftriebsstrahl entsteht durch die lokale, starke Erwärmung der Luft und die hieraus resultierenden Dichteunterschiede zu der Umgebungsluft.

Wie in Abbildung 2.2 dargestellt und zuvor beschrieben, lässt sich ein Feuer in einen Bereich mit ständiger Flamme und in vielen Fällen auch einen Bereich mit intermittierender Flamme untertei-

len. Um für diese stark instationären Flammen trotzdem eine quasistationäre Flammenhöhe definieren zu können, wird diese nach DiNenno [20] als diejenige Höhe definiert, bis zu der zu 50 % der Zeit Flammen existieren. Einige Wissenschaftler haben für unterschiedliche Gültigkeitsbereiche Berechnungsgleichungen für die Flammenhöhe aufgestellt. Viele dieser empirischen Formeln beschreiben die Flammenhöhe in Abhängigkeit der Wärmefreisetzungsrate und des Brandherddurchmessers und haben unterschiedliche Gültigkeitsbereiche für diese Parameter. In Gleichungen 2.6 und 2.7 sind zwei häufig verwendete Modelle für die Flammenhöhe angegeben.

$$h_{fl} = 0,0536 \cdot D_B \cdot \left(\frac{\dot{Q}_f}{D_B^{\frac{5}{3}}} \right)^{0,61} \quad (2.6)$$

$$h_{fl} = -1,02 \cdot D_B + 0,235 \cdot \dot{Q}_f^{\frac{2}{5}} \quad (2.7)$$

Gleichung 2.6 gibt die Theorie nach Thomas u. a. [92] wieder, während in Gleichung 2.7 die Theorie nach Heskestad [39] angegeben ist. Letztere gilt gemäß dem Autor für einen Bereich von $\dot{Q}_f^{2/5}/D_B$ zwischen 7 und 700. Die angegebenen Gleichungen stellen die vereinfachte Form der ursprünglich durch die Wissenschaftler aufgestellte Korrelation dar, die noch von dem Heizwert, dem stöchiometrischen Luftverhältnis sowie einigen anderen Parametern abhängen. Es kann jedoch gezeigt werden, dass sich diese für unterschiedliche Brennstoffe kaum unterscheiden, weswegen sich die Nutzung der hier vorgestellten Gleichungen durchgesetzt hat. [112, 20]

Für die Berechnung der Rauchausbreitung in Räumen ist neben der mathematischen Beschreibung der Flammenhöhe insbesondere die Beschreibung des sich über der Flamme ausbildenden thermischen Auftriebsstrahls essenziell. Dieser besteht nicht nur aus den Verbrennungsgasen, sondern zusätzlich aus einer mit zunehmender Höhe steigenden Menge an induzierter Raumluft. Durch unterschiedliche Experimente konnte gezeigt werden, dass der Öffnungswinkel δ_p des Auftriebsstrahls häufig 30° beträgt. Mit dem Öffnungswinkel ist hierbei der Winkel zwischen den in Abbildung 2.2 eingezeichneten gestrichelten Linien gemeint, welche die Grenze zwischen Umgebungsluft und mit Ruß belastetem Rauchgas darstellen.

Auf Basis der Kontinuitäts-, der Impuls- sowie der Energiegleichung und unter der vereinfachten Annahme eines Rechteckprofils der Geschwindigkeit kann gezeigt werden, dass der Massenstrom $\dot{m}_p$ über einer am Boden befindlichen punktförmigen Quelle in Abhängigkeit des konvektiven Wärmestromes und des Abstands z vom Boden nach Gleichung 2.8 berechnet werden kann. [106]

$$\dot{m}_p = K_p \cdot \left(\frac{g \rho_\infty^2}{c_p T_\infty} \right)^{\frac{1}{3}} \cdot \dot{Q}_{f,conv}^{\frac{1}{3}} \cdot z^{\frac{5}{3}} \quad (2.8)$$

Die unbekannte Konstante K_p in Gleichung 2.8 wird als Induktionsfaktor bezeichnet. Durch unterschiedliche experimentelle Arbeiten wurde diese Konstante ermittelt. Durch Zukoski u. a. [113] wird ein Faktor von $K_p = 0,21$ angegeben, während Thomas [91] einen Faktor von $K_p = 0,153$ er-

mittelt hat. Dieser große Unterschied ist unter anderem darauf zurückzuführen, dass Thomas zur Bestimmung von K_p den Gesamtwärmestrom $\dot{Q}_f$ anstelle des konvektiven Wärmestromes $\dot{Q}_{f,conv}$ zugrunde gelegt hat. Da Brandherde häufig eine nicht zu vernachlässigende Fläche A_B haben, ist die Annäherung über eine Punktquelle in den seltensten Fällen exakt genug. Hierfür wurde von Heskestad [38, 39] vorgeschlagen die punktförmige Quelle des Auftriebsstrahls um den Abstand z_0 vertikal nach unten (negative Werte für z_0) zu einem virtuellen Ursprung zu verschieben. Entsprechend wird in Gleichung 2.8 die Laufvariable z durch $(z - z_0)$ ersetzt. Außerdem wird von Heskestad [39] ein Wert von $K_p = 0,196$ ermittelt und die Gleichung 2.8 um einen additiven Term ergänzt. Die vollständige Formel zur Berechnung des Massenstromes im Auftriebsstrahl nach Heskestad ist in Gleichung 2.9 angegeben, wobei der virtuelle Ursprung z_0 nach Gleichung 2.10 berechnet wird. Darüber hinaus gibt der Autor mit $z > h_{fl}$ einen Gültigkeitsbereich für die Berechnung des Massenstromes an.

$$\dot{m}_p = 0,196 \cdot \left(\frac{g \rho_\infty^2}{c_p T_\infty} \right)^{\frac{1}{3}} \cdot \dot{Q}_{f,conv}^{\frac{1}{3}} \cdot (z - z_0)^{\frac{5}{3}} + \frac{0,568}{c_p T_\infty} \cdot \dot{Q}_{f,conv} \quad (2.9)$$

$$z_0 = 0,083 \cdot \dot{Q}_f^{\frac{2}{5}} - 1,02 D_B \quad (2.10)$$

Des Weiteren sind die Arbeiten von McCaffrey [59, 60] hervorzuheben, der Geschwindigkeit und Temperatur im thermischen Auftriebsstrahl vermessen hat. Auf den Messergebnissen basierend gibt er empirische Gleichungen für den Temperatur- sowie Geschwindigkeitsverlauf im Auftriebsstrahl an. Außerdem leitet er hieraus eine Gleichung für den Auftriebsmassenstrom ab. Die entsprechenden Formeln sind in Gleichungen 2.11 bis 2.13 angegeben. Für die in den Formeln vorkommenden Konstanten k_1 , η_p , C , k_2 und k_3 gibt McCaffrey unterschiedliche Werte für die drei in Abbildung 2.2 auf Seite 10 vorgestellten Bereiche „ständige Flamme“, „intermittierende Flamme“ und „Ähnlichkeitsbereich“ an. Die Werte mit den Einsatzgrenzen für die entsprechenden Bereiche sind in Tabelle 2.2 dargestellt. Aufgrund der Tatsache, dass die Exponenten für die unterschiedlichen Bereiche nicht die gleichen Werte haben, kann für diese keine einheitlichen Einheit angegeben werden. In den entsprechenden Formeln werden die Größen Höhe, Temperatur und Wärmestrom jedoch stets in den Einheiten m, K bzw. kW verwendet.

$$u_z = k_1 \cdot \dot{Q}_f^{\frac{1}{5}} \cdot \left(z \cdot \dot{Q}_f^{-\frac{2}{5}} \right)^{\eta_p} \quad (2.11)$$

$$\Delta T = \frac{T_\infty}{2g} \cdot \left(\frac{k_1}{C} \right)^2 \left(z \cdot \dot{Q}_f^{-\frac{2}{5}} \right)^{2\eta_p - 1} \quad (2.12)$$

$$\dot{m}_p = k_2 \cdot \dot{Q}_f \cdot \left(z \cdot \dot{Q}_f^{-\frac{2}{5}} \right)^{k_3} \quad (2.13)$$

Tabelle 2.2: Parameter zur Berechnung von Temperatur, Geschwindigkeit und Massenstrom im thermischen Auftriebsstrahl anhand der Gleichungen 2.11 bis 2.13 nach McCaffrey [59, 60]

Bereich	Bereichsgrenzen	k_1	η_p	C	k_2	k_3
ständige Flamme	$z \cdot \dot{Q}_f^{-\frac{2}{5}} < 0,08$	6,8	1/2	0,9	0,011	0,566
intermittierende Flamme	$0,08 \leq z \cdot \dot{Q}_f^{-\frac{2}{5}} \leq 0,2$	1,9	0	0,9	0,026	0,909
Ähnlichkeitsbereich	$z \cdot \dot{Q}_f^{-\frac{2}{5}} > 0,2$	1,1	-1/3	0,9	0,124	1,895

In Abbildung 2.3 ist der qualitative Verlauf des Rauchgasmassenstromes im Auftriebsstrahl ($\dot{m}_p$) sowie der Temperaturdifferenz zur Umgebung (ΔT) und der vertikalen Geschwindigkeit (u_z) in der Auftriebsstrahlachse in Abhängigkeit der Höhe über dem Brandherd bzw. Boden für den Ähnlichkeitsbereich veranschaulicht. Es ist ersichtlich, dass die vertikale Geschwindigkeit mit zunehmender Höhe leicht fällt, obwohl der Massenstrom stark ansteigt. Dies ist damit zu erklären, dass der Querschnitt des Auftriebsstrahls mit zunehmender Höhe größer wird und die Dichte des Rauchgases aufgrund der fallenden Temperatur steigt. [106]

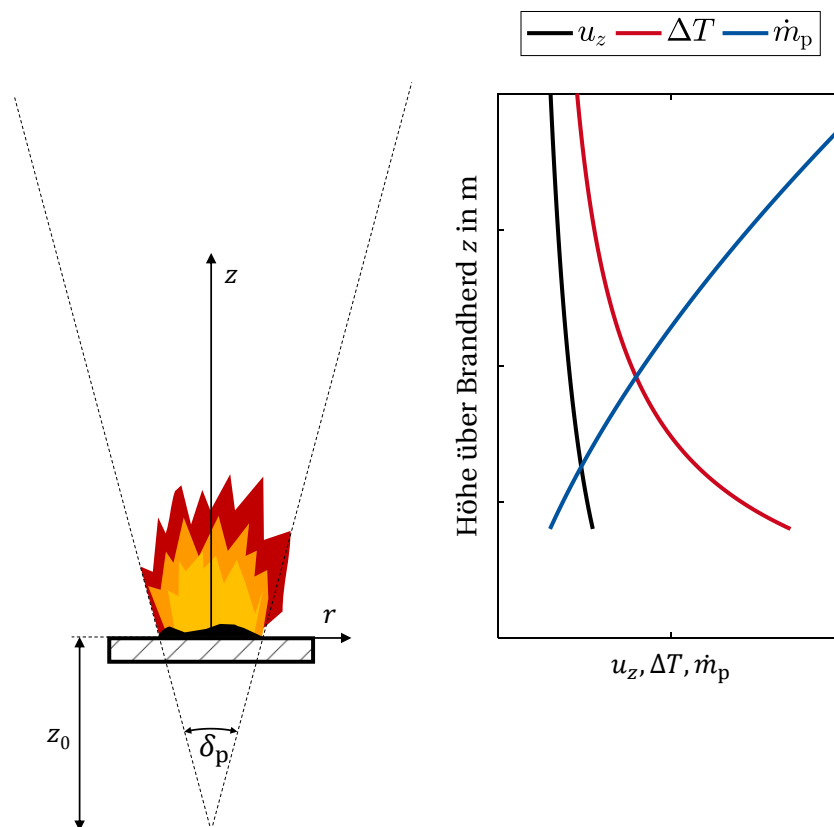


Abbildung 2.3: Entwicklung von Massenstrom, Temperatur und Geschwindigkeit im thermischen Auftriebsstrahl über einem Feuer

Um bewerten zu können, wie sehr die Rauchsicht in einem Raum die Sicht beeinträchtigt, reicht es nicht aus, die Strömungsverhältnisse mit den dazugehörigen Fluidtemperaturen beschreiben zu können. Die Sichtweite wird durch den Ruß im Rauchgas beeinträchtigt, der dem Rauchgas die typische graue bis schwarze Färbung gibt. Um die Entstehung von Ruß besser quantifizieren zu können, wird mit der Rußausbeute (engl.: soot yield) Y_R eine Kennzahl definiert, die angibt, wie groß der Massenanteil an Ruß ist, der pro Massenanteil verbrannten Brennstoffs entsteht. In Tabelle 2.3 sind für einige flüssige und feste Brennstoffe Werte aus unterschiedlichen Quellen zusammengestellt. Die aufgeführten Werte liegen im Bereich von 0,015 kg_R/kg_B für Holz bis zu 0,16 kg_R/kg_B für Polystyrol, wobei die angegebenen Werte für brandlastgesteuerte Brände gelten. Hosser [40] merkt an, dass die Werte bei ventilationsgesteuerten Bränden deutlich höher sind. In der Tabelle ist in der rechten Spalte zusätzlich die spezifische Rußproduktion pro freigesetzte Wärmemenge enthalten. Der berechnete Wert zeigt, dass n-Heptan und Holz mit ca. 0,9 kg_R/kJ eine ähnlich geringe Rußproduktion pro umgesetzter Energiemenge aufweisen.

Tabelle 2.3: Rußausbeuten verschiedener flüssiger und fester Brennstoffe für brandlastgesteuerte Brände

Brennstoff	Rußausbeute Y_R in kg _R /kg _B	Quellen Rußausbeute	spez. Rußproduktion $Y_R/H_{i,B}$ in kg _R /kJ
Holz	0,015	[20, 40, 45, 80]	0,87
Polystyrol (PS)	0,16	[20, 40, 45]	4,08
Polyamid (PA)	0,05	[97]	1,76
Polyethylen (PE)	0,06	[20, 40]	1,37
Polypropylen (PP)	0,06 / 0,07	[20, 80]	1,50
Heizöl	0,10	[20]	2,38
n-Heptan	0,04	[20]	0,90

Unter Berücksichtigung der Rußproduktion und des Rußtransports in CFD-Modellen (siehe Abschnitt 2.4.2) kann für einen beliebigen Ort im Raum die Massenkonzentration an Ruß y_R bestimmt werden. Zusätzlich ist der Extinktionskoeffizient K nach Gleichung 2.14 als ein Maß für die Abschwächung der Strahlungsintensität im sichtbaren Wellenlängenbereich (von I_0 nach I) bei Zurücklegen der Weglänge L definiert. Die optische Dichte pro Weglänge D_L beschreibt den gleichen Zusammenhang, wird allerdings mit dem dekadischen Logarithmus gebildet und kann entsprechend umgerechnet werden. Der Extinktionskoeffizient kann außerdem, wie in Gleichung 2.14 aufgeführt, über die Multiplikation vom massenspezifischen Extinktionskoeffizienten K_M mit der Dichte ρ und der Massenkonzentration an Ruß y_R beschrieben werden. Für eine große Anzahl an Brandmaterialien, insbesondere Holz und Kunststoffe bei einer flammenden Verbrennung, kann unabhängig vom Material ein Wert von $K_M \approx 8700 \text{ m}^2/\text{kg}$ angenommen werden. Für Schwelbrände

wird ein Wert von $K_M \approx 4500 \text{ m}^2/\text{kg}$ vorgeschlagen. [70]

$$K = \ln(10) \cdot D_L = \frac{1}{L} \ln \left(\frac{I_0}{I} \right) = K_M \rho y_R \quad (2.14)$$

$$S = \frac{C}{K} = \frac{C}{K_M \rho y_R} \quad (2.15)$$

Durch Experimente konnte von Jin [44] gezeigt werden, dass die Sichtweite S von Schildern, zumindest bei nicht reizendem Rauch, antiproportional zum Extinktionskoeffizienten K ist. Die Konstante C in Gleichung 2.15 ist abhängig vom betrachteten Objekt. Für selbstleuchtende Schilder kann nach Jin [44] von einem Wert von $C \approx 8$ und für von einer externen Lichtquelle beleuchtete Schilder von $C \approx 3$ ausgegangen werden. Eine Berechnung der Sichtweite nach Gleichung 2.15 kann für jeden Punkt im Raum erfolgen. Da die Sichtweite jedoch ein integrales Maß ist, ist diese Art der Berechnung strenggenommen nur für eine homogene Verteilung des Rauchs im Raum zulässig. Inhomogene Rauchverteilungen in Räumen, wie sie in der Realität häufig vorkommen, werden nach aktuellem Stand der Wissenschaft jedoch auch mit diesem Ansatz bewertet. Nach aktuellem Stand wird für Auslegungsrechnungen sehr häufig der Faktor $C \approx 3$ verwendet. Im deutschsprachigen Raum wird für diese Sichtweite in Bezug auf die Erkennung von Schildern häufig die Bezeichnung Erkennungsweite verwendet, wovon in dieser Arbeit abgesehen wird.

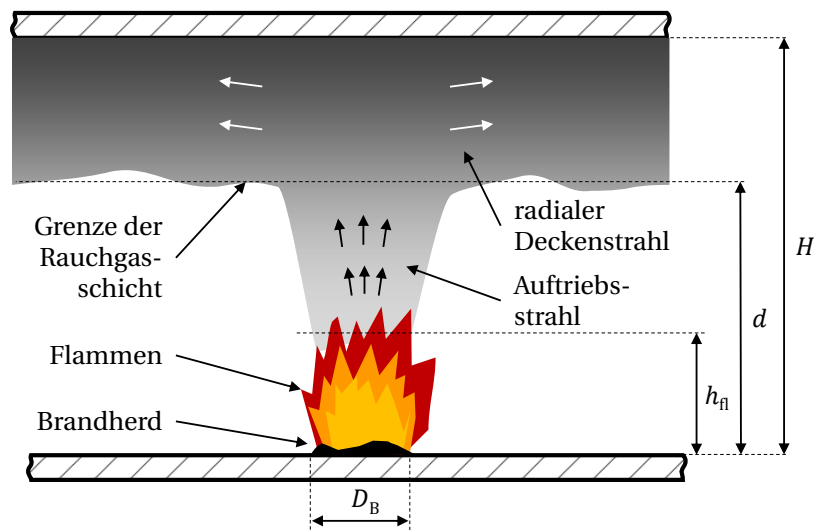


Abbildung 2.4: Schematische Darstellung einer typischen Rauchgasschichtung bei einem Brand in einem Gebäude

Eine weitere Möglichkeit zur Bewertung der Rauchsicht in einem Raum ist die Höhe der raucharmen Schicht d . Diese Bewertungsmethode beruht auf dem Phänomen der Ausbildung einer stabilen Trenn- bzw. Scherschicht in einer Strömung. Stabil ist diese Schicht, wenn große Dichteunterschiede und geringe Geschwindigkeitsdifferenzen zwischen dem oberen und unteren Bereich existieren [48]. Die Stabilitätsbedingungen sind aufgrund der geringen Dichte des Rauchgases im

Vergleich zur Umgebungsluft bei Bränden in Innenräumen häufig erfüllt. Der thermische Auftriebsstrahl steigt bis zur Decke auf, bildet dort einen radialen Deckenstrahl (engl.: ceiling jet) und ver-raucht zunehmend den oberen Bereich des Raumes. In Abbildung 2.4 ist das sich ausbildende Strömungsbild im Raum qualitativ skizziert. Die Höhe der raucharmen Schicht d ist definiert als der Abstand vom Boden bis zur Untergrenze der oberen, mit Rauch belasteten Schicht. Eine Höhe dieser Schicht von mindestens 2,5 bis 3,5 m wird häufig als Nachweiskriterium für die Personensicherheit angewendet. Dies ist zum einen darauf zurückzuführen, dass die Höhe der raucharmen Schicht mit sehr einfachen, zonalen Modellen (siehe Abschnitt 2.4.1) berechnet werden kann. Außerdem kann die Höhe einer raucharmen Schicht in experimentellen Untersuchungen sehr leicht durch Temperaturmessung bestimmt werden, wenn sich eine entsprechende stabile Schichtung einstellt. Dieses Kriterium wird auch in aktuellen Normen und Richtlinien für das Erreichen von Schutzziele zu-grunde gelegt. [17, 18, 15]

2.3 Rauchfreihaltung von Gebäuden

Unter der Rauchfreihaltung von Gebäuden, die auch als Entrauchung bezeichnet wird, werden Maßnahmen gefasst, die im Fall eines Brandes mit entsprechender Rauchentwicklung dazu dienen, den Brandrauch aus dem Gebäude abzuführen. Aus mehreren Gründen ist die Rauchfreihaltung von Gebäuden, insbesondere wenn diese sehr groß sind, eine äußerst wichtige Maßnahme zum Personen- sowie zum Sachschutz. Zum einen wird durch eine gezielte Strategie zur Rauchfreihaltung dafür Sorge getragen, dass in einer rauchfreien Schicht weniger toxisches Rauchgas vorhanden ist und somit auch die Sichtweite erhöht wird. Dadurch wird es den Personen, die sich im Gebäude befinden, erleichtert aus dem Gebäude zu flüchten. Ein weiterer wichtiger Nutzen ist die Unterstützung der Feuerwehr bei den Löscharbeiten bzw. der Fremdrettung von Personen. Um einen Überblick über die unterschiedlichen Brandschutzmaßnahmen zu geben und die Rauchfreihaltung in diesen Kontext einordnen zu können, sind in Abbildung 2.5 auszugsweise Brandschutzmaßnahmen strukturiert dargestellt. Aufgrund der Vielschichtigkeit des Brandschutzes und des speziellen Fokus dieser Arbeit sind in der Abbildung einige Details nicht dargestellt (hellgraue Felder).

Die Maßnahmen des Brandschutzes können in vorbeugende sowie abwehrende Maßnahmen unterteilt werden, wobei zu den abwehrenden Maßnahmen insbesondere der Löschvorgang zählt. Der vorbeugende Brandschutz kann weiter in baulichen, anlagentechnischen sowie organisatorischen Brandschutz aufgeteilt werden. Die Rauch- und Wärmeabzugsanlagen sind, wie in Abbildung 2.5 dargestellt, Teil des anlagentechnischen Brandschutzes. Im Rahmen dieser Arbeit wird im Folgenden näher auf die natürliche Rauchabzugsanlage (NRA) sowie die maschinelle Rauchabzugsanlage (MRA) eingegangen. Obwohl ein Rauchabzug aus einem Gebäude immer einen gleichzeitigen Wärmeabzug zur Folge hat und die entsprechenden Geräte einer NRA folgerichtig mit dem Begriff natürliche Rauch- und Wärmeabzugsgeräte (NRWG) bezeichnet werden, ist mit einem reinen Wärmeabzug (WA) begrifflich eine andere Komponente gemeint. Der Wärmeabzug dient im späten Brand-

verlauf zur Reduktion der Brandraumtemperaturen, um ein Materialversagen der Tragkonstruktion infolge zu hoher Temperaturen zu vermeiden. Dies wird durch gewolltes Abschmelzen großer Flächen im Dach bei entsprechend hohen Temperaturen realisiert. Rauchdruckanlagen (RDA) wiederum werden für die Rauchfreihaltung von Treppenhäusern genutzt, indem in diesen ein Überdruck zur Umgebung erzeugt wird. [53, 101]

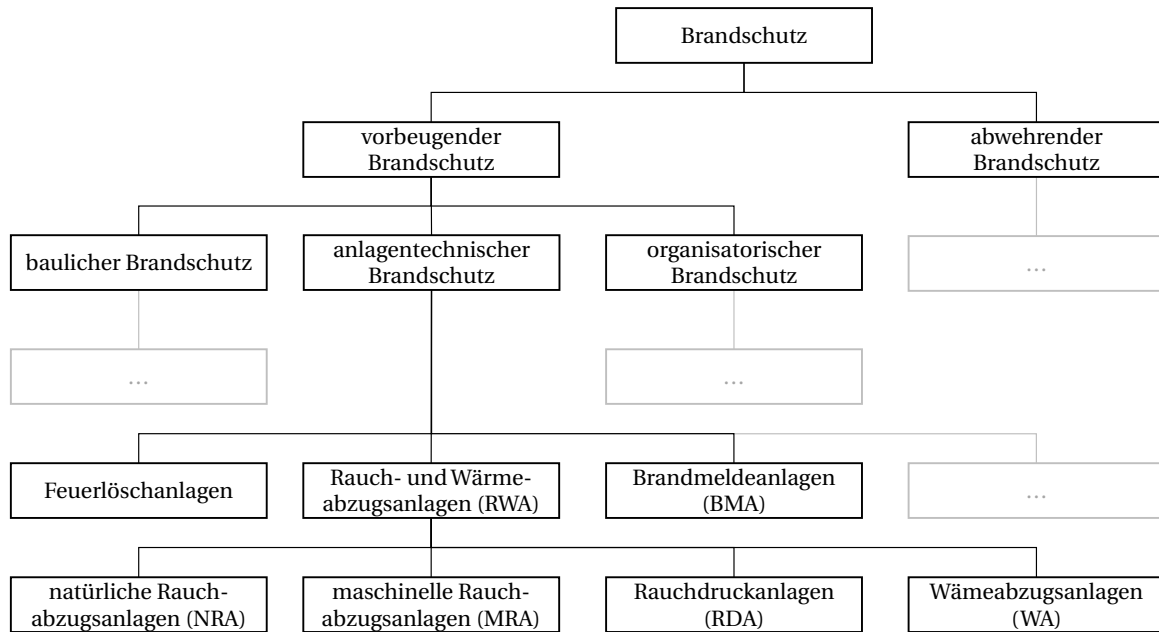


Abbildung 2.5: Klassifizierung unterschiedlicher Maßnahmen des Brandschutzes nach Kurth [53] sowie Werner [101]

Bei einer natürlichen Rauchabzugsanlage wird der thermische Auftrieb genutzt, um das Rauchgas aus dem Gebäude zu befördern. Durch die temperaturbedingten Dichteunterschiede zwischen der heißen Rauchgasschicht, die sich im Brandfall unter dem Dach eines Gebäudes ausbildet, und der Außenluft resultiert eine Druckdifferenz zwischen Innen und Außen. Durch die Öffnung eines Querschnitts im Dach folgt ein positiver Rauchgasmassenstrom zur Umgebung. Um diesen freien Querschnitt im Dach im Brandfall zur Verfügung stellen zu können, werden natürliche Rauch- und Wärmeabzugsgeräte eingesetzt. Diese Geräte basieren häufig auf Lichtkuppeln mit speziellen Vorrichtungen zum automatischen oder manuellen Öffnen im Brandfall. Um ein Nachströmen von Außenluft realisieren zu können, muss im unteren Bereich des Gebäudes eine Zuluft- bzw. Nachströmöffnung vorgesehen werden. Zur Reduktion von Vermischungen zwischen raucharmer Schicht und Rauchschicht müssen diese Nachströmöffnungen einen möglichst großen Querschnitt aufweisen, sodass die Zuluftgeschwindigkeiten im Innenraum entsprechend klein sind.

Bei einer maschinellen Rauchabzugsanlage (MRA) kommen Ventilatoren zum Einsatz, um das Rauchgas an einer hohen Stelle im Raum bzw. Gebäude abzusaugen. Die Ventilatoren sind entweder auf dem Dach oder an einer hohen Stelle einer Außenwand positioniert und können das Rauchgas über

eine Öffnung in der Gebäudehülle oder über ein Rohrsystem absaugen. Als Bauart werden entweder Axial- oder Radialventilatoren eingesetzt, deren Motoren häufig mit Außenluft gekühlt werden. Auch bei der Nutzung einer maschinellen Rauchabzugsanlage müssen Nachströmöffnungen vorgesehen werden. Alternativ kann die Zuluft im unteren Bereich des Gebäudes ebenfalls durch Ventilatoren eingebracht werden. Bedingt durch die Bauarten der beiden vorgestellten Methoden zur Rauchfreihaltung und die zugrundeliegenden physikalischen Zusammenhänge ergeben sich Vor- und Nachteile für beide Anlagentypen. Während bei MRA der Volumenstrom des Ventilators auch bei geringen Temperatur- bzw. Dichteunterschieden zur Verfügung steht, funktioniert eine NRA erst bei einer gewissen Temperaturdifferenz zwischen Innenraum und Umgebung. Der durch eine NRA geförderte Volumenstrom steigt dafür mit zunehmender Innenraumtemperatur bzw. Brandleistung immer weiter an, wobei der abgeführte Volumenstrom bei MRA nahezu konstant ist und somit der Massenstrom aufgrund der steigenden Temperatur mit zunehmender Brandleistung deutlich sinkt.

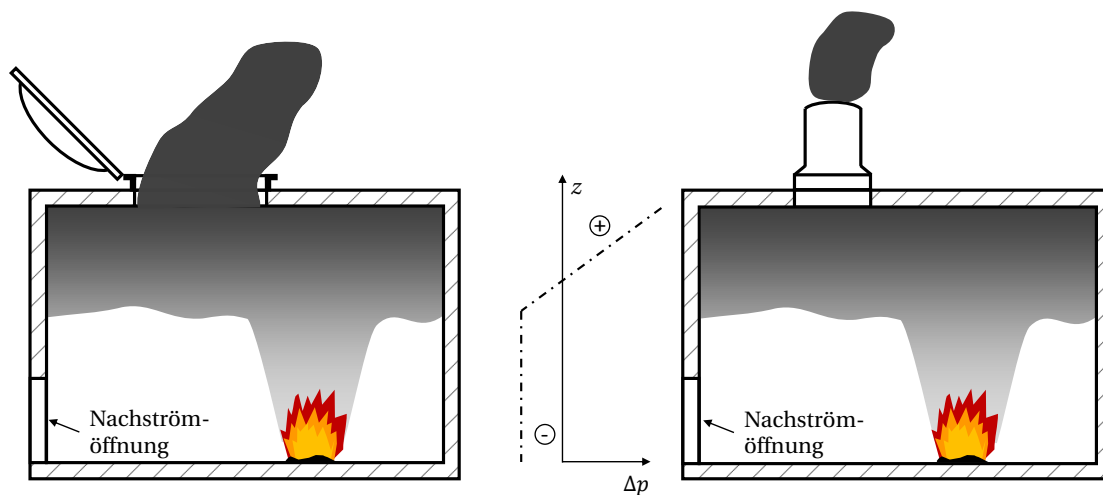


Abbildung 2.6: Natürliche (links) und maschinelle (rechts) Rauchabzugsanlage und Verlauf der Druckdifferenz Δp zur Umgebung in Abhängigkeit der Höhe z (mittig)

In Abbildung 2.6 ist die Anwendung einer natürlichen (links) sowie maschinellen (rechts) Rauchabzugsanlage in einem einfachen Raum skizziert. Zwischen den beiden Zeichnungen in der Abbildung ist der Verlauf der Druckdifferenz Δp zur Umgebung in Abhängigkeit der Höhe über dem Boden z qualitativ dargestellt. Die Rauchfreihaltungsanlagen sorgen jeweils dafür, dass im unteren Bereich des Raumes ein geringerer Druck als in der Umgebung herrscht. Dies sorgt dafür, dass Außenluft durch die Nachströmöffnung strömt. Im Bereich der rauchfreien, kalten Schicht ist die Druckdifferenz zur Umgebung nahezu konstant, während sie im Bereich der Rauchsicht bis zur Decke zunimmt. Für die natürliche Entrauchung stellt sich somit immer eine druckneutrale Ebene $\Delta p = 0$ im Bereich der Rauchsicht ein. Für die maschinelle Entrauchung kann der Druckverlauf hingegen deutlich abweichen und bei hohen Druckdifferenzen und Volumenströmen des Ventilators sogar im gesamten Raum geringer sein als in der Umgebung, sodass es keine druckneutrale Ebene im Raum gibt. [112]

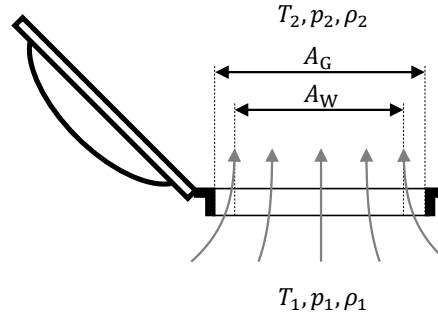


Abbildung 2.7: Strömung durch ein natürliches Rauch- und Wärmeabzugsgerät

Der Druckverlust, der sich bei der Durchströmung eines natürlichen Rauch- und Wärmeabzugsgerätes einstellt, wird maßgeblich durch die Querschnittsreduzierung und damit einhergehende Beschleunigung der Strömung erzeugt. In Abbildung 2.7 ist diese qualitativ mit grauen Pfeilen eingezeichnet. Der Massenstrom $\dot{m}_{\text{NRA}}$ durch die Anlage mit der freien Querschnittsfläche A_G kann über die Dichte ρ_1 der eintretenden Luft und einer theoretischen, mittleren Strömungsgeschwindigkeit v_{NRA} angegeben werden. Diese mittlere Strömungsgeschwindigkeit kann wiederum, wie in Gleichung 2.16 angegeben, in Abhängigkeit eines Druckverlustbeiwertes ζ , der Dichte ρ_1 und der Druckdifferenz Δp_{1-2} über die Öffnung berechnet werden. Es ist häufig üblich, einen Durchflussbeiwert c_v anstelle des Druckverlustbeiwertes ζ zu verwenden, der das Verhältnis aus aerodynamisch wirksamem Querschnitt A_W zur freien Querschnittsfläche A_G des Gerätes angibt. [5]

$$\dot{m}_{\text{NRA}} = A_G \cdot \rho_1 \cdot v_{\text{NRA}} = A_G \cdot \rho_1 \cdot \sqrt{\frac{2\Delta p_{1-2}}{\rho_1 \zeta}} = A_G \cdot \sqrt{\frac{2\Delta p_{1-2} \rho_1}{\zeta}} \quad (2.16)$$

$$\dot{m}_{\text{NRA}} = A_G \cdot c_v \cdot \rho_1 \cdot \sqrt{\frac{2\Delta p_{1-2}}{\rho_1}} = A_G \cdot c_v \cdot \sqrt{2\Delta p_{1-2} \rho_1} \quad (2.17)$$

Der Durchflussbeiwert c_v ist, wie in Abbildung 2.7 angedeutet, ein Maß für die Kontraktion bzw. Einschnürung der Strömung. Fiedler [26] konnte zeigen, dass für Ein- sowie Ausströmöffnungen der Zusammenhang $\zeta = c_v^{-2}$ gilt. Somit kann der Massenstrom in Abhängigkeit des Druckverlustes auch nach Gleichung 2.17 bestimmt werden.

Betriebspunkte von Ventilatoren können im Allgemeinen über produktspezifische Kennfelder berechnet werden. Neben dem Betriebspunkt, der konkrete Werte für den Volumenstrom sowie die Druckerhöhung angibt, kann somit die Abhängigkeit zwischen Volumenstrom und Druckerhöhung unter Normbedingungen (20 °C) beschrieben werden. In Abbildung 2.8 ist exemplarisch eine vereinfachte Ventilatorkennlinie (schwarze Linie) nach Gleichung 2.18 eingezeichnet. Die Gleichung beschreibt den Zusammenhang zwischen Volumenstrom und Druckerhöhung über eine Wurzelfunktion mit den Parametern maximaler Volumenstrom ($\dot{V}_{V,\text{max}}$) sowie maximale Druckerhöhung ($\Delta p_{V,\text{max}}$). Durch diese generische Gleichung kann eine Kennlinie zwar nur idealisiert beschrieben

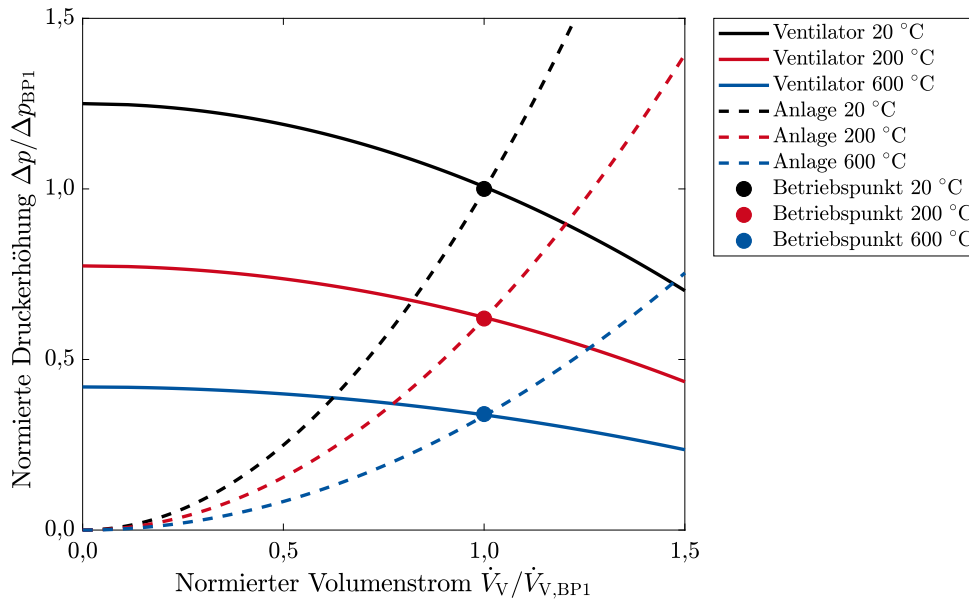


Abbildung 2.8: Bestimmung von Ventilatorbetriebspunkten für unterschiedliche Temperaturen

werden, mit ihr kann das Betriebsverhalten von Ventilatoren jedoch trotzdem veranschaulicht werden. Wird für den Betrieb eines Ventilators außerdem eine Anlagenkennlinie über einen Druckverlustbeiwert angegeben, die den Strömungswiderstand repräsentiert (schwarze Strichpunktlinie), so kann der Betriebspunkt als Schnittpunkt der beiden Kennlinien angegeben werden (schwarzer Punkt). Für die Nutzung von Ventilatoren zur Rauchfreihaltung wird der Ventilator jedoch nicht nur in einem Betriebspunkt genutzt, sondern im Betriebsfall bei unterschiedlich hohen Rauchgastemperaturen. Nach Bitter u. a. [5] kann die Druckerhöhung des Ventilators in Abhängigkeit der Temperatur T anhand von Gleichung 2.19 berechnet werden. In Diagramm 2.8 sind exemplarisch für die Temperaturen 200 °C (rot) und 600 °C (blau) die geänderten Kennlinien eingezeichnet. Aufgrund der geänderten Dichte der Luft ändert sich jedoch auch die Anlagenkennlinie (siehe Gleichung 2.16). In Abbildung 2.8 sind die neuen Betriebspunkte als grauer und roter Punkt eingezeichnet. Es ist zu erkennen, dass der Volumenstrom bei hohen Temperaturen und den hier vorgestellten idealisierten Bedingungen trotz sehr viel geringerer Druckerhöhungen nahezu konstant bleibt.

$$\dot{V}_V = \dot{V}_{V,\max} \cdot \sqrt{\frac{\Delta p_{V,\max} - \Delta p_V}{\Delta p_{V,\max}}} \quad (2.18)$$

$$\Delta p_V(T) = \Delta p_V(T_0) \cdot \frac{T_0}{T} \quad (2.19)$$

2.4 Methoden und Modelle zur Berechnung der Rauchausbreitung

Die Nutzung von Modellen zur Berechnung der Rauchausbreitung und -freihaltung wird im Brandschutzingenieurwesen als Nutzung von Ingenieurmethoden bezeichnet. Diese stellen, wie in Abbildung 2.9 dargestellt, eine alternative Möglichkeit zu der Verwendung von Normen und Richtlinien zum Nachweis von Schutzzielen dar. Die Brandschutzingenieurmethoden sind definiert als die Summe aller experimenteller sowie rechnerischer Methoden, die auf empirischen Gleichungen oder physikalischen Gesetzmäßigkeiten basieren und zur Auslegung von Rauchabzugsanlagen genutzt werden können. Durch die Nutzung von Ingenieurmethoden kann berücksichtigt werden, dass Bauwerke sehr unterschiedliche Geometrien aufweisen und auch Brandszenarien sehr vielfältig sein können. Diese Vielfalt an möglichen Kombinationen lässt sich nicht bzw. nur mit sehr großen Einschränkungen in einem Tabellenwerk abbilden. Die rechnerischen Ingenieurmethoden können weiter in Zonenmodellen und CFD-Modelle unterteilt werden, die einen unterschiedlichen Detaillierungsgrad erlauben. Numerische Strömungssimulationen werden in der deutschsprachigen Fachliteratur zum Brandschutz häufig als Feldmodell bezeichnet, im Rahmen dieser Arbeit wird diese Bezeichnung jedoch nicht weiter verwendet und der Begriff CFD-Modell genutzt. Im Folgenden werden sehr kurz Zonenmodelle und etwas ausführlicher CFD-Modelle mit den nötigen Grundlagen der Strömungsmechanik und Wärmeübertragung beschrieben, welche in Form des CFD-Codes FDS die Basis für die in dieser Arbeit verwendeten Methoden bilden. [112, 22, 40]

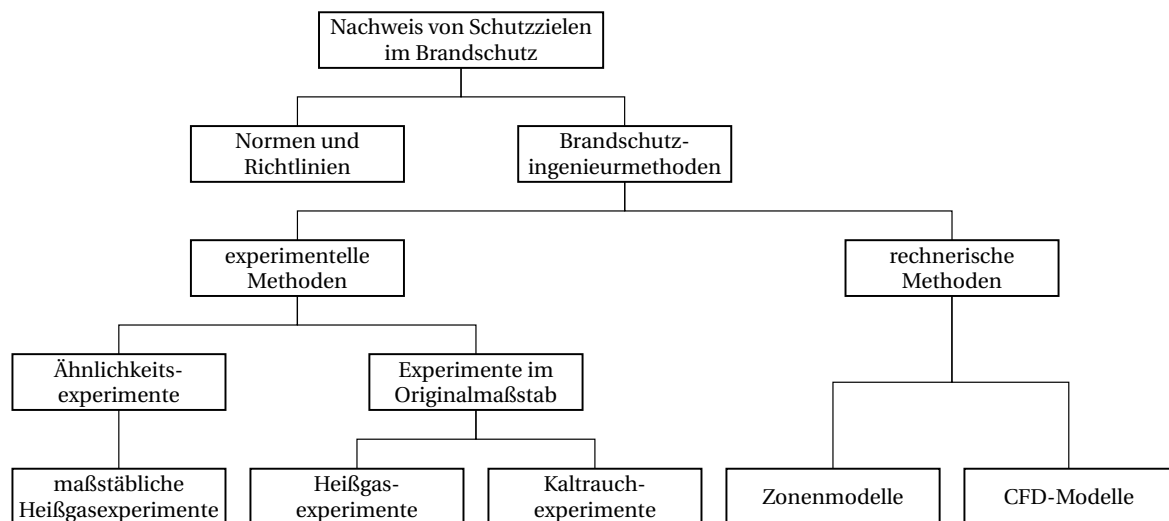


Abbildung 2.9: Darstellung der unterschiedlichen Methoden zum Nachweis der Erreichung von Schutzzielen bei der Auslegung von Rauch- und Wärmeabzugsanlagen

2.4.1 Zonenmodelle

Zonenmodelle stellen die einfachste Art der rechnerischen Ingenieurmethoden dar, wurden dennoch in den letzten Jahrzehnten am häufigsten verwendet und bilden zusätzlich die Basis für die aktuelle Normung in Deutschland. Unter einem Zonenmodell wird die mathematische Beschreibung des Massen- und Energieaustauschs zwischen einzelnen Zonen eines Raumes bzw. Gebäudes verstanden. Auf dieser Basis können Informationen über den stationären Zustand des Gebäudes während eines Brandes berechnet werden. Die berechneten Informationen sind insbesondere die Temperatur im Innenraum, die Höhe der raucharmen Schicht und der Massenstrom durch eine Rauch- und Wärmeabzugsanlage. Die mathematisch einfachste Möglichkeit, einen Raum mit Brand energetisch zu beschreiben, ist dabei das Einzonenmodell, das unter dem Namen Vollbrandmodell (engl.: post-flashover model) bekannt ist. Dieses Modell basiert auf der Annahme einer ideal durchmischten Zone konstanter Temperatur im gesamten Innenraum. Mit diesem Modell kann der Massenaustausch mit der Umgebung über die Druckdifferenz berücksichtigt werden. Abhängig von der Brandleistung und Geometrie des Raumes kann daraus eine Innenraumtemperatur berechnet werden. Eine Aussage über die Rauchschichtung ist jedoch nicht möglich, sodass sich dieses Modell nicht zur Bewertung der Möglichkeiten der Fremd- und Eigenrettung eignet.

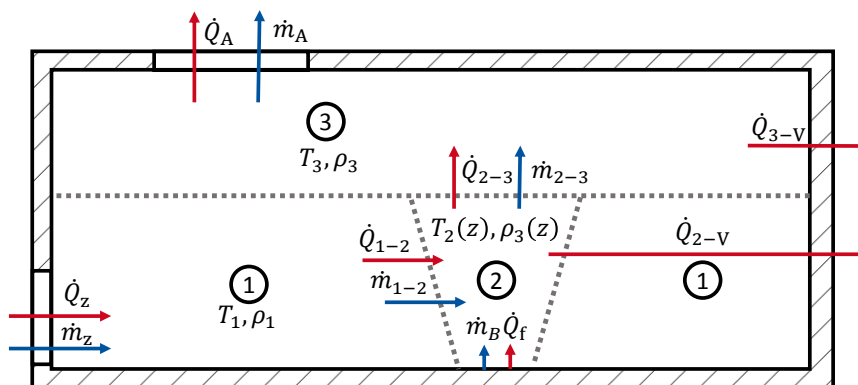


Abbildung 2.10: Mehrzonenmodell mit Massenbilanz (blau) und Energiebilanz (rot) nach Zitzelsberger u. a. [112]

Eine Erweiterung des Einzonenmodells stellt das Mehrzonenmodell dar. Hierbei wird der Raum in drei Zonen unterteilt, die teilweise untereinander im Stoff- sowie Energieaustausch stehen. Wie in Abbildung 2.10 durch gestrichelte Linien skizziert, handelt es sich dabei um eine untere kalte und raucharme Schicht (1), den thermischen Auftriebsstrahl (2) sowie die obere heiße Rauchschicht (3). In Abbildung 2.10 sind zudem mit blauen Pfeilen die im Modell berücksichtigten Massenströme zwischen den Zonen eingezeichnet. Ein direkter Massenaustausch zwischen Zone 1 und 3 wird hierbei nicht berücksichtigt. Die Zone 2 bildet im Modell eine Ausnahme und ist keine ideal durchmischte Zone, sondern muss mit einem höhenabhängigen Modellansatz (siehe Abschnitt 2.2) be-

rechnet werden. In dieser Zone werden die Stoffwerte auf Basis des Modells in Abhängigkeit der Höhe über dem Erdboden berechnet. Zusätzlich zu der Bilanzierung der Masse wird auch eine Energiebilanz gebildet.

Neben der eingebrachten Energie durch das Feuer ($\dot{Q}_F$) und dem Energieübertrag zwischen den Zonen werden auch die Strahlungsverluste aus dem Rauchgas im Auftriebsstrahl ($\dot{Q}_{2-V}$) sowie die Verluste durch Konvektion und Strahlung aus der Rauchsicht an die Umgebung ($\dot{Q}_{3-V}$) berücksichtigt. Werden zusätzlich das vertikale Druckprofil und die Druckverluste durch die Nachströmöffnung und Entrauchungsöffnung bzw. die Druckerhöhung durch den Entrauchungsventilator mitberücksichtigt, kann mit diesem Modell die Höhe der raucharmen Schicht berechnet werden. Über die Erweiterung des Modells zu einem Mehrraum-Mehrzonenmodell kann zusätzlich der Stoff- und Wärmeaustausch zwischen mehreren Räumen bzw. Brandabschnitten, die wiederum in Zonen unterteilt sind, berechnet werden. [112, 40]

Ein großer Nachteil der Zonenmodelle im Allgemeinen ist jedoch, dass die Lösungen immer nur das stationäre Gleichgewicht des stark instationären Vorgangs eines Brandes abbilden können. Auch die Möglichkeiten zur Abbildung von realen, komplexen Gebäudegeometrien sind bei Zonenmodellen stark eingeschränkt. Dennoch sind diese Modelle, wie es Hosser [40] formulierte, „international anerkannt als Hilfsmittel zur Beurteilung der [...] [sich] einstellenden Rauchgasschicht.“

2.4.2 CFD-Modelle

Eine Alternative zu den zuvor beschriebenen Zonenmodellen zur Beschreibung der Rauchausbreitung ist die Nutzung einer numerischen Strömungssimulation (CFD) zur detaillierten Beschreibung des komplexen, dreidimensionalen Strömungsfeldes. Aufgrund der hohen Temperaturunterschiede, die bei Bränden in Gebäuden herrschen, wird zusätzlich ein Simulationsmodell zur Abbildung des Strahlungswärmetransportes benötigt, da diese einen erheblichen Anteil an den Gesamtwärmeströmen hat. Bei der Nutzung von CFD-Modellen zur Beschreibung der Rauchausbreitung ergeben sich diverse Vorteile im Vergleich zu den zuvor beschriebenen Zonenmodellen. Zunächst bietet diese Methode den Vorteil, dass eine reale, komplexe Geometrie, beispielsweise aus CAD-Daten (engl.: Computer-Aided Design) bzw. Bauwerksdatenmodellen (engl.: Building Information Modeling, BIM), für die Berechnung genutzt werden kann. Außerdem kann über die Modelle der Zustand (Temperatur, Dichte, Sichtweite, Druck) für jeden Ort im Raum im Rahmen der Genauigkeit der gewählten Modelle und der räumlichen Diskretisierung prognostiziert werden. Einige CFD-Modelle bieten zudem die Möglichkeit einer instationären Lösung des beschriebenen Problems.

Da jede numerische Strömungssimulation auch auf die Anwendung der Massen-, Impuls und Energieerhaltung zurückzuführen ist, werden im folgenden Abschnitt 2.4.2.1 kurz die physikalischen Grundgleichungen der Fluidmechanik vorgestellt. Im darauffolgenden Abschnitt 2.4.2.2 werden die Grundgleichungen der Wärmeübertragung durch Strahlung vorgestellt, welche eine für Brandsimulationen nötige Ergänzung der CFD-Modelle bilden. Daraufhin werden in Abschnitt 2.4.2.3 die

Ansätze zur Modellierung sowie zur zeitlichen und örtlichen Diskretisierung von Strömung und Strahlung beschrieben, die in CFD-Codes genutzt werden.

2.4.2.1 Grundlagen der Strömungsmechanik

Die Grundlagen der Strömungsmechanik können im Rahmen dieser Arbeit nur oberflächlich vorgestellt werden. Details sind in den zitierten Standardwerken vertieft.

Die Grundgleichungen der Strömungsmechanik basieren auf den Erhaltungsgleichungen für Masse, Impuls und Energie, die für ein infinitesimal kleines Kontrollvolumen in Form von Differentialgleichungen formuliert werden. Diese Erhaltungsgleichungen sind zunächst sehr allgemein formuliert und gelten für sehr viele Strömungen und Medien. Im Rahmen der Strömungsmechanik werden häufig einige sinnvolle Annahmen getroffen, auf Basis derer die Grundgleichungen dann als Navier-Stokes-Gleichung bezeichnet werden.

In Gleichung 2.20 ist für ein kartesisches Koordinatensystem die Massenerhaltungsgleichung für kompressible Strömungen formuliert, die auch als Kontinuitätsgleichung bezeichnet wird. Auf der rechten Seite der Gleichung befindet sich ein Quellterm $\dot{m}'''$, der aufgrund der Besonderheit von Brandsimulationen wegen der Erzeugung von Rauchgas durch die chemische Verbrennungsreaktion nicht vernachlässigt werden sollte.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_x)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho u_y)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho u_z)}{\partial z} = \dot{m}''' \quad (2.20)$$

Die Impulsgleichung kann für newtonsche Fluide vereinfacht werden, indem die Schubspannung über eine lineare Abhängigkeit vom lokalen Geschwindigkeitsgradienten definiert wird. Im einfachsten Fall der eindimensionalen Scherströmung wird die Schubspannung über $\tau = \eta \frac{\partial u_x}{\partial y}$ mithilfe der dynamischen Viskosität η berechnet. Für eine dreidimensionale Strömung kann diese Modellannahme über den Stokes'schen Reibungsansatz berücksichtigt werden. Eine Herleitung und Erklärung dieses Ansatzes wird von Schlichting u. Gersten [82] beschrieben. In Gleichung 2.21 ist exemplarisch für die x-Koordinate eines kartesischen Koordinatensystems die Impulsgleichung für kompressible Strömungen formuliert. Die Variable g_x ist dabei die x-Komponente des Gravitationsbeschleunigungsvektors, die als äußere Volumenkraft auf das Fluidelement einwirkt. Der viskose Term auf der rechten Seite des Gleichheitszeichens ist dabei unter der Annahme des Stokes'schen Reibungsansatzes mit lokal konstanter Viskosität formuliert. [55]

$$\begin{aligned} \frac{\partial \rho u_x}{\partial t} + \frac{\partial \rho u_x^2}{\partial x} + \frac{\partial \rho u_x u_y}{\partial y} + \frac{\partial \rho u_x u_z}{\partial z} = \\ - \frac{\partial p}{\partial x} + \eta \left(\frac{\partial^2 u_x}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u_x}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 u_x}{\partial z^2} \right) + \frac{1}{3} \eta \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\partial u_x}{\partial x} + \frac{\partial u_y}{\partial y} + \frac{\partial u_z}{\partial z} \right) + \rho g_x \end{aligned} \quad (2.21)$$

Für die Energiegleichung kann meist von fourierscher, isotroper Wärmeleitung ausgegangen werden, die in eindimensionaler Schreibweise über den Zusammenhang $\dot{q}_x'' = -\lambda_{th} \frac{\partial T}{\partial x}$ zwischen Wärmestrom und Temperaturgradient beschrieben werden kann. Die Proportionalitätskonstante λ_{th} stellt dabei die Wärmeleitfähigkeit dar. In Gleichung 2.22 ist eine vereinfachte Energiebilanz formuliert. Hierbei wird die Änderung der inneren Energie aufgrund von Spannungen, die zu einer Erwärmung des Fluides durch Dissipation führt, vernachlässigt. Diese Vernachlässigung ist für Rauchgasströmungen bei Bränden sinnvoll, da die Anteile im Vergleich zur Energieänderung durch Konvektion, Wärmeleitung, Strahlung und Volumenänderung gering sind. In der angegebenen Gleichung wird von einem kalorisch perfektem Gas ausgegangen und die Änderung der inneren Energie des Fluides über eine konstante spezifische Wärmekapazität c_p berechnet. Auf der rechten Seite der Gleichung ist mit $\dot{q}_s'''$ zusätzlich ein volumenspezifischer Quellterm vorhanden, der im Rahmen von Brandsimulationen zum Beispiel durch Strahlungsabsorption einen Beitrag zur inneren Energie des Kontrollvolumens leistet. [73]

$$\begin{aligned} \rho c_p \left(\frac{\partial T}{\partial t} + u_x \frac{\partial T}{\partial x} + u_y \frac{\partial T}{\partial y} + u_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) = & \frac{\partial p}{\partial t} + u_x \frac{\partial p}{\partial x} + u_y \frac{\partial p}{\partial y} + u_z \frac{\partial p}{\partial z} \\ & + \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_{th} \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_{th} \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda_{th} \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \dot{q}_s''' \end{aligned} \quad (2.22)$$

Die vollständigen Navier-Stokes-Gleichungen für alle Koordinaten mit den zuvor beschriebenen Annahmen und Einschränkungen sind im Anhang in den Gleichungen A.1 bis A.5 zu finden. In Summe enthält das vorgestellte Differentialgleichungssystem mit den Größen Druck (p), Geschwindigkeit (u_x, u_y, u_z) und Temperatur (T) fünf abhängige Variablen, die über fünf partielle Differentialgleichungen beschrieben werden. Die Dichte ρ ist zwar auch eine Unbekannte in dem Gleichungssystem, diese lässt sich jedoch anhand der thermischen Zustandsgleichung idealer Gase über den Druck und die Temperatur beschreiben. Die Gleichungen können aufgrund der Komplexität nur für sehr einfache Phänomene analytisch gelöst werden, was die Nutzung von numerischen Methoden (siehe Abschnitt 2.4.2.3) und weitere Modellannahmen erfordert. [10, 37, 73]

2.4.2.2 Grundlagen der Wärmeübertragung durch Strahlung

Bei Rauchgassimulationen im Rahmen von Bränden in Gebäuden treten, beispielsweise an Festkörpern in der Nähe des Brandherds oder im Auftriebsstrahl, lokal sehr hohe Temperaturen auf. Andere Bereiche wie beispielsweise Betonwände zu Beginn des Brandes oder die Zuluft haben wiederum geringe Temperaturen, wodurch hohe Temperaturdifferenzen zwischen Materialoberflächen aber auch Fluiden auftreten. Aus diesem Grund darf die Interaktion von Wärmestrahlung mit Oberflächen, Rußpartikeln und Gasen bei Simulationen nicht vernachlässigt werden. In diesem Abschnitt werden zunächst kurz die auftretenden Phänomene der Emission von Strahlung sowie der Interaktion von Strahlung mit Fluiden und Oberflächen von Festkörpern vorgestellt. Auf Basis dieser Grundlagen und der über Konstanten beschriebenen Strahlungseigenschaften wird die Strahlungs-

transportgleichung vorgestellt, welche die Grundlage für Strahlungsmodelle in CFD-Codes darstellt.

Da Strahlung im Allgemeinen sowohl eine Richtung als auch eine Wellenlänge als Eigenschaft hat, sind viele der im Folgenden eingeführten Strahlungseigenschaften von diesen beiden Parametern abhängig. Die Wellenlängenabhängigkeit wird durch ein tiefgestelltes λ gekennzeichnet. Bei den zunächst vorgestellten Interaktionen von Strahlung mit Oberflächen von Festkörpern werden, wie es auch in den Standardwerken üblich ist, die Richtungsabhängigkeiten vernachlässigt und stattdessen hemisphärische spektrale Größen genutzt. Diese Darstellungsweise stellt eine Integration der entsprechenden Größen über den Halbraum dar.

Jeder Körper, dessen Temperatur über dem absoluten Nullpunkt liegt, strahlt Wärme ab. Die spektrale spezifische Ausstrahlung $M_{s,\lambda}$ eines schwarzen Körpers kann nach Gleichung 2.23 in Abhängigkeit der Wellenlänge und der Temperatur über das Planck'sche Strahlungsgesetz berechnet werden. Die Konstante $h_p = 6,626 \cdot 10^{-34}$ Js in dieser Gleichung ist das Planck'sche Wirkungsquantum, $c_0 = 299\,792\,458$ m/s die Lichtgeschwindigkeit im Vakuum und $k_B = 1,38 \cdot 10^{-23}$ J/K die Boltzmann-Konstante. [36, 6]

$$M_{s,\lambda} = \frac{2\pi h_p c_0^2}{\lambda^5 \left(\exp\left(\frac{h_p c_0}{k_B \lambda T}\right) - 1 \right)} \quad (2.23)$$

Integriert man diese Größe über alle Wellenlängen λ , so ergibt sich nach Gleichung 2.24 die hemisphärisch abgestrahlte, spezifische Wärmeleistung eines schwarzen Strahlers. Hierbei ist die Konstante $\sigma = 5,67 \cdot 10^{-8}$ W/(m²K⁴) in der Gleichung die Stefan-Boltzmann-Konstante.

$$\dot{q}_s'' = \int_0^\infty M_{s,\lambda} d\lambda = \sigma T^4 \quad (2.24)$$

In der Realität erfüllen Oberflächen von Materialien jedoch meist nicht die Bedingungen eines schwarzen Strahlers, sondern die emittierte Strahlungsleistung fällt geringer aus. Diese Tatsache kann mit der Definition des grauen Körpers unter Verwendung des Emissionsgrads $\epsilon_\lambda < 1$ berücksichtigt werden. Die spezifische abgestrahlte Wärmeleistung eines grauen Körpers verringert sich entsprechend auf $\dot{q}_g'' = \epsilon \sigma T^4$.

Trifft die Strahlung auf einen anderen Festkörper, kann diese entweder reflektiert, absorbiert oder, im Fall von teilweise strahlungsdurchlässigen Materialien, transmittiert werden. Die jeweiligen Anteile an der einfallenden Strahlung werden, wie in Gleichung 2.25 beschrieben, über den Reflexionsgrad ρ_λ , den Absorptionsgrad α_λ sowie den Transmissionsgrad τ_λ angegeben. Für die Größen gilt der Zusammenhang $\rho_\lambda + \alpha_\lambda + \tau_\lambda = 1$. [3, 6]

$$\rho_\lambda = \frac{\dot{q}_{\rho\lambda}''}{\dot{q}_\lambda''}, \quad \alpha_\lambda = \frac{\dot{q}_{\alpha\lambda}''}{\dot{q}_\lambda''}, \quad \tau_\lambda = \frac{\dot{q}_{\tau\lambda}''}{\dot{q}_\lambda''} \quad (2.25)$$

Für diffus grau strahlende Körper (graue Lambert-Strahler) kann gezeigt werden, dass der Emissionsgrad ϵ_λ genau so groß ist wie der Absorptionsgrad α_λ . Wenn das Material zusätzlich undurchlässig ist ($\tau_\lambda = 0$), gilt der Zusammenhang $\rho_\lambda + \epsilon_\lambda = 1$.

Wenn zwischen den Körpern, die im Strahlungsaustausch miteinander stehen, kein Vakuum vorherrscht, sondern ein einzelnes Gas oder ein Gasgemisch vorliegt, kann es hierdurch zu Interaktionen zwischen Strahlung und Gas kommen. Um diese Interaktionen mathematisch abbilden zu können, wird eine Strahlungstransportgleichung verwendet. Bei dem Transport von Strahlung durch Fluide kann es im Allgemeinen zu einer Abschwächung der Intensität entlang des Strahlungspfads in Folge von Absorption und Streuung in andere Raumrichtung kommen. Außerdem kann die Intensität durch Emission und Einstreuung von Strahlung, die ursprünglich aus anderen Raumrichtungen kommt, anwachsen. Eine Reflexion innerhalb von Fluiden kann nur unter ganz besonderen Randbedingungen auftreten und wird im Rahmen dieser Arbeit vernachlässigt. Zusätzlich zu dem bereits eingeführten Absorptionsgrad wird für die Interaktion von Strahlung mit Fluiden der auf die Strahlungsintensität bezogene Absorptionskoeffizient $k_{A,\lambda}$ sowie der Streukoeffizient $\sigma_{s,\lambda}$ eingeführt. Die Veränderung der spezifischen Strahlungsintensität I_λ bei Zurücklegen des infinitesimalen Wegstücks ds kann über die Strahlungstransportgleichung 2.26 ausgedrückt werden. [35, 43]

$$\frac{dI_\lambda}{ds} = -(k_{A,\lambda} + \sigma_{s,\lambda}) \cdot I_\lambda + k_{A,\lambda} \cdot I_{S,\lambda} + \frac{\sigma_{s,\lambda}}{4\pi} \int^{4\pi} I_\lambda(\theta, \phi) \cdot \Phi(\theta, \phi) d\omega \quad (2.26)$$

Über die Phasenfunktion Φ ist die räumliche Verteilung der Streuung in Abhängigkeit der Kugelkoordinaten θ, ϕ angegeben. Für isotrope Streuung gilt $\Phi = 1$. Die Randbedingungen am Übergang vom Fluid zu einem Körper werden dann durch die zuvor vorgestellten Strahlungseigenschaften von Oberflächen definiert

Genauso wie die Navier-Stokes-Gleichung kann auch die Differentialgleichung für Strahlungstransport im Allgemeinen nicht analytisch gelöst werden. Da die Gleichungssysteme zusätzlich über den Term $\dot{q}_s$ in der Energiegleichung und I_λ in der Strahlungstransportgleichung gekoppelt sind, sind auch hier numerische Methoden nötig, um eine Lösung zu finden.

2.4.2.3 Numerische Approximationsmethoden

Die in den Abschnitten 2.4.2.1 und 2.4.2.2 vorgestellten partiellen Differentialgleichungen für Fluidströmung und Wärmestrahlung können mit numerischen Methoden approximiert werden. Hierzu ist, unabhängig von der konkreten Gleichung, zunächst eine räumliche und zeitliche Diskretisierung der Differenzialgleichungen nötig. Diese wird über die Zerlegung des Rechengebietes in ein Rechengitter und die Einführung von diskreten Zeitschritten vorgenommen. Die Differentialgleichungen können über die Finite-Differenzen-Methode, die Finite-Volumen-Methode oder die Finite-Elemente-Methode approximiert werden. In Abbildung 2.11 ist ein solches Rechengitter exemplarisch für die Finite-Differenzen-Methode mit einigen Stützstellen sowie für zwei Zeitschritte

dargestellt. Bei dieser Methode werden die Differentialquotienten in den vorgestellten Differentialgleichungen durch Differenzenquotienten zu den benachbarten Stützstellen abgebildet. Die partiellen Ableitungen nach der Zeit für eine beliebige Variable φ kann beispielsweise nach Gleichung 2.27 als zeitliche Vorwärtsdifferenz erster Ordnung approximiert werden. Eine Approximation der Ableitung nach der Raumrichtung x ist exemplarisch in Gleichung 2.28 als zentrale Differenz zweiter Ordnung angegeben.

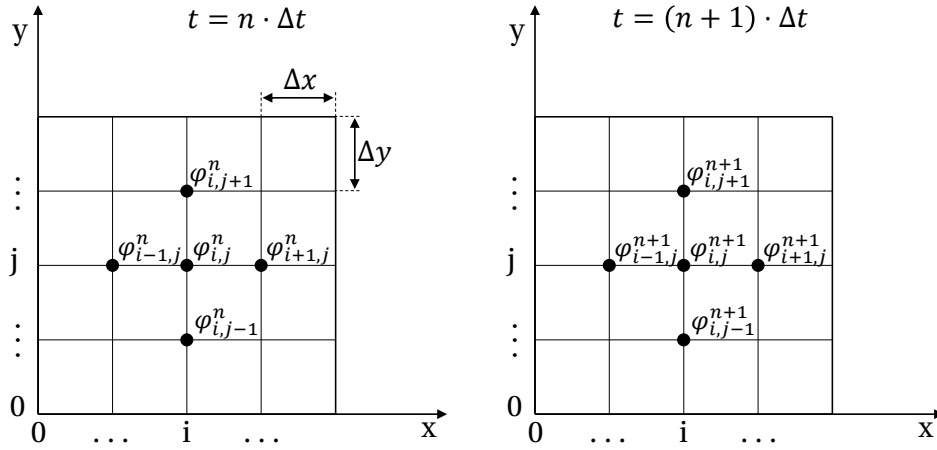


Abbildung 2.11: Zeitliche und örtliche Diskretisierung zur Nutzung der Finite-Differenzen-Methode

$$\frac{\partial \varphi}{\partial t} = \frac{\varphi_{i,j}^{n+1} - \varphi_{i,j}^n}{\Delta t} \quad (2.27)$$

$$\frac{\partial \varphi}{\partial x} = \frac{\varphi_{i+1,j}^n - \varphi_{i-1,j}^n}{2\Delta x} \quad (2.28)$$

Fluidströmungen sind häufig nicht rein laminar, sondern weisen einen turbulenten Charakter auf. Auch Raumluftströmungen im Brandfall mit den beschriebenen thermischen Auftriebsstrahlen sind im Allgemeinen turbulent [106]. Eine turbulente Strömung weist eine hohe Fluktuation der Strömungsgeschwindigkeit auf. Die zeitlichen Schwankungen kommen durch Turbulenzstrukturen zustande, die durch Wirbel bzw. Fluidballen (engl.: eddies) in der Strömung verursacht werden können. Durch den damit verbundenen Impulsaustausch senkrecht zur Hauptströmungsrichtung ergibt sich eine starke Vermischung sowie ein zusätzlicher Reibungswiderstand der Strömung. Der Prozess der Dissipation in Strömungen kann dadurch beschrieben werden, dass durch die Scherung in der Hauptströmung große Wirbel erzeugt werden (Turbulenzproduktion), die ihre Energie in immer kleinere Wirbel umwandeln (Kaskadenprozess) und letztendlich durch turbulente Dissipation in innere Energie (Wärme) umgewandelt werden. Nach Herwig u. Schmandt [37] sind die charakteristischen Skalen der Wirbel dabei häufig in einer Größenordnung von 10^{-4} m bis 10^0 m. Im Bereich der Rauchgassimulation sind jedoch eher größere Wirbelstrukturen in der Größenordnung

10^{-2} m bis 10^0 m von Interesse.

Bildet man aus den Navier-Stokes-Gleichungen auf die oben beschriebene Art Differenzengleichungen und löst sowohl die feinen Wirbelstrukturen mit dem Rechengitter auf, als auch die geringen charakteristischen Zeiten über eine entsprechend kleine Zeitschrittweite, wird die Simulationsmethode „Direkte Numerische Simulation“ (DNS) genannt. Da die Verwendung von DNS aufgrund der nötigen Gitterauflösung sehr rechenzeitintensiv ist, werden die Navier-Stokes-Gleichungen für praktische Anwendungen meist entweder als sogenannte Reynolds-gemittelten Navier-Stokes-Gleichungen (RANS) zeitlich gemittelt oder für eine Large-Eddy-Simulation (LES) räumlich gefiltert. Selten kommen auch hybride Ansätze wie beispielsweise die Detached-Eddy Simulation (DES) oder die Stress-Blended Eddy Simulation (SBES) zum Einsatz. Die Filterung bei LES-Simulationen wird genutzt, damit lediglich die groben, großskaligen Strukturen direkt (ohne Modell) simuliert werden, während die kleinskaligen Strukturen über empirische Turbulenzmodelle abgebildet werden. Aus diesem Grund wird die LES-Simulation im deutschsprachigen Raum auch Grobstruktursimulation genannt. Da nach der Filterung, deren Filterweite üblicherweise genau so groß ist wie die lokale Gitterweite, mit der Feinstruktur-Spannung und dem Feinstruktur-Wärmestrom zwei neue Variablen entstehen, muss das Gleichungssystem über ein zusätzliches Feinstruktur-Turbulenzmodell geschlossen werden. Diese Schließung dient auch dazu, einen Energiefluss von den Größen der Grobstruktur zur Feinstruktur zuzulassen, um den zuvor beschriebenen Kaskadenprozess abbilden zu können.

Hierzu werden zusätzlich eine Feinstrukturviskosität (bzw. Wirbelviskosität) ν_t und eine Feinstruktur-Temperaturleitfähigkeit κ_t eingeführt. Es existieren unterschiedlichste LES-Feinstrukturmodelle zur Modellierung der Wirbelviskosität, die häufig im Fachbereich der Meteorologie entwickelt wurden. Zwei bekannte Modelle sind das im Jahr 1963 von Smagorinski [85] vorgestellte Modell, das nach dem Erfinder benannt ist, sowie das im Jahr 1980 von Deardorff [13] veröffentlichte Modell.

Auch die numerische Approximation des Strahlungstransportgleichung stellt eine große Herausforderung bezüglich der Einhaltung eines akzeptablen Rechenaufwandes dar. Neben der zeitlichen und örtlichen Auflösung des Strahlungstransportes muss zusätzlich noch die Information zur Richtung und Wellenlänge der Strahlung aufgelöst werden. Ein hierzu häufig angewendeter Ansatz ist die Finite-Volumen-Methode mit einer zusätzlichen Raumwinkeldiskretisierung in eine bestimmte Anzahl von Raumwinkelementen. Zusätzlich können hierbei die spektralen Eigenschaften entweder über eine Unterteilung des gesamten Wellenlängenspektrums in ein diskretes Bandenspektrum berücksichtigt werden oder über mittlere Eigenschaften, die bestmöglich das gesamte Spektrum repräsentieren. [35]

3 Stand des Wissens zur Bewertung der Leistung von Entrauchungsanlagen in Gebäuden

Der Einsatz von anlagentechnischen Brandschutzmaßnahmen dient stets der Erfüllung von zuvor klar definierten Schutzzielen. Für die Auslegung der Entrauchungsanlagen durch Ingenieurmethoden des Brandschutzes müssen diese Schutzziele über Leistungskriterien quantitativ bewertbar sein. Im Rahmen dieser Arbeit wird als primäres Schutzziel die Erhaltung von Gesundheit und Leben von Menschen betrachtet. Dies schließt sowohl die Selbstrettung als auch eine mögliche Fremdrettung durch den Einsatz der Feuerwehr ein.

Hierbei stellt sich bei der Anwendung von Strömungssimulationen als Brandschutzingenieurmethode zur Bewertung des Erreichens der Schutzziele die Frage nach der Wahl von geeigneten Leistungskriterien. Wie wichtig eine klare Definition dieser Kriterien bei leistungsorientierten Nachweisen ist, wird unter anderem von Spennes u. Schüler [87] berichtet. Die Autoren sehen dies als notwendige Bedingung an, damit die allgemeine Akzeptanz von Brandschutzingenieurmethoden steigt. Aus diesem Grund wird im folgenden Abschnitt 3.1 zunächst der Stand des nationalen und internationalen Wissens zur Definition von Leistungskriterien bei Brand- und Rauchsimulationen zusammengefasst. Diese Recherche legt zwar den Fokus auf den Einsatz von Simulationen, jedoch sei an dieser Stelle darauf hingewiesen, dass die Wahl von geeigneten Leistungskriterien unabhängig von der Art der Brandschutzingenieurmethode ebenso wichtig und mindestens genauso komplex ist. Bei der Durchführung von Heißgasexperimenten im Originalmaßstab ist es beispielsweise sehr schwierig, Volumen- oder Massenströme mit einer großen Genauigkeit zu messen und selbst die Messung einer Rauchgastemperatur ist aufgrund von Strahlungseinflüssen auf den Temperatursensor nicht trivial.

Neben der Wahl von Leistungskriterien ist die Berücksichtigung von Umgebungsbedingungen bei der Parametrierung des Szenarios bzw. der Szenarien von großer Bedeutung für den Nachweis der Erfüllung von Schutzzielen. In Abschnitt 3.2 wird aus diesem Grund ein Überblick über die Berücksichtigung dieser Parameter in nationaler Normung und internationaler Wissenschaft gegeben. In diesem Zusammenhang wird zusammengefasst, welche Randbedingungen in Auslegungsrechnungen berücksichtigt werden und welchen Einfluss diese in den entsprechenden Studien auf das gewählte Leistungskriterium haben.

Im darauffolgenden Abschnitt 3.3 wird der Stand des Wissens zum Einsatz von stochastischen Methoden zur Berücksichtigung der Unsicherheit der zuvor erwähnten und weiterer Parameter bei der Brand- und Rauchsimulationen zusammengefasst. In dem Zusammenhang wird außerdem be-

schrieben, wie andere Wissenschaftler die Robustheit von Entrauchungsanlagen bezüglich unsicherer Randbedingungen bewerten. Aus der hieraus abgeleiteten methodischen Lücke im Bewertungsprozess ergibt sich das Kernthema dieser Dissertation.

3.1 Leistungskriterien für die Entrauchung

Im Bereich der nationalen Normen und Richtlinien in Deutschland gibt es geringfügige Unterschiede bei der Definition der Leistungskriterien für den Nachweis der Erfüllung von Schutzziele. In der Normenreihe DIN 18232, die häufig zur Auslegung von NRA und MRA Verwendung findet, wird ausschließlich die Höhe der raucharmen Schicht als Auslegungskriterium verwendet [17, 18]. Dies ist darauf zurückzuführen, dass den Tabellenwerken in den Normen einfache Rechnungen auf Basis von Zonenmodellen (siehe Abschnitt 2.4.1) zugrunde liegen.

Andere Normen und Richtlinien gehen detaillierter auf die Verwendung von Brandschutzingenieurmethoden bzw. Brand- und Rauchsimulationen im Speziellen ein. So werden in dem im Jahr 2016 erschienenen ersten Teil der Normenreihe DIN 18009 konkrete Beispiele für Leistungskriterien gegeben [16]. Darin werden in Bezug auf den Schutz von Gesundheit und Leben von Menschen exemplarisch die Höhe der raucharmen Schicht und die Erkennungsweite als Kriterien erwähnt, ohne Grenzwerte für diese Kriterien anzugeben. Es ist allerdings – wie unter anderem von Spennes u. Schüler [87] sowie Schleich [81] berichtet wird – davon auszugehen, dass in den kommenden Teilen dieser Normenreihe konkrete Grenzwerte für Leistungskriterien im Rahmen von Simulationen angegeben werden. Weitere Teile der Norm sind jedoch bislang nicht erschienen und können deswegen im Rahmen dieser Arbeit keine Berücksichtigung finden.

In der Muster-Richtlinie über den baulichen Brandschutz im Industriebau [15] werden Leistungskriterien ebenso mit exemplarischem Charakter erwähnt, ohne konkrete Grenzwerte für diese anzugeben. Als Leistungskriterien werden die Höhe, Temperatur und CO₂-Konzentration der unteren, raucharmen Schicht aufgeführt. Für die heiße Rauchgasschicht geben die Autoren deren Temperatur sowie die Konzentrationen der Gase O₂, CO₂ und CO als Leistungskriterium an. Unbeantwortet bleibt in der Richtlinie die Frage, weshalb für das Atemgift Kohlenstoffmonoxid zwar ein Grenzwert in der oberen Rauchsicht, jedoch nicht in der raucharmen Schicht gilt, in der sich Personen aufhalten können. Des Weiteren wird die Einhaltung gewisser Grenzen in Bezug auf die Wärmestrahlung genannt, ohne konkrete Grenzwerte anzugeben.

In der Richtlinienreihe VDI 6019 [95, 96], deren zweites Blatt explizit die Ingenieurmethoden thematisiert, sind die Angaben über Leistungskriterien konkreter. Hier werden in Ergänzung zu der Höhe der raucharmen Schicht die Raumtemperatur und die Sichtweite genannt. Für die Raumtemperatur in der raucharmen Schicht wird ein einzuhaltender Wert von maximal 70 °C angegeben. Außerdem wird für die Sichtweite gefordert, dass diese mindestens der Rettungsweglänge des Gebäudes bzw. Raumes entsprechen muss. Die Definition der Raumtemperatur wird mit der Formulierung „Lufttemperatur mit Strahlungseinfluss“ beschrieben. Es wird zwar keine explizite Formel

zur Berechnung dieser Temperatur genannt, jedoch wird in der Richtlinie angegeben, dass das Kriterium bei ausreichendem Abstand zum Brandherd und einer mittleren Rauchgastemperatur (in der Rauchsicht) von maximal 150 °C erfüllt sei.

In Ergänzung zu der nationalen Normung hat der Verband Deutscher Maschinen- und Anlagenbau e. V. (VDMA) mit dem Grundlagenpapier Entrauchung [8] ein Schriftstück veröffentlicht, das Anforderungen an Entrauchungsmaßnahmen beschreibt. In diesem werden die Leistungskriterien in Abhängigkeit der Größe des Raumes beschrieben. Für kleine Räume mit einer Grundfläche von bis zu 200 m² wird eine maximale Rauchgastemperatur als Kriterium zur Verhinderung eines Flash-overs gefordert, die durch entsprechende Verdünnung erreicht werden soll. Für Räume ab einer Grundfläche von 200 m² wird die Einhaltung von Grenzen für die Temperatur, die Sichtweite und die Konzentration von Schadstoffen in der raucharmen Schicht gefordert. Auch wenn für diese Größen keine konkreten Grenzwerte genannt werden, so wird für die Sichtweite ein Wert von 10 m in Bezug auf reflektierende Fluchtwegskennzeichen angegeben, der nicht unterschritten werden soll.

Der durch die Vereinigung zur Förderung des Deutschen Brandschutzes (vfdb) herausgegebene und federführend von Hosser [40] geschriebene Leitfaden Ingenieurmethoden des Brandschutzes gibt einen umfassenden Überblick über den Stand des Wissens im Brandschutzingenieurwesen und in diesem Zusammenhang ebenfalls über die Bewertungskriterien. Für den Personenschutz werden die Kriterien in die Höhe der raucharmen Schicht, die Qualität der Luft innerhalb dieser Schicht sowie die thermischen Einwirkungen unterteilt. In Bezug auf die Höhe der raucharmen Schicht werden in Abhängigkeit von Raumhöhe und Sicherheitszuschlägen Werte von 2,5 m bis 3,5 m gefordert. Bezüglich der Qualität der raucharmen Schicht werden die optische Dichte (bzw. Erkennungsweite) sowie die fraktionelle effektive Dosis (FED) zur Bewertung der Brandgastoxizität angegeben. Als Anhaltswerte für diese Leistungskriterien bei einer mittleren Personenaufenthaltsdauer von 15 Minuten werden eine optische Dichte D_L von 0,1 m⁻¹ bis 0,15 m⁻¹ bzw. eine Erkennungsweite S von 10 m bis 20 m angegeben. Als Gastemperatur in der raucharmen Schicht wird ein Grenzwert von 50 °C und als maximale spezifische Wärmestrahlung ein Wert von 2 kW/m² angegeben. Des Weiteren werden Grenzkonzentrationen für die Gase CO (200 ppm), CO₂ (20 000 ppm) und HCN (16 ppm) angegeben.

Es wird jedoch ergänzend erwähnt, dass zur Bewertung von thermischen Einwirkungen ebenso wie bei der Brandgastoxizität ein Dosismodell ($FED_{\text{thermisch}}$) angewendet werden sollte, um die Schadwirkungen auf den Menschen mit zunehmender Expositionsdauer zu berücksichtigen. Außerdem wird ergänzt, dass bei einer Erfüllung des Grenzwertes der optischen Dichte (bzw. Sichtweite) in den meisten Fällen sowohl die Rauchgastemperatur als auch die Toxizität unbedenklich sind und diese Kriterien nicht zusätzlich ausgewertet werden müssen. Die Verwendung der zuletzt genannten Parameter wird nur in begründeten Ausnahmefällen bzw. bei sehr konservativen Szenarien empfohlen. In dem Leitfaden von Hosser [40] wird – im Gegensatz zu der zuvor zitierten Literatur – auch auf die Problematik eingegangen, dass alle bisher erwähnten Leistungskriterien stets vom Ort im Raum abhängen und dieser genau definiert sein muss. Das gilt unabhängig davon, ob es sich bei

der Methode um einen simulativen Ansatz oder ein Messverfahren handelt.

Im Bereich der internationalen wissenschaftlichen Veröffentlichungen werden ebenfalls unterschiedliche Grenzwerte bei den Leistungskriterien angewendet, wobei die verwendeten Variablen der Kriterien größtenteils mit denjenigen der nationalen Normung übereinstimmen. Lei u. a. [56] nutzen zur simulativen Auslegung der Entrauchungsanlagen eines Theaters die Kriterien Temperatur, Sichtweite und CO-Konzentration in der raucharmen Schicht. Die Größen werden dabei jeweils 2 m über dem Grund ausgewertet. Als Grenze für die Temperatur wird ein Wert von 60 °C verwendet, während die Sichtweite über einem Wert von 10 m bleiben soll. Außerdem gilt das Kriterium als nicht erfüllt, wenn die CO-Konzentration einen Wert von 500 ppm übersteigt.

Hier ist jedoch anzumerken, dass die Autoren die Kriterien manuell über Schnittflächen ausgewertet haben, was zu einer höheren Fehleranfälligkeit im Vergleich zu einer automatisierten Auswertung führt. Xu u. a. [107] führen zur Bewertung der Leistung der Entrauchung des 60 m hohen Atriums des Shanghai Towers Heißgasmessungen und Strömungssimulationen durch. Bei den Experimenten wird die Höhe der raucharmen Schicht als Kriterium angewendet. Als zusätzliches Merkmal dient bei den Simulationen die Sichtweite in einer Höhe von 2 m. Die Autoren Fu u. a. [29] nutzen als Bewertungskriterien zur Auslegung eines Kongresszentrums in China die Höhe der raucharmen Schicht und die Sichtweite. Dabei gilt für erstere ein Grenzwert in Abhängigkeit der jeweiligen Raumhöhe, für die Sichtweite hingegen eine konstante Grenze von 10 m.

Die Autoren Węgrzyński u. Vigne [100] bezeichnen die Sichtweite als ein sinnvolles Leistungskriterium. Allerdings merken sie an, dass die von Jin [44] durch Probandenversuche ermittelte Konstante C zur Berechnung der Sichtweite S ursprünglich nicht für die Nutzung in Umgebungen mit inhomogenen Rußkonzentrationen gedacht waren. Außerdem geben die Autoren zu bedenken, ob die ermittelten Bereiche für die Konstante auf die Nutzung in Strömungssimulationen übertragen werden können. Auffallend ist außerdem, dass bei vielen simulativen Studien, wie beispielsweise von Doheim u. a. [21] sowie Qin u. a. [77], die Höhe der raucharmen Schicht, die Temperatur in dieser und die Sichtweite als vergleichende Kriterien angewendet werden. In diesen Fällen werden unterschiedliche Konfigurationen von Entrauchungsanlagen verglichen, ohne ein eindeutiges Bestehens- bzw. Versagenskriterium zu formulieren.

Bei der Durchführung von Entfluchtungssimulationen inklusive der prognostizierten Personenbewegung in Kombination mit Rauchausbreitungssimulationen hat sich in der Wissenschaft ein weiteres Leistungskriterium durchgesetzt. Hierbei wird die aufgrund des Brandszenarios verfügbare Räumungszeit (engl.: ASET – Available Safe Egress Time) sowie die benötigte Zeit für die Räumung (engl.: RSET – Required Safe Egress Time) berechnet. Zusätzlich wird entweder ein Sicherheitsfaktor oder eine zusätzliche additive Zeitspanne definiert und mit dem RSET-Wert verrechnet. Ein Vergleich des Ergebnisses mit dem ASET-Wert dient dann als Bestehens- bzw. Versagenskriterium. Angewendet wird dieser Ansatz beispielsweise von Chixiang u. a. [11] zur Simulation der Entfluchtung einer Universitätsbibliothek sowie von Song u. a. [86] und Zhang u. a. [108] zur Berechnung der

Personensicherheit bei Bränden in U-Bahn-Stationen. Auch wenn der diesem Verfahren zugrunde liegende Ansatz nachvollziehbar ist, wird die Genauigkeit und Realitätsnähe in der Wissenschaft kontrovers diskutiert. So merken beispielsweise Babrauskas u. a. [2] an, dass mit den Eigenschaften von Menschen wie beispielsweise der Reaktionszeit, Entscheidungsfindung und Gehgeschwindigkeit viele neue Parameter hinzukommen, für die die Streuung groß und die Datenlage schlecht ist. Auch Poon [75] greift diese Problematik auf und schlägt eine Anpassung des angesprochenen Leistungskriteriums vor.

Die Recherche zeigt, dass in Normen, Richtlinien und wissenschaftlichen Artikel häufig die Höhe der raucharmen Schicht als Leistungskriterium verwendet wird. Dies liegt nicht zuletzt darin begründet, dass dieses Kriterium bei der Durchführung von Messungen und der Nutzung von Zonenmodellen leicht zu erfassen ist. Die Nutzung dieses Leistungskriteriums kann jedoch insofern hinterfragt werden, als von der Höhe der raucharmen Schicht nicht zwangsläufig eine Schadwirkung auf den Menschen ausgeht. Diese ist vielmehr von den in dieser Schicht herrschenden Bedingungen abhängig. Eine dieser Bedingungen ist die Sichtweite bzw. Erkennungsweite, die ebenfalls häufig als Leistungskriterium angewendet wird. Für diese wird in vielen Fällen ein Grenzwert von 10 m gefordert. Die Gastemperatur in der raucharmen Schicht wird häufig als zusätzliches Kriterium angewendet, wobei hier Grenzwerte von 50 bis 70 °C genutzt werden. In einigen Fällen wird ergänzend ein Maximalwert für die spezifische Strahlungsstärke angegeben oder es werden Konzentrationen einzelner Gase mit Grenzwerten belegt, allerdings sind die Grenzwerte diesbezüglich sehr unterschiedlich. Teilweise wird sogar von einer Nutzung von Gaskonzentrationen als Leistungskriterium abgeraten. Die Anwendung von Grenzwerten in der Literatur für die drei häufig genutzten Leistungskriterien ist in Tabelle 3.1 zusammengefasst.

Tabelle 3.1: Definition von Grenzwerten für Leistungskriterien in Normung und Wissenschaft

Leistungskriterium	Grenzwert	Quelle für Grenzwert
Höhe der raucharmen Schicht	2,5 m bis 3,5 m	vfdb-Leitfaden [40]
	variabel	DIN 18232 [17, 18]
	abhängig von Raumhöhe	Fu u. a. [29]
Temperatur in raucharmer Schicht	70 °C	VDI 6019 [95, 96]
	60 °C	Lei u. a. [56]
	50 °C	vfdb-Leitfaden [40]
Erkennungsweite / Sichtweite	10 m bis 20 m	vfdb-Leitfaden [40]
	10 m	VDMA-Grundlagenpapier [8]
	10 m	Lei u. a. [56]
	10 m	Fu u. a. [29]
	Rettungsweglänge	VDI 6019 [95, 96]

Auf Basis dieser Daten werden für die vorliegende Arbeit die Temperatur in der raucharmen Schicht und die Sichtweite in dieser als quantitative Leistungskriterien ausgewählt. Von einer Nutzung der

Höhe der raucharmen Schicht wird aufgrund der fehlenden Schadwirkung abgesehen. Als Grenzwert für die Temperatur in der raucharmen Schicht wird 60°C verwendet, was dem Mittelwert der zitierten Literaturwerte entspricht. Für die Sichtweite wird ein Grenzwert von 10 m angenommen, da dieser Wert sehr häufig Verwendung findet.

Des Weiteren ist auffallend, dass in der zitierten Literatur in keinem Fall die zeitliche Mittelung von lokalen Stoffeigenschaften thematisiert wird, obwohl es sowohl bei Messungen als auch bei Strömungssimulationen aufgrund der turbulenzbedingten großen Fluktuationen in der Strömung zu sehr kurzen Überschreitungen von Grenzwerten kommen kann. Dieses Thema ist bei Strömungssimulationen, insbesondere bei Verwendung des LES-Ansatzes zur Modellierung der Turbulenz, von besonderer Relevanz. Bei vielen Messungen hingegen unterliegt das Signal aufgrund der Trägheit der verwendeten Messtechnik, wie beispielsweise bei der Nutzung von Thermoelementen zur Messung der Gastemperatur, stets einer messprinzipbedingten Dämpfung.

3.2 Berücksichtigung von Umgebungsbedingungen bei der Bewertung von Entrauchungsanlagen

Die Umgebungsbedingungen bei einem Brandereignis, die theoretisch die Strömung im Gebäude beeinflussen können, sind die Außentemperatur, die relative Luftfeuchtigkeit, der absolute Luftdruck sowie Parameter, die den Wind beschreiben. Im Folgenden wird der Stand des Wissens zum Einfluss der Umgebungsbedingungen auf die zuvor vorgestellten Leistungskriterien im Brandfall zusammengefasst.

Umgebungsbedingungen in Form von Wettereinflüssen werden in der Norm DIN 18232 Teil 2 und Teil 5 [17, 18] in Bezug auf die Auslegung von Entrauchungsanlagen nur in Form des Prüfverfahrens von NRW berücksichtigt. Hierbei wird bei der Bestimmung des Durchflussbeiwertes über die Projektionsfläche der Einschnürung bei der Durchströmung der Seitenwindeinfluss berücksichtigt. Außerdem wird im Anhang der Norm DIN 18232 Teil 2 darauf hingewiesen, dass Zu- und Abluftöffnungen bei starkem Wind, wenn dies möglich ist, nur auf der windabgewandten Seite (Sogseite) des Gebäudes geöffnet werden sollen. In der Norm DIN 18009 Teil 1 [16] finden die Umgebungsbedingungen lediglich in der Form Erwähnung, dass Zonenmodelle nur verwendet werden sollten, wenn Windeinflüsse sich nicht negativ auswirken. Anderenfalls soll auf CFD-Methoden zurückgegriffen werden. Im vfdb-Leitfaden Ingenieurmethoden des Brandschutzes [40] wird ferner angegeben, dass Umgebungseinflüsse insbesondere bei natürlichen Rauchabzügen von großer Bedeutung bei der Auslegung und Dimensionierung sind. In diesem Zusammenhang wird explizit der Staudruck von Wind und die große Spanne an möglichen Umgebungstemperaturen genannt.

In diversen wissenschaftlichen Publikationen wird der Einfluss von Wind auf die Leistung von Entrauchungsanlagen untersucht. Fan u. a. [25] bewerten den Einfluss von Wind bei der natürlichen Entrauchung eines Tunnels über einen Schacht. Die Autoren zeigen in der Simulationsstudie, dass

in Abhängigkeit der Windgeschwindigkeiten oberhalb des Schachtes entweder eine positive oder eine negative Beeinflussung des Massenstroms des abgeführten Rauchgases erfolgen kann. Trotz geringer Windgeschwindigkeiten in der Studie von maximal 3 m/s sind die Unterschiede im Massenstrom zu windstillen Bedingungen signifikant und weichen teilweise um deutlich mehr als 100 % vom Auslegungswert ohne Wind ab. Li u. Chow [58] kommen zu einem ähnlichen Ergebnis für ein einfaches Gebäude mit quadratischer Grundfläche. Sie führen Strömungssimulationen bei natürlicher Entrauchung durch und berücksichtigen in den Simulationen die Gebäudeumströmung durch Wind. Die Ergebnisse zeigen, dass der Massenstrom je nach Randbedingung steigen oder sinken kann. Die Autoren schlussfolgern, dass der Einfluss des Windes immer berücksichtigt werden sollte.

Diese Erkenntnisse können auch durch experimentelle Arbeiten bestätigt werden. Gerhardt u. Krüger [32] führen ein Ähnlichkeitsexperiment mit einem Frankfurter Verwaltungsgebäude im Maßstab 1:100 in einem Windkanal durch. Die Autoren können durch Strömungsbeobachtung und Messung von Tracergas-Konzentrationen feststellen, dass eine Entrauchung bei einem Brand in der Cafeteria und ungünstiger Windanströmung mit der initialen Auslegung nicht erreicht werden kann. Sie führen für diesen Fall eine erfolgreiche Optimierung der Rauchabzugsflächen und eine alternative Auslegung mit einer maschinellen Entrauchung durch. Auch wenn eine vollständige Ähnlichkeit bei maßstäblichen Brandversuchen nicht möglich ist, zeigen diese Ergebnisse zumindest qualitativ sehr deutlich, wie groß der Einfluss des Windes und wie wichtig die Berücksichtigung im Auslegungsprozess sein kann.

Chow u. a. [12] zeigen, dass es bei Gebäuden mit einer Zu- und einer Abluftöffnung unter Wind einfluss im Extremfall zu fünf unterschiedlichen Strömungsformen kommen kann. Diese spiegeln dabei die Kombinationen der Strömungsrichtungen der beiden Öffnungen wider. Die einzige Strömungsform, die laut der Autoren nicht möglich ist, besteht aus einer Einstromung an beiden Öffnungen. Li u. a. [57] berechnen in einer Simulationsstudie die Entrauchung eines Atriums mit Satteldach und angrenzendem Hochhaus, das eine Versperrung für den Wind darstellt. Aufgrund der hohen Staudrücke durch den Wind kommen die Autoren zu dem Schluss, dass eine Nutzung von maschineller Entrauchung bevorzugt werden sollte, wenn ein Hochhaus direkt an ein Atrium grenzt.

In einigen wissenschaftlichen Studien wurde bereits untersucht, von welchen sonstigen Randbedingungen der Effekt des Windes auf die Entrauchungsleistung abhängt. So können beispielsweise Poreh u. Trebukov [76] zeigen, dass der Einfluss des Windes bei natürlicher Entrauchung mit zunehmender Wärmeabgabe sowie steigender Höhe der raucharmen Schicht abnimmt, während er mit zunehmender Rauchabzugsfläche zunimmt. Der Einfluss ist demnach besonders groß, wenn der Brand eine geringe Leistung aufweist und das Gebäude flach ist und mit vielen kleinen oder wenigen großen NRWG ausgestattet ist. Die Autoren geben eine Formel für einen Grenzwert der Windgeschwindigkeit in Abhängigkeit der zuvor genannten Größen an. Ist die Geschwindigkeit unter dem Grenzwert, kann der Windeinfluss vernachlässigt werden. Auch Fakir u. a. [24] zeigen in einer Simulationsstudie, dass der Effekt des Windes auf die Entrauchungsleistung mit zunehmender

Größe der Entrauchungsöffnung zunimmt. Die Autoren zeigen, dass bei Erwartung von höheren Windgeschwindigkeiten eine Reduzierung des Querschnitts der Entrauchungsöffnung einen höheren Entrauchungsvolumenstrom und damit eine bessere Leistung der Anlage zur Folge haben kann. Węgrzyński u. Krajewski [99] führen Strömungssimulationen zur Entrauchung einer einfachen Hallengeometrie durch und berücksichtigen in diesen die detaillierte Geometrie der natürlichen Rauch- und Wärmeabzugsgeräte. Die Autoren können zeigen, dass Windleitbleche, die inzwischen viele Hersteller von NRW einsetzen, einen geringfügig positiven Effekt auf den an sich negativen Einfluss des Windes auf die Entrauchungsleistung haben. Unabhängig von der geringfügigen Verbesserung bleibt der Gesamteffekt durch den Wind dennoch in vielen Situationen negativ.

Im Gegensatz zum Windeinfluss wurde der Einfluss der Außentemperatur auf die Entrauchungsleistung bisher nur in wenigen wissenschaftlichen Studien betrachtet. Von Hosser [40] wird hierzu beschrieben, dass die Anlagen in Deutschland bei einem Bereich der Außentemperatur von -20°C bis 30°C in der Lage sein müssen, die Schutzziele zu erreichen. Als Richtwert für eine Innenraumtemperatur wird ein Wert von 20°C angegeben. Die Werte veranschaulichen, dass die größten Temperaturdifferenzen zwischen Innen und Außen im positiven Bereich mit Werten von bis zu 40 K zu erwarten sind.

Unabhängig davon wird von Hosser [40] zusätzlich aufgeführt, dass bei hohen Atrien eine durch Sonneneinstrahlung bedingte hohe Temperatur unter dem Dach dazu führen kann, dass der Auftriebsstrahl nicht so hoch aufsteigt und eine geringere Höhe der raucharmen Schicht erzeugt. In Zitzelsberger u. a. [112] ist im Zusammenhang mit der Außentemperatur insbesondere die Druckdifferenz zwischen Innen und Außen durch thermische Auftriebskräfte (engl.: stack effect) aufgeführt. Dieser Effekt beschreibt den Zustand bei geringen Außentemperaturen und großen Gebäudehöhen, der aufgrund des Unterschieds in der Dichte zwischen Innen und Außen zu einem Überdruck im oberen Bereich des Gebäudes und einem Unterdruck im unteren Bereich führt. Dies kann insbesondere bei Treppenhäusern und Aufzugschächten in Hochhäusern zu ungewollten Strömungen führen, ist jedoch erst bei Gebäudehöhen größer als 10 m von hoher Relevanz.

Zhen u. Ran [111] hingegen untersuchen den Einfluss der Außentemperatur auf die natürliche Entrauchung bei einer verhältnismäßig geringen Gebäudehöhe von 10 m. Die Autoren untersuchen diesen Einfluss anhand von Strömungssimulationen in einem Atrium und betrachten hierbei Temperaturen zwischen -10°C bis 35°C . Sie stellen fest, dass bei niedriger Außentemperatur die Rußkonzentration im Atrium auch in geringeren Höhen Werte annimmt, die die Sicht von Menschen beeinflusst. Auch die Höhe der raucharmen Schicht im Atrium wird mit sinkender Außentemperatur negativ beeinflusst und im konkreten Fall wird bei Außentemperaturen von 10°C und geringer das Schutzziel nicht mehr erreicht. Die Autoren schließen daraus, dass die Effektivität der natürlichen Entrauchung von der Außentemperatur abhängt und bei geringeren Temperaturen schlechter wird.

Von Gerhardt [31] wird hingegen beschrieben, dass der Winterfall die natürliche Entrauchung ver-

stärkt und insbesondere im Sommerfall, wenn die Außentemperaturen höher sind als die Innentemperaturen, eine Entrauchung negativ beeinflusst wird. Der Autor schließt jedoch auch nicht aus, dass bei geringen Außentemperaturen aufgrund erhöhter Zuluftgeschwindigkeiten die Schichtung im Innenraum zerstört wird, sodass sich auch hier ein negativer Effekt einstellen kann.

Das Ergebnis der Literaturrecherche zeigt, dass die Umgebungsbedingungen Wind und Außentemperatur einen Einfluss auf die Leistung von Entrauchungsanlagen haben. Der Einfluss des Windes kann dabei groß werden, wobei der Einfluss der Außentemperatur stark von der Gebäudegröße abhängt und bei flachen Gebäuden eher eine untergeordnete Rolle spielt. Die beiden Parameter sollten aufgrund dieser Tatsache in Berechnungen zur Rauchausbreitung und Entrauchung in jedem Fall berücksichtigt werden, was in der aktuellen nationalen Normung jedoch kaum der Fall ist. Zum Einfluss der relativen Luftfeuchtigkeit und des absoluten Luftdrucks auf die Entrauchungsleistung konnte im Rahmen der durchgeführten Literaturrecherche keine Studie gefunden werden, eine signifikante Beeinflussung der Leistungskriterien kann jedoch an dieser Stelle nicht ausgeschlossen werden.

3.3 Berücksichtigung von unsicheren Randbedingungen

Die Randbedingungen, die den Brand selbst oder auch die Umwelt beschreiben, unterliegen einer großen Unsicherheit und haben mitunter einen großen Einfluss auf die Erfüllung der in Abschnitt 3.1 genannten Leistungskriterien. Im Folgenden wird die Berücksichtigung dieser Unsicherheit in Normung und Wissenschaft in Bezug auf die Auslegungsrechnung von Entrauchungsanlagen beschrieben.

Während in der Normenreihe DIN 18232 [17, 18] und der Muster-Richtlinie über den baulichen Brandschutz im Industriebau [15] in den zugrunde gelegten Bemessungsgruppen keine Unsicherheiten berücksichtigt und stets konservative Annahmen für die den Brand betreffenden Parameter getroffen werden, wird in der Norm DIN 18009-1 [16] eine Clusterbildung von Brandszenarien gefordert. In Abhängigkeit von Auftretenswahrscheinlichkeit und Schadenserwartung einer Vielzahl denkbarer Szenarien sollen Bemessungsszenarien ausgewählt werden. Auch wenn dieser Ansatz eine Berücksichtigung der Unsicherheit von Parametern, die den Brand betreffen, gewährleistet, ist dieses Vorgehen stark von der Erfahrung des Anwenders abhängig. Die Auswahl der Bemessungsszenarien aus der Summe aller Szenarien basiert auf einer Schätzung des möglichen Schadens durch den Brandschutzingenieur.

Auch im vfdb-Leitfaden Ingenieurmethoden des Brandschutzes [40] wird die Nutzung mehrerer Bemessungsszenarien auf Basis von Expertenwissen vorgeschlagen und durch dieses Vorgehen eine Berücksichtigung von Unsicherheiten in Bezug auf den Brandherd empfohlen. Es wird gefordert, dass bei der Auswahl der Szenarien nicht nur die Kombinationen an Randbedingungen mit dem größtmöglichen Schaden gewählt werden, sondern auf eine hinreichend große Wahrscheinlichkeit

geachtet werden soll, dass die Ereignisse eintreten können. Die Nutzung von Bemessungsszenarien bezeichnet Hosser [40] in dem Leitfaden allerdings als ersten Schritt auf dem Weg zu einem ganzheitlichen Ansatz für die Berechnung der Entfluchtung im Brandfall. Er sieht die Zukunft in probabilistischen Ansätzen wie beispielsweise Simulationen mit der Monte-Carlo-Methode, um eine Versagenswahrscheinlichkeit berechnen zu können.

Im Bereich der wissenschaftlichen Publikationen haben bereits im Jahr 2003 erste Autoren probabilistische Ansätze zur Berücksichtigung von Unsicherheiten vorgeschlagen und diese erfolgreich angewendet. Dehne [14] stellt in seiner Dissertation ein neues, probabilistisches Sicherheitskonzept für die brandschutztechnische Bemessung von Bauteilen vor. Das Ziel des neuen Konzeptes ist die Berechnung von Versagenswahrscheinlichkeiten im Brandfall. Dieses Ziel erreicht er dadurch, dass er einfache Zonenmodelle (siehe Abschnitt 2.4.1) durch die Monte-Carlo-Methode mit einer Vielzahl an zufälligen Randbedingungen simulierte. Er nutzte aufgrund der großen Rechenzeiten trotz der Verwendung von Zonenmodellen für die Monte-Carlo-Simulation eine Adaptive-Sampling-Methode zur Reduktion der Stichprobenanzahl und verglich dies mit der Berechnung über die Zuverlässigkeitstheorie zweiter Ordnung (engl.: Second Order Reliability Method, SORM), einem probabilistischen Näherungsverfahren. Auch wenn das Bauteilversagen im Rahmen dieser Arbeit im Vordergrund steht, erweitert der Autor das Konzept auch auf eine Bemessung von Entrauchungsmaßnahmen. Dehne [14] kommt zu dem Schluss, dass mit der Anwendung eines probabilistischen Sicherheitskonzeptes im Vergleich zu einfachen, auf Bemessungsszenarien basierenden Ansätzen deutliche Kostenreduktionen sowie insbesondere ein quantifizierbares Sicherheitsniveau erreicht werden kann.

Im selben Jahr stellen auch Hostikka u. Keski-Rahkonen [41] mit dem Probabilistic Fire Simulator (PFS) ein neues Softwaretool vor, in dem ein Zweizonenmodell mit einer Monte-Carlo-Simulation kombiniert wird. Viele Eingangsgrößen des Zweizonenmodells, wie beispielsweise die Ausbreitungsgeschwindigkeit des Brandes oder die maximale Brandleistung, können in dem Tool über Verteilungsfunktionen beschrieben werden. In zwei praktischen Anwendungsbeispielen – einem Brand in einem Kabeltunnel und einem Brand in einem Raum mit Elektronik – zeigen Hostikka u. a. [42] die Funktionsfähigkeit und Vorzüge der neuen Software. Die Vorzüge sehen die Autoren unter anderem darin, dass anhand der Sensitivitätsanalyse die wichtigsten Einflussfaktoren ausgemacht werden können und somit Optimierungspotenzial aufgezeigt werden kann.

Im Jahr 2013 und damit etwa zehn Jahre später begannen erste Wissenschaftler die probabilistischen Konzepte auf CFD-Methoden zu übertragen. Im Artikel von Suard u. a. [90], der 2013 erschienen ist, werden unterschiedliche Methoden, unter anderem aus der statistischen Versuchsplanung (engl.: Design of Experiments, DoE) aber auch die Monte-Carlo-Methode sowohl mit Zonen- als auch mit CFD-Modellen kombiniert. Das Ziel der Studie ist es, die Sensitivitäten unterschiedlicher Eingangsparameter auf unterschiedliche Ausgangsparameter zu untersuchen. Als Eingangsparameter werden Brandparameter, die thermischen Eigenschaften der Wände sowie der Entrauchungsvolumenstrom variiert.

Im selben Jahr berichtet Grewolls [34] in ihrer Dissertation von einer gekoppelten Monte-Carlo-Simulation mit CFD-Modellen. Auch in dieser Arbeit liegt der Fokus auf der Sensitivität der Leistung einer Entrauchungsanlage in Bezug auf Unsicherheiten bei Eingangsparametern für die Brandsimulation. Das Ziel ist, dem Anwender Informationen darüber bereitzustellen, welche Parameter einen signifikanten Einfluss auf die Leistung haben, damit für diese Parameter im Anschluss der Aufwand gerechtfertigt werden kann, diese exakter zu definieren.

Zhang u. a. [110] haben eine Software zur Risikobewertung im Brandfall mit der Monte-Carlo-Methode gekoppelt. Die Software basiert auf der Berechnung von Entscheidungsbäumen. Die Autoren haben für 16 unterschiedliche Szenarien die Streuung einiger Randbedingungen bei der Entfluchtung über die Monte-Carlo-Methode mit je 1 000 bis 8 000 Simulationen abgebildet. Die Parameter betreffen dabei sowohl die Ausbreitung des Brandes als auch das Verhalten der Personen im Brandfall. Auch dieser Ansatz, mithilfe dessen die Wahrscheinlichkeit für Verletzungen und Todesfälle im Brandfall prognostiziert bzw. abgeschätzt werden kann, zeigt den Nutzen von probabilistischen Ansätzen zur Risikobewertung.

Die Recherche zeigt, dass stochastische Methoden zur Auslegung von Entrauchungsanlagen im Bereich der nationalen Normen und Richtlinien zwar noch keine Anwendung finden, in der internationalen Wissenschaft allerdings schon genutzt werden. Aufgrund von sinkenden Preisen bei gleichzeitig steigender Leistung von Prozessoren konnte in den letzten Jahren in der Wissenschaft vereinzelt eine Kopplung von CFD-Modellen mit der Monte-Carlo-Methode beobachtet werden. Die veröffentlichten Modelle und Studien haben sich bisher jedoch maßgeblich auf die Sensitivität einzelner Leistungskriterien auf unterschiedliche Randbedingungen konzentriert. Ein ganzheitliches Modell zur Auslegung wurde bisher noch nicht umgesetzt. Außerdem ist bei den zitierten Studien auffällig, dass in keinem Fall der Wind als Eingangsgröße genutzt wurde, wobei dieser doch als großer Einflussfaktor auf die Leistungsfähigkeit gilt (siehe Abschnitt 3.2). Die vorgestellte Literaturrecherche zeigt deutlich die Lücke im aktuellen Stand des Wissens. Es konnte gezeigt werden, dass es bisher weder eine ganzheitliche, probabilistische Methode zur Auslegung von Entrauchungsanlagen gibt, noch wurde die Robustheit von natürlichen und maschinellen Entrauchungsanlagen in Bezug auf unsichere Parameter systematisch untersucht. Mit der vorliegenden Arbeit wird diese Lücke insofern geschlossen, als erstmalig ein probabilistischer Ansatz über die Monte-Carlo-Methode mit einem CFD-Modell gekoppelt wird, der auch die Randbedingungen einschließt, die das Wetter beschreiben. Auf Basis dieses Modells kann erstmalig ein umfassender und realistischer Vergleich der Robustheit von natürlichen und maschinellen Rauchabzugsanlagen durchgeführt werden.

4 Simulationsmodell für Rauchfreihaltung von Gebäuden

Eines der Hauptziele dieser Arbeit ist die Entwicklung einer neuartigen Methode zur Bewertung von Entrauchungsanlagen in Hinblick auf die im Betrieb einer solchen Anlage auftretenden Unsicherheiten. Um das hierzu nötige Gesamtsimulationsmodell zu erstellen, das die unsicheren Randbedingungen berücksichtigt, ist zunächst ein Simulationsmodell eines einfachen Gebäudes mit Brandherd und Entrauchungsanlage sowie Umwelteinflüssen notwendig, das im Folgenden als Gebäudemodell bezeichnet wird. In diesem Zusammenhang werden im Abschnitt 4.1 kurz die für die Strömungssimulation ausgewählte Software Fire Dynamics Simulator (FDS) und die hierin verwendeten Modelle beschrieben. Zur Erstellung eines Gebäudemodells für den gewählten Anwendungsbereich wird das Problem zunächst in mehrere Einzelphänomene unterteilt. In Abschnitt 4.2 werden für die Phänomene des thermisch bedingten Auftriebsstrahls und der thermisch bedingten Scherströmung Simulationsmodelle erstellt und mit Messdaten bzw. daraus hervorgegangenen empirischen Gleichungen anderer Wissenschaftler zur Validierung verglichen. In Abschnitt 4.3 wird das Gesamtmodell durch Modelle für die natürliche sowie maschinelle Entrauchung ergänzt. Im Anschluss wird in Abschnitt 4.4 ein Modell für die Berücksichtigung des Windes in der Gebäudeumgebung vorgestellt. Das Ziel dieser Vorgehensweise ist die Erstellung validierter bzw. verifizierter Teilmodelle. Auf Basis der Ergebnisse und der notwendigen Parametrisierung sowie räumlichen Diskretisierung für die Abbildung der Einzelphänomene wird das Gebäudemodell erstellt, das schließlich detailliert in Abschnitt 4.5 beschrieben wird.

4.1 Fire Dynamics Simulator

Die Grundlage des Gesamtmodells stellt der CFD-Code Fire Dynamics Simulator (FDS) dar. FDS ist eine freie Software (Open Source), die federführend von der US-Behörde National Institute of Standards and Technology (NIST) und dem Technischen Forschungszentrum Finnland (VTT) entwickelt wird. FDS ist in der Programmiersprache Fortran geschrieben und basiert sowohl zur Parametrisierung von Simulationen als auch zur Ergebnisbereitstellung auf Textdateien. Das Anwendungsgebiet der Software ist die Simulation von chemischen Prozessen von Bränden, der Entwicklung von Feuer und der Ausbreitung von Brandrauch sowie die Abbildung der Raumluftrömung inklusive Wärmeübertragung durch Strahlungsaustausch und Konvektion. Dabei bietet FDS zwar die Möglichkeit, DNS Simulationen durchzuführen. Der Nutzen dieser Funktion ist jedoch eher auf Grundlagenuntersuchungen beschränkt, da für DNS Simulationen sehr feine Rechenetze benötigt werden, die hohe Rechenzeiten zur Folge haben.

Für die praktische Anwendung im Bereich des Brandschutzingenieurwesens können mit der Software LES-Simulationen durchgeführt werden, die mit einem integrierten Strahlungsmodell auf Basis der in Kapitel 2 vorgestellten Erhaltungsgleichungen gekoppelt sind. Die Erhaltungsgleichungen sind in FDS für die besonderen Bedingungen des Einsatzgebietes vereinfacht. Die Software ist im Bereich der Forschung, allerdings auch in der Anwendung im Bereich des Brandschutzingenieurwesens national und international weit verbreitet. Für alle Simulationen, die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführt werden, wird die Softwareversion 6.7.0 vom 20. Juni 2018 verwendet, die mit dem Intel© Fortran Compiler 18.0 für Microsoft Windows kompiliert wurde. [67]

In FDS wird ein expliziter Lösungsalgorithmus auf Basis der finiten Differenzen mit einer Genauigkeit zweiter Ordnung verwendet. Das Rechengitter wird über ein strukturiertes, rechtwinkliges Netz von zumeist gleichmäßigen Hexaedern abgebildet. Die zeitliche Diskretisierung wird über eine automatische Anpassung der Zeitschrittweite realisiert, sodass eine Courant-Zahl (CFL-Zahl) von 1 eingehalten wird. Eine deutliche Reduktion der Komplexität und damit auch der Rechenzeit wird bei FDS durch eine Näherung erreicht, die für Strömungen mit sehr geringen Machzahlen anwendbar ist. Bei dieser wird, wie zuerst von Rehm u. Baum [78] vorgeschlagen, der statische Druck in einen Hintergrunddruck und eine Abweichung zerlegt. Hierbei ist der Hintergrunddruck lediglich aufgrund der Gravitationskraft von der Höhe über dem Boden abhängig. Für die Berechnung der Dichte des Gases sowie für die Energiebilanz wird lediglich der Hintergrunddruck berücksichtigt und diese Werte sind somit nicht direkt abhängig vom instationären Druckfeld, das sich aus der Fluidströmung ergibt.

Als LES-Feinstrukturmodell wird für die in dieser Arbeit vorgestellten Simulationen das Deardorff-Modell [13] mit einer Modellkonstante zur Berechnung der Wirbelviskosität von $C_\eta = 0,1$ verwendet. Der turbulente Diffusionskoeffizient und die turbulente Wärmeleitfähigkeit werden auf Basis des Modells für die Wirbelviskosität über eine konstante turbulente Prandtl- sowie Schmidt-Zahl mit dem jeweiligen Wert von 0,5 berechnet, wie es von Zhang u. a. [109] vorgeschlagen wird. Die Berechnung der viskosen Grenzschicht in der Nähe von Wänden wird in FDS über Wandfunktionen realisiert, die in Abhängigkeit des Abstandes von der Wand und der Wandrauhigkeit entweder einen linearen oder logarithmischen Charakter aufweisen. Die numerische Approximation der Strahlungstransportgleichung (siehe Abschnitt 2.4.2.2) wird in FDS über einen Ansatz auf Basis der Finite-Volumen-Methode realisiert. Hierbei wird dasselbe Rechengitter und dieselbe Zeitschrittweite wie für die numerische Approximation der Fluidströmung genutzt. FDS bietet für die Strahlungsberechnung grundsätzlich die Möglichkeit, das Spektrum in mehrere Bänder zu unterteilen. Im Rahmen der Simulationen für diese Arbeit wird allerdings das gesamte Spektrum mit von der Wellenlänge unabhängigen Eigenschaften repräsentiert. [63, 64, 62]

Eine Besonderheit an der Software FDS ist, dass diese für viele physikalische Phänomene, aber auch für einzelne Szenarien, die den konkreten Anwendungsfall der Brand- und Rauchsimulation betreffen, von vielen Wissenschaftlern verifiziert bzw. validiert wurde. Die Vergleiche der entsprechenden Simulationen mit analytischen sowie empirischen Gleichungen und Messdaten von Experimenten

werden von den Entwicklern der Software dokumentiert, mit jeder neuen Softwareversion aktualisiert und veröffentlicht. [65, 66]

4.2 Validierung anhand wichtiger Strömungsphänomene bei Bränden

Als wichtiges Phänomen zur Beschreibung des Gesamtmodells kann, wie in Abschnitt 2.2 beschrieben, zunächst der thermische Auftriebsstrahl über dem Feuer gezählt werden, der für Transport von Wärme und Rauch im Gebäude verantwortlich ist. Die Simulation des Auftriebsstrahls mit der Software FDS wird in Abschnitt 4.2.1 beschrieben und mit empirischen und halbempirischen Modellen unterschiedlicher Autoren verglichen. Bei der Modellierung des radialen Deckenstrahls (engl.: ceiling jet), der entsteht, wenn der Auftriebsstrahl die Decke erreicht, ist insbesondere die Stabilität der Trenn- bzw. Scherschicht von Interesse. Im darauffolgenden Abschnitt 4.2.2 wird für die experimentellen Arbeiten, die Knospe [48] durchgeführt hat, ein Simulationsmodell aufgebaut und anhand der durch den Autor veröffentlichten Messdaten validiert.

4.2.1 Strömungsfeld des thermisch bedingten Freistrahls

In diesem Abschnitt wird die Simulation eines thermisch bedingten Freistrahls beschrieben und mit empirischen Modellen verglichen. Hierbei liegt der Fokus auf der Genauigkeit der Vorhersage des Temperatur- und Geschwindigkeitsfeldes des Auftriebsstrahl bei der numerischen Berechnung einer thermisch bedingten Auftriebsströmung. Im Modell wird in der Mitte des unteren Randes des Rechengebietes ein quadratischer Brand mit einer Fläche von einem Quadratmeter simuliert. Die seitlichen Ränder sowie der obere Rand des Rechengebietes werden jeweils als Öffnung ohne Druckdifferenz zur Umgebung definiert und der Boden als undurchlässige Oberfläche mit einer Haftbedingung vorgegeben. Um einen möglichen Einfluss der Ränder des Rechengebietes auf den Freistrahls zu minimieren, wird ein im Verhältnis zur Brandfläche großes Rechengebiet mit einer Breite und Länge von jeweils 20 m sowie einer Höhe von 10 m simuliert. Die freigesetzte Wärmeleistung wird zu $\dot{Q}_f = 500 \text{ kW}$ definiert, sodass sich eine für Brände in Gebäuden typische flächenspezifische Wärmefreisetzungsrates ergibt (vgl. Abschnitt 2.2). Als Maß zur Beschreibung der Netzauflösung von thermischen Auftriebsstrahlen kann der charakteristische Durchmesser des Feuers D^* nach Gleichung 4.1 genutzt werden. [63]

$$D^* = \left(\frac{\dot{Q}_f}{\rho_\infty c_{p,\infty} T_\infty \sqrt{g}} \right)^{\frac{2}{5}} \quad (4.1)$$

Dieser charakteristische Durchmesser skaliert nicht mit dem geometrischen Durchmesser des Brandes, sondern mit der Brandleistung. Durch McGrattan u. a. [63] wird vorgeschlagen das Rechenetz für Auftriebsstrahlen über Bränden so zu wählen, dass die Zellgröße Δx in einem Bereich von

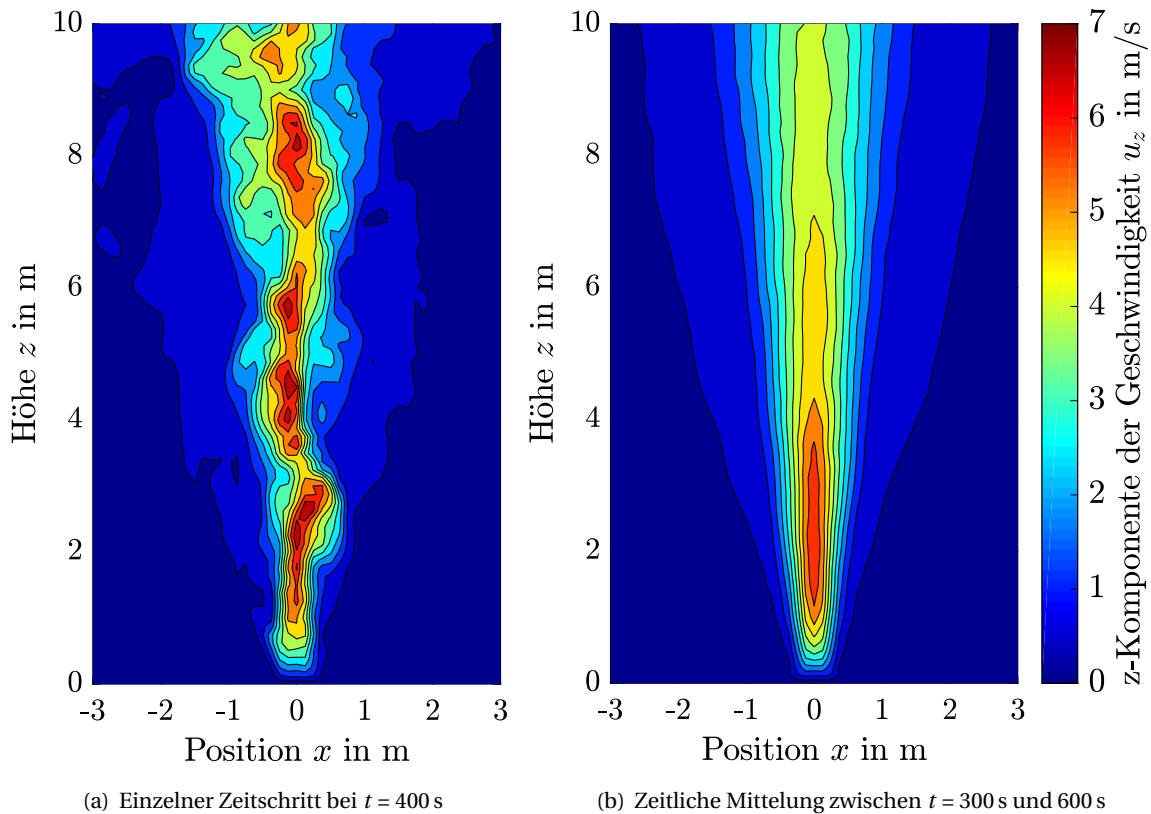


Abbildung 4.1: Geschwindigkeit (z-Komponente) im thermisch bedingten Auftriebsstrahl über einem Brand mit einer Leistung von $\dot{Q}_f = 500$ kW

$D^*/\Delta x = 5$ bis $D^*/\Delta x = 10$ liegt. Diese Anforderung stellt einen Kompromiss aus Genauigkeit und Rechenzeit dar, wobei die Genauigkeit mit zunehmender dimensionsloser Auflösung $D^*/\Delta x$ zunimmt. Auf Basis dieser Überlegungen wird das Rechengebiet mit einem äquidistanten Gitter mit einer Elementgröße von 6,25 cm vernetzt, was einer Gesamtanzahl von 16 384 000 Elementen entspricht. Mit den entsprechenden Eigenschaften von Luft unter Normbedingungen ergibt sich ein Wert von $D^* \approx 0,73$ m und somit mit einem Wert von $D^*/\Delta x \approx 11,6$ eine feine Netzauflösung. In Abbildung 4.1(a) ist das Geschwindigkeitsfeld an einem einzelnen Zeitschritt in einem Schnitt durch den Mittelpunkt der Strahlachse dargestellt. Der Konturplot zeigt die z-Komponente der Geschwindigkeit, die in entgegengesetzte Richtung des Gravitationsvektors zeigt, nach einer Simulationszeit von 400 s.

Der Brandherd ist im dargestellten Bereich auf dem Boden ($z = 0$ m) zwischen $x = -0,5$ m und $x = 0,5$ m positioniert. In der Darstellung ist ersichtlich, dass der Durchmesser des Auftriebsstrahls mit zunehmender Höhe steigt. Außerdem wird anhand der einzelnen Bereiche mit lokal hohen Geschwindigkeiten deutlich, dass es sich um eine turbulente Strömung mit starken zeitlichen Schwankungen handelt. Aus diesem Grund ist in Abbildung 4.1(b) das Ergebnis der gleichen Simulation als

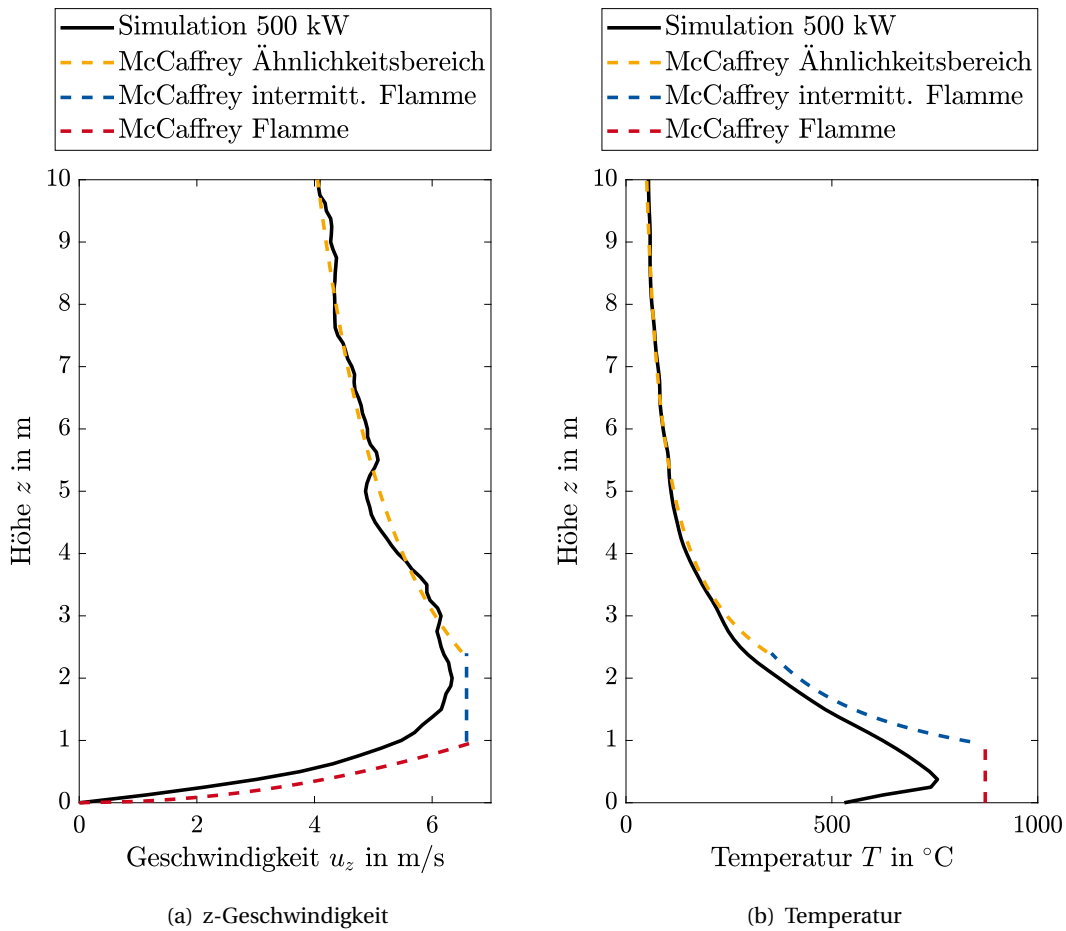


Abbildung 4.2: Geschwindigkeit (z-Komponente) und Temperatur im thermisch bedingten Auftriebsstrahl entlang der Strahlachse, Vergleich zwischen Simulationsergebnis mit $\dot{Q}_f = 500$ kW und Modell nach McCaffrey

zeitlicher Mittelwert im Zeitbereich 300 s bis 600 s dargestellt. Diese Darstellung zeigt, dass die Geschwindigkeiten in der Freistrahlachse bis zu einer Höhe von ca. 4 m am höchsten sind. Auch wenn die instationären Geschwindigkeiten noch über einer Höhe von 4 m Maximalwerte von bis zu 7 m/s annehmen, liegen die zeitlichen Mittelwerte in diesem Bereich bei höchstens 5 m/s.

In Diagramm 4.2(a) ist der zeitliche Mittelwert der z-Komponente der Geschwindigkeit für die Strahlachse ($x = 0$ m und $y = 0$ m) über der Höhe z als schwarze Linie dargestellt. Außerdem ist der prognostizierte Geschwindigkeitsverlauf in der Strahlachse nach dem Modell von McCaffrey anhand von Gleichung 2.11 dargestellt (siehe Kapitel 2.2). Hierbei wurde der Auftriebsstrahl, wie von McCaffrey vorgeschlagen, in den Bereich der Flamme, den Bereich der intermittierenden Flamme sowie den Ähnlichkeitsbereich unterteilt. Der Vergleich zeigt insbesondere im Ähnlichkeitsbereich eine sehr gute Übereinstimmung von Simulation und dem Modell von McCaffrey. Auch die maxima-

len Geschwindigkeiten in Auftriebsstrahl stimmen mit ca. 6,3 m/s in der Simulation und 6,6 m/s im empirischen Modell gut überein. Lediglich im Bereich der Flamme wird der Anstieg der Geschwindigkeit mit zunehmender Höhe im Vergleich zum Modell leicht unterschätzt. Im daneben dargestellten Diagramm 4.2(b) ist in gleicher Art der Verlauf der Temperatur in der Freistrahachse dargestellt. Auch hier liegt eine sehr gute Übereinstimmung im Ähnlichkeitsbereich vor. Im Bereich der Flamme gibt es zwar eine Abweichung zwischen der simulierten und der mit dem Modell nach McCaffrey berechneten Temperatur, diese fällt jedoch unter Berücksichtigung der hohen lokalen Temperaturgradienten nicht sehr groß aus.

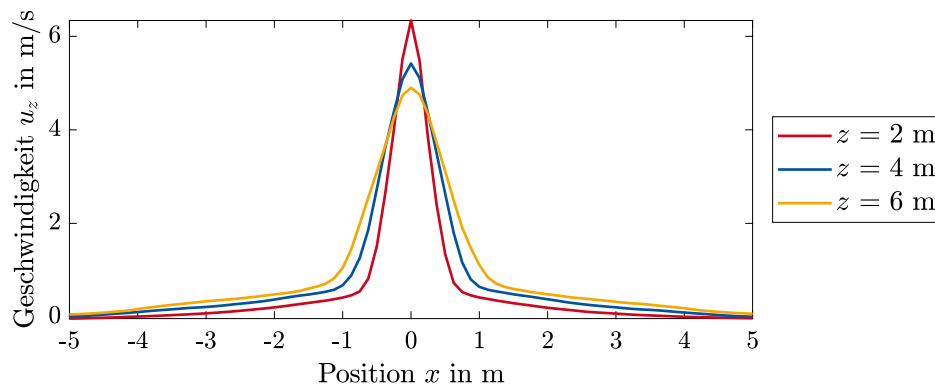


Abbildung 4.3: Horizontale Geschwindigkeitsprofile im thermisch bedingten Auftriebsstrahl in den Abständen 2 m, 4 m und 6 m

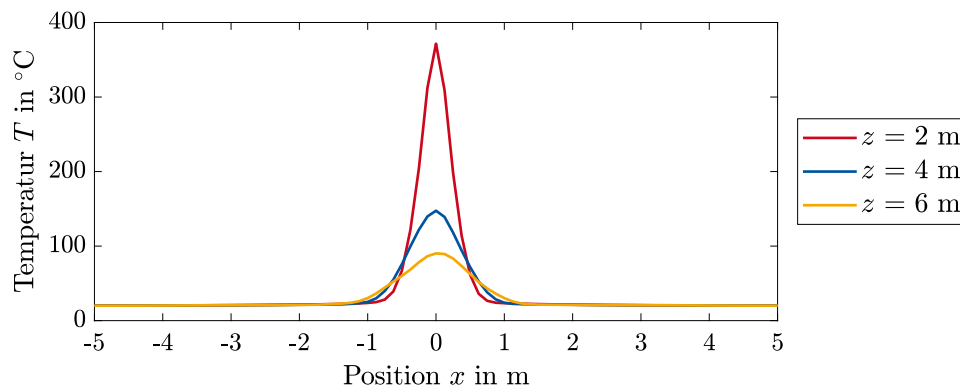


Abbildung 4.4: Horizontale Temperaturprofile im thermisch bedingten Auftriebsstrahl in den Abständen 2 m, 4 m und 6 m

In Abbildungen 4.3 und 4.4 sind in konstanten Abständen von 2 m, 4 m und 6 m zum Boden die Geschwindigkeitsprofile in einem horizontalen Schnitt durch die Strahlachse dargestellt. An den Geschwindigkeitsprofilen ist ersichtlich, dass der Auftriebsstrahl auch noch in großen Abständen zur Strahlachse von beispielsweise $x = 3$ m einen Einfluss auf das Strömungsfeld hat. Neben dem eigentlichen Bereich des Auftriebsstrahls, der durch hohe Geschwindigkeiten gekennzeichnet ist

und dessen Breite mit zunehmender Höhe leicht zunimmt, gibt es demnach auch noch eine induzierende Wirkung in die Umgebung. Diese lässt sich dadurch erklären, dass der vom Auftriebsstrahl induzierte Massenstrom von den Rändern mit geringen Geschwindigkeiten nachströmen muss. Die Temperaturprofile in Abbildung 4.4 bestätigen aufgrund der Temperatur von 20 °C, dass es sich ausschließlich um Sekundärluft von außen handelt und nicht das heiße Rauchgas in diesen Bereich transportiert wird. Die empirischen Modelle berücksichtigen die entfernte Umgebung des Freistrahls nicht und gehen hier von einer ruhenden bzw. rein horizontalen Strömung aus. Dieses Strömungsbild muss bei der Kalkulation des Auftriebsmassenstromes aus den Simulationsergebnissen durch Anpassung der Integrationsgrenzen berücksichtigt werden.

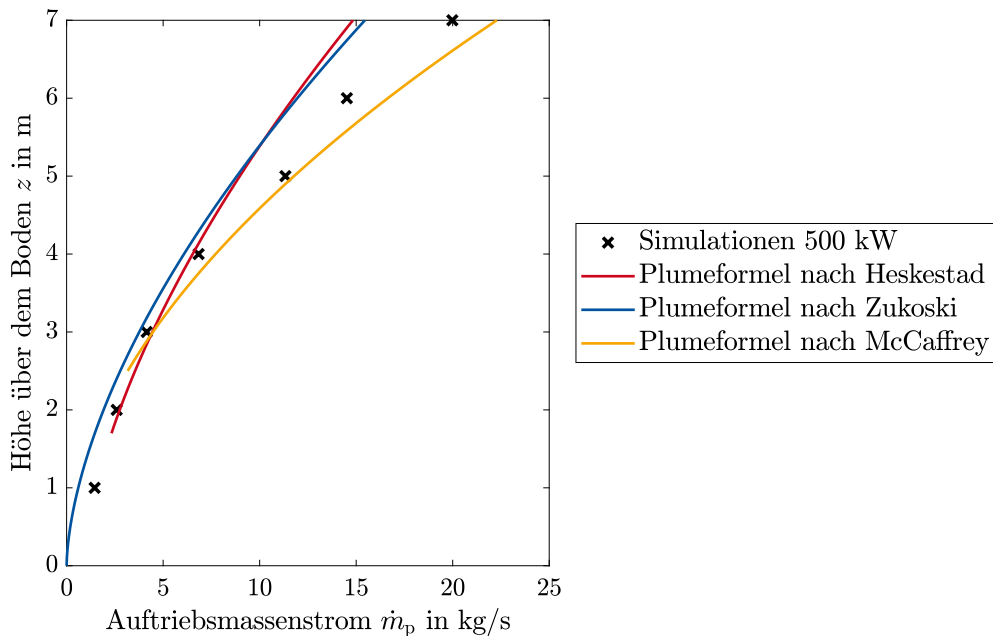


Abbildung 4.5: Massenstrom des thermisch bedingten Auftriebsstrahls und Vergleich mit unterschiedlichen, (halb-)empirischen Auftriebsstrahlmodellen (Plumeformeln)

Die Berechnung des Massenstromes $\dot{m}_p$ für eine konkrete Höhe z wird nach Gleichung 4.4 durchgeführt. Dabei wird für jede diskrete Höhe z_1 mit Gleichung 4.2 zunächst der Integrationsbereich an der Stelle begrenzt, an der die vertikale Geschwindigkeitskomponente kleiner als 10 % des maximalen Wertes auf der entsprechenden Höhe ist. Im Anschluss kann anhand von Gleichung 4.3 für jede Position (x, y) auf der Höhe die Geschwindigkeit berechnet werden, die für die Integration zu

berücksichtigen ist.

$$u_{\min}(z_1) = 0,1 \cdot \max(u_z(x, y, z = z_1)) \quad (4.2)$$

$$u_{z,\text{int}}(x, y, z = z_1) = \begin{cases} u_z(x, y, z = z_1) & u_z(x, y, z = z_1) \geq u_{\min}(z_1) \\ 0 & u_z(x, y, z = z_1) < u_{\min}(z_1) \end{cases} \quad (4.3)$$

$$\dot{m}_p(z = z_1) = \int_{-10\text{m}}^{10\text{m}} \int_{-10\text{m}}^{10\text{m}} \rho(x, y, z_1) \cdot u_{z,\text{int}}(x, y, z_1) dx dy \quad (4.4)$$

Wird die Integration für unterschiedliche diskrete Höhen z_1 analog durchgeführt, so ergibt sich der Verlauf des Auftriebsmassenstromes über der Höhe, wie in Abbildung 4.5 durch schwarze Kreuze dargestellt. Des Weiteren sind in Abbildung 4.5 die Modellrechnungen des Auftriebsmassenstromes nach Zukoski ohne virtuellen Ursprung, nach Heskestad mit virtuellem Ursprung und nach McCaffrey für den Ähnlichkeitsbereich eingezeichnet. Die entsprechenden Gleichungen und Gültigkeitsgrenzen, die in der Abbildung berücksichtigt wurden, sind im Grundlagenkapitel in Abschnitt 2.2 zu finden. Der Durchmesser des Brandes zur Bestimmung der Flammenlänge wurde dabei, wie von den Autoren für quadratische Brände vorgeschlagen, zu $D_B = \sqrt{4 \cdot A_B / \pi} \approx 1,13\text{ m}$ berechnet.

Die Darstellung verdeutlicht, dass es große Unterschiede zwischen den verschiedenen Modellen gibt und zeigt auf, dass die Simulationsergebnisse in der gleichen Größenordnung wie die eindimensionalen Modelle liegen. Die simulierten Auftriebsmassenströme betragen auf jeder Höhe etwas weniger als die nach McCaffrey prognostizierten Werte und etwas mehr als diejenigen, die nach Zukoski oder Heskestad berechnet wurden. In diesem Zusammenhang muss erwähnt werden, dass die Bestimmung des Massenstromes in Messungen und Simulationen bei weitem nicht so trivial wie die Messung von lokalen Temperaturen und Geschwindigkeiten ist. Dies ist auch der Grund dafür, dass es deutliche Unterschiede zwischen den einzelnen Modellen gibt, die den Massenstrom entweder über eine Haube mit der Nulldruckmethode oder über eine Integration des Geschwindigkeitsfeldes durch Messung von Geschwindigkeit (z. B. über ein Pitotrohr) und Temperatur (z. B. über Thermoelemente) bestimmen. Örtliche Temperaturgradienten von weit über 100 K/m und Geschwindigkeitsgradienten von weit über 10 s^{-1} stellen, zusammen mit der hohen zeitlichen Fluktuation, in Messungen eine große Herausforderung dar.

Bei der Interpretation von Simulationsergebnissen besteht eine sehr große Ungenauigkeit in der Wahl der Integrationsgrenzen zur Bestimmung des Massenstromes. Im Rahmen dieser möglichen Ungenauigkeiten zeigen die Ergebnisse dennoch, dass mit der gewählten feinen Netzauflösung von $D^* / \Delta x > 10$ die Geschwindigkeiten, Temperaturen und resultierenden Massenströme im Auftriebsstrahl sehr gut mit dem Tool FDS abgebildet werden können. Die verbleibenden Abweichungen zwischen den Simulationen und den Auftriebsstrahlmodellen (Plumefomeln) liegen in der gleichen Größenordnung, wie sie auch in Simulationen von Stoiber u. a. [89] beschrieben werden.

4.2.2 Stabilität thermisch bedingter Scherschichten

Trifft heißes Rauchgas aus dem Auftriebsstrahl auf die Geschossdecke, entsteht, wie in Kapitel 2 beschrieben, ein radialer Deckenstrahl (engl.: ceiling jet). Dieses Phänomen führt im oberen Bereich eines Raumes zu höheren Geschwindigkeiten und geringen Dichten, während im unteren Bereich außerhalb des Auftriebsstrahls die Geschwindigkeiten gering und die Dichten höher sind. Dadurch ergibt sich, abhängig von den Geschwindigkeits- und Dichteunterschieden zwischen den Bereichen, eine stabile Schichtung mit nahezu sprunghaftem Temperaturanstieg. Neben einigen sehr grundlegenden experimentellen Arbeiten zur Stabilität dieser Scherschichten in Abhängigkeit der Richardson-Kennzahl (Kelvin-Helmholtz-Instabilitäten) sind zu diesem Phänomen die experimentellen Arbeiten von Knospe [48] im Rahmen seiner Dissertation hervorzuheben.

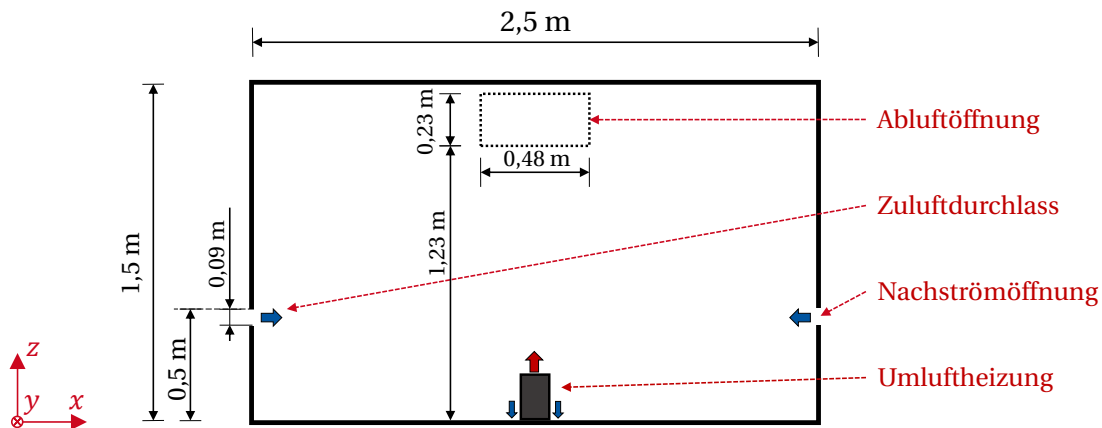


Abbildung 4.6: Skizze der Geometrie des Modellraumes nach Knospe [48]

Knospe führte in einem Modellraum mit einer Tiefe und Breite von jeweils 2,5 m und einer Höhe von 1,5 m Experimente zur Temperaturschichtung bei Bränden durch. Ein Schnitt durch die Geometrie des Modellraumes ist in Abbildung 4.6 dargestellt, nähere Details sind in der Dissertation von Knospe [48] zu finden. Bei den Experimenten wird der Wärmestrom, der den Brand repräsentieren soll, durch eine Umluftheizung eingebracht und als externe Störung der Volumenstrom und Impuls der horizontalen Zuluft variiert. Der Umluftheizer ist in der Mitte des Bodens im Modellraum angebracht. Über die Abluftöffnung im oberen Bereich des Raumes wird ein definierter Volumenstrom entnommen. Der für eine ausgeglichene Massenbilanz fehlende Volumenstrom kann durch die Nachströmöffnung entweder zu- oder abströmen. Zur Reduktion des Strahlungswärmeaustauschs ist der Modellraum mit Aluminiumfolie ausgekleidet und zur Reduktion der Wärmeverluste von außen mit einer Dämmung versehen.

Für den Modellraum wird ein Simulationsmodell mit FDS erzeugt und es werden drei unterschiedliche Versuche simuliert. Die ausgewählten Versuche werden mit einer zugeführten Wärmeleistung von 4 kW und eine Höhe der Zuluftöffnung von $h_{zu} = 0,5$ m durchgeführt. Aus dieser Versuchsreihe

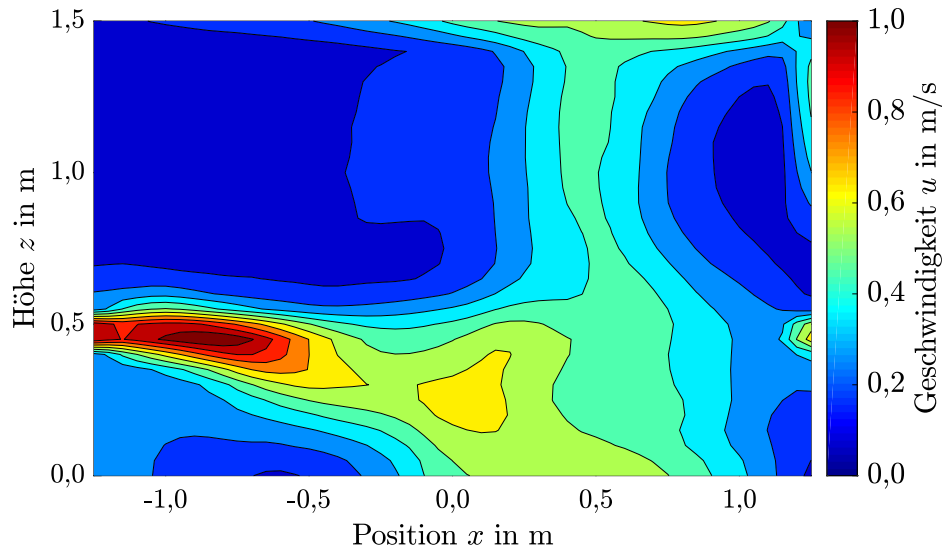


Abbildung 4.7: Konturdarstellung der Geschwindigkeit des simulierten Versuchs V5 im Schnitt durch die xz-Ebene bei $y = 0,25$ m

werden die Experimente mit den Bezeichnungen V1, V3 und V5 ausgewählt, bei denen der Zuluftvolumenstrom variiert wurde und ca. $89 \text{ m}^3/\text{h}$, $375 \text{ m}^3/\text{h}$ bzw. $551 \text{ m}^3/\text{h}$ beträgt. Für die Simulationen werden folgende Annahmen getroffen, die möglichst exakt die Bedingungen bei den realen Versuchen beschreiben.

Abweichend von der Beschreibung der Messungen durch Knospe [48] wird für die Simulationen ein kartesisches Koordinatensystem mit mathematisch positivem Drehsinn gewählt, dessen Ursprung in der Mitte des Bodens liegt. Die im Folgenden angegebenen Koordinatenangaben unterscheiden sich somit von denjenigen der Messungen. Für die Umfassungsflächen wird eine mittlere Wärmeleitfähigkeit von $\lambda_{\text{th}} = 0,12 \text{ W/(mK)}$ bei einer Wanddicke von 100 mm angenommen und ein Emissionsgrad auf der Innenseite von $\epsilon = 0,10$ gewählt. Der Innenraum wird mit einer Elementgröße von 0,05 m in alle Raumrichtungen vernetzt, was einem groben Netz mit insgesamt 75 000 Elementen entspricht. Bei den Simulationen werden die Volumenströme der Zuluft, Abluft und der Umluftheizung sowie die Temperaturen von Zuluft und Umluftheizung als konstante Randbedingungen auf Basis der Versuchsdaten vorgegeben. Die Nachströmöffnung wird als drucklose Öffnung vorgegeben und es wird eine Umgebungstemperatur von $21 \text{ }^\circ\text{C}$ angenommen. Die im Folgenden vorgestellten Simulationsergebnisse stellen jeweils die zeitlichen Mittelwerte über eine Zeitspanne von 200 Sekunden der transienten Simulationen dar.

In den Abbildungen 4.7 und 4.8 sind die Ergebnisse der Simulation zu V5 als Geschwindigkeits- und Temperaturkontur in einer Schnittebene durch den Versuchsraum dargestellt. Die Schnittebene ist eine xz-Ebene, die um 0,25 m von der Raummitte in positive y-Richtung verschoben ist. In den von Knospe [48] durchgeführten Experimenten existieren in dieser Ebene viele Messwerte, da eine

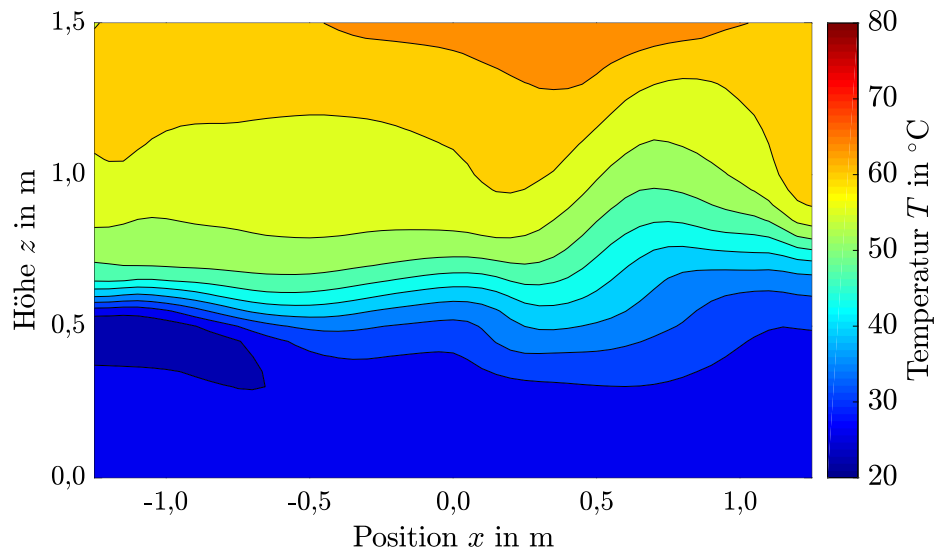


Abbildung 4.8: Konturdarstellung der Temperatur des simulierten Versuchs V5 im Schnitt durch die xz -Ebene bei $y = 0,25$ m

Traverse mit Thermoelementen eingesetzt wurde. Am linken Rand des Diagramms ist die Zuluft angeordnet.

Der Freistrahл wird aufgrund der geringen Zulufttemperatur leicht nach unten abgelenkt. Anhand der Geschwindigkeiten in Abbildung 4.7 ist ersichtlich, dass der Auftriebsstrahl der Wärmequelle durch die seitliche Zuluft mit hohen Geschwindigkeiten aus der Modellraummitte leicht in positive x -Richtung verschoben wird. Dies ist auch in Abbildung 4.8 daran ersichtlich, dass die maximalen Temperaturen nicht in der Raummitte auftreten. Die Temperatur- und Geschwindigkeitsdiagramme der Simulationen zu V1 und V3 mit den geringeren Zuluftvolumenströmen befinden sich im Anhang in den Abbildungen A.2, A.3, A.4 und A.5.

In Diagramm 4.9 sind die Temperaturfelder der Simulationsergebnisse nochmals in der Schnittebene für die Position $x = -0,75$ m (im Koordinatensystem der Simulationen) über der Höhe z dargestellt. Für diese Position wurden bis zu einer Höhe von 0,97 m Messungen durch Knospe [48] durchgeführt. Die Ergebnisse aus diesen Messungen sind in dem Diagramm zusätzlich in Form von Kreuzen dargestellt. Beim Vergleich von Messung und Simulation von V1 ist zu erkennen, dass die Schichtung durch die Simulation sehr gut abgebildet werden kann. Es gibt lediglich einen geringen Unterschied in der prognostizierten Schichthöhe, der allerdings mit einer Größenordnung von 0,1 m sehr klein ausfällt. Insbesondere der Temperaturgradient in der Trennschicht stimmt zwischen Messung und Simulation sehr gut überein. Bei V2 fällt die Schichthöhe durch den höheren Zuluftvolumenstrom sowohl bei den Messungen als auch bei der Simulation geringer aus. Auch hier gibt es eine sehr gute Übereinstimmung zwischen beiden Ergebnissen. Lediglich die Erhöhung der Temperatur im unteren Bereich des Modellraumes durch die stärkere Einmischung von wärmerer

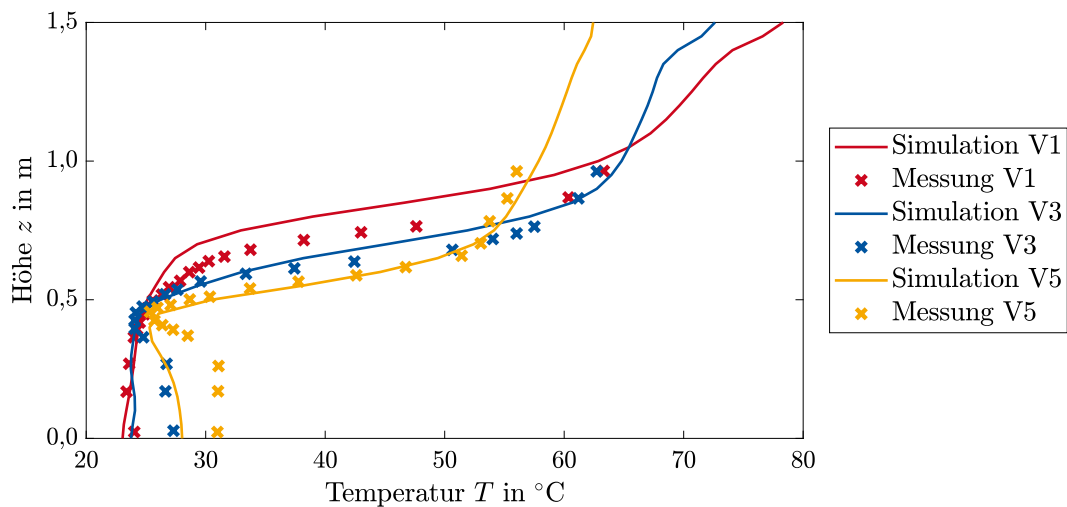


Abbildung 4.9: Vergleich der Temperaturschichtung über der Höhe zwischen Messungen durch Knospe [48] und den Simulationen der Versuche V1, V3 und V5

Luft aus dem oberen Bereich wird durch die Simulation nicht abgebildet. Bei einer weiteren Verstärkung des Effektes durch einen noch größeren Zuluftvolumenstrom (V5) ist dieser Effekt auch in den Simulationsergebnissen ersichtlich. Die Schichthöhe ist ebenfalls bei der Messung durch Knospe [48] und der Simulation im Vergleich zu V3 wieder geringfügig verringert. In Tabelle A.1 im Anhang sind zusätzlich zu den im Diagramm dargestellten Ergebnissen die Ablufttemperaturen sowie die Oberflächentemperaturen an Boden und Decke vergleichend zwischen Simulation und Messung gegenübergestellt. Die Ergebnisse zeigen, dass sowohl das Schichtungsverhalten als auch die Einmischung von kalter Zuluft in der Simulation hinreichend genau abgebildet und eine gute Übereinstimmung mit den Messwerten, die Knospe [48] in seiner Dissertation veröffentlicht hat, erreicht werden kann.

4.3 Simulationsmodell für Entrauchungsanlagen

Ein weiteres Phänomen, das für das Gebäudemodell möglichst robust und genau abgebildet werden muss, ist die Einschnürung und der Druckverlust bei der Durchströmung eines Wärmeabzugsgerätes. Eine Deckenöffnung mit einem konstanten Querschnitt stellt dabei das geometrisch einfachste Modell für ein NRW dar. Die Simulation der Durchströmung einer solchen Öffnung wird in Abschnitt 4.3.1 durchgeführt und der erzeugte Totaldruckverlust anhand eines einfachen eindimensionalen Modells validiert. Außerdem muss für das Gesamtmodell der maschinellen Entrauchung das Verhalten eines Ventilators bei unterschiedlichen Rauchgastemperaturen abgebildet werden. Eine mögliche Modellierung mit eindimensionalen Modellen, die in FDS implementiert sind, wird in Abschnitt 4.3.2 beschrieben.

4.3.1 Druckverlust bei der Durchströmung von NRW

Der Druckverlust bei der Durchströmung von NRW in Abhängigkeit des durch eine Dachöffnung transportierten Volumenstromes im Brandfall hat einen großen Einfluss auf den abgeführten Rauchgasmassenstrom. Dieser Druckverlust muss bei der natürlichen Entrauchung zusammen mit dem Druckverlust der Zuluftöffnung, der jedoch aufgrund der größeren Querschnittsfläche kleiner ausfällt, durch den Auftriebsdruck der thermischen Rauchschicht ausgeglichen werden.

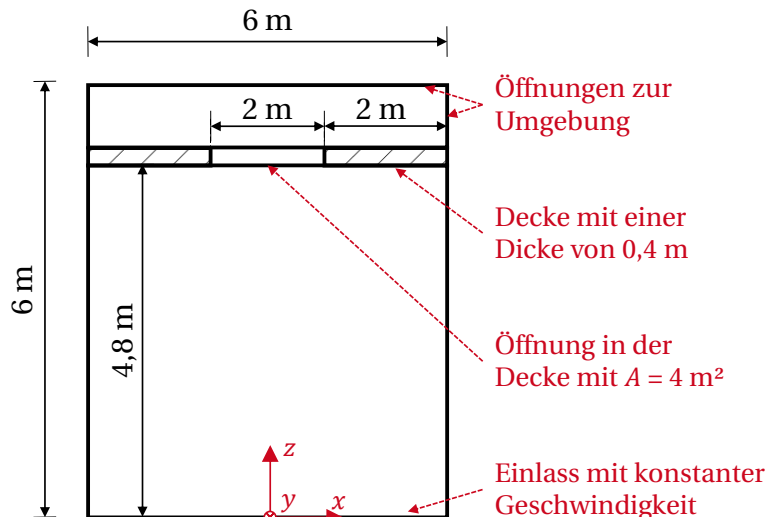


Abbildung 4.10: Skizze der Geometrie des verwendeten Simulationsmodells zur Bestimmung des Druckverlustes durch eine Deckenöffnung

In einem Simulationsmodell, dessen Geometrie in Abbildung 4.10 skizziert ist, wird für unterschiedliche Rechennetauflösungen und Volumenströme mit der Simulationssoftware FDS die Durchströmung einer Deckenöffnung unter isothermen Bedingungen simuliert. Die Abbildung zeigt einen Schnitt des Modells durch die xz -Ebene bei $y = 0$ m. Im Abstand von 4,8 m zum unteren Rand des Rechengebietes ist eine Decke mit einer Dicke von 40 cm angeordnet. Sie hat in der Mitte eine quadratische Öffnung mit einer Kantenlänge von 2 m. Im unteren Bereich des Rechengebietes ($z = 0$ m) wird mit einer konstanten Geschwindigkeit über die gesamte Fläche von 36 m^2 Luft mit einer Temperatur von 20°C eingeströmt. Bis zu einer Höhe von 4,8 m ist das Rechengebiet mit Wänden begrenzt, sodass die Strömung durch die Deckenöffnung hindurch muss. Die Decke wird als hydraulisch glatt mit einer absoluten Rauheit von $s = 0$ m modelliert.

Im oberen Bereich ist das Rechengebiet in alle Richtungen mit Öffnungsrandbedingungen modelliert. Die geringe Höhe des Rechengebietes oberhalb der Decke von lediglich 1,8 m wurde gewählt, um ein Modell zu untersuchen, das in Hinblick auf die Rechenzeit für die Nutzung in einem Gesamtmodell einen akzeptablen Wert aufweist. Für das Gesamtmodell ist es wichtig, dass die Umgebung mit einem möglichst geringen Anteil der Zellen des Gitters abgebildet werden kann. Die Gravitation ist in diesem Simulationsmodell deaktiviert.

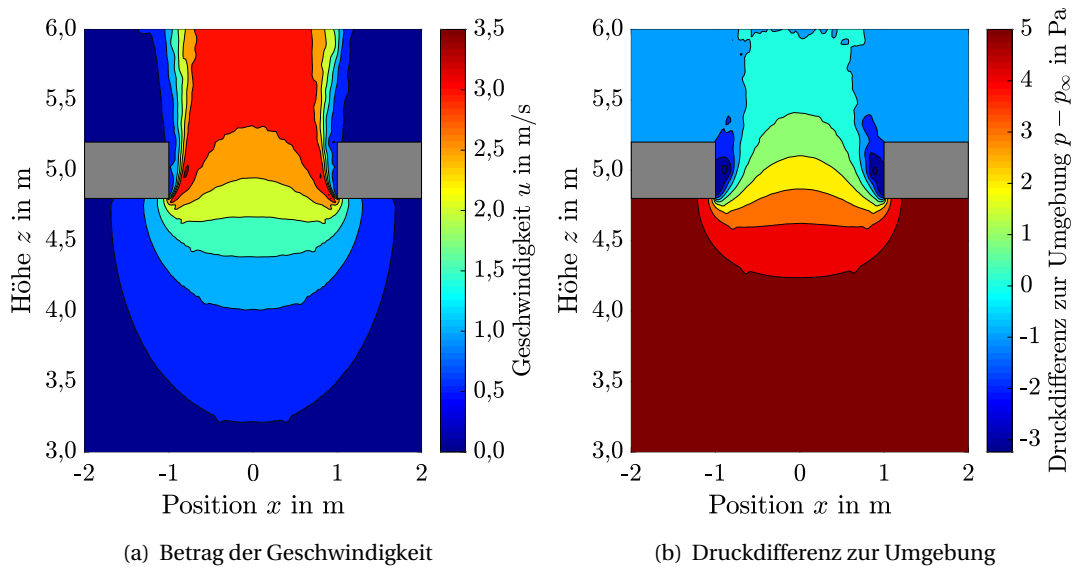


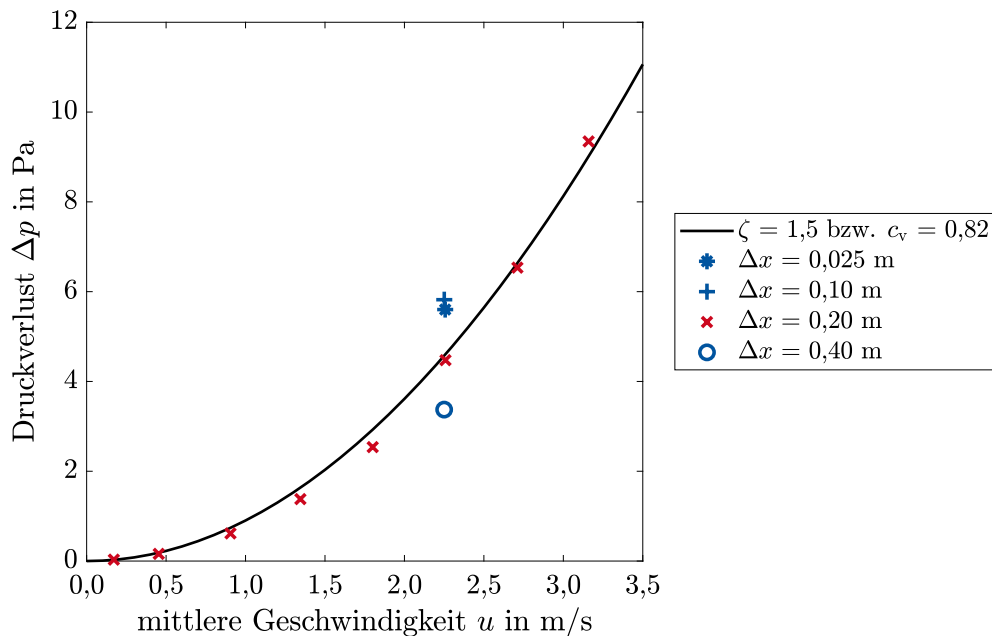
Abbildung 4.11: Betrag der Geschwindigkeit und Druckdifferenz zur Umgebung als zeitlich gemittelte Größen im Konturplot durch die xz -Ebene

In Abbildung 4.11(a) ist für eine Gitterweite von 2,5 cm und einen Volumenstrom von $32\,400\text{ m}^3/\text{h}$ bzw. eine mittlere Geschwindigkeit durch die Öffnung von $2,25\text{ m/s}$ der örtliche Verlauf des Geschwindigkeitsfeldes im Bereich der Öffnung dargestellt. Abbildung 4.11(b) zeigt das dazugehörige Druckfeld, wobei beide Größen jeweils als zeitliche Mittelung der transienten Daten dargestellt sind. Die Position der Decke ist jeweils als grauer Kasten in den Diagrammen eingezeichnet. In den Diagrammen ist zum einen der vergleichsweise kleine Bereich des Druckabbaus auf der Unterseite der Decke ersichtlich, der für diesen Fall lediglich eine Höhe von ca. $0,5\text{ m}$ einnimmt. Zum anderen ist der Freistrah im Geschwindigkeitsfeld ersichtlich, dessen hohe Geschwindigkeiten nur langsam abgebaut werden.

Wird der Druck unter und über der Decke bestimmt, kann die Druckdifferenz über die Öffnung in Abhängigkeit des Volumenstromes angegeben werden. Hierzu wird der flächengemittelte statische Druck jeweils im Abstand von $2,5\text{ m}$ unter und $0,8\text{ m}$ über der Mittelebene der Decke gebildet. Über die Differenz dieser beiden Werte wird der Druckverlust berechnet. Für eine Rechengitterweite von 20 cm werden acht unterschiedliche Volumenströme betrachtet. Der dynamische Anteil wird bei der Berechnung des Totaldruckverlustes an dieser Stelle vernachlässigt, da er unterhalb der Öffnung mit maximalen Geschwindigkeiten von $0,35\text{ m/s}$ sehr gering ist. Oberhalb der Öffnung ist ein dynamischer Anteil im Freistrah vorhanden, der jedoch mit zunehmender Lauflänge des Freistrahls vollständig durch Dissipation abgebaut wird. Die simulierten Eintrittsrandbedingungen sind in Tabelle 4.1 zusammengefasst. Zusätzlich werden für eine mittlere Geschwindigkeit im Öffnungsquerschnitt von $2,25\text{ m/s}$ Simulationen mit einer Gitterweite von $2,5\text{ cm}$, 10 cm und 40 cm durchgeführt.

Tabelle 4.1: Geschwindigkeiten, Volumenströme und Massenströme der simulierten Fälle zur Bestimmung des Druckverlustes durch eine Deckenöffnung

Eintrittsgeschwindigkeit	Volumenstrom	Massenstrom	mittlere Geschwindigkeit im Öffnungsquerschnitt
in m/s	in m ³ /h	in kg/s	in m/s
0,02	2 592	0,87	0,18
0,05	6 480	2,17	0,45
0,10	12 960	4,33	0,90
0,15	19 440	6,50	1,35
0,20	25 920	8,67	1,80
0,25	32 400	10,84	2,25
0,30	38 880	13,00	2,70
0,35	45 360	15,17	3,15

**Abbildung 4.12:** Zeitlich und örtlich gemittelte Druckdifferenz über die Deckenöffnung in Abhängigkeit der mittleren Geschwindigkeit im Öffnungsquerschnitt

Für alle Simulationen wird der Druckverlust in Abhängigkeit der mittleren Geschwindigkeit durch die Öffnung bestimmt. Die Ergebnisse sind in Diagramm 4.12 dargestellt. Außerdem ist in dem Diagramm der nach Gleichung 2.16 berechnete Druckverlust für einen Druckverlustbeiwert von $\zeta = 1,5$ bzw. einem Durchflussbeiwert von $c_v = 0,82$ dargestellt. In der Abbildung ist ersichtlich, dass der Druckverlust der Simulationen eine große Abhängigkeit von der gewählten Netzauflösung zeigt. Es fällt auf, dass der Druckverlust mit zunehmender Auflösung bis zu einer Netzgitterweite von $\Delta x = 0,1$ m bei gleichem Volumenstrom jeweils größer ist. Erst bei einer Gitterweite von

$\Delta x = 0,025$ m findet keine signifikante Änderung des Druckverlustes mehr statt.

Hierbei ist anzumerken, dass das Rechnernetz bei einer Gitterweite von 2,5 cm aus ca. 13,8 Millionen Elementen besteht und eine einzige transiente Rechnung mit einer Simulationszeit von 10 Minuten schon für dieses einfache Modell eine Rechenzeit von mehreren Wochen benötigt. Eine Nutzung einer solch hohen Auflösung für ein Monte-Carlo-Modell wäre demzufolge mit aktuell verfügbarer Hardware kaum möglich. Beim Vergleich der Ergebnisse der Simulationen auf Basis des groben Rechnernetzes mit einer Gitterweite von 20 cm mit der Kurve für den Wert $\zeta = 1,5$ wird deutlich, dass es eine gute Übereinstimmung gibt. Ein Wert von $\zeta = 1,5$ wird von Bitter u. a. [5] für einen freien Durchgang mit scharfer Kante angegeben und entspricht mit $c_v = 0,82$ ebenso einem c_v -Wert für ein sehr gutes NRWG. Aus diesem Grund wird im Folgenden für das Gesamtmodell als geeignete Auflösung für eine Abluftöffnung $\sqrt{A}/\Delta x = 10$ gewählt. Es sei an dieser Stelle jedoch erwähnt, dass die vorgestellten Simulationen zeigen, dass weiterer Forschungsbedarf bei der Abbildung von Zu- und Abluftöffnungen in Strömungssimulationen mit groben Gittern besteht. Die Abhängigkeit von der Netzauflösung erfordert neue, ggf. eindimensionale Modelle, um die Druckverluste und Einschnürungen robust und unabhängig von der Netzgröße abbilden zu können.

4.3.2 Abbildung von Entrauchungsventilatoren

Zur Abbildung von Entrauchungsventilatoren in Simulationen gibt es prinzipiell zwei Möglichkeiten, die in der Gebäudesimulation mit einem vertretbaren Rechenaufwand eingesetzt werden können. Beide Methoden haben gemeinsam, dass an demjenigen Ort, an dem der Entrauchungsventilator das Rauchgas absaugen soll, an den Grenzen des Rechnernetzes Zellen mit einer Geschwindigkeits-Randbedingung definiert werden, sodass sich der abzusaugende Volumenstrom ergibt. Bei der ersten Methode wird dieser Volumenstrom – unabhängig von den transienten Druck- und Temperaturverhältnissen – als Konstante vorgegeben. Eine zweite Möglichkeit der Modellierung besteht darin, dass der Ventilator sowie der Druckverlust der Anlage über einfache, eindimensionale Kennlinien-gleichungen ausgedrückt werden und für jeden Zeitschritt in Abhängigkeit des mittleren Drucks an den definierten Zellen ein Volumenstrom berechnet wird.

Die zweite Methode bietet Vorteile darin, dass unterschiedliche Einflüsse auf den Volumenstrom des Entrauchungsventilators berücksichtigt werden können. Generell gibt es diverse Bedingungen, die den Volumenstrom beeinflussen können. So kann die durch den Wind hervorgerufene Druckdifferenz zwischen Zuluftöffnung und Fortluft des Ventilators einen geringen positiven oder negativen Einfluss auf den Volumenstrom haben.

Bei einer Erhöhung der Temperaturen im Innenraum gibt es unterschiedliche Effekte. Wie in Abschnitt 2.3 beschrieben ist, ändern sich die Kennlinien des Ventilators sowie der dazugehörigen Anlage (Druckverlust), sodass sich ein neuer Betriebspunkt ergibt. Abgesehen davon führt die höhere Temperatur im Innenraum jedoch auch zu einer Differenz im hydrostatischen Druck zwischen Innenraum und Umgebung, die den Volumenstrom leicht positiv beeinflusst. In FDS gibt es die

Möglichkeit, sowohl Ventilatoren als auch Anlagenkennlinien über einfache 1D-Modelle zu implementieren und zumindest indirekt (auf Basis von Druckwerten des jeweils vorherigen Zeitschritts) mit dem Strömungsfeld zu koppeln. Im Folgenden wird der Einsatz dieses Modells für eine mögliche Nutzung im Gesamtmodell mit einfachen Simulationen getestet.

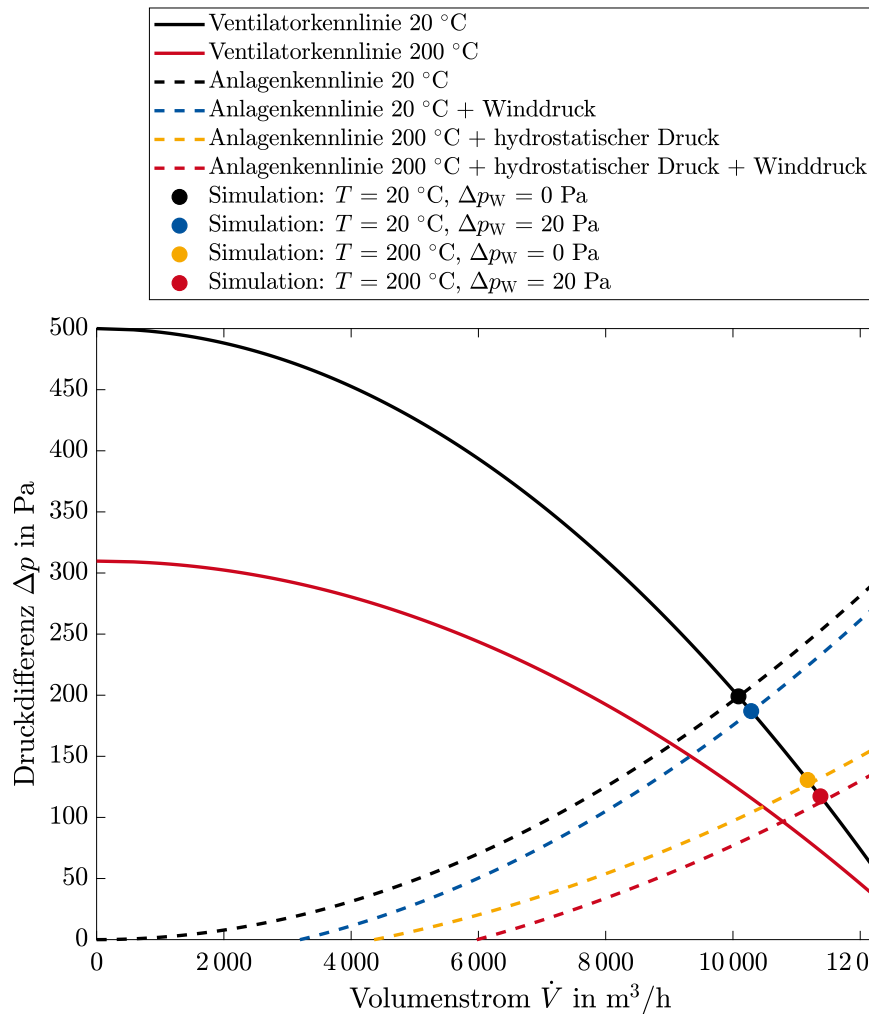


Abbildung 4.13: Simulationsergebnisse zur Überprüfung des in FDS implementierten Ventilatormodells für homogene Raumtemperaturen von 20 °C und 200 °C unter Berücksichtigung der hydrostatischen sowie windbedingten Druckdifferenzen

In Anlehnung an die in Abschnitt 4.3.1 vorgestellten Simulationen wird ein Rechengebiet mit einer quadratischen Grundfläche mit 6 m Kantenlänge sowie einer Höhe von 5 m betrachtet. Die Kantenlänge der kubischen Zellen beträgt 0,2 m und Gravitation wird berücksichtigt. Am unteren Ende des Rechengebietes ist eine Öffnung mit variablem Druck und variabler Zulufttemperatur vorgesehen. Alle Begrenzungen des Rechengebietes werden als adiabatisch definiert und am oberen Rand (bei $z = 5\text{ m}$) wird mittig eine quadratische Fläche mit einer Kantenlänge von 1 m als Ort der Ab-

saugung des Ventilators definiert. Die Ventilator Kennlinie wird im Modell nach Gleichung 2.18 auf Seite 23 exemplarisch mit den Parametern $\dot{V}_{V,\max} = 13\,000\text{ m}^3/\text{h}$ und $\Delta p_{V,\max} = 500\text{ Pa}$ ausgewählt. Mit diesem Modell werden insgesamt vier Simulationen mit unterschiedlichen Einströmbedingungen durchgeführt. Diese stellen die Kombinationen aus zwei unterschiedlichen Einströmtemperaturen von $T = 20\text{ °C}$ und $T = 200\text{ °C}$ sowie zwei unterschiedlichen Druckdifferenzen zur Umgebung am Einlass von $\Delta p_W = 0\text{ Pa}$ und $\Delta p_W = 20\text{ Pa}$ dar. Als Druckverlustkennlinie wird ein quadratischer Druckverlust nach Gleichung 2.16 auf Seite 22 mit einem exemplarischen Druckverlustbeiwert von $\zeta = 42$ angenommen.

In Abbildung 4.13 sind die Simulationsergebnisse zu den vier Parameterkombinationen als Kreise eingezeichnet. Außerdem sind die zugrundeliegenden Kennlinien für den Ventilator (schwarze Linie) sowie die Anlage (schwarz gestrichelte Linie) bei einer Temperatur von 20 °C eingezeichnet. Das Simulationsergebnis für eine Temperatur von 20 °C ohne Windeinfluss ($\Delta p_W = 0\text{ Pa}$) liegt exakt auf dem Schnittpunkt der beiden Kennlinien (schwarzer Kreis). Wird am Einlass zusätzlich eine Druckdifferenz zur Umgebung aufgeprägt, so liegt das Simulationsergebnis (blauer Kreis) ebenfalls auf dem Schnittpunkt der beiden Kennlinien, wenn die Anlagenkennlinie entsprechend um 20 Pa nach unten verschoben wird (blau gestrichelte Linie). Wird die Einlasstemperatur ohne Windeinfluss auf 200 °C erhöht, so liegt das Simulationsergebnis nicht auf dem Schnittpunkt der korrigierten Anlagenkennlinie (gelb gestrichelte Linie) und der korrigierten Ventilator Kennlinie (rote Linie). Bei der eingezeichneten Anlagenkennlinie wurde sowohl die geänderte Dichte als auch der hydrostatische Druckunterschied zwischen Innenraum und Umgebung berücksichtigt.

Auch bei Berücksichtigung einer zusätzlichen positiven Druckdifferenz aufgrund von Wind liegt das Simulationsergebnis nicht an der Stelle im Kennlinienfeld, an der es zu erwarten wäre. Dass die beiden Simulationsergebnisse bei einer Temperatur von 200 °C auf den Schnittpunkten der korrigierten Anlagenkennlinien mit der Ventilator Kennlinie bei 20 °C liegen, zeigt, dass das in der Software FDS implementierte Ventilatormodell unabhängig von der Temperatur die gleiche Kennlinie nutzt. Da allerdings bei dem implementierten Druckverlustmodell (Anlagenkennlinie) eine Dichtekorrektur stattfindet, würde der Volumenstrom bei Nutzung dieses Modells mit zunehmenden Rauchgastemperaturen überschätzt und die Entrauchungsleistung bei MRA deutlich besser dargestellt werden, als es realistisch wäre. Aus diesem Grund wird für das dieser Arbeit zugrundeliegende Gesamtmodell von einer Kopplung der Strömungssimulation mit einem einfachen Ventilatormodell abgesehen und stattdessen ein konstanter Volumenstrom bei MRA angenommen.

4.4 Einfluss des Windes auf Entrauchungsanlagen

Die in Kapitel 3 ausführlich beschriebene Literaturrecherche hat gezeigt, dass Wind einen großen Einfluss auf die Leistung einer natürlichen Rauchabzugsanlage hat. Dieser Einfluss ist durch die Verzögerung des Windes und dem damit verbundenen Staudruck begründet, der insbesondere bei hohen Windgeschwindigkeiten an der Nachströmöffnung und der Entrauchungsöffnung bzw. dem

NRWG erzeugt wird. Die Änderung der Druckverhältnisse im Innenraum führt zu einer Beeinflussung des Massen- bzw. Volumenstromes durch die Entrauchungsöffnung, was wiederum die Höhe der Rauchsicht und die Sichtweite im Gebäude verändert. Diese Veränderung kann in Abhängigkeit der Windrichtung und der Ausrichtung von Nachström- und Entrauchungsöffnungen positiv oder negativ ausfallen.

Für die Simulation der Rauchfreihaltung von Gebäuden bedeutet dies, dass die Umgebung des Gebäudes nicht vernachlässigt werden sollte. Das Strömungsfeld in der Umgebung inklusive der Windströmung sollte entsprechend im Idealfall mit im Simulationsmodell abgebildet werden. Aufgrund der Tatsache, dass das Rechengbiet durch die Berücksichtigung der Umgebung sehr groß würde, wird dieser Einfluss bei Simulationen häufig vernachlässigt, um die Rechenzeiten in einer für die praktische Anwendung realistischen Größenordnung zu halten. Im Rahmen dieser Arbeit wird ein anderer Ansatz zur Berücksichtigung der durch den Wind bewirkten Druckdifferenz vorgeschlagen und verwendet. Die Strömungsfelder im äußeren Bereich des Gebäudes sowie im Innenraum werden entkoppelt und getrennt betrachtet. Hierzu wird im ersten Schritt für unterschiedliche Windgeschwindigkeiten und Winkel die Umströmung des betrachteten Gebäudes simuliert. Aus den Ergebnissen werden zwei einfache Modelle abgeleitet, welche die Druckdifferenz an der Nachströmöffnung sowie an der Entrauchungsöffnung zum Umgebungsdruck in Abhängigkeit von Windgeschwindigkeit und -winkel beschreiben. Die entsprechenden Drücke werden im zweiten Schritt bei den Simulationen des Gebäudeinnenraumes als Druckrandbedingungen an den Öffnungen aufgeprägt. Dieses Verfahren bietet – insbesondere für die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführte Monte-Carlo-Simulation mit sehr vielen einzelnen Simulationen – den Vorteil, dass sich wiederholende Windanströmungen nicht mehrfach simuliert werden müssen. Die Methode stellt eine Weiterentwicklung der zuvor entwickelten und veröffentlichten Methode dar, die auf konstanten Druckbeiwerten für die vier Windrichtungen Nord, Ost, Süd und West beruht [102, 103, 104]. Ein Vorteil der neuen Methode ist die Berücksichtigung von tatsächlichen Gebäudegeometrien und Positionen von Gebäudeöffnungen. Außerdem bietet die Methode die Möglichkeit, die Windrichtung genauer aufzulösen und ist nicht auf 4 Hauptströmungsrichtungen beschränkt.

In diesem Abschnitt wird für eine einfache, quaderförmige Gebäudegeometrie die durch Windanströmung induzierte Druckdifferenz zur Umgebung berechnet. Die Gebäudegeometrie wird in Abschnitt 4.5 näher beschrieben und ist im Rahmen dieser Arbeit als einfacher Anwendungsfall definiert. Der Quader hat eine quadratische Grundfläche mit einer Kantenlänge von 20 m und einer Höhe von 6 m. Die Dicke von Außenwänden und Decke wird aufgrund des geringen Anteils im Vergleich zu den anderen Maßen an dieser Stelle vernachlässigt. In Abbildung 4.14 ist die Definition der Windrichtung γ_W in Bezug auf die Gebäudeorientierung skizziert. Es wird eine 6 m breite und 2 m hohe Nachströmöffnung an der Nordfassade und eine quadratische Entrauchungsöffnung mit einer Kantenlänge von 2 m in der Mitte der Decke angenommen. Details zu den genauen Positionen dieser Öffnungen sind in Abschnitt 4.5, insbesondere in Abbildung 4.22 auf Seite 73 zu finden. Die Abbildung 4.14 enthält außerdem die Definition des im Folgenden verwendeten Koordinaten-

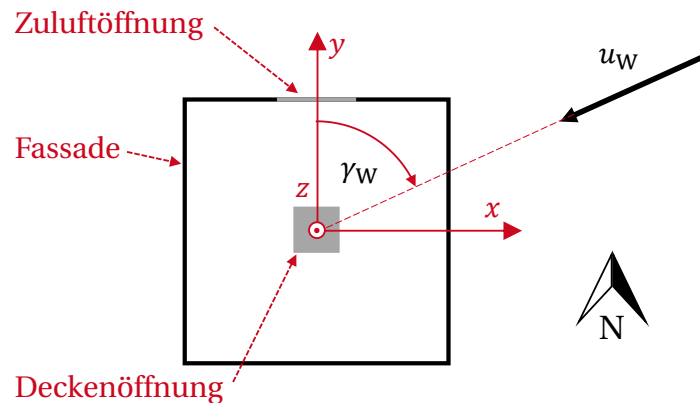


Abbildung 4.14: Definition der Windrichtung in Bezug auf die Gebäudefassade (Draufsicht)

systems. Die positive y-Achse zeigt in Nordrichtung wohingegen die positive x-Achse in Ostrichtung zeigt.

Da die mittlere Windgeschwindigkeit u_W , insbesondere in der bodennahen atmosphärischen Grenzschicht (Prandtl-Schicht), stark abhängig von der Höhe über dem Boden ist, wird ein Messwert dieser immer in Bezug auf eine Referenzhöhe angegeben. Im Rahmen dieser Arbeit wird eine Referenzhöhe von 10 m verwendet, da dies im deutschsprachigen Raum, insbesondere bei den Messwerten des Deutschen Wetterdienstes (DWD), üblich ist [19]. Es wird das Grenzschichtmodell nach Monin und Obukhov [72] verwendet, das im Softwaretool FDS implementiert ist. Durch die Verwendung dieses Modells kann der logarithmische Verlauf der mittleren Windgeschwindigkeit über der Höhe abgebildet werden. Für die Simulationen wird eine Rauigkeitslänge nach Wieringa [105] von $z_0 = 0,1$ m ausgewählt, was einer Landschaft mit einigen Häusern und Hecken entspricht. Der Einfluss eines möglichen positiven oder negativen Temperaturgradienten über der Höhe kann durch die Wahl einer sehr großen Monin-Obukhov-Länge ($L \rightarrow \infty$) vernachlässigt werden. In den Simulationen wird die neutrale Temperaturschichtung durch Wahl einer Monin-Obukhov-Länge von 1 000 000 m realisiert, da in der Software FDS ein endlicher Zahlenwert vorgegeben werden muss und dieser Wert im Nutzerhandbuch empfohlen wird. [23]

Das Simulationsmodell wird für die Simulationen in zwei Rechnernetze unterschiedlicher Auflösung aufgeteilt. Im inneren Bereich ist das Netz, wie in Abbildung 4.15 skizziert, auf einer quadratischen Grundfläche mit einer Kantenlänge von 60 m bis zu einer Höhe von 20 m feiner vernetzt. Außerhalb dieses Bereichs ist ein gröberes Netz mit der gleichen Höhe angeordnet, das insgesamt eine quadratische Grundfläche mit einer Kantenlänge von 300 m misst. Der Quader, der die Außenhülle des Gebäudes repräsentiert, befindet sich in der Mitte des Rechengebietes. Die feineren Zellen haben eine Kantenlänge von $1/3$ m in alle Raumrichtungen, die gröberen Zellen haben eine Kantenlänge von 1 m. Der innere, feiner aufgelöste Bereich ist demnach mit ca. 1,9 Millionen Zellen vernetzt, der äußere Bereich mit ca. 1,7 Millionen Zellen, was zu einer Gesamtanzahl von ca. 3,6 Millionen Zellen

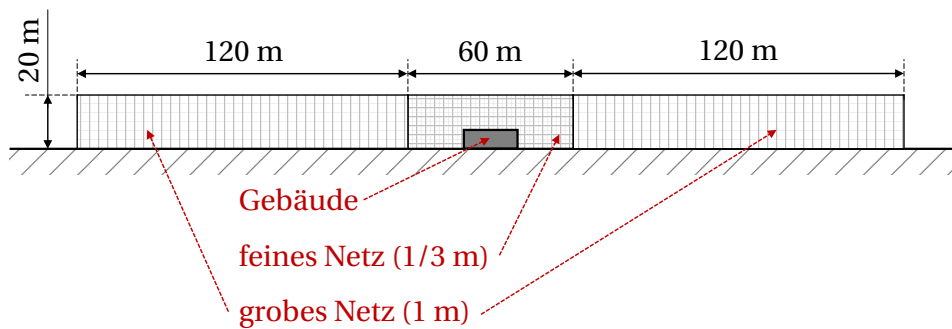


Abbildung 4.15: Rechennetz für das Simulationsmodell zur Berechnung der Gebäudeumströmung bei Wind

führt.

Das Rechenggebiet wird unten durch den Boden (Haftbedingung) begrenzt. An der oberen Grenze wird eine Öffnung mit Umgebungsdruck vorgesehen. Die seitlichen Grenzen werden als periodische Randbedingungen vorgegeben, damit sich die für Wind üblichen großskaligen turbulenten Strukturen besser ausbilden können. Es werden Simulationen mit den Windgeschwindigkeiten u_W von 5 m/s und 10 m/s durchgeführt. Außerdem wird die Windrichtung γ_W von 360° (Nordwind) bis 90° (Ostwind) in Schritten von 15° variiert. Da das Simulationsmodell dreh-symmetrisch um einen Winkel von 90° ist, können anhand dieser Simulationen alle Windrichtungen (nicht nur diejenigen zwischen Nord und Ost) mit einem Raster von 15° abgebildet werden. Aufgrund der großen Anzahl an Simulationen werden die Ergebnisse zunächst anhand eines Beispiels im Detail vorgestellt und diskutiert. Mit Hilfe dieses Beispiels wird auch das Verfahren zur Auswertung der Simulationen veranschaulicht. Im zweiten Schritt werden die Ergebnisse aller Simulationen in Form von abgeleiteten Druckbeiwerten vorgestellt.

In Abbildung 4.16 ist das Ergebnis für die Simulation mit einer Windrichtung von $\gamma_W = 15^\circ$ und einer mittleren Windgeschwindigkeit von $u_W = 5$ m/s in Form von zwei Konturplots dargestellt. Die Werte sind zwischen einer Simulationszeit von 300 Sekunden und 600 Sekunden zeitlich gemittelte Größen. Abbildung 4.16(a) zeigt einen Konturplot der Absolutgeschwindigkeit und Abbildung 4.16(b) einen Konturplot des Drucks als Druckdifferenz zum Umgebungsdruck. In beiden Fällen ist die yz-Ebene als Schnitt durch das Gebäude bei $x = 0$ m dargestellt und die Position des Gebäudes durch ein graues Rechteck dargestellt. In Abbildung 4.16(a) ist ersichtlich, dass die Windgeschwindigkeit mit zunehmender Höhe über dem Grund steigt und in einer Höhe von 10 m (Referenzhöhe) einen Betrag von ca. 5 m/s aufweist. Durch die in einem äquidistanten Raster eingezeichneten schwarzen Dreiecke sind im Diagramm zusätzliche Informationen über die Strömungsrichtung vorhanden. Auch wenn die Hauptströmungsrichtung um 15° zu der dargestellten Ebene gedreht ist, können im Diagramm sowohl auf der Luv- (rechts im Diagramm) als auch auf der Leeseite großskalige Wirbel anhand der Rückströmung erkannt werden. Der deutlich kleinere Dachwirbel wird im Diagramm nicht direkt sichtbar, lediglich die geringen Geschwindigkeiten im Bereich der Dachkante geben

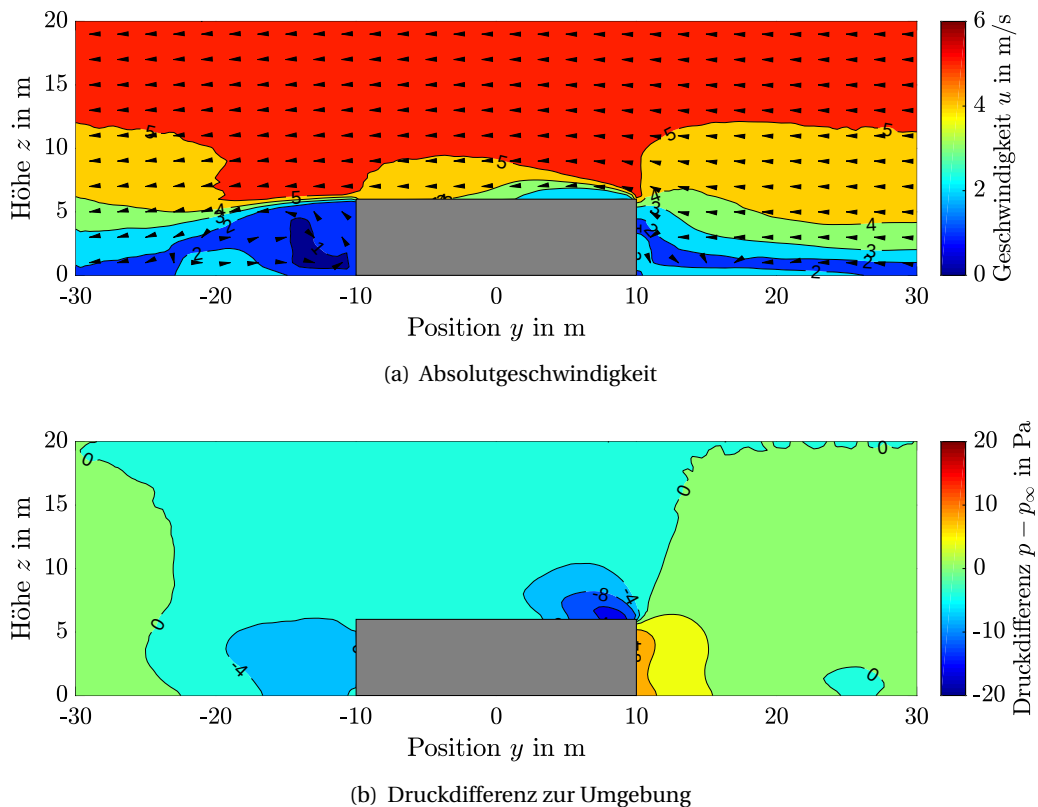


Abbildung 4.16: Kontur der Geschwindigkeit und der Druckdifferenz zur Umgebung in der yz -Ebene bei $x = 0$ m bei einer Windgeschwindigkeit von 5 m/s und einer Windrichtung von 15°

Aufschluss über die mögliche Position und Größe des Wirbels. Die Darstellung des Drucks in Abbildung 4.16(b) bestätigt den erwarteten Überdruck auf der Luvseite des Gebäudes (ca. 8 Pa), den Unterdruck auf der Leeseite des Gebäudes (ca. -4 Pa) und den hohen Unterdruck im Bereich des Dachwirbels (ca. -12 Pa) in der Nähe der Dachkante.

In Abbildung 4.17, die einen Schnitt durch die xy -Ebene bei der halben Gebäudehöhe von $z = 3$ m darstellt, sind zusätzliche Wirbel ersichtlich. Zum einen ist im Bereich der nordwestlichen Gebäudecke bei $x = -10$ m und $y = 10$ m ein zusätzlicher Wirbel mit hohen lokalen Geschwindigkeiten zu erkennen. Des Weiteren ist in der Nachlaufströmung des Gebäudes ein Hufeisenwirbel zu erkennen, der aufgrund der Windrichtung von 15° nicht symmetrisch ist. In Abbildung 4.18 ist das Druckfeld auf der Nordfassade bzw. der Luvseite des Gebäudes dargestellt. Im Diagramm ist zudem die Position der Zuluftöffnung als graues Rechteck eingezeichnet. Für die Berechnung der Druckdifferenz zum Umgebungsdruck wird ein Mittelwert aller statischen Drücke innerhalb des markierten Bereichs gebildet. Für die Deckenöffnung wird analog vorgegangen. Die zeitliche Mittelung der Werte erfolgt jeweils zwischen einer Simulationszeit von 300 und 600 Sekunden. In Diagramm 4.19 sind für den beschriebenen Simulationsfall die zeitlichen Verläufe des Überdrucks an der Zuluft-

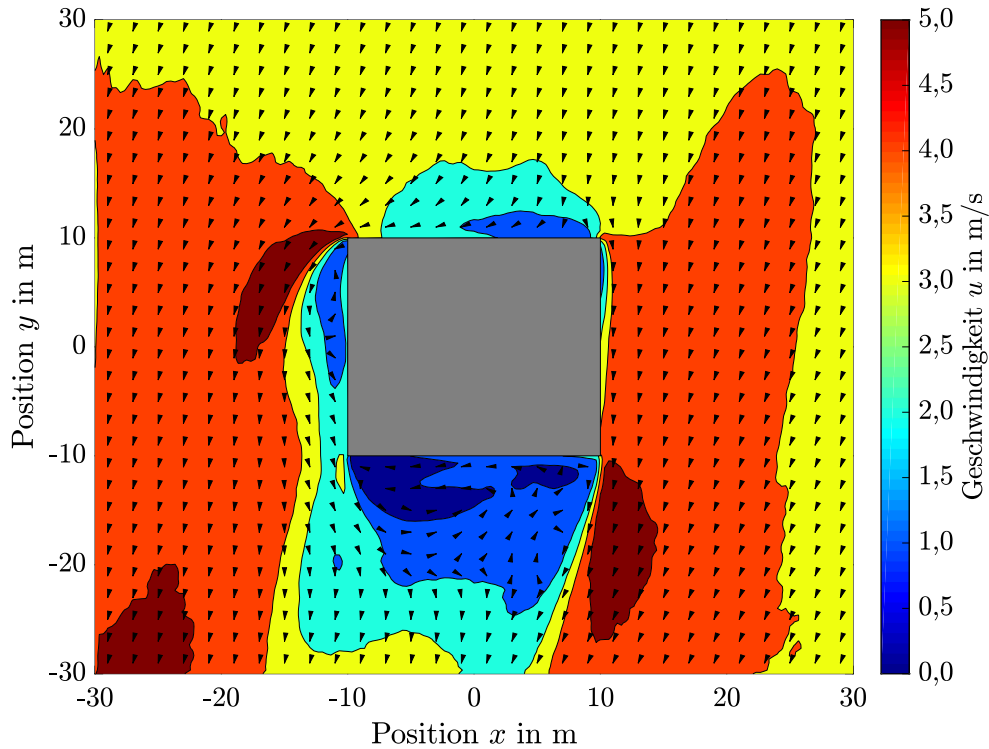


Abbildung 4.17: Kontur der Geschwindigkeit in der Draufsicht (xy-Ebene) bei $z = 3$ m bei einer Windgeschwindigkeit von 5 m/s und einer Windrichtung von 15°

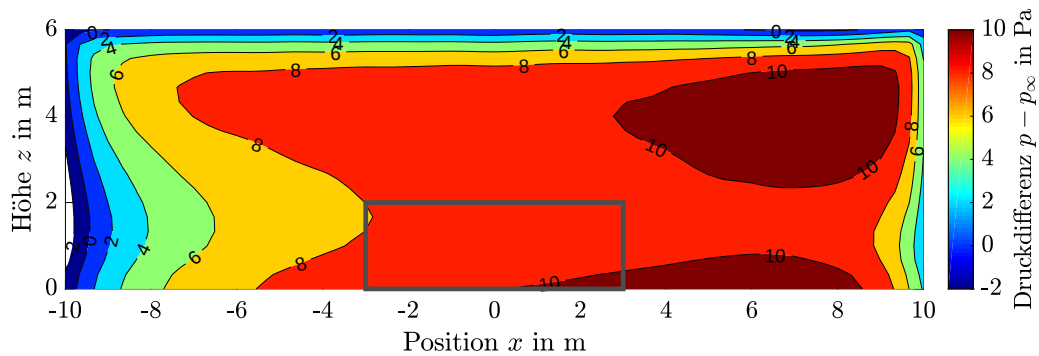


Abbildung 4.18: Kontur der Druckdifferenz zur Umgebung auf der nördlichen Gebäudefassade bei einer Windgeschwindigkeit von 5 m/s und einer Windrichtung von 15°

sowie Entrauchungsöffnung dargestellt. In beiden Fällen ist eine große zeitliche Schwankung um den Mittelwert ersichtlich. Die Diagramme 4.18 und 4.19 machen deutlich, dass zwar durch das angewendete Verfahren der Entkopplung von Innen- und Außenraum sowohl zeitliche als auch örtliche Informationen verloren gehen, dieses jedoch einen sehr hohen Informationsgewinn im Vergleich zur Vernachlässigung des Windes bietet. Im Diagramm 4.19 ist ebenfalls ersichtlich, dass die

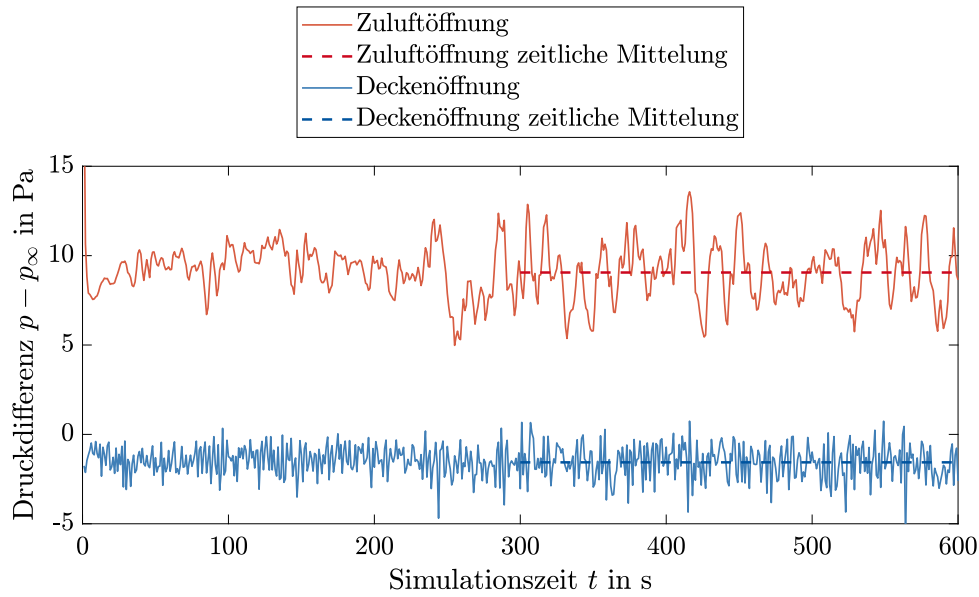


Abbildung 4.19: Differenzdruck zur Umgebung an der Zuluft- und Deckenöffnung in Abhängigkeit der Simulationszeit bei einer Windgeschwindigkeit von 5 m/s und einer Windrichtung von 15°

lange Simulationszeit gewählt werden muss, um bei dem großen Netz unabhängig von der Initialisierungslösung zu werden. Erst nach ca. 220 Sekunden erreicht das voll ausgebildete turbulente Strömungsbild die Zuluftöffnung, was an größeren Fluktuationen im Diagramm ersichtlich ist.

In Tabelle A.2 im Anhang sind die nach diesem Verfahren berechneten Drücke auf die Nachströmöffnung und Deckenöffnung in Abhängigkeit von Windgeschwindigkeit und -richtung aufgeführt. Aus diesen Druckdifferenzen und den mittleren Windgeschwindigkeiten in der gewählten Referenzhöhe von 10 m kann über die Gleichung 4.5 der lokale Druckbeiwert c_p berechnet werden.

$$c_p = \frac{p - p_\infty}{\frac{1}{2}\rho u_W^2} = \frac{\Delta p}{\frac{1}{2}\rho u_W^2} \quad (4.5)$$

In Diagramm 4.20 sind alle Simulationsergebnisse als Druckbeiwert c_p in Abhängigkeit der Windrichtung γ_W eingetragen. Kreuze stellen dabei die Ergebnisse bei einer mittleren Windgeschwindigkeit von $u_W = 5$ m/s und Kreise die entsprechenden Werte bei $u_W = 10$ m/s dar. Die Werte für die Deckenöffnung sind in rot gekennzeichnet, während die Werte für die Zuluftöffnung schwarz dargestellt sind. Der Vergleich der Ergebnisse zu den beiden Windgeschwindigkeiten zeigt, dass im betrachteten Wertebereich von Ähnlichkeit ausgegangen werden kann und die dimensionslosen Ergebnisse für die gewählten Windgeschwindigkeiten keine Abhängigkeit von diesen aufweisen. Die Druckbeiwerte für die Deckenöffnung sind alle negativ und zeigen nur geringe Schwankungen um den Wert $c_{p,Ab} \approx 0,11$. Dies ist dadurch zu begründen, dass die Deckenöffnung sehr günstig in der

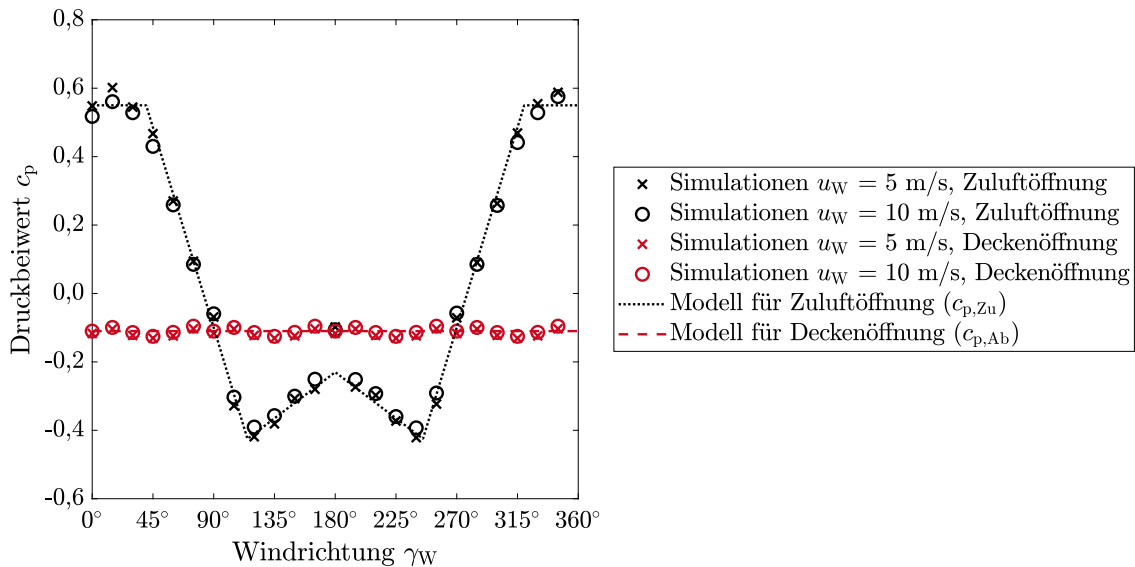


Abbildung 4.20: Berechnete Druckbeiwerte für Zuluft- und Deckenöffnung in Abhängigkeit der Windrichtung für die Windgeschwindigkeiten 5 m/s und 10 m/s sowie von diesen abgeleitete Modellgleichungen

Gebäudemitte angeordnet ist und der Einfluss der Dachgrenzen dadurch minimiert ist. Die Werte für die Zuluftöffnung dagegen zeigen eine große Abhängigkeit von der Windrichtung. Für Windrichtungen von $\gamma_W \leq 75^\circ$ und $\gamma_W \geq 285^\circ$ ist der Druckbeiwert positiv mit einem Maximum von $c_{p,Zu} \approx 0,6$. Für die Windrichtungen zwischen diesen Grenzen ist der Druckbeiwert negativ mit einem Minimum von $c_{p,Zu} \approx -0,45$. Es ist in Diagramm 4.20 außerdem ersichtlich, dass die Ergebnisse erwartungsgemäß dreh-symmetrisch um den Winkel 180° sind.

Um ein einfaches, eindimensionales Modell für den Druckbeiwert an der Zuluftöffnung aus den Simulationsergebnissen zu erstellen, werden die Windrichtungen in insgesamt sechs Bereiche aufgeteilt. Die Anzahl der Bereiche lässt sich bei Berücksichtigung der erwähnten Drehsymmetrie entsprechend auf drei Bereiche reduzieren. Innerhalb eines jeden Bereichs wird der Druckbeiwert jeweils über eine lineare Gleichung angenähert. Die abgeleiteten Gleichungen für den Druckbeiwert $c_{p,Zu}$ mit den jeweiligen Gültigkeitsgrenzen sind in Gleichung 4.6 angegeben. Außerdem ist das Modell in Abbildung 4.20 eingezeichnet. Es ist ersichtlich, dass eine gute Übereinstimmung zwischen den einzelnen Simulationsergebnissen und der Modellgleichung herrscht. Lediglich für die Windrichtung 180° wird der Betrag des Druckbeiwertes mit dem Modell im Vergleich zu den Simulationen überschätzt. Für den Druckbeiwert $c_{p,Ab}$, der den Unterdruck im Bereich der Deckenöffnung im Vergleich zur Umgebung wiedergibt, wird für alle Windrichtungen ein konstanter Wert von $c_{p,Ab} = -0,11$ vorgeschlagen. Als Maß zur Bestimmung der Modellgüte kann die Wurzel der mittleren Fehlerquadratsumme (engl.: Root Mean Square Error, RMSE) genutzt werden. Für das Modell der Zuluftöffnung ($c_{p,Zu}$) bei einer Windgeschwindigkeit von 5 m/s beträgt der RMSE-Wert

0,034 und bei 10 m/s beträgt dieser 0,036. Die Wurzel der mittleren Fehlerquadratsumme für die Deckenöffnung ($c_{p,Ab}$) fällt mit Werten von 0,012 ($u_W = 10$ m/s) bzw. 0,010 ($u_W = 10$ m/s) sogar noch geringer aus.

$$c_{p,Zu} = \begin{cases} 0,55 & \gamma_W \leq 40^\circ \\ 1,07 - 0,013 \cdot \gamma_W & 40^\circ < \gamma_W \leq 115^\circ \\ -0,77 + 0,003 \cdot \gamma_W & 115^\circ < \gamma_W \leq 180^\circ \\ 0,31 - 0,003 \cdot \gamma_W & 180^\circ < \gamma_W \leq 245^\circ \\ -3,61 + 0,013 \cdot \gamma_W & 245^\circ < \gamma_W \leq 320^\circ \\ 0,55 & \gamma_W > 320^\circ \end{cases} \quad (4.6)$$

$$c_{p,Ab} = -0,11 \quad (4.7)$$

Auch wenn es im Bereich der Gebäudeumströmung viele veröffentlichte Studien gibt, ist ein Vergleich der hier vorgestellten Ergebnisse mit Experimenten oder Simulationen anderer Wissenschaftler nur bedingt möglich. In vielen Fällen, wie beispielsweise bei McCaughey u. Fletcher [61], Köse u. Dick [49] sowie Richards u. Hoxey [79], gibt es Unterschiede in der Gebäudegeometrie, insbesondere dem Verhältnis der Gebäudehöhe zur Gebäudelänge oder dem Geschwindigkeitsprofil der Windanströmung. Auch bei der Definition der Bezugsgröße u_W zur Berechnung des Druckbeiwertes gibt es bei vielen Veröffentlichungen Unterschiede. Häufig wird als Referenz die Windgeschwindigkeit auf Höhe der Gebäudeoberkante gewählt. Da viele dieser Studien, wie beispielsweise auch die von Gavanski u. Uematsu [30], die Berechnung der resultierenden Windlast auf der Fassade mit der Gebäudeumströmung als Ziel haben, werden häufig auch Druckbeiwerte anhand der Druckmaxima angegeben, die im Vergleich zu den hier vorgestellten Werten deutlich höher ausfallen. In der experimentellen Studie von Alrawashdeh u. Stathopoulos [1] wird für flache Gebäude mit großer Grundfläche als mittlerer Druckbeiwert in der Mitte des Dachs je nach Verhältnis von Gebäudehöhe zu Gebäudelänge ein Wert von $c_p \approx -0.1$ oder $c_p \approx -0.2$ angegeben. Auch wenn eine exakte Übertragbarkeit aufgrund der geringfügigen Unterschiede in der Gebäudegeometriedimensionen nicht möglich ist, so sind die Ergebnisse doch in der gleichen Größenordnung wie der in dieser Arbeit vorgestellte Wert von $c_{p,Ab} = -0,11$. Auch in der Studie von Meecham u. a. [69] werden für sehr flache Satteldächer mittlere Druckbeiwerte von $c_p \approx -0.1$ bestimmt. Außerdem ist anzumerken, dass durch Köse u. Dick [49] Messdaten einer Kubusumströmung mit unterschiedlichen Simulationsmodellen verglichen wurden. Die Autoren kamen in der detaillierten Studie zu dem Ergebnis, dass mit LES-Simulationen auf groben Rechengittern mit unterschiedlichen Turbulenzmodellen sehr gute Ergebnisse erzielt werden können. Die gute Vorhersagegenauigkeit konnte weder durch Simulationen basierend auf Reynolds-gemittelte Navier-Stokes-Gleichungen (RANS) mit unterschiedlichen Turbulenzmodellen, noch mit hybriden Ansätzen wie DES-Simulationen erreicht werden.

4.4.1 Verifizierung der Kopplung von Innen- und Außenströmung bei NRA

Das in dieser Arbeit vorgeschlagene Gesamtmodell nutzt zur Berücksichtigung des Windeinflusses eine getrennte Berechnung von Gebäudeumströmung und Innenraumströmung. Diese beiden Strömungsfelder werden anhand des durch den Wind verursachten Drucks an Zu- und Abluftöffnung miteinander gekoppelt.

Bei Durchführung einer Monte-Carlo-Studie hat die getrennte Berechnung den Vorteil, dass nicht für jede einzelne Parametervariation die rechenaufwendige Gebäudeumströmung neu berechnet werden muss. Wie bereits gezeigt, kann bei der Gebäudeumströmung für unterschiedliche Windgeschwindigkeiten von Ähnlichkeit ausgegangen werden. Darauf aufbauend kann die Anzahl der Simulationen für den Außenbereich auf einige diskrete Windrichtungen reduziert werden. Dieses Vorgehen verringert die Rechenzeit der Monte-Carlo-Simulation in etwa um den Faktor 10. Erst durch diese Reduktion können in der Studie ausreichend viele Parametervariationen untersucht werden.

Die über Druckrandbedingungen gekoppelte Simulation stellt eine Vereinfachung bzw. einen Informationsverlust im Vergleich zur gemeinsamen Berechnung von Gebäudeumströmung und Innenraumströmung dar. Aus diesem Grund wird im Folgenden die Anwendbarkeit und Genauigkeit dieses Verfahrens für die vorliegende Fragestellung überprüft. Hierzu werden Vergleichssimulationen durchgeführt, bei denen die Berechnung von Innen- und Außenströmung in einem gemeinsamen Rechengitter erfolgt. Im Vergleich zu den bereits vorgestellten Simulationen zur Bestimmung der Druckbeiwerte wird zusätzlich das Gebäude mit Innenraumvolumen abgebildet. Außerdem wird die Gittergröße im inneren Bereich des Rechengitters auf eine Kantenlänge von 0,2 m reduziert.

Für eine Windgeschwindigkeit von $u_W = 5 \text{ m/s}$ werden Simulationen für fünf unterschiedliche Windrichtungen γ_W von 0° , 45° , 90° , 135° und 180° erstellt. Diese Simulationen werden sowohl als Vergleichssimulationen mit einem großen Rechengebiet, als auch über das im weiteren Verlauf dieser Arbeit genutzte Gesamtmodell mit Kopplung über die Druckrandbedingungen durchgeführt. Zur Bewertung des Windeinflusses auf das Gebäude wird der Volumenstrom durch die Zuluftöffnung herangezogen. Diese Größe ist bei den in diesem Abschnitt vorgestellten Simulationen lediglich auf den Wind zurückzuführen, da kein Brandereignis im Gebäude berücksichtigt wird. Aufgrund der hohen Fluktuation des Volumenstromes wird, wie zuvor bei der Berechnung der Druckbeiwerte, der Volumenstrom als zeitliche Mittelung zwischen der 5. bis zur 10. Minute der Simulation betrachtet.

In Abbildung 4.21 sind die Ergebnisse der gekoppelten Simulationen sowie der Vergleichssimulationen dargestellt. Wie zu erwarten treten für die Windrichtungen von 0° und 45° positive Volumenströme mit den größten Beträgen auf, da sich die Zuluftöffnung in diesen Fällen auf der direkt angeströmten Luvseite des Gebäudes befindet. Für die Windrichtungen von 135° und 180° liegt die Zuluftöffnung auf der strömungsabgewandten Leeseite, wodurch sich negative Volumenströme ergeben. Erfolgt die Anströmung parallel zu der Fassade mit der Zuluftöffnung ($\gamma_W = 90^\circ$), zeigen die Simulationsergebnisse jeweils sehr geringe positive Volumenströme.

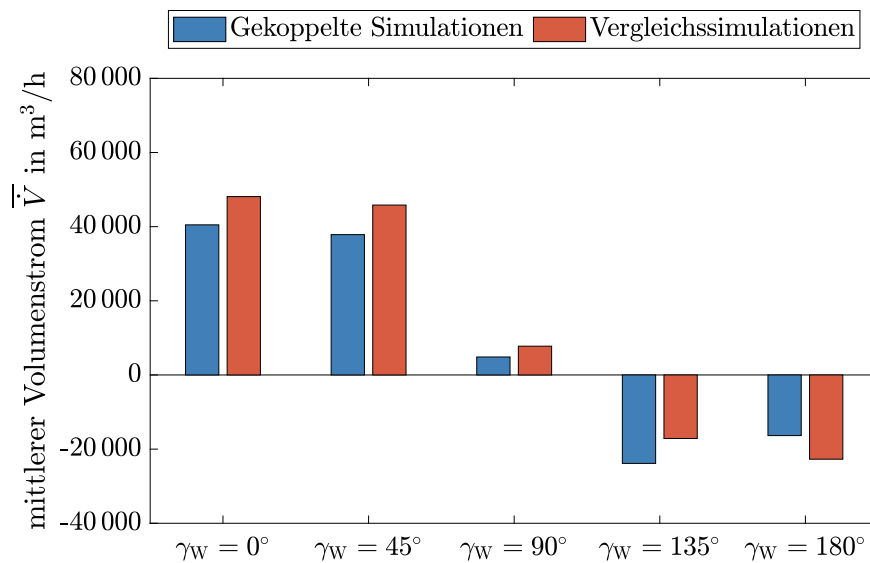


Abbildung 4.21: Vergleich der Volumenströme durch die Zuluftöffnung bei einer Windgeschwindigkeit von 5 m/s zwischen gekoppelter Simulation und Vergleichssimulation in Abhängigkeit der Windrichtung

Während die Vergleichssimulationen für die Windrichtungen von 0° und 45° einen Volumenstrom von ca. 48 000 respektive 46 000 m^3/h ergeben, wird dieser mit dem gekoppelten Modell jeweils um ca. 16 % unterschätzt. Die relativen Abweichungen sind bei den Windrichtungen von 90° , 135° und 180° zwar mit ca. 30 bis 40 % deutlich höher, jedoch ist die absolute Abweichung bei diesen Simulationen mit Werten von weniger als 8 000 m^3/h ebenfalls gering. Bei der Bewertung der Abweichung ist zusätzlich zu berücksichtigen, dass die hier betrachteten Volumenströme lediglich durch den Wind verursacht werden. Im Brandfall kommt zusätzlich ein, in den meisten Fällen dominierender, thermisch bedingter Anteil hinzu, sodass der relative Fehler bei Verwendung einer Kopplung deutlich geringer wird.

Die dargestellten Vergleichssimulationen zeigen, dass der Windeinfluss durch die Kopplung von Innen- und Außenströmung hinreichend genau berücksichtigt werden kann. Die Kopplung über die Druckrandbedingung stellt zwar lediglich eine Approximation dar, jedoch rechtfertigen die dargestellte Genauigkeit sowie die zuvor beschriebene Reduktion der Rechendauer den Einsatz für eine Monte-Carlo-Simulation.

4.5 Gesamtmodell für eine einfache Gebäudegeometrie

Auf Basis der Ergebnisse der Validierungsrechnungen von wichtigen Strömungsphänomenen bei Bränden (siehe Abschnitt 4.2) und den Simulationen zu Entrauchungsanlagen (siehe Abschnitt 4.3) wird das im Folgenden beschriebene Gesamtmodell in der Software FDS aufgebaut.

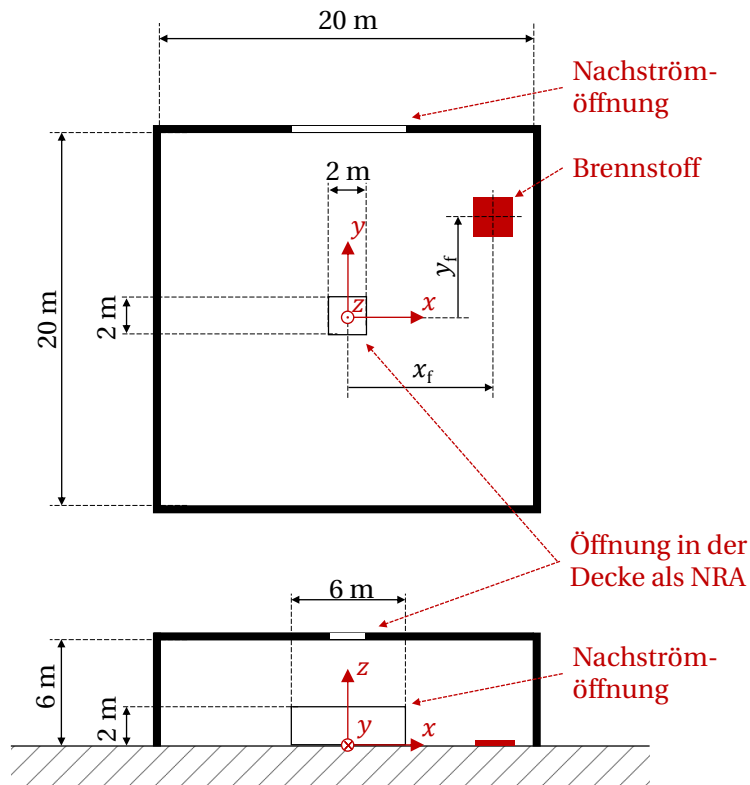


Abbildung 4.22: Skizze der gewählten Gebäudegeometrie (Aufsicht und Seitenansicht)

Die geometrischen Randbedingungen der einfachen Hallengeometrie sind in Abbildung 4.22 skizziert. Die Abbildung zeigt das Gebäude im unteren Bereich in der Seitenansicht und im oberen Bereich in der Aufsicht. Das Gebäude hat eine quadratische Netto-Raumfläche von 400 m^2 . Die Raumhöhe beträgt an allen Stellen im Gebäude 6 m. Die Außenwände des Gebäudes sind nach Norden, Osten, Süden und Westen ausgerichtet und die nördliche Außenwand hat eine Zuluft- bzw. Nachströmöffnung für die Rauchfreihaltung. Die Zuluftöffnung hat eine lichte Höhe von 2 m und eine Breite von 6 m und befindet sich mittig in der Wand, die eine Dicke von 40 cm aufweist. Die Decke hat ebenso eine Dicke von 40 cm. In dieser befindet sich bei der natürlichen Entrauchung (NRA) mittig eine quadratische Öffnung mit einer Kantenlänge von 2 m.

Im Fall der maschinellen Entrauchung (MRA) befindet sich an der Unterkante der Deckenmitte eine quadratische Absaugöffnung mit einer Kantenlänge von 1,2 m. Die Absaugstelle für die MRA ist in der Abbildung 4.22 zwar aus Gründen der Übersichtlichkeit nicht eingezeichnet, der Mittelpunkt ist jedoch Deckungsgleich mit demjenigen der natürlichen Entrauchung. Auf dem Boden des Gebäudes befindet sich ein 0,2 m hoher Quader mit einer quadratischen Grundfläche mit 2 m Seitenlänge, der den Brandherd repräsentiert. Auf der oberen Fläche des Quaders befindet sich der Brandherd mit einem vorgegebenen, zeitlich variierenden Brennstoffmassenstrom, der aus dem im Modell angegebenen Wärmestrom $\dot{Q}_f$ berechnet wird. Es wird von einer einfachen Verbrennungsre-

aktion ausgegangen, nach der aus Brennstoff und Luft ohne Zwischenstufen die Verbrennungsgase inklusive Ruß erzeugt werden. In den Simulationen wird hierfür das in FDS implementierte Mischungsbruchmodell (simple chemistry) genutzt. Die Position des Brennstoff-Quaders kann über die beiden Variablen x_f und y_f beschrieben werden, die jeweils in positive Koordinatenrichtung als positiver Wert definiert sind und den Mittelpunkt des Brandherds beschreiben.

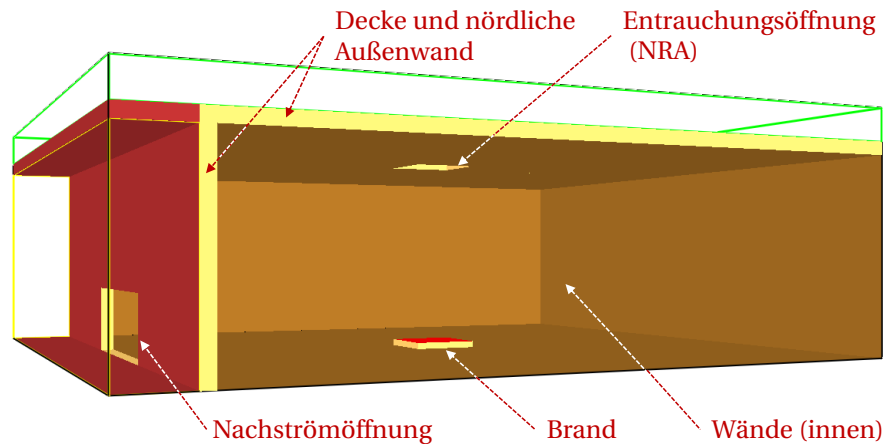


Abbildung 4.23: Darstellung der Geometrie des Gebäudemodells in der Software Smokeview [27] am Beispiel der natürlichen Entrauchung

In Abbildung 4.23 ist das Modell für die natürliche Entrauchung in dem zum Softwarepaket FDS gehörenden Visualisierungsprogramm Smokeview [27] dargestellt. Neben dem eigentlichen Luftvolumen des Innenraumes und den angrenzenden Oberflächen von Boden und Wänden sind im Simulationsmodell die Decke und die nördliche Außenwand mit einer Dicke von 40 cm abgebildet. In dieser Darstellung ist außerdem ersichtlich, dass das Rechengebiet an der Zuluftöffnung noch 2 m um den Außenbereich (in positive y-Richtung) erweitert ist. Des Weiteren ist die Höhe im Bereich oberhalb der Decke und der NRA-Öffnung um 1 m erweitert worden. Damit zwischen den beiden Bereichen außerhalb des Gebäudes eine durch Wind bedingte Druckdifferenz aufgeprägt werden kann, ist auf Höhe der Gebäudedecke eine Trennschicht eingefügt. An den drei Flächen außerhalb der Nachströmöffnung, die an den Rand des Rechengebietes grenzen (gelb umrandet), werden Umgebungsbedingungen inklusive möglichem Winddruck aufgeprägt. Gleiches gilt für die fünf Flächen oberhalb der Decke (grün umrandet). Jede Zelle auf der Innenseite der Wände und der Decke wird als adiabatisch definiert. Die Außenseiten werden mit konstanter Umgebungstemperatur vorgegeben. Diese Vorgabe ist der theoretische Grenzfall eines unendlich gut gedämmten Gebäudes und entspricht damit eher einer modernen gedämmten Metallkonstruktion als einer Außenhülle aus Stahlbeton oder Mauerwerk.

Das gesamte Rechengebiet spannt im Falle der NRA einen Quader mit einer Breite und Länge von 22,4 m bzw. 20 m sowie einer Höhe von 7,4 m auf. Es wird eine konstante Gitterweite von 0,2 m vorgegeben, sodass sich eine Gesamtanzahl von 414 400 Elementen ergibt. Diese Gitterweite stellt einen Kompromiss zwischen Genauigkeit und Rechendauer dar. Für die Initialisierungslösung wird

im Simulationsmodell das Luftvolumen in einen Außen- und einen Innenbereich unterteilt. Der Innenraum wird unabhängig von der Außentemperatur mit 20 °C initialisiert. Bei der maschinellen Entrauchung entfällt der Teil des Rechengebietes über der Deckenunterkante. Die sich daraus ergebende Gesamthöhe von 6 m führt zu einer kleineren Elementanzahl von 336 000. Ein weiterer Unterschied des MRA-Modells ist, dass aufgrund der in Abschnitt 4.3.2 dargestellten Ergebnisse die durch den Wind bedingte Druckdifferenz zwischen Zu- und Abluft nicht aufgeprägt wird.

5 Sensitivität von Entrauchungsanlagen bezüglich unterschiedlicher Randbedingungen

Auf Basis des in Abschnitt 4.5 vorgestellten Simulationsmodells werden zunächst jeweils eine Simulation mit natürlicher und maschineller Entrauchung durchgeführt und die Ergebnisse dieser verglichen. Das Ziel dieses ersten Schrittes ist durch entsprechende Parametrierung – im Rahmen der Einschränkungen, die sich durch die prinzipbedingten Unterschiede der beiden Konzepte ergeben – eine möglichst ähnliche Wirksamkeit des Entrauchungsverhaltens zu erzeugen. Die Ergebnisse dazu werden in Abschnitt 5.1 vorgestellt. Im Anschluss wird sowohl für die natürliche als auch für die maschinelle Entrauchung eine Sensitivitätsanalyse für unterschiedliche Randbedingungen durchgeführt. In Abschnitt 5.2 werden die Ergebnisse vorgestellt, die sich bei Veränderung von Parametern ergeben, die vom Wetter während des Brandereignisses abhängen. Im darauffolgenden Abschnitt 5.3 werden Parameter variiert, die den Brandherd beschreiben.

Das Ziel der Sensitivitätsanalyse ist zum einen, Informationen darüber zu erhalten, welchen Einfluss die unterschiedlichen Randbedingungen auf die Wirksamkeit der Entrauchung haben. Zum anderen sind die Simulationen eine Voruntersuchung für die folgende Monte-Carlo-Simulation. Mithilfe der vorausgehenden Sensitivitätsanalyse kann überprüft werden, ob die entsprechenden Parameter mit einer Unsicherheit in der Monte-Carlo-Simulation berücksichtigt werden sollten oder der Einfluss auf die Leistungskriterien zu vernachlässigen ist.

Die Gebäudegeometrie und jegliche Parameter, die das Gebäude selbst bzw. die Entrauchungsanlage betreffen, werden im Rahmen dieser Arbeit nicht variiert. Es ist zwar davon auszugehen, dass der Einfluss dieser Parameter auf die Wirksamkeit der Entrauchung groß ist, jedoch würde eine Variation dieser Randbedingungen dem methodisch geprägten Ziel der Arbeit widersprechen, das detaillierter in Abschnitt 1.2 beschrieben ist. Im Rahmen der Sensitivitätsanalyse kann noch keine Bewertung der Robustheit der beiden untersuchten Entrauchungsanlagen erfolgen, da Interaktionen zwischen den Parametern nicht berücksichtigt werden. Es wird lediglich der Einfluss diverser Parameter auf unterschiedliche für Entrauchungsanlagen charakteristische Bewertungsgrößen quantifiziert, um eine sinnvolle Nutzung dieser Parameter für die Monte-Carlo-Studie zu überprüfen.

5.1 Natürliche und maschinelle Entrauchung bei bekannten Randbedingungen

Für die vergleichenden Simulationen zwischen natürlichen (NRA) und maschinellen Rauchabzugsanlagen (MRA) wird das in Abschnitt 4.5 vorgestellte Simulationsmodell mit konstanten und für

beide Entrauchungsanlagen gleichen Randbedingungen parametrisiert. Für das Feuer wird eine maximale Brandleistung von $\dot{Q}_{f,\max} = 1,5 \text{ MW}$ gewählt. Der Brandherd befindet sich mittig in der Halle ($x_f = y_f = 0 \text{ m}$). Seine Fläche A_f beträgt 4 m^2 , sodass sich eine flächenspezifische Brandleistung von $\dot{q}_f'' = 375 \text{ kW/m}^2$ ergibt. Die Brandleistung steigt mit einem Brandentwicklungsfaktor α_f von $0,05 \text{ kW/s}^2$ an, was einer Brandentwicklungsdauer τ_f von ca. 173 s entspricht. Die Rußausbeute wird bei den Simulationen zu $Y_R = 0,05 \text{ kg/kg}$ angenommen.

Um im Rahmen der Simulationen einen möglichst geringen Einfluss des Wetters zu erreichen, wird die Außentemperatur T_A gleich der initialen Innentemperatur von 20 °C gesetzt. Außerdem wird die durch Wind bedingte Druckdifferenz zwischen Zu- und Abluft mit einem Wert von $\Delta p_W = 0 \text{ Pa}$ angenommen, was windstillen Bedingungen entspricht. Der Luftdruck der Umgebung wird mit einem Wert von $101\,325 \text{ Pa}$ und die relative Luftfeuchtigkeit mit einem Wert von 40 % berücksichtigt. Da ein Volumenstrom des Entrauchungsventilators $\dot{V}_{\text{MRA}}$ von $50\,000 \text{ m}^3/\text{h}$ bei der maschinellen Entrauchung sehr ähnliche Ergebnisse zu denjenigen bei natürlicher Entrauchung mit einem Öffnungsquerschnitt von $A_{\text{NRA}} = 4 \text{ m}^2$ ergibt, werden im Folgenden die Ergebnisse für diese Parametrierung der Entrauchungsanlagen vorgestellt. Die gewählten Parameter wurden jeweils so bestimmt, dass sie Bedingungen repräsentieren, die nicht extrem sind und somit die Rauchfreihaltung weder begünstigen noch erschweren.

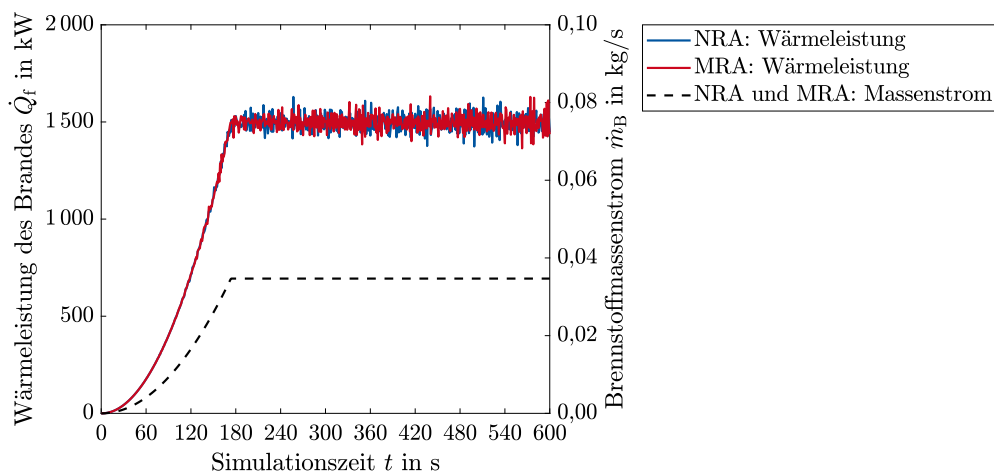


Abbildung 5.1: Zeitliche Entwicklung des Brennstoffmassenstromes (rechte y-Achse) und der freigesetzten Wärmeleistung des Brandes (linke y-Achse) bei NRA und MRA

In Abbildung 5.1 sind die zeitliche Entwicklung des Brennstoffmassenstromes (rechte y-Achse) sowie die freigesetzte Wärmeleistung des Brandes (linke y-Achse) dargestellt. Sowohl Brennstoffmassenstrom als auch Wärmeleistung steigen innerhalb von 173 s mit einem quadratischen Verlauf auf $0,034 \text{ kg/s}$ respektive $1,5 \text{ MW}$ an. Die starke Fluktuation der Brandleistung im späteren Brandverlauf resultiert aus der zunehmenden Flammenhöhe bei höheren Brennstoffmassenströmen gefolgt von einer zunehmenden Freisetzung der Wärmeleistung fernab von der Brennstoffoberfläche.

che. Die auftretende Fluktuation ist somit bedingt durch die turbulenten Strömungsverhältnisse in der Flamme und dadurch auch realitätsnäher als eine zeitlich konstante Wärmeabgabe.

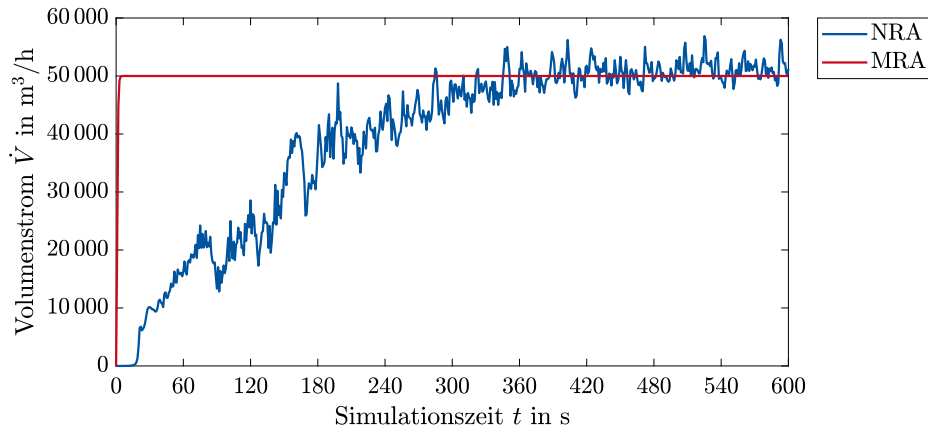


Abbildung 5.2: Zeitliche Entwicklung des Volumenstromes der aus dem Raum abgeführten Rauchgase bei NRA und MRA

Der zeitliche Verlauf des Volumenstromes durch die Entrauchungsöffnung der NRA bzw. durch den Ventilator der MRA ist in Abbildung 5.2 dargestellt. Während bei der maschinellen Entrauchung über die vollständige Simulationsdauer ein konstanter Volumenstrom von 50 000 m³/h gefördert wird, steigt der entsprechende Wert bei der natürlichen Entrauchung degressiv an. Nach einer Zeit von ca. 360 s wird bei der natürlichen Entrauchung ein quasistationärer Zustand mit einem mittleren Wert von ca. 52 000 m³/h erreicht, der nur geringfügig größer als derjenige bei MRA ist und somit in der gleichen Größenordnung liegt.

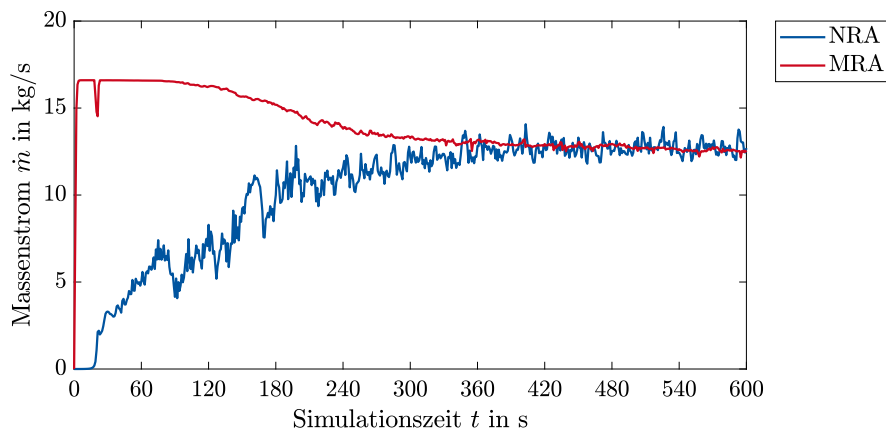


Abbildung 5.3: Zeitliche Entwicklung des Massenstromes der aus dem Raum abgeführten Rauchgase bei NRA und MRA

Auch die zeitliche Entwicklung des Massenstromes, die in Abbildung 5.3 dargestellt ist, zeigt im quasistationären Zustand ein sehr ähnliches Verhalten bei NRA und MRA. Während der Massenstrom

jedoch bis zum Erreichen dieses Zustands aufgrund der zunehmenden Temperatur und damit einhergehender sinkenden Dichte im Raum bei MRA abnimmt, steigt er bei NRA bis auf einen mittleren Wert von ca. 12,5 kg/s an. Unter Berücksichtigung der prinzipbedingten Unterschiede zwischen NRA und MRA, die dazu führen, dass eine Ableitung von Rauchgas aus dem Gebäude bei NRA nur durch eine entsprechend hohe Temperaturdifferenz zwischen Innenraum und Umgebung erreicht wird, kann bezüglich Volumen- und Massenstrom von einer guten Übereinstimmung ausgegangen werden. Bei dem Vergleich muss auch die Tatsache berücksichtigt werden, dass im Modell die Aktivierung des Ventilators bzw. der Öffnung von NRA nicht verzögert zum Brandbeginn erfolgt, sondern eine Auslösung bei Brandbeginn angenommen wird. Würde ein solches Verhalten berücksichtigt werden, käme es zu einem späteren Anstieg und einer schnelleren Annäherung der Massenströme bei NRA und MRA.

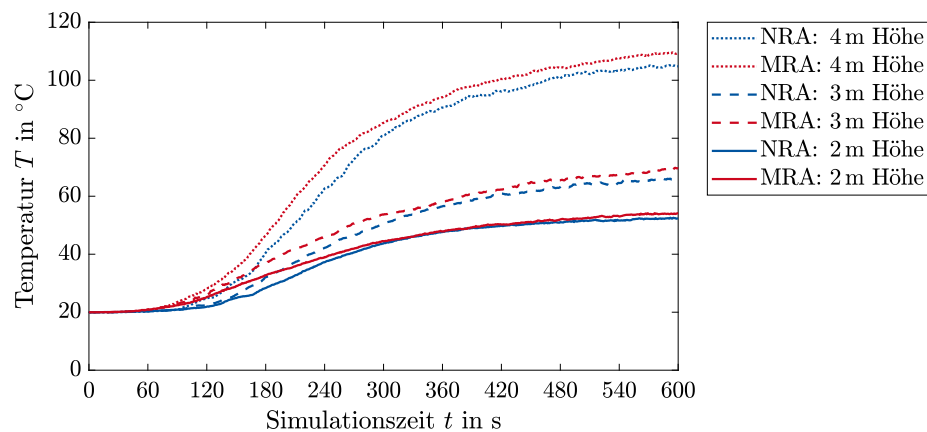


Abbildung 5.4: Zeitliche Entwicklung der mittleren Temperaturen im Gebäude auf unterschiedlichen Höhen bei NRA und MRA

In Abbildung 5.4 ist die zeitliche Entwicklung der Temperaturen im Gebäude dargestellt. Die jeweiligen Werte stellen dabei den flächengewichteten Mittelwert aller Temperaturwerte auf einer diskreten Höhe dar. Im Diagramm sind die in dieser Form gemittelten Temperaturen für die Höhen 2 m, 3 m und 4 m dargestellt. Werte für die natürliche Entrauchung sind dabei jeweils blau, diejenigen für maschinelle Entrauchung rot eingefärbt. Im Diagramm ist ersichtlich, dass die Temperaturen im unteren Bereich des Gebäudes trotz der hohen Wärmeabgabe sehr gering bleiben.

Aufgrund der stabilen Schichtung bleiben die mittleren Temperaturen auf einer Höhe von 2 m innerhalb der betrachteten 10 min bei Werten unter 55 $^{\circ}\text{C}$. Ein großer Unterschied zwischen NRA und MRA ist auf dieser Höhe nicht zu erkennen. Während die Temperaturen auch in 3 m Höhe mit maximal 70 $^{\circ}\text{C}$ für eine kurzzeitige Exposition von Menschen ungefährliche Werte annehmen, erreichen die Temperaturen in 4 m Höhe bereits 110 $^{\circ}\text{C}$. Auffallend ist, dass bei der maschinellen Entrauchung der Temperaturanstieg stets etwas früher auftritt bzw. die Werte bei gleicher Zeit geringfügig höher sind.

Aufgrund des bei MRA im Vergleich zu NRA deutlich höheren Massenstromes in der Anfangsphase ist dieses Verhalten zunächst unerwartet. Die geringen Geschwindigkeiten im Raum in der Anfangsphase bei der NRA in Zusammenhang mit dem exakt unter der Öffnung platzierten Brandherd führen bei NRA jedoch zunächst zu einem höheren abgeführten Wärmestrom und geringerer Einmischung des Auftriebsstrahls in die Raumluft. Bei der maschinellen Entrauchung wird der Auftriebsstrahl bereits zu Brandbeginn durch die einströmende Zuluft in negative y-Richtung abgelenkt, wodurch zunächst ein geringerer Wärmestrom aus dem Gebäude abgeführt wird. Dieser Effekt ist jedoch sehr gering und herrscht nur bei einer für die MRA ungünstigen Kombination an Parametern vor. Er zeigt jedoch, wie wichtig die Nutzung von Strömungssimulationen für eine genaue Bewertung von Entrauchungsanlagen ist und wie schlecht sich die auftretenden Effekte durch einfache eindimensionale Modelle beschreiben lassen.

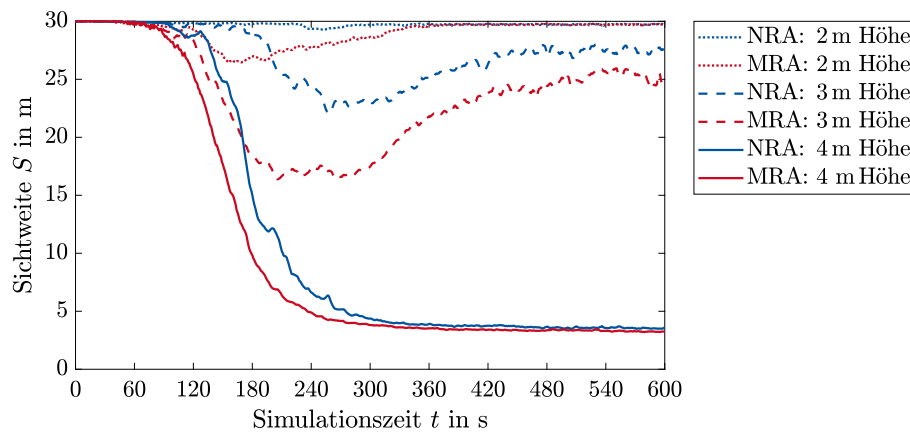


Abbildung 5.5: Zeitliche Entwicklung der Sichtweiten im Gebäude auf unterschiedlichen Höhen bei NRA und MRA

Der beschriebene Effekt führt auch bei der Sichtweite zu geringen Unterschieden zwischen NRA und MRA. In Abbildung 5.5 ist die Sichtweite, die nach Gleichung 2.15 auf Seite 18 mit einem Faktor von $C = 3$ berechnet ist, für unterschiedliche Höhen flächengemittelt dargestellt. In einer Höhe von 2 m beträgt die Sichtweite sowohl bei NRA als auch bei MRA nahezu über die gesamte Simulationsdauer den maximal möglichen Wert von 30 m. Dieser Wert stellt die in FDS implementierte obere Grenze für die Sichtweite dar, um die Ausgabe von unrealistisch hohen Werten zu vermeiden. In einer Höhe von 4 m sinkt die Sichtweite bei beiden Entrauchungsanlagen auf einen Wert von ungefähr 3,5 m ab. Bei einer Höhe von 3 m zeigen sich die zuvor erwähnten Unterschiede. Die Sichtweite bei MRA sinkt hier zwischenzeitlich auf Werte unter 18 m, während mit NRA eine minimale Sichtweite von ca. 22 m erreicht wird. In einer Höhe von 3 m, was in etwa der Höhe der raucharmen Schicht im betrachteten Fall entspricht, ist auffallend, dass die Sichtweite nach einer Zeit von ca. 4,5 min sowohl bei NRA als auch bei MRA einen Minimalwert erreicht und sich im quasistationären Zustand, der in Bezug auf die Sichtweite nach 8 min bis 10 min erreicht wird, ein signifikant besserer Wert einstellt. Dieser beträgt bei beiden Entrauchungsanlagen in etwa 25 m, wobei die Sichtweite

bei NRA geringfügig höher ist. Dieses Verhalten ist darauf zurückzuführen, dass es in der Ausbildung der Temperaturschichtung im Raum aufgrund der hohen Wärmekapazität der Raumluft einen zeitlichen Verzug im Vergleich zur Rußproduktion gibt. Die Ausbildung der Temperaturschichtung im Raum sorgt erst im späteren Verlauf des Brandes für eine stabile Schichtung des Rußes mit einer klar ausgebildeten Trennschicht.

Im Anhang sind in den Abbildungen A.6 auf Seite 145 bis A.17 auf Seite 149 Konturplots zur Temperatur, Geschwindigkeit und Sichtweite zu zwei unterschiedlichen Zeitpunkten dargestellt.

5.2 Einfluss des Wetters auf die Entrauchung von Gebäuden

Ausgehend von der zuvor beschriebenen Parametrierung des Brandereignisses wird im Folgenden der Einfluss des Wetters auf die Entrauchungsleistung untersucht. Bei den hierzu durchgeführten Simulationen wird die lokale Sensitivität betrachtet und eine Interaktionen zwischen den Parametern nicht berücksichtigt. Es wird der Einfluss auf Massen- und Volumenstrom sowie Sichtweite und Temperaturerhöhung im zeitlichen Mittelwert zwischen 9 min und 10 min nach Brandbeginn betrachtet. Bei dieser Art der Auswertung wird zwar der Effekt von Einflüssen bei Brandbeginn vernachlässigt, sie ist jedoch trotzdem geeignet, die Richtung sowie Größenordnung des Einflusses auf die entsprechenden Kriterien zu quantifizieren.

Außentemperatur

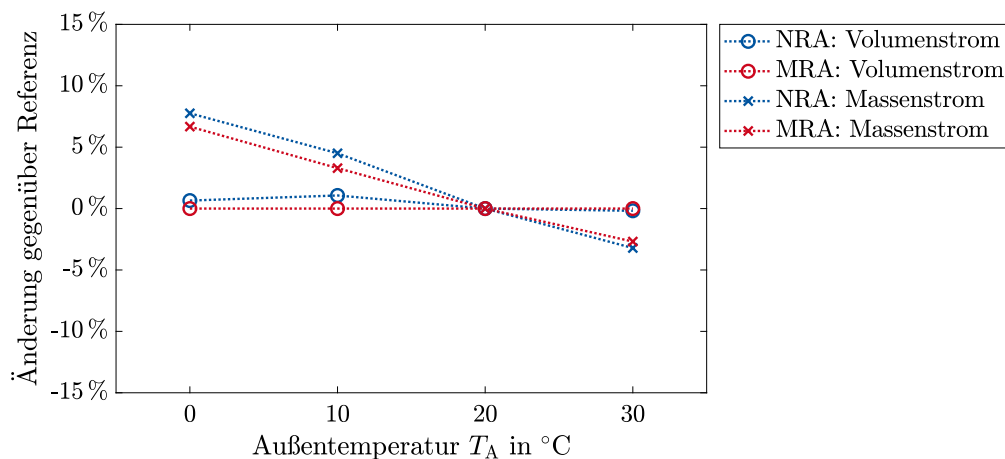


Abbildung 5.6: Änderung von Volumen- und Massenstrom der Entrauchung in Abhängigkeit der Außentemperatur

Der Einfluss der Außentemperatur wird zusätzlich zu dem zuvor gewählten Wert von 20 °C bei 0 °C, 10 °C sowie 30 °C bewertet und deckt damit einen großen Bereich der in Deutschland zu erwartenden Temperaturen ab. In Abbildung 5.6 ist die relative Änderung des Volumen- und Massenstromes

der natürlichen und maschinellen Entrauchung im Vergleich zur Referenz veranschaulicht. Werte für NRA sind in diesem und den folgenden Diagrammen stets in blau, diejenigen für MRA in rot dargestellt. Die Ergebnisse zeigen, dass bei veränderter Außentemperatur weder im Winter- noch im Sommerfall eine signifikante Änderung des Volumenstromes zu erwarten ist. Lediglich der aus dem Gebäude transportierte Massenstrom nimmt bei kalten Außentemperaturen zu bzw. bei warmen ab. Dieser Effekt ist durch die Änderung der Dichte der Luft begründet und liegt deshalb auch in der gleichen, eher geringen Größenordnung.

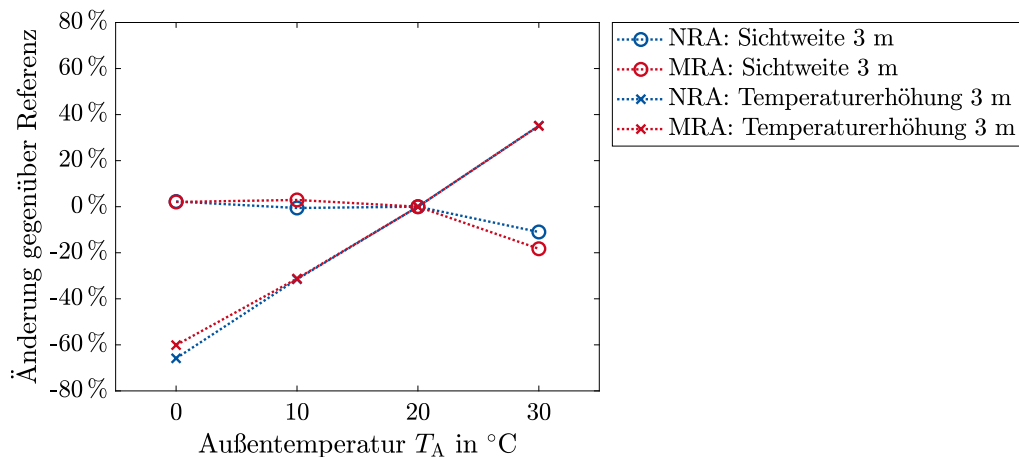


Abbildung 5.7: Änderung von Temperaturerhöhung und Sichtweite im Gebäude in 3 m Höhe in Abhängigkeit der Außentemperatur

In Abbildung 5.7 ist zusätzlich die Änderung der Sichtweite und der Temperaturerhöhung in 3 m Höhe dargestellt. Die Sichtweite, die mit einem Faktor von $C = 3$ berechnet wurde, zeigt bei den Temperaturen von 0 °C und 10 °C eine vernachlässigbar geringe Verbesserung von maximal 3 %. Bei der hohen Außentemperatur von 30 °C nimmt die Sichtweite um ca. 11 % bei der natürlichen und um ca. 18 % bei der maschinellen Entrauchung ab. Der von Gerhardt [31] beschriebene Effekt des reduzierten thermischen Auftriebs bei NRA im Sommerfall kann somit auch bei den Strömungssimulationen beobachtet werden, hat jedoch aufgrund der schlechteren Schichtung der Luft auch einen negativen Einfluss bei der maschinellen Entrauchung.

Die im Diagramm eingezeichnete Temperaturerhöhung bezieht sich auf die Initialisierungstemperatur des Innenraumes, die stets bei 20 °C liegt. Am Beispiel des Referenzfalls mit NRA ergibt sich mit einer mittleren Temperatur von ca. 65 °C auf 3 m Höhe somit eine Temperaturerhöhung von 45 K. Die Temperaturerhöhung wird bei einer geringen Außentemperatur von 0 °C mit 66 % (NRA) bzw. 60 % (MRA) deutlich reduziert. Der Effekt zeigt erwartungsgemäß einen linearen Zusammenhang zwischen Außentemperatur und Temperaturerhöhung. Auffallend ist jedoch, dass der Effekt auf die Temperaturerhöhung in 3 m Höhe stärker ist als die Änderung der Außentemperatur selbst. Beispielsweise führt eine Erhöhung der Außentemperatur um 10 K zu einer Temperaturerhöhung in 3 m Höhe von 15 K. Dieser Effekt ist auf die gleichzeitige Änderung des Massenstromes zurück-

zuführen.

Bezüglich der Außentemperatur lässt sich zusammenfassen, dass der Einfluss bei der Auslegung nicht vernachlässigt werden sollte, da insbesondere die Temperatur in der rauchfreien Schicht sowie die Temperatur in der Rauchgasschicht, die auch einen Strahlungseinfluss auf den Menschen hat, deutlich von dieser abhängen.

Wind

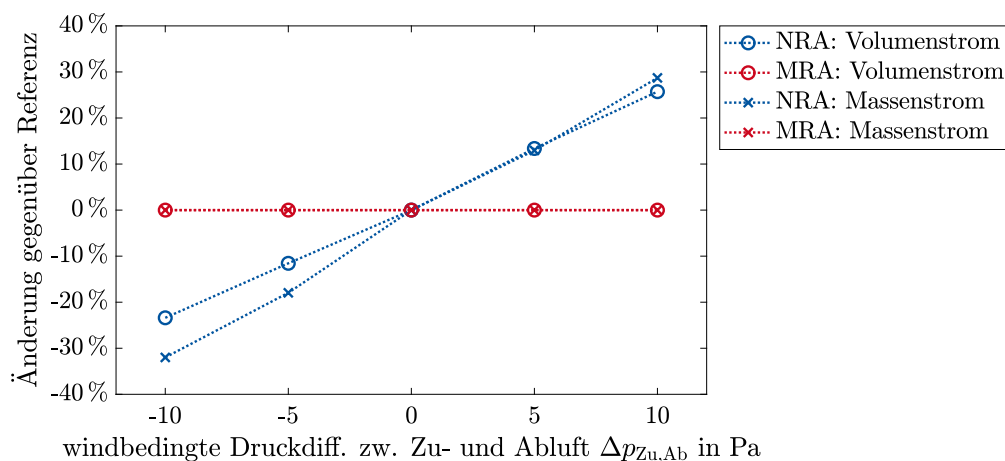


Abbildung 5.8: Änderung von Volumen- und Massenstrom der Entrauchung in Abhängigkeit der durch Wind bedingten Druckdifferenz zwischen Zu- und Abluft

Der Einfluss des Windes auf die Entrauchungsleistung kann durch die Parameter Windrichtung und Windgeschwindigkeit beschrieben werden. Aus der Kombination dieser Parameter berechnet sich eine durch den Staudruck des Windes bedingte Druckdifferenz zwischen Zu- und Abluft des Gebäudes. Aus diesem Grund wird an dieser Stelle direkt der Einfluss dieser Druckdifferenz auf den Zustand im Gebäude betrachtet. Es werden die Auswirkungen von negativen und positiven Druckdifferenzen mit einem Betrag von 10 Pa und 5 Pa analysiert. Eine Druckdifferenz von 10 Pa kann bei Windgeschwindigkeiten von bis zu 6 m/s auftreten und die gewählten Werte liegen damit in einem realistischen Bereich. In Abbildung 5.8 ist ersichtlich, dass bei der maschinellen Entrauchung weder Volumen- noch Massenstrom vom Winddruck abhängen. Dieses Verhalten ist zu erwarten, da die Druckdifferenzen durch den Wind sehr gering im Vergleich zu denjenigen von Entrauchungsventilatoren im Betrieb sind (siehe Abschnitt 4.3.2). Bei der natürlichen Entrauchung zeigt sich eine lineare Abhängigkeit des Volumenstromes vom Differenzdruck. Dieser wird bei einer negativen Druckdifferenz von 10 Pa um ca. 23 % reduziert bzw. bei einer positiven Differenz um ca. 27 % gesteigert. Der Effekt auf den Massenstrom ist von ähnlicher Größenordnung, wobei auffällt, dass dieser bei negativen Druckdifferenzen stärker abfällt als der Volumenstrom, was durch eine gleichzeitige Erhöhung der Temperatur bzw. Reduktion der Dichte zu erklären ist.

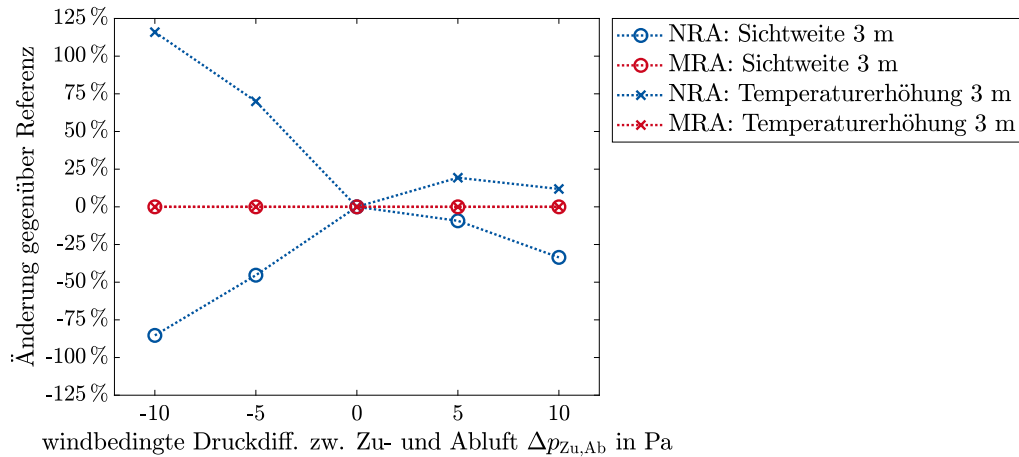


Abbildung 5.9: Änderung von Temperaturerhöhung und Sichtweite im Gebäude in 3 m Höhe in Abhängigkeit der durch Wind bedingten Druckdifferenz zwischen Zu- und Abluft

Die starke Steigerung der Temperaturerhöhung bei negativen Druckdifferenzen ist in Abbildung 5.9 ersichtlich, sie beträgt bei -10 Pa ca. 116 % bei der natürlichen Entrauchung. Interessant ist diesbezüglich auch der Effekt, dass auch eine positive Druckdifferenz nicht zur Reduktion der Temperatur in 3 m Höhe führt, sondern diese sich durch erhöhte Einmischung um bis zu ca. 19 % bei 5 Pa steigt. Demzufolge sinkt auch die Sichtweite in 3 m Höhe sowohl bei positiven als auch bei negativen Druckdifferenzen bei der natürlichen Entrauchung. Die Reduktion fällt bei negativen Druckdifferenzen mit ca. 85 % bei -10 Pa höher aus als bei positiven Differenzen mit ca. 34 % bei 10 Pa. Die Analyse zeigt, dass der Wind in Auslegungsrechnungen für NRA unbedingt berücksichtigt werden sollte, da er einen sehr großen Einfluss auf die Bedingungen im Gebäude im Brandfall hat.

Relative Luftfeuchtigkeit

Ein weiterer Parameter, der das Wetter beschreibt und generell einen Einfluss auf die Stoffeigenschaften der Umgebungsluft hat, ist deren Luftfeuchtigkeit. Aus diesem Grund wurden neben dem Referenzwert für die relative Luftfeuchtigkeit von 40 % Simulationen mit Werten von 0 %, 20 %, 60 %, 80 % und 100 % durchgeführt. Die Angaben beziehen sich dabei jeweils auf die Umgebungsbedingungen bei einer konstanten Temperatur von 20 °C, woraus sich eine maximale Wasserbeladung von ca. 14,7 g/kg bezogen auf die Masse der trockenen Luft ergibt.

In Abbildung 5.10 ist der Effekt der Änderung der relativen Luftfeuchtigkeit der Umgebung auf Volumen- und Massenstrom veranschaulicht. Das Diagramm zeigt, dass der Effekt auf diese beiden Größen für beide Entrauchungsanlagen mit relativen Änderungen unter 3 % vernachlässigbar gering ist. Dies entspricht auch insofern den Erwartungen, als die Luftfeuchtigkeit zwar einen Einfluss auf die Dichte hat, dieser jedoch sehr gering ist. Für die gewählten Umgebungsbedingungen liegt der Unterschied in den Dichten zwischen trockener Luft und mit Wasserdampf gesättigter Luft

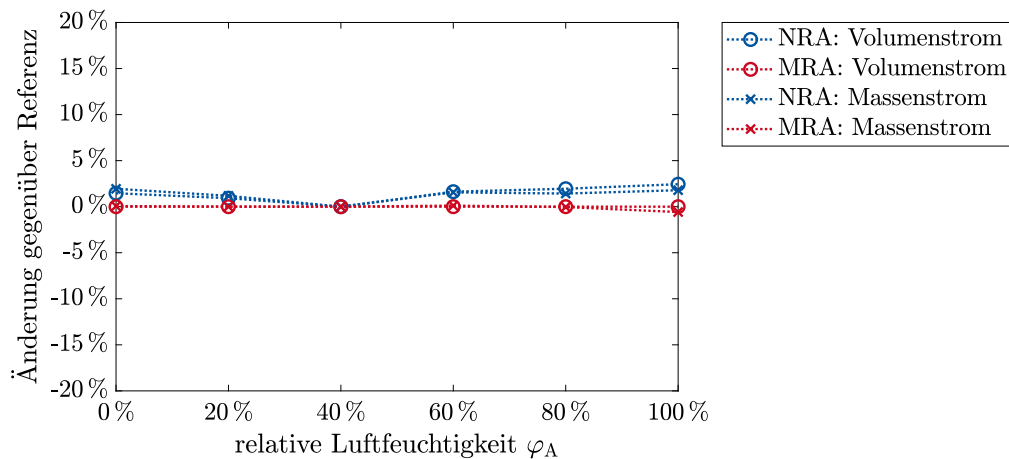


Abbildung 5.10: Änderung von Volumen- und Massenstrom der Entrauchung in Abhängigkeit der relativen Luftfeuchtigkeit der Umgebung

in der Größenordnung von 1 %, wobei die Dichte mit zunehmender Feuchtigkeit abnimmt.

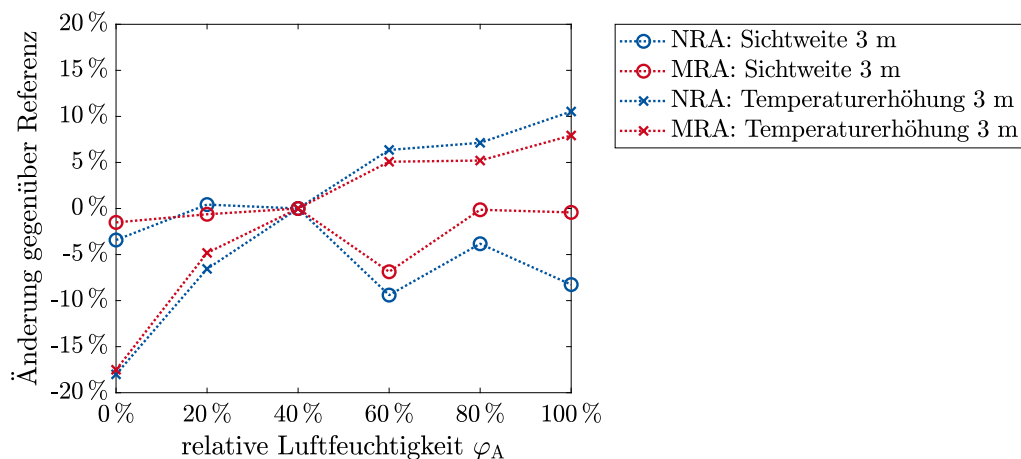


Abbildung 5.11: Änderung von Temperaturerhöhung und Sichtweite im Gebäude in 3 m Höhe in Abhängigkeit der relativen Luftfeuchtigkeit der Umgebung

Ein ähnliches Bild zeigt sich für die Sichtweite, deren Ergebnisse in Abbildung 5.11 veranschaulicht sind. Die maximale Änderung dieses Leistungskriteriums beträgt -10 % und es ist kein klarer Trend erkennbar, sondern die dargestellten Änderungen entsprechen der Größenordnung der erwartbaren zeitlichen Schwankungen. Bei der Temperaturerhöhung ist für beide Entrauchungsanlagen ersichtlich, dass diese bei geringen Luftfeuchtigkeiten abnimmt und bei hohen Luftfeuchtigkeiten zunimmt. Dieser Effekt liegt zwischen einer Reduktion der Temperaturerhöhung von 18 % bei trockener Luft und einer Steigerung von 11 % bei Umgebungsluft mit einer relativen Feuchtigkeit von 100 %. Der Effekt ist unter Berücksichtigung der geringen Änderung der Stoffeigenschaften von Luft zunächst unerwartet. Eine detaillierte Auswertung der Simulationsergebnisse zeigt,

dass die Luftfeuchtigkeit eine Veränderung des Strahlungswärmeaustauschs hervorruft. Ein höherer Wasserdampfgehalt der Luft führt zu einer verstärkten Strahlungsabsorption der vom Brand abgestrahlten Leistung. Dies hat zur Folge, dass die Luft im unteren Bereich des Raumes bei größerer Luftfeuchtigkeit stärker erwärmt wird. Dieser Effekt konnte für Quellluftströmungen auch von Kriegel [52] beobachtet werden. Im hier betrachteten Entrauchungsfall hat dieser physikalische Zusammenhang zwar im Vergleich zur Quellluftströmung einen verhältnismäßig großen Effekt, dieser ist jedoch im Vergleich zu den anderen betrachteten Einflussfaktoren gering.

Absoluter Luftdruck

Auch der absolute Luftdruck der Umgebung unterliegt natürlichen Schwankungen und hat einen Einfluss auf die Stoffeigenschaften der Luft. Alle bisher vorgestellten Simulationen wurden mit dem gewählten Referenzdruck von 101 325 Pa durchgeführt, was dem Luftdruck bei Normbedingungen entspricht. Im Folgenden wird der Einfluss einer positiven sowie negativen Abweichung von diesem Wert auf die Simulationsergebnisse bewertet. Hierzu werden zusätzliche Simulationen mit den Drücken 96 325 Pa, 98 825 Pa, 101 325 Pa, 103 825 Pa, 106 325 Pa durchgeführt. Die Differenz zwischen dem größten und kleinsten Luftdruck ist mit 10 000 Pa im Vergleich zu den erwartbaren Schwankungen von einigen Tausend Pascal großzügig gewählt, diese ist allerdings auch vom betrachteten Standort abhängig.

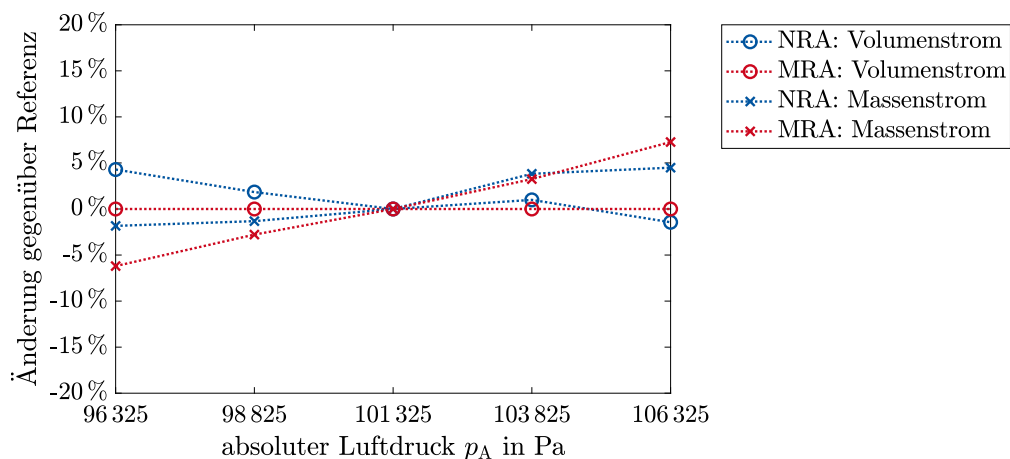


Abbildung 5.12: Änderung von Volumen- und Massenstrom der Entrauchung in Abhängigkeit des absoluten Luftdrucks der Umgebung auf Höhe des Bodens

In Abbildung 5.12 ist der Einfluss der Druckänderung auf Volumen- und Massenstrom dargestellt. Während bei MRA der Massenstrom bei konstantem Volumenstrom bei dem geringsten Luftdruck um 6 % abnimmt und bei dem höchsten Luftdruck um 7 % zunimmt, fällt dieser Effekt bei NRA mit 2 % Abnahme respektive 4 % Zunahme etwas geringer aus. Dementsprechend steigt der Volumenstrom leicht bei geringerem Luftdruck und sinkt bei höherem Luftdruck. Das Verhalten ist auf

die Änderung der Dichte in Abhängigkeit des Luftdrucks zurückzuführen und die beobachtbaren Effekte liegen aus diesem Grund auch in der gleichen Größenordnung. Die Dichte der feuchten Umgebungsluft ist bei 106 325 Pa im Vergleich zu 96 325 Pa mit $1,26 \text{ kg/m}^3$ um ca. 10 % höher.

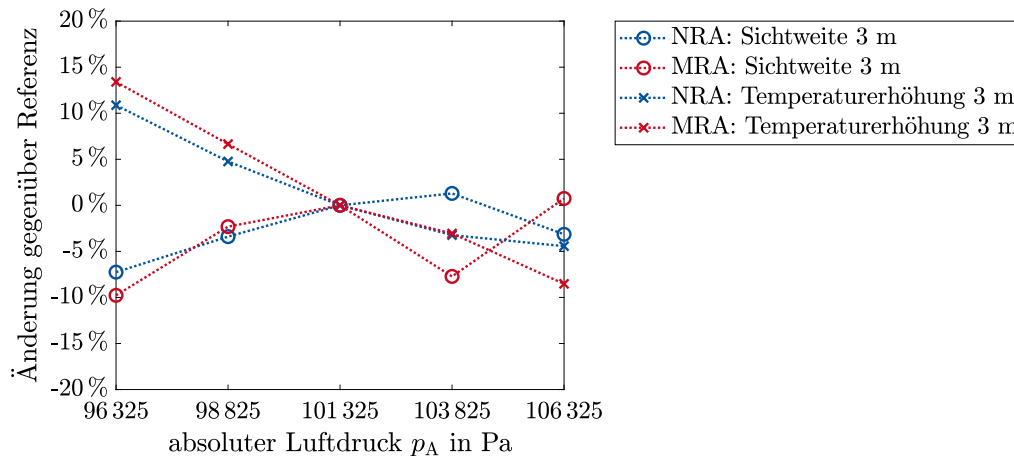


Abbildung 5.13: Änderung von Temperaturerhöhung und Sichtweite im Gebäude in 3 m Höhe in Abhängigkeit des absoluten Luftdrucks der Umgebung auf Höhe des Bodens

Die beschriebene Änderung der Dichte führt zu einer Änderung des Wärmekapazitätsstromes, der durch das Gebäude transportiert wird, was wiederum in einer Änderung des Temperaturfeldes im Gebäude resultiert. Diese Änderung ist in Abbildung 5.13 in der Form ersichtlich, dass auch die mittlere Temperatur auf 3 m Höhe bei geringen Luftdrücken höher und bei hohen Luftdrücken geringer ist. Bei geringen Luftdrücken ist die Sichtweite in 3 m Höhe außerdem leicht verringert. Bei den Ergebnissen ist allerdings auffällig, dass der Einfluss von höheren Luftdrücken auf die Sichtweite keine klare Tendenz erkennen lässt. An dieser Stelle sei allerdings darauf hingewiesen, dass die relativen Änderungen der Sichtweite bei allen Simulationen zum Luftdruck geringer als 10 % sind. Der Einfluss des absoluten Luftdrucks auf die Leistungsfähigkeit von Rauchfreihaltungsanlagen ist somit, was die Größenordnung der zu erwartenden Schwankung durch das Wetter angeht, als gering zu bewerten. Lediglich für Gebäude, die in Höhenlage errichtet werden, könnte der Effekt durch einen dauerhaft verringerten Luftdruck signifikant werden. Dieser Aspekt wird im Zuge dieser Arbeit nicht weiterverfolgt.

Zwischenfazit zum Einfluss des Wetters

Die vorgestellten Untersuchungen zum Einfluss des Wetters auf die Leistung von Entrauchungsanlagen zeigen, dass die gewählten Parameter deutlich unterschiedlich große Einflüsse haben. Die vorgestellte Analyse zeigt, dass sowohl die Außentemperatur als auch der Wind einen großen Einfluss auf die Personensicherheit in Gebäuden mit Entrauchungsanlagen bei einem Brandereignis haben. Der Einfluss des Windes ist insbesondere bei der natürlichen Entrauchung groß, die Au-

ßentemperatur hat Auswirkungen auf beide Entrauchungsanlagen. Die Einflüsse der relativen Luftfeuchtigkeit und des absoluten Luftdrucks auf die gewählten Leistungskriterien sind hingegen bei beiden Entrauchungsanlagen gering. Das Wetter sollte in einer stochastischen Modellierung auf Basis der Monte-Carlo-Methode in jedem Fall in Form von Außentemperatur und Wind berücksichtigt werden. Eine gegenseitige Abhängigkeit dieser Parameter könnte signifikant sein und sollte in diesem Fall bei den Simulationen berücksichtigt werden. Die absoluten Werte der Simulationsergebnisse sind in den Tabellen A.3 auf Seite 142 bis A.6 auf Seite 143 im Anhang zu finden.

5.3 Einfluss der Brandeigenschaften auf die Entrauchung von Gebäuden

Neben den Umgebungsbedingungen haben insbesondere unterschiedliche Parameter, die die Eigenschaften des Brandherds beschreiben, einen großen Einfluss auf die Rauchentwicklung, dessen Schichtung und die Rauchfreihaltung von Gebäuden. Im Folgenden wird aus diesem Grund der Einfluss der potentiell wichtigsten Parameter in diesem Zusammenhang auf die Entrauchungsleistung analysiert. Der naheliegendste Parameter, der auch in allen eindimensionalen Modellen zu finden ist, ist die maximale Wärmeleistung des Brandes $\dot{Q}_{f,max}$ bzw. dessen spezifische Brandleistung $\dot{q}_f''$. Auch der Brandentwicklungsfaktor bzw. die Brandentwicklungsdauer haben einen Einfluss auf die umgesetzte Brennstoffmasse und die Dynamik des Brandes und werden im Folgenden analysiert. Ein Parameter, der nur in wenigen Auslegungsrechnungen berücksichtigt wird, jedoch in einem direkten Zusammenhang mit der Sichtweite steht, ist die Rußausbeute. Deswegen wird ein Einfluss dieser auf die Leistungskriterien untersucht. Des Weiteren wird betrachtet, ob auch die Position des Brandes im Raum einen Einfluss auf die Leistung der Rauchabzugsanlagen hat. Die Fläche des Brandes wird bei allen Simulationen mit $A_f = 4 \text{ m}^2$ konstant gehalten.

Maximale Brandleistung

Abbildung 5.14 zeigt den Einfluss der maximalen Brandleistung $\dot{Q}_{f,max}$ auf Volumen- und Massenstrom. Neben der zur Auslegung verwendeten Leistung von 1 500 kW sind in diesem Diagramm zusätzlich die Ergebnisse für geringere Leistungen von 100 und 1 000 kW sowie höheren Leistungen von 2 000 und 3 000 kW enthalten. Während der Volumenstrom bei MRA unabhängig von der Brandleistung ist, steigt der Massenstrom aufgrund der geänderten Temperaturen bei geringerer und sinkt bei höherer Leistung. Bei der natürlichen Entrauchung zeigt sich ein anderer Zusammenhang. Sowohl Volumen- als auch Massenstrom sind streng monoton steigend bezüglich der maximalen Brandleistung. Bei einer Brandleistung von 100 kW wird der Massenstrom im Vergleich zur Referenz um ca. 58 % reduziert, während er bei einer Leistung von 3 000 kW um ca. 16 % gesteigert ist. Der Vorteil, der sich hieraus für die NRA im Vergleich zur MRA ergibt, ist die prinzipbedingte Anpassung der Leistungsfähigkeit der Entrauchungsanlage an die Leistung des Brandes.

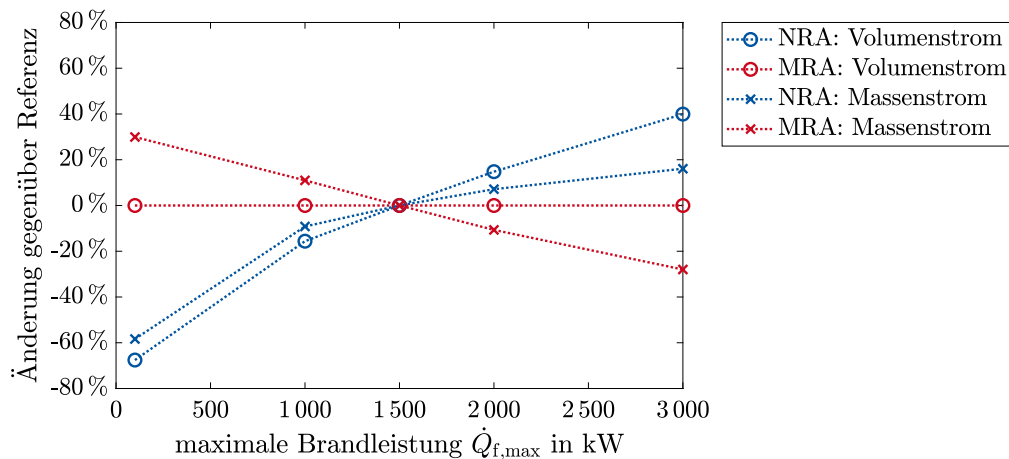


Abbildung 5.14: Änderung von Volumen- und Massenstrom der Entrauchung in Abhängigkeit der maximalen Brandleistung

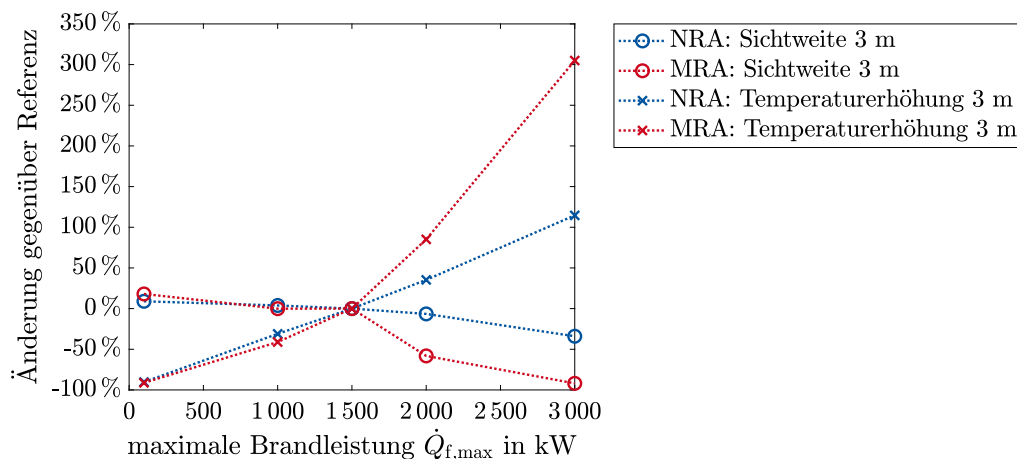


Abbildung 5.15: Änderung von Temperaturerhöhung und Sichtweite im Gebäude in 3 m Höhe in Abhängigkeit der maximalen Brandleistung

Dieser Vorteil zeigt sich auch bei der Sichtweite und der Temperaturerhöhung, die in Abbildung 5.15 dargestellt sind. Während die Sichtweite in 3 m Höhe bei geringeren Brandleistungen sowohl bei NRA als auch bei MRA im Verhältnis zu den anderen Werten nur geringfügig beeinflusst wird, wird diese bei höheren Leistungen insbesondere bei MRA sehr deutlich reduziert. Die Erhöhung der Sichtweite bei einer Brandleistung von 100 kW beträgt ca. 9 % bei NRA und 18 % bei MRA, die Reduktion bei 3 000 kW beträgt ca. 34 % bei NRA und 92 % bei MRA. Auch bei der Temperaturerhöhung zeigen sich deutliche Unterschiede. Während diese bei einer Leistung von 3 000 kW bei MRA um ca. 305 % vergrößert ist, beträgt die Steigerung bei NRA nur ca. 115 %. Im Bereich der sehr geringen Brandleistungen von 100 kW findet in 3 m Höhe sowohl bei NRA als auch bei MRA lediglich eine Temperaturerhöhung von einigen Kelvin statt.

Brandentwicklungsfaktor

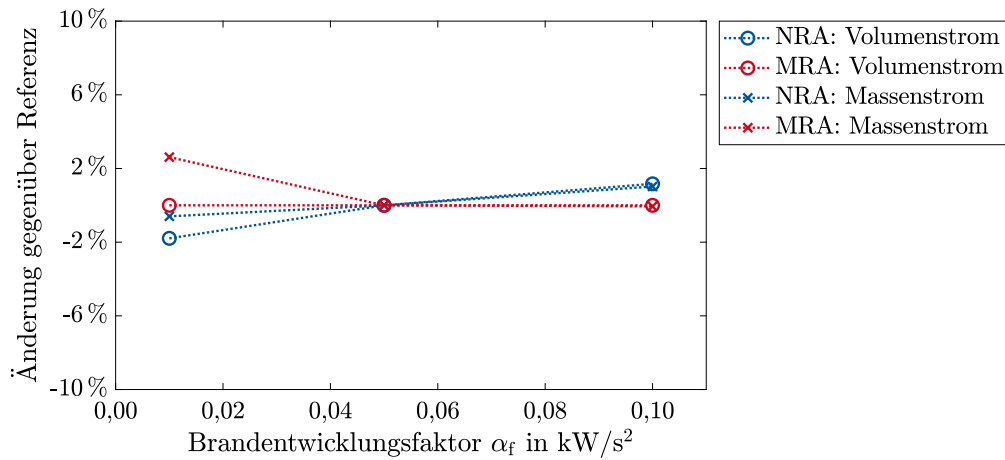


Abbildung 5.16: Änderung von Volumen- und Massenstrom der Entrauchung in Abhängigkeit des Brandentwicklungsfaktors

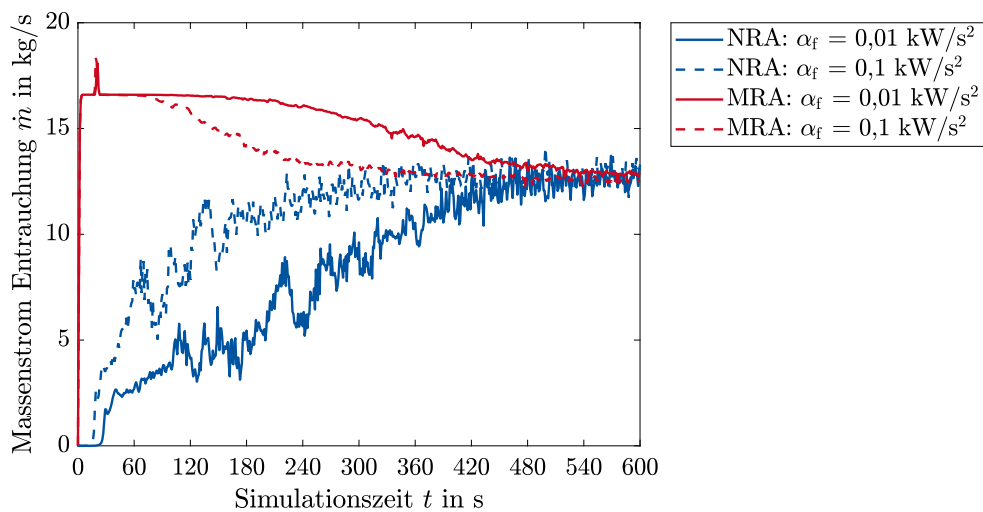


Abbildung 5.17: Zeitlicher Verlauf des Massenstromes der Entrauchung bei NRA und MRA für Brandentwicklungsfaktoren von $0,01 \text{ kW/s}^2$ und $0,1 \text{ kW/s}^2$

Der Brandentwicklungsfaktor α_f unterliegt einer großen Unsicherheit und kann kaum exakt prognostiziert werden. Neben einem Wert für diesen von $0,05 \text{ kW/s}^2$ sind in Abbildung 5.16 die Auswirkungen auf Volumen- und Massenstrom für Werte von $0,01 \text{ kW/s}^2$ und $0,1 \text{ kW/s}^2$ veranschaulicht. Es ist ersichtlich, dass eine Veränderung des Brandentwicklungsfaktors in den gewählten Grenzen einen vernachlässigbar geringen Einfluss ($< 3\%$) auf Volumen- und Massenstrom haben. Dies ist darauf zurückzuführen, dass die Brandentwicklungsdauer τ_f für die gewählten Werte zwischen 122 s und 387 s liegt, der Zeitbereich der Auswertung jedoch zwischen 540 s und 600 s . Um den Ef-

fekt dieses Parameters zu unterschiedlichen Zeitpunkten nach Brandbeginn zu verdeutlichen, ist in Abbildung 5.17 zusätzlich der zeitliche Verlauf des Massenstromes der Entrauchung für Brandentwicklungsfaktoren von $0,01 \text{ kW/s}^2$ und $0,1 \text{ kW/s}^2$ dargestellt. Das Diagramm zeigt, dass insbesondere bei einer Zeit von 4 min nach Brandbeginn erhebliche Unterschiede im Massenstrom zwischen den beiden Brandentwicklungsfaktoren bestehen, die bei NRA ca. den Faktor 2 betragen.

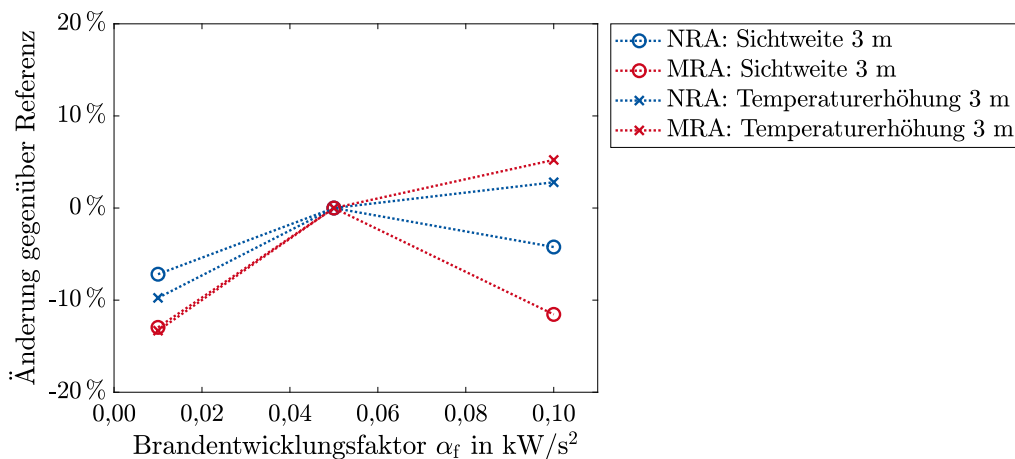


Abbildung 5.18: Änderung von Temperaturerhöhung und Sichtweite im Gebäude in 3 m Höhe in Abhängigkeit des Brandentwicklungsfaktors

Interessant ist zusätzlich der Effekt, dass neben der Temperaturerhöhung auch die Sichtweite bei geringen Brandentwicklungsfaktoren geringer ist. Dies ist in Abbildung 5.18 ersichtlich. Bei dem höheren Brandentwicklungsfaktor von $0,1 \text{ kW/s}^2$ nimmt erwartungsgemäß die Sichtweite ab (ca. 4 % bei NRA und 12 % bei MRA) und die Temperaturerhöhung bei beiden Entrauchungsanlagen leicht zu. Dass diese Effekte auch noch nach der vollständigen Entwicklung des Brandes merkbar sind, hängt damit zusammen, dass sich die bis zu diesem Zeitpunkt freigesetzten Wärmemengen unterscheiden. Die Reduktionen der Sichtweiten bei geringeren Brandentwicklungsfaktoren (ca. 7 % bei NRA und 13 % bei MRA) ist auf eine weniger stark ausgeprägte Schichtung zurückzuführen.

Rußausbeute

Der Parameter Rußausbeute (Y_R) wird, wie zuvor beschrieben, in Auslegungsrechnungen nur sehr selten berücksichtigt, obwohl dieser einer großen Unsicherheit unterliegt. Als Referenz wurde ein Wert von $Y_R = 0,05 \text{ kg/kg}$ gewählt. Im Folgenden wird zusätzlich noch ein kleinerer Wert von $Y_R = 0,01 \text{ kg/kg}$ betrachtet, der je nach Feuchtigkeit durch reines Holz entstehen kann. Außerdem werden drei größere Werte von $0,1 \text{ kg/kg}$ sowie $0,15 \text{ kg/kg}$ und $0,2 \text{ kg/kg}$ untersucht, die durch unterschiedliche Kunststoffe zustande kommen könnten. In Abbildung 5.19 ist ersichtlich, dass die Rußausbeute einen vernachlässigbar geringen Einfluss ($< 2,5 \%$) auf Volumen- und Massenstrom hat.

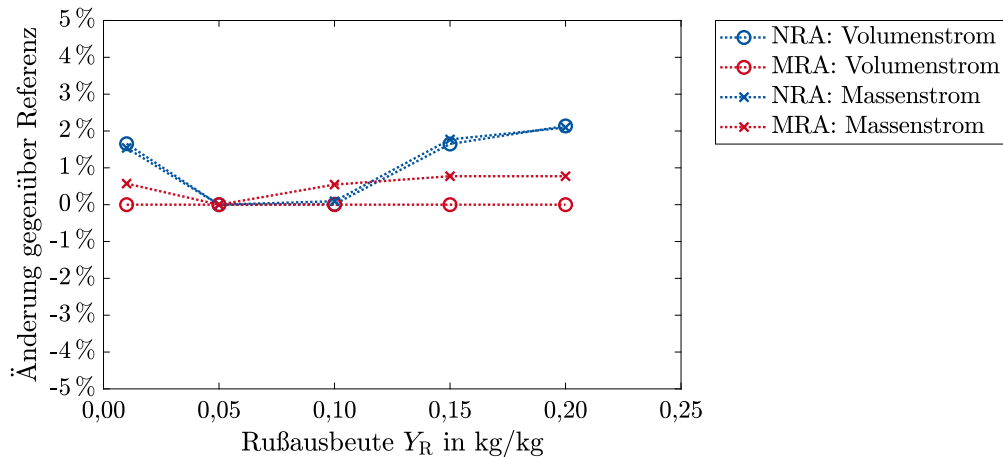


Abbildung 5.19: Änderung von Volumen- und Massenstrom der Entrauchung in Abhängigkeit der Rußausbeute

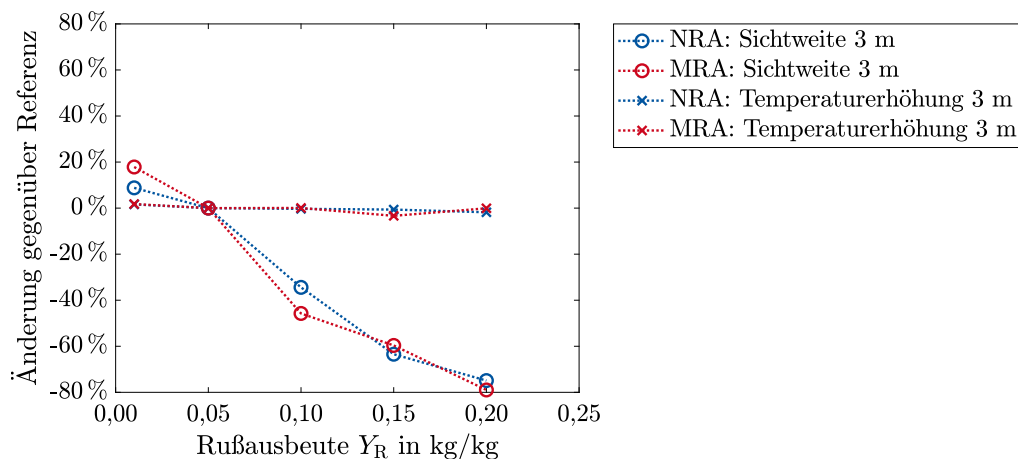


Abbildung 5.20: Änderung von Temperaturerhöhung und Sichtweite im Gebäude in 3 m Höhe in Abhängigkeit der Rußausbeute

Ebenso gibt es keinen signifikanten Einfluss auf die Temperaturerhöhung, was in Abbildung 5.20 zu erkennen ist. In der selben Abbildung ist jedoch auch ersichtlich, dass die Rußausbeute einen großen Einfluss auf die Sichtweite hat, der bei NRA und MRA unter Berücksichtigung der Unterschiede durch zeitliche Schwankungen gleich groß ausfällt. Bei einem Wert von $Y_R = 0,2 \text{ kg/kg}$, der viermal so groß ist wie der Referenzwert, wird die Sichtweite in 3 m Höhe bei NRA und MRA um ca. 70 bis 80 % reduziert. Dieses Ergebnis in Zusammenhang mit der Tatsache, dass die Sichtweite häufig als Leistungskriterium bei der Auslegung gewählt wird, zeigt deutlich, wie wichtig die genaue Angabe der im Brandfall zu erwartenden Rußausbeute ist. Wenn hierüber keine exakte Angabe gemacht werden kann, was in der Realität für nahezu alle Gebäude zutreffen wird, sollte die Unsicherheit bezüglich dieses Parameters berücksichtigt werden.

Position des Brandherds

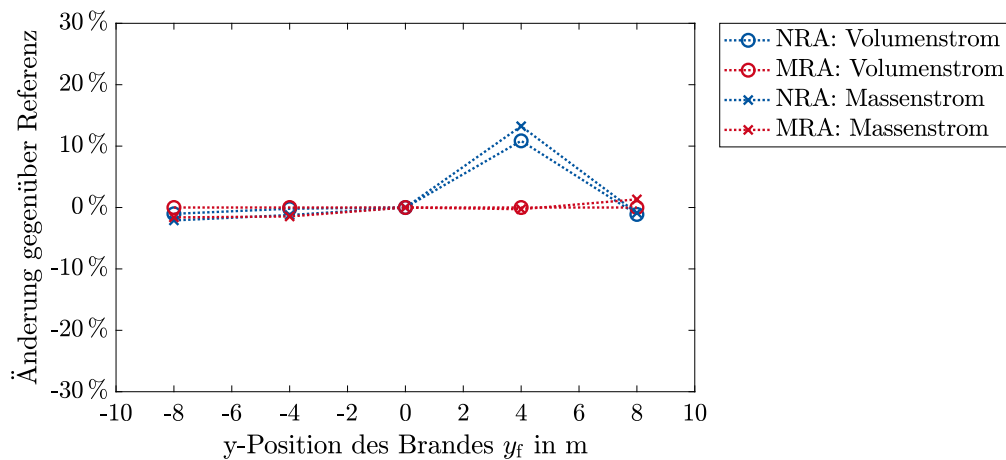


Abbildung 5.21: Änderung von Volumen- und Massenstrom der Entrauchung in Abhängigkeit der Position des Brandherds im Raum (y-Position)

Da bei CFD-Modellen im Gegensatz zu Zonenmodellen die exakte Position des Brandes berücksichtigt werden kann, wird hierzu exemplarisch der Einfluss der y-Position auf die Entrauchungsleistung untersucht. Bei den Referenzsimulationen war der Brandherd mittig unter der NRA-Öffnung bzw. dem Entrauchungsventilator angeordnet ($y_f = 0$ m). Im Folgenden wird zusätzlich analysiert, welchen Einfluss eine Verschiebung der Brandlast in positive bzw. negative y-Richtung um jeweils 4 m und 8 m auf die Entrauchungsleistung hat. Diagramm 5.22 zeigt, dass bei drei der vier zusätzlichen Simulationen keine signifikanten Auswirkungen auf Volumen- und Massenstrom ersichtlich sind. Lediglich bei einer Verschiebung des Brandherds um 4 m in Richtung Zuluftöffnung, was der positiven y-Richtung entspricht, sind Volumen- bzw. Massenstrom bei der natürlichen Entrauchung um 11 % bzw. 13 % erhöht. Dieser Effekt ist darauf zurückzuführen, dass der Auftriebsstrahl durch den Einfluss der Zuluftströmung leicht in negative y-Richtung geneigt ist. Wird der Brandherd um einige Meter in positive y-Richtung verschoben, kann ein größerer Teil des Auftriebsstrahls ohne eine Umlenkung an der Decke direkt durch die Öffnung treten, was zu einer Erhöhung des Volumenstromes führt.

Bei den Auswirkungen auf Temperaturerhöhung und Sichtweite zeigt sich ein anderer Zusammenhang, der in Abbildung 5.22 veranschaulicht ist. Eine Verschiebung des Brandes in Richtung der Wand, die gegenüber der Zuluftöffnung liegt ($y_f = -8$ m), führt bei NRA und MRA zu einer leichten Reduzierung der Sichtweite bei gleichzeitiger geringer Vergrößerung der Temperaturerhöhung. Eine Platzierung des Brandes in unmittelbarer Nähe der Zuluftöffnung führt jedoch zu einer deutlich stärkeren Einmischung des Rauchgases in die untere, raucharme Schicht mit daraus resultierender schlechterer Sichtweite und größerer Temperaturerhöhung in 3 m Höhe. Ist der Mittelpunkt des Brandherds nur 2 m von der Zuluftöffnung entfernt ($y_f = 8$ m) ist die Sichtweite bei NRA um ca.

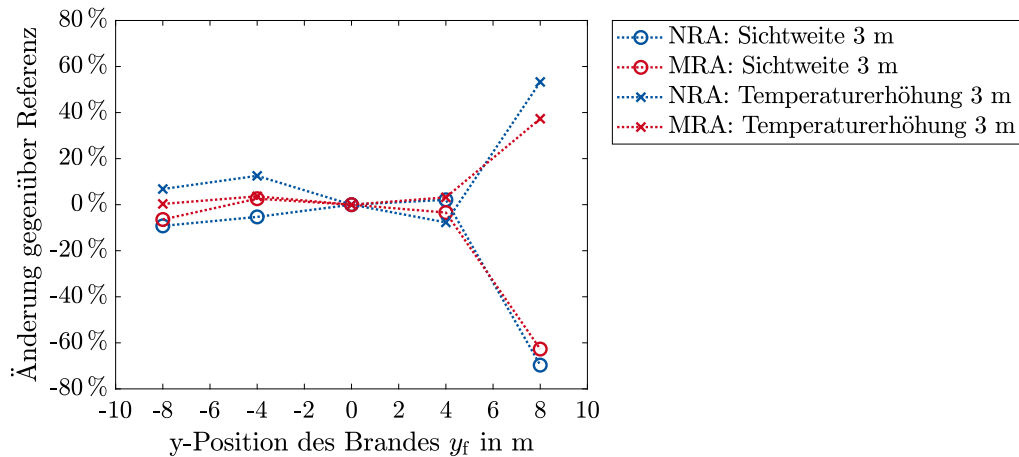


Abbildung 5.22: Änderung von Temperaturerhöhung und Sichtweite im Gebäude in 3 m Höhe in Abhängigkeit der Position des Brandherds im Raum (y-Position)

70 % und bei MRA um ca. 63 % reduziert. Die Temperaturerhöhung nimmt im gleichen Fall bei NRA um ca. 53 % und bei MRA um ca. 37 % zu.

Zwischenfazit zum Einfluss der Brandeigenschaften

Mit Bezug auf eine Parametrierung der Brandeigenschaften im Rahmen einer stochastischen Modellierung auf Basis der Monte-Carlo-Methode führen die hier vorgestellten Ergebnisse zu dem Schluss, dass alle betrachteten Parameter zur Beschreibung des Brandherds Berücksichtigung finden sollten. Es konnte gezeigt werden, dass die maximale Brandleistung und die Rußausbeute einen sehr großen Einfluss auf die Personensicherheit im Gebäude haben. Dies gilt für die Geschwindigkeit der Brandentwicklung und die Position des Brandherds zwar nur eingeschränkt, jedoch ist auch hier ersichtlich, dass die Brandentwicklungsgeschwindigkeit in den ersten Minuten nach Brandbeginn und die Brandherdposition in besonderen Fällen einen großen Einfluss auf die Leistungskriterien haben. Die absoluten Werte der Simulationsergebnisse sind im Anhang in den Tabellen A.7 auf Seite 144 bis A.10 auf Seite 145 zu finden.

6 Bewertung von Entrauchungsanlagen bei unsicheren Randbedingungen

Auf Basis der Erkenntnisse aus der in Kapitel 3 vorgestellten Literaturrecherche und der in Kapitel 5 vorgestellten Sensitivitätsanalyse wird das in Abschnitt 4.5 beschriebene Simulationsmodell derart erweitert, dass unsichere Randbedingungen berücksichtigt werden können. Dies wird durch die Kopplung des CFD-Modells mit einer Monte-Carlo-Simulation mit stochastischen Randbedingungen realisiert, die in Abschnitt 6.1 detailliert beschrieben wird. An dieser Stelle werden auch die Verteilungsfunktionen und Wertebereiche für die einzelnen Parameter der Simulation erläutert. Im darauffolgenden Abschnitt 6.2 wird die Leistung der Entrauchungsanlagen NRA und MRA unter Berücksichtigung der unsicheren Randbedingungen vergleichend gegenübergestellt. Dies wird anhand von Monte-Carlo-Simulationen mit jeweils 1 000 Einzelsimulationen durchgeführt. Die Auswertung der Simulationsergebnisse erfolgt zunächst über die Bildung einfacher Mittelwerte und führt schließlich bis zu einer detaillierten Bewertung über Bestehens- bzw. Versagenswahrscheinlichkeiten der beiden Anlagen. Zur besseren Veranschaulichung der prinzipbedingten Unterschiede zwischen NRA und MRA folgt im Anschluss eine Detailauswertung von zwei exemplarisch ausgewählten Simulationsfällen.

6.1 Simulationsmodell mit stochastischen Randbedingungen

Die in Kapitel 5 vorgestellte Sensitivitätsanalyse bezüglich der Parameter zur Beschreibung des Wetters und des Brandes hat gezeigt, dass die komplexen Zusammenhänge zwischen den Eingangsgrößen und Leistungskriterien nicht durch einfache analytische Funktionen abgebildet werden können. Dies gilt insbesondere dann, wenn diese Parameter nicht mehr als isolierte Einflussfaktoren auf die Entrauchungsleistung betrachtet werden, sondern die Interaktion zwischen einzelnen Effekten berücksichtigt werden soll. Die diffizilen Wechselwirkungen zwischen Gebäudegeometrie, Wetter, Brandereignis und Entrauchungsanlage lassen keine sinnvolle Bewertung durch eindimensionale Modelle zu. Ebenso wenig kann durch eine einzelne oder einige wenige CFD-Simulationen die vollständige Bandbreite der Parameterkombinationen berücksichtigt werden, die mitunter für das gewählte Schutzziel zu kritischen Szenarien führen können.

Eine Möglichkeit zur Nachbildung von solcherart komplexen Prozessen, die nicht in Form von einfachen Gleichungen formuliert werden können, ist die Monte-Carlo-Methode. Unterschiedliche Formen dieser Methode werden häufig zur Risikobewertung, beispielsweise in der Finanz- und Versicherungswirtschaft sowie der Unternehmensplanung, eingesetzt [33]. Die Monte-Carlo-Simulation

ist grundsätzlich ein Verfahren, bei dem auf Basis von Zufallszahlen und bekannten Verteilungsfunktionen für Eingangsgrößen eine große Menge an Szenarien berechnet wird. Die Simulationsergebnisse der Szenarien stellen eine Prognose bzw. Schätzung für den durch die Modelle beschriebenen Zusammenhang dar. Die Genauigkeit der Prognose hängt dabei von der Anzahl der Szenarien, dem verwendeten Berechnungsmodell und der Realitätsnähe der gewählten Verteilungsfunktionen ab [71]. Aus diesem Grund bietet sich die Nutzung der Monte-Carlo-Methode auch zur Berechnung der Rauchausbreitung in Gebäuden mit Entrauchungsanlagen an. Hierbei werden Parameter, die einer Unsicherheit unterliegen, über Verteilungsfunktionen abgebildet und eine große Anzahl an Entrauchungssimulationen durchgeführt. Für Parameter, deren Mittelwert und Streuung bekannt sind oder geschätzt werden können, wird häufig eine Normalverteilung angenommen. Wenn die Wahrscheinlichkeit für einzelne Werte innerhalb bekannter oder geschätzter Grenzen jedoch gleich groß ist, sollte eine Gleichverteilung gewählt werden.

Tabelle 6.1: Parameter der Monte-Carlo-Simulation nach Kategorie und Art der Vorgabe des Wertes bzw. Wertebereichs im Simulationsmodell

Parameter	Kategorie	Formelzeichen	Art der Vorgabe in Simulation	Wert, Bereich oder Kommentar
Geometrie	Gebäude	–	konstant	s. Abbildung 4.22
Standort	Gebäude	–	konstant	Aachen
Querschnitt Zuluft	Gebäude	A_{Zu}	konstant	12 m ²
Querschnitt NRA	Entrauchungsanl.	A_G	konstant	4 m ²
Volumenstrom MRA	Entrauchungsanl.	$\dot{V}_V$	konstant	50 000 m ³ /h
maximale Brandleistung	Brand	$\dot{Q}_{f,max}$	gleichverteilt	100 ... 3 000 kW
Brandentwicklungsfaktor	Brand	α_f	gleichverteilt	0,01 ... 0,1 kW/s ²
Rußausbeute	Brand	Y_R	gleichverteilt	0,01 ... 0,2 kg/kg
x-Position Brandherd	Brand	x_f	gleichverteilt	0 ... 9 m
y-Position Brandherd	Brand	y_f	gleichverteilt	-9 ... 9 m
Höhe über Boden	Brand	z_f	konstant	0,2 m
Brandfläche	Brand	A_f	konstant	4 m ²
Heizwert	Brand	$H_{l,B}$	konstant	44,7 MJ/kg
Außentemperatur	Wetter	T_A	Datenbank	Testreferenzjahr
Windrichtung	Wetter	γ_W	Datenbank	Testreferenzjahr
Windgeschwindigkeit	Wetter	u_W	Datenbank	Testreferenzjahr
Luftdruck am Boden	Wetter	$p_{A,\infty}$	konstant	101 325 Pa
relative Luftfeuchtigkeit	Wetter	φ_A	konstant	40 %

Für die Monte-Carlo-Simulation, die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführt wird, werden unterschiedliche Parameter entweder konstant oder variabel vorgegeben. Dass einzelne Parameter als konstante Werte vorgegeben werden, hat unterschiedliche Hintergründe. Zum einen wird die Unsicherheit von Parametern ohne oder mit sehr geringem Einfluss auf die Entrauchungsleistung nicht berücksichtigt, da dies in Bezug auf das Simulationsergebnis keinen Mehrwert bietet. Zum anderen werden auch die Eigenschaften des Gebäudes und der Entrauchungsanlagen mit konstanten Wer-

ten beschrieben. Eine Variation dieser würde dem Ziel des neuartigen Verfahrens widersprechen, das eine Bewertung der Leistungsfähigkeit von Entrauchungsanlagen für eine gegebene Auslegung darstellt.

Die einzelnen Parameter lassen sich in die Kategorien Gebäude, Entrauchungsanlage, Brand und Wetter einteilen und sind in Tabelle 6.1 zusammengefasst. Neben der Kategorie enthält diese Tabelle die Bezeichnungen der unterschiedlichen Parameter, die in dieser Arbeit verwendeten Formelzeichen und die Art, wie die Parameter in der Simulation vorgegeben werden. Die Art der Vorgabe kann in konstante Wertevorgaben (konstant), stochastische Gleichverteilung im Rahmen der Monte-Carlo-Methode (gleichverteilt) und eine Generierung der Werte aus einer Datenbank anhand eines eigenen Modells (Datenbank) unterteilt werden. Eine Normalverteilung wird für keinen der Parameter vorgesehen.

Die Gebäudegeometrie wird im Rahmen der Simulationsstudie nicht verändert und entspricht weiterhin der einfachen Hallengeometrie mit quadratischem Grundriss, die in Abbildung 4.22 auf Seite 73 in Abschnitt 4.5 detailliert beschrieben ist. Als Standort, der zur Berechnung des Wetters von Bedeutung ist, wird der nördliche Stadtrand (Gebiet Campus Melaten) von Aachen gewählt und der freie Querschnitt der Zuluftöffnung bleibt mit einem Wert von $A_{Zu} = 12 \text{ m}^2$ ebenso konstant. Die Auslegung der natürlichen und maschinellen Entrauchungsanlage wird mit den in Abschnitt 5.1 vorgestellten Werten ebenfalls als konstant gewählt.

Im Bereich der Brandeigenschaften wird die maximale Brandleistung anhand einer Gleichverteilung über Zufallszahlen berechnet. Die Verteilungsfunktion wird durch die Werte 100 kW und 3 000 kW begrenzt. Dies schließt Brände mit einer vernachlässigbar kleinen Wirkung ebenso ein wie Brände mit der doppelten thermischen Leistung im Vergleich zum Auslegungsfall. Der Brandentwicklungsfaktor und die Rußausbeute werden ebenfalls über eine Gleichverteilung variabel definiert. Die Grenzen für den Brandentwicklungsfaktor betragen, wie auch schon bei der Sensitivitätsanalyse, $0,01 \text{ kW/s}^2$ und $0,1 \text{ kW/s}^2$. Die Rußausbeute kann Werte zwischen $0,01 \text{ kg/kg}$ und $0,2 \text{ kg/kg}$ annehmen. Diese Werte beschreiben die Bandbreite zwischen rußarm brennendem Holz und stark rußendem Kunststoff. Die Position des Brandherds kann anhand einer Gleichverteilung entlang der x-Koordinate zwischen 0 m und 9 m sowie entlang der y-Koordinate zwischen -9 m und 9 m beschrieben werden. Dies entspricht der halben Halle und ist darin begründet, dass die untersuchte Geometrie symmetrisch bezüglich der yz-Ebene ist. Aus diesem Grund wird die Platzierung des Brandherds auf den positiven Bereich der x-Werte beschränkt, ohne Informationen zu verlieren. Die Grenze von 9 m wird gewählt, da der Brandherd aufgrund der Kantenlänge von 2 m bei diesem Wert bereits an die Außenwände angrenzt.

Die Verteilungsfunktionen von x-Position, y-Position und maximaler Brandleistung sind exemplarisch in Abbildung 6.1 veranschaulicht. Bei einer Gleichverteilung sind die entsprechenden Verteilungsfunktionen lineare Geraden zwischen den beschriebenen Grenzen. Im Fall der maximalen Brandleistung bedeutet dies, dass für eine beliebige Zufallszahl w , die Werte zwischen 0 und

1 annehmen kann, mit einer gleichen Wahrscheinlichkeit ein Wert für die Brandleistung zwischen 100 kW und 3 000 kW ausgewählt wird. Die Brandfläche und die Höhe des Brandes werden in der Simulationsstudie zu konstanten Werten von $A_f = 4 \text{ m}^2$ und $z_f = 0,2 \text{ m}$ gewählt. Außerdem wird der Heizwert des Brennstoffs $H_{i,B}$ mit einem konstanten Wert von 44,7 MJ/kg angenommen, was unter anderem den Eigenschaften von n-Heptan entspricht. Über den Brennstoffmassenstrom hat zwar auch der Heizwert einen direkten Einfluss auf die Rußbildung, dieser wird jedoch durch einen entsprechend großen Parameterbereich der Rußausbeute berücksichtigt, sodass eine zusätzliche Variation des Heizwertes keine zusätzlichen Informationen bereitstellt.

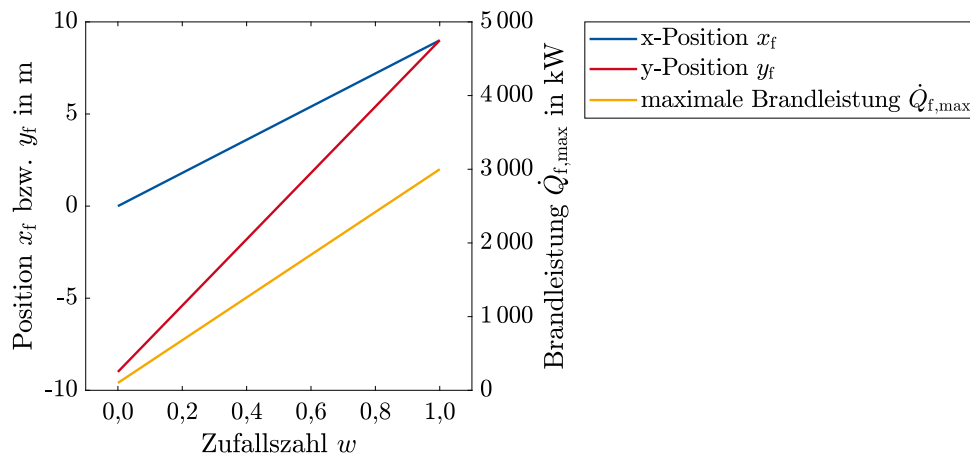


Abbildung 6.1: Verteilungsfunktionen für die x- und y-Position des Brandherds (linke y-Achse) und für die maximale Brandleistung (rechte y-Achse)

Für die Parameter, die das Wetter beschreiben, werden keine Gleichverteilungen angenommen, da die Verteilungsfunktionen in Abhängigkeit des Standorts genauer beschrieben werden können. Für die Beschreibung dieser Verteilungsfunktionen werden die vom Deutschen Wetterdienst (DWD) herausgegebenen Testreferenzjahre verwendet [98]. Diese Datensätze beinhalten stündlich aufgelöste Zeitreihen für das Klima in Deutschland, basierend auf historischen Daten aus dem Zeitraum 1995 bis 2012 [50]. Für die vorliegende Arbeit wird die im Jahr 2017 veröffentlichte Version genutzt, die durch eine Überarbeitung von Krähenmann u. a. [51] eine ortsgenaue Auflösung der Klimadaten ermöglicht. Es werden exemplarisch mittlere Witterungsverhältnisse für den nördlichen Stadtrand von Aachen (Gebiet Campus Melaten) ausgewählt. In Abbildung 6.2 ist die Häufigkeitsverteilung der Außenlufttemperatur des verwendeten Datensatzes veranschaulicht. Das Diagramm zeigt sowohl ein Histogramm mit den entsprechenden Wahrscheinlichkeiten für die Temperaturen (graue Balken) als auch eine Summenhäufigkeit (rote Linie).

Es ist ersichtlich, dass die Daten ein für große Bereiche von Deutschland typisches, moderates Klima widerspiegeln, bei dem zu einem sehr großen Teil der Zeit (> 92 %) Werte zwischen 0°C und 25°C vorliegen. Auch die Extremwerte sind mit $-7,7^\circ\text{C}$ und $30,8^\circ\text{C}$ typisch für große Bereiche von Deutschland. Dies gilt ebenso für die Windgeschwindigkeit und -richtung, zu denen die Häufig-

keitsverteilungen in den Abbildungen A.18 und A.19 auf Seite 150 des Anhangs dargestellt sind. Zu ca. 41 % der Zeit sind die Windgeschwindigkeiten geringer als 2,5 m/s. Werte von 8 m/s und mehr treten nur zu 3,5 % der Zeit auf. In Bezug auf diese Werte muss beachtet werden, dass sich diese auf eine Höhe über dem Grund von 10 m beziehen und die Windgeschwindigkeiten auf der Höhe des Gebäudes geringer ausfallen. Dieser Umstand wird im Simulationsmodell entsprechend berücksichtigt. Details zu der Angabe von Windgeschwindigkeiten sind in Abschnitt 4.4 zu finden.

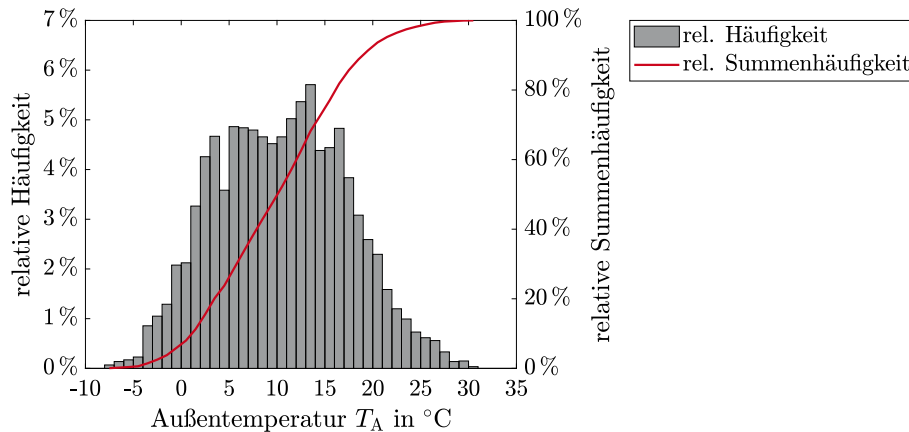


Abbildung 6.2: Häufigkeitsverteilung (linke y-Achse) und kumulierte Summenhäufigkeit (rechte y-Achse) der Außentemperatur des für die Monte-Carlo-Simulationen verwendeten Wetterdatensatzes

Da die Parameter Windgeschwindigkeit, Windrichtung und Außentemperatur jedoch nicht unabhängig voneinander sind, wird aus der Datenbank keine einfache Verteilungsfunktion abgeleitet. Die Abhängigkeit dieser Parameter wird dadurch berücksichtigt, dass über eine Gleichverteilung eine zufällige Stunde des Jahres h_f in den Grenzen 1 h und 8760 h berechnet wird. Für diesen Zeitpunkt werden daraufhin die Außentemperatur sowie Windgeschwindigkeit und Richtung aus der Datenbank gewählt. Insbesondere die stark ausgeprägte Abhängigkeit zwischen Windgeschwindigkeit und Windrichtung kann über dieses Verfahren berücksichtigt werden.

Durch die in Abschnitt 4.4 beschriebene Entkopplung von Gebäudeumströmung und Strömung im Innenraum des Gebäudes sind Windgeschwindigkeit und -richtung im Gegensatz zur Außentemperatur jedoch keine Parameter, die direkt in der Strömungssimulation verwendet werden können. In Abbildung 6.3 ist die weitere Verwendung dieser Größen im Simulationsmodell veranschaulicht. Aus der Außentemperatur wird die Dichte der Außenluft anhand der thermischen Zustandsgleichung idealer Gase berechnet. In diesem Schritt wird von trockener Luft mit einer spezifischen Gaskonstante von $R_s = 287,1 \text{ J/(kgK)}$ ausgegangen und ein Luftdruck von $p_{A,\infty} = 101\,325 \text{ Pa}$ zugrunde gelegt. Außerdem werden anhand der Gleichungen 4.6 und 4.7 auf Seite 70 die c_p -Werte für die Zu- und Abluftöffnungen in Abhängigkeit der Windrichtung berechnet. Aus diesen c_p -Werten wiederum werden über die Dichte und die Windgeschwindigkeit die windbedingten Druckdifferenzen zwischen Zu- bzw. Abluftöffnung und Umgebung berechnet. Die Differenz dieser beiden Werte

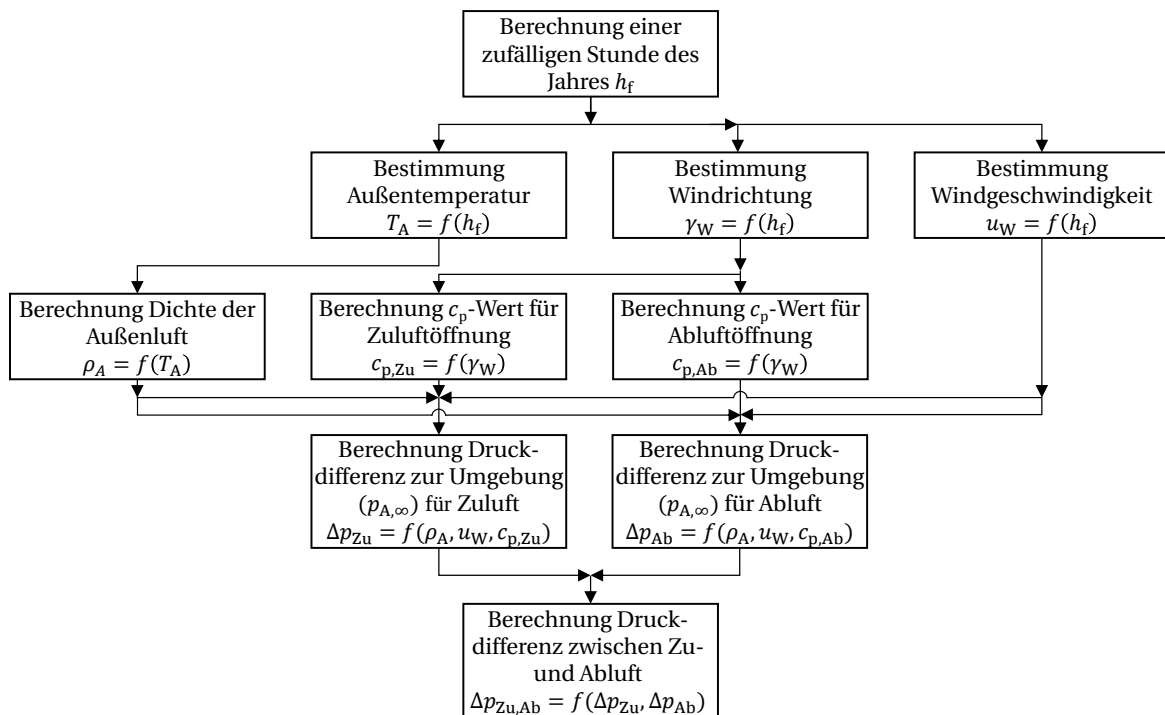


Abbildung 6.3: Flussdiagramm zur Berechnung der windbedingten Druckdifferenz zwischen Zu- und Abluft aus den Daten der Testreferenzjahre durch Generierung eines zufälligen Zeitpunktes im Jahr

$(\Delta p_{Zu,Ab})$ kann als Eingangswert für die Strömungssimulationen genutzt werden.

Der absolute Luftdruck der Umgebung auf Höhe des Bodens und die relative Luftfeuchtigkeit der Umgebung werden aufgrund des geringen Einflusses auf die Simulationsergebnisse über konstante Werte definiert. Der Luftdruck in den Simulationen beträgt mit 101 325 Pa demjenigen bei Normbedingungen und die Luftfeuchtigkeit wird durch einen konstanten Wert von 40 % repräsentiert.

Der Programmablauf des Gesamtsimulationsmodells mit probabilistischen Randbedingungen auf Basis der Monte-Carlo-Methode ist in Abbildung 6.4 veranschaulicht. Das Modell wurde in der proprietären Programmiersprache MATLAB in der Version 2018b umgesetzt, ist aber ebenso ohne Einschränkungen auf offene Programmiersprachen wie beispielsweise Python übertragbar. Das Flussdiagramm stellt aus Gründen der besseren Übersicht die Version des Modells für einen PC mit mehreren Kernen dar. Aufgrund der hohen Rechenzeiten ist es jedoch unabdingbar, das Modell auf vielen Rechnern gleichzeitig, einem sogenannten Computercluster, durchzuführen, um die Rechenzeiten zu reduzieren. Die Anzahl der Parameterkombinationen N ist in der Abbildung mit 1 000 angegeben.

Im folgenden Abschnitt 6.2 wird zunächst gezeigt, dass mit diesem Ansatz eine ausreichend große Anzahl an Simulationen durchgeführt wird. Aus diesem Grund wird im Rahmen der in dieser Arbeit vorgestellten Studie eine Anzahl von 1 000 Parameterkombinationen verwendet. In diesem Zusam-

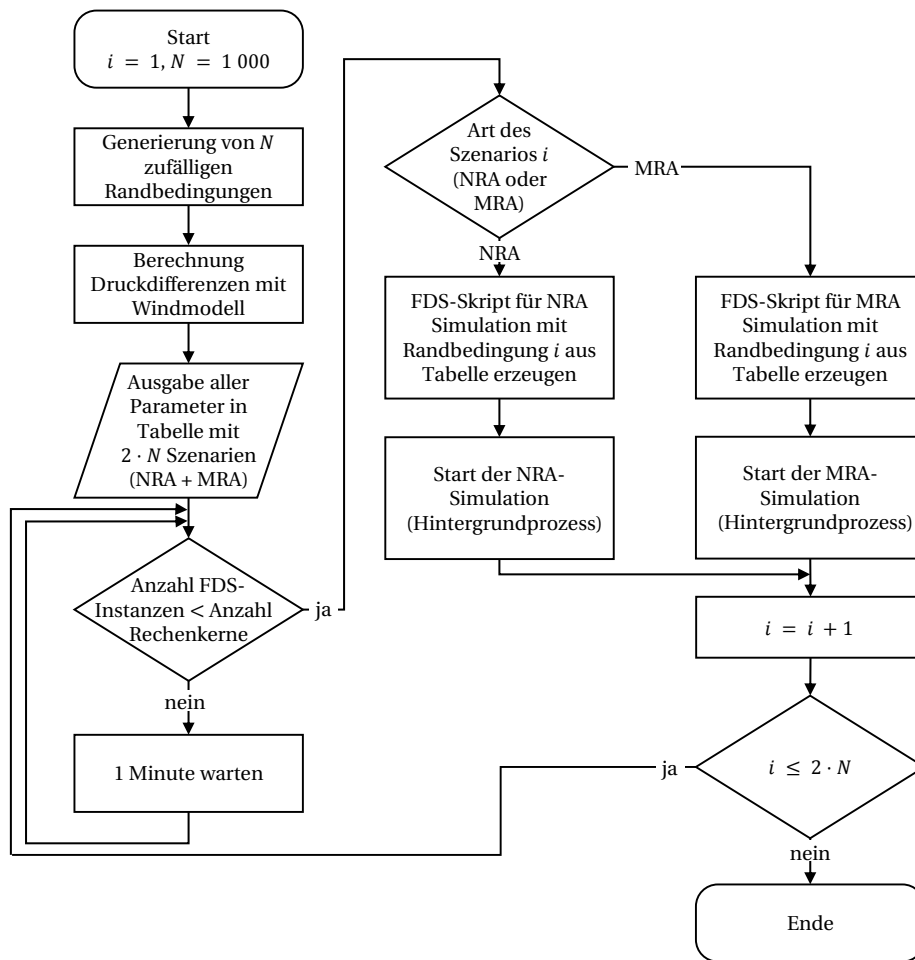


Abbildung 6.4: Flussdiagramm zum Ablauf des Monte-Carlo-Gesamtmodells für einen PC mit mehreren Prozessorkernen oder Threads

menhang ist zu beachten, dass aufgrund der Tatsache, dass ein Vergleich zwischen natürlicher und maschineller Entrauchung durchgeführt werden soll, eine Anzahl von 1 000 Parameterkombinationen zu insgesamt 2 000 (bzw. im Allgemeinen $2 \cdot N$) Simulationen führt.

Im Gesamtmodell wird zunächst über einen Zufallsgenerator für jeden Parameter, der einer Gleichverteilung unterliegt (siehe Tabelle 6.1), eine Zufallszahl zwischen 0 und 1 generiert und dieses Vorgehen 1 000 mal wiederholt. Aus den Zufallszahlen werden über die Verteilungsfunktionen sowie das vorgestellte Modell für die Berechnung des Winddrucks die Parameter für alle Szenarien berechnet und in eine Tabelle geschrieben. Diese Tabelle enthält somit 2 000 Szenarien, da aus jeder zufälligen Parameterkombinationen sowohl ein NRA- als auch ein MRA-Szenario generiert wird.

Darauffolgend wird über eine Schleife im zeitlichen Abstand von einer Minute überprüft, ob die Anzahl der laufenden FDS-Instanzen (Simulationen) kleiner ist als die Anzahl der verfügbaren Prozessorkerne (bzw. Threads) des PCs. Wenn diese Bedingung erfüllt ist, was insbesondere beim Start des

Programms der Fall ist, wird abhängig davon, ob das Szenario i natürliche oder maschinelle Entrauchung nutzt, ein entsprechendes FDS-Simulationsskript generiert. Bei dieser Skripterstellung werden die Parameter aus der zuvor generierten Tabelle mit den Randbedingungen eingesetzt. Die Simulation wird als Hintergrundprozess gestartet, sodass die in Abbildung 6.4 dargestellte Schleife nach einer Erhöhung des Laufindex i ohne zusätzliche Verzögerung weiter ausgeführt werden kann. Dieses Vorgehen wird so lange wiederholt, bis der Wert der Laufvariable $i = 2 \cdot N$ bzw. 2 000 ist.

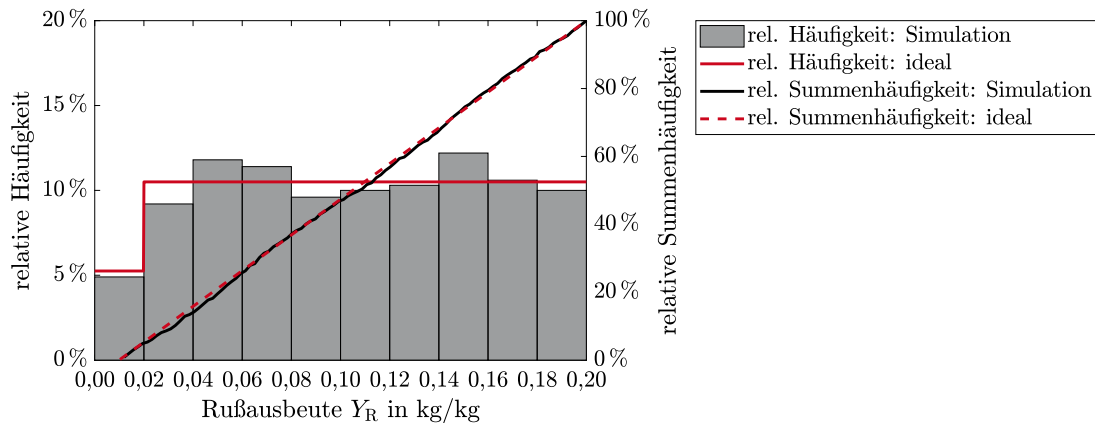


Abbildung 6.5: Verteilung der Rußausbeute bei der Monte-Carlo-Simulation mit $N = 1000$ Parameterkombinationen im Vergleich zur idealen Verteilung anhand der vorgegebenen Verteilungsfunktion

Da von PCs generierte Zufallszahlen in Wirklichkeit nie zufällig sind, sondern die entsprechenden Generatoren sogenannte Pseudo-Zufallszahlen auf Basis von durch Algorithmen definierte Folgen in Abhängigkeit eines Startwertes erstellen, wird im Folgenden kurz qualitativ bewertet, ob der verwendete Zufallsgenerator den Anforderungen an die Monte-Carlo-Simulation genügt. Im Rahmen dieser Arbeit wird der von Müller-Gronbach u. a. [71] für Monte-Carlo-Simulationen empfohlene Mersenne-Twister genutzt, der auf Basis der Systemzeit des PCs initialisiert wurde.

In Abbildung 6.5 ist zur qualitativen Bewertung exemplarisch die Verteilung der Rußausbeute in Form eines Histogramms dargestellt. Außerdem ist in der Abbildung durch eine rote Linie die ideale Häufigkeitsverteilung auf Basis der gewählten Verteilungsfunktion eingezeichnet. Da die untere Grenze für die Rußausbeute 0,01 kg/kg beträgt, ist die erwartete Häufigkeit im ersten Bereich des Histogramms genau halb so groß wie für alle anderen Bereiche. Im Diagramm ist erkennbar, dass es zu einer guten Übereinstimmung zwischen der idealen und der zufällig generierten Verteilung kommt. Die größte Abweichung tritt bei der dargestellten Einteilung für Rußausbeuten zwischen 0,14 und 0,16 kg/kg auf. In diesem Bereich befinden sich bei der Monte-Carlo-Simulation ca. 12,2 % der Szenarien, während die Verteilungsfunktion ca. 10,5 % vorgibt. Diese Abweichungen liegen jedoch in der Größenordnung, die bei einem Zufallsexperiment mit einer Stichprobenanzahl von 1 000 zu erwarten sind. Auch die eingezeichnete relative Summenhäufigkeitsverteilung (schwarze

Linie, rechte Achse) verdeutlicht nochmals, wie gut die Zufallszahlen mit der idealen Verteilung (rote, gestrichelte Linie) übereinstimmen.

6.2 Leistung von Entrauchungsanlagen bei unsichereren Randbedingungen

Die einfachste und in vielen Studien verwendete Möglichkeit der Auswertung einer Monte-Carlo-Simulation ist die Bildung von Mittelwerten der Bewertungskriterien über alle simulierten Szenarien. Eine Voraussetzung hierzu ist die Konvergenz dieser Kriterien in der Gesamtsimulation, die durch eine ausreichend große Anzahl an Simulationen erreicht werden kann. Im folgenden Abschnitt 6.2.1 wird aus diesem Grund im ersten Schritt die Konvergenz überprüft. Daraufhin wird in Abschnitt 6.2.2 eine Bewertung der mittleren Leistungskriterien im quasistationären Zustand vorgestellt, der im Bereich von zehn Minuten nach Brandbeginn zu erwarten ist. Bei dieser und den folgenden Bewertungen werden stets die beiden Entrauchungsanlagen NRA und MRA verglichen. In einem dritten Schritt werden die gemittelten Ergebnisse in Abhängigkeit der Zeit dargestellt, um die auf dieser Basis zu erwartenden Unterschiede zwischen NRA und MRA zu quantifizieren. Im letzten Schritt wird eine neue Methode vorgestellt, um die Sicherheit der Entrauchungsanlagen bei Monte-Carlo-Simulationen auf Basis von Versagenswahrscheinlichkeiten zu bewerten.

Als Leistungskriterien werden im Rahmen dieser Arbeit auf Basis der Ergebnisse der Literaturrecherche (siehe Kapitel 3) die Sichtweite sowie die Temperatur im Gebäude genutzt. Als Höhe für die Auswertung dieser Kriterien wird 2,5 m gewählt. Dies entspricht einem mittleren Wert der Studien aus der Literaturrecherche und deckt sich mit der nationalen Normung. In dieser Höhe wird jeweils der räumliche Mittelwert der verschiedenen Kriterien berechnet. Von einer Nutzung des Maximalwertes wird aus zwei Gründen abgesehen. Zum einen ist ein Maximalwert sehr empfindlich für lokale Ausreißer, die im Gebäude durch unterschiedliche Strömungsphänomene entstehen können. Des Weiteren müsste bei der Nutzung des Maximalwertes ein klar definierter Bereich um den Brandherd ausgelassen werden, da die Leistungskriterien im Bereich der thermischen Auftriebströmung schlechte Werte aufweisen. Es sei an dieser Stelle trotzdem darauf hingewiesen, dass für sehr große oder komplexe Gebäude die Bewertung über einen Mittelwert nicht zu empfehlen ist und das vorgestellte Verfahren über die Bildung von Abschnittsflächen zur Auswertung erweitert werden sollte. Als zusätzliches Kriterium zur Bewertung der Entrauchungsanlagen wird im Folgenden der abgeführte Volumenstrom herangezogen.

6.2.1 Konvergenz der Monte-Carlo-Simulationen

Im ersten Schritt werden die mit dem neuartigen Ansatz durchgeführten Simulationen auf Konvergenz überprüft. Dieser Schritt ist wichtig, um sowohl Reproduzierbarkeit bei der Generierung neuer Zufallszahlen als auch eine ausreichende Genauigkeit bei der Bildung von Mittelwerten über alle Simulationen sicherstellen zu können.

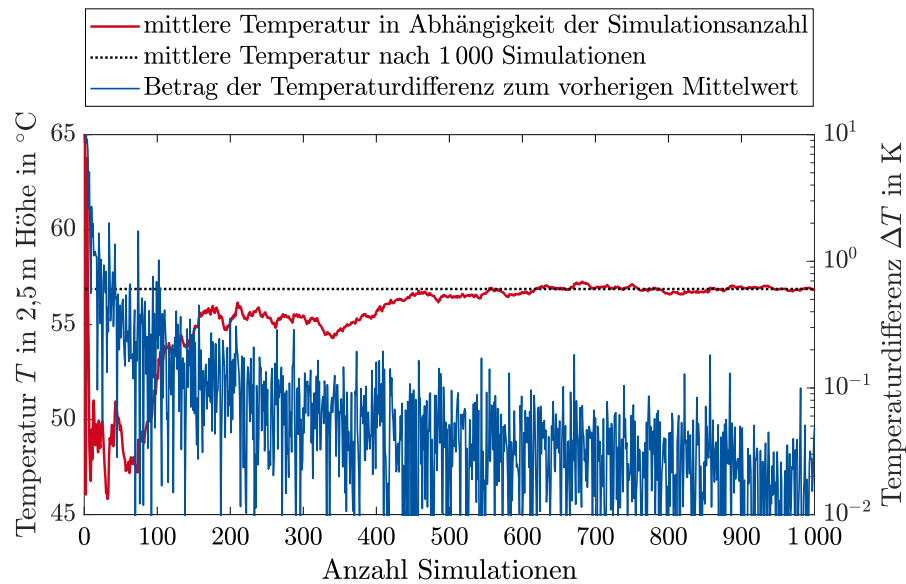


Abbildung 6.6: Mittelwert der Temperatur in 2,5 m Höhe bei NRA in Abhängigkeit der Anzahl durchgeführter Simulationen sowie Differenz zum vorherigen Mittelwert (lokaler Gradient)

In Abbildung 6.6 ist die mittlere Temperatur auf einer Höhe von 2,5 m für die Simulationen mit natürlicher Entrauchung dargestellt (rote Linie). Um die Konvergenz zu überprüfen, wird dieser Wert nicht nur räumlich gemittelt, sondern zusätzlich über alle Simulationen bis zu der auf der x-Achse gekennzeichneten Anzahl N . Es ist ersichtlich, dass die auf diese Art gemittelte Temperatur für eine Anzahl von bis zu 100 Simulationen noch sehr starken Schwankungen unterliegt, die bei bis zu 500 Simulationen auf wenige Kelvin sinken. Letztendlich konvergiert die Größe auf einen Wert von ca. 57 °C (schwarze, gestrichelte Linie) und weicht ab Simulationslauf 600 nur noch weniger als 1 K von diesem Wert ab. Um die Konvergenz des Mittelwertes zu verdeutlichen, ist mit der blauen Linie auf der rechten y-Achse zusätzlich der Betrag der Temperaturdifferenz zum jeweils vorherigen Mittelwert gekennzeichnet. Um den großen Wertebereich abbilden zu können, ist die Achse logarithmisch skaliert. Auch in dieser Darstellung ist ersichtlich, dass die Differenzen zwischen zwei benachbarten Mittelwerten innerhalb der ersten 200 Simulationen noch häufig im Bereich von 0,1 K bis zu 10 K liegen. Diese Differenzen betragen für die letzten 200 Simulationen im Mittel lediglich ca. 0,03 K und weisen bis auf drei Ausreißer Werte unter 0,1 K auf.

Die Konvergenz für die Mittelwerte der Sichtweite bei NRA ist noch besser als diejenige der Temperaturen, was darin begründet ist, dass diese Größe auf einen Maximalwert von 30 m begrenzt ist. Die Ergebnisse dazu sind in Abbildung A.20 auf Seite 151 im Anhang veranschaulicht. Die vorgestellten Ergebnisse zeigen, dass mit dem gewählten Simulationsmodell mit $N = 1000$ eine ausreichende Anzahl an Simulationen durchgeführt wird, um eine hohe Genauigkeit bzw. gute Reproduzierbarkeit zu erzielen. Der gewählte Wert stellt dabei einen Kompromiss zwischen Simulationsdauer und

Genauigkeit dar. Eine einzelne Simulation benötigt auf einem Kern eines PCs im Durchschnitt eine Prozessorzeit von ca. 48 Stunden. Für 2 000 Simulationen, die für $N = 1\,000$ gerechnet werden müssen, ergibt sich somit eine Prozessorzeit von ca. 4 000 Tagen, was in etwa 11 Jahren entspricht. Die Größenordnung dieses Wertes lässt zwei Schlussfolgerungen zu. Zum einen ist eine Berechnung auf mehreren Prozessorkernen bzw. Threads zwingend notwendig, um das Verfahren bei aktuellem Stand der Technik mit akzeptablen Rechenzeiten zu verwenden. Zum anderen ist eine deutliche Erhöhung der Simulationsanzahl (z. B. $N = 10\,000$) mit aktuell verfügbarer Hardware nicht sinnvoll umzusetzen. Für den in dieser Arbeit beschriebenen Umfang kann eine Anzahl von mindestens 50 bis 100 Prozessorkernen bzw. Threads empfohlen werden, sodass eine Gesamtsimulation auf einen Zeitraum von ca. 40 bis 80 Tagen reduziert werden kann.

6.2.2 Leistung der Entrauchungsanlagen 10 Minuten nach Brandbeginn

Die mittlere Leistung der beiden untersuchten Entrauchungsanlagen bei unsicheren Randbedingungen kann über die Bildung von Mittelwerten der Leistungskriterien über alle durchgeführten Simulationen berechnet werden. Im Folgenden wird zunächst der Zeitpunkt betrachtet, der am meisten einem quasistationären Zustand gleicht. Dieser befindet sich am Ende der Simulationsdauer, was einem Zeitpunkt von 10 Minuten nach Brandbeginn entspricht. Die im Folgenden genannten Mittelwerte sind über vier Dimensionen gemittelt. Die ersten beiden Dimensionen der Mittelung beschreiben den Ort (x- und y-Komponente) auf einer Höhe von 2,5 m. Diese Mittelung ist in Gleichung 6.1 exemplarisch für die mittlere Temperatur gezeigt. Daraufhin wird für jeden Simulationslauf eine zeitliche Mittelung durch einen gleitenden Mittelwert über eine Zeitspanne von 30 Sekunden zum variablen Zeitpunkt t_m vorgenommen. Zuletzt wird für jede Entrauchungsanlage als vierte Dimension über die Laufvariable j der 1 000 Szenarien der Monte-Carlo-Simulation gemittelt. Die Berechnungsvorschrift für die zuletzt genannten Mittelwerte wird exemplarisch in Gleichung 6.2 gezeigt. Die Laufvariable j beschreibt dabei die unterschiedlichen Randbedingungen für eine einzelne Entrauchungsanlage und hat deswegen einen Maximalwert von 1 000, obwohl die Laufvariable i (siehe Abbildung 6.4) bis zu einem Wert von 2 000 geht. Die beschriebene Mittelung wird im Folgenden gekennzeichnet, indem die gemittelte Variable mit einem Überstrich und einer Zeit als Index versehen wird.

$$T_j(z = 2,5 \text{ m}) = \frac{1}{400 \text{ m}^2} \int_{-10 \text{ m}}^{10 \text{ m}} \int_{-10 \text{ m}}^{10 \text{ m}} T_j(x, y, z = 2,5 \text{ m}) dx dy \quad (6.1)$$

$$\overline{T}_{t_m} = \frac{1}{1000} \sum_{j=1}^{1000} \frac{1}{30 \text{ s}} \int_{t_m-15 \text{ s}}^{t_m+15 \text{ s}} T_j(z = 2,5 \text{ m}) dt \quad (6.2)$$

In Abbildung 6.7 sind für den Zeitpunkt $t = 10 \text{ min}$ nach Brandbeginn der auf diese Art gemittelte Volumenstrom sowie die Temperatur und Sichtweite in einer Höhe von 2,5 m dargestellt. Der mitt-

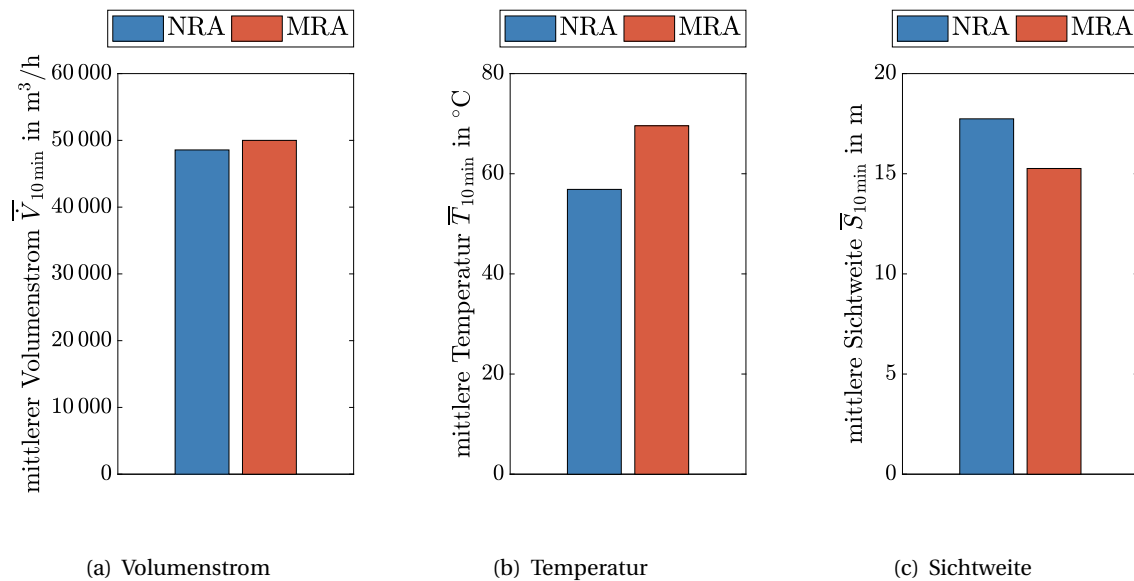


Abbildung 6.7: Mittelwerte des Volumenstromes (a), der Temperatur (b) sowie der Sichtweite (c) in 2,5 m Höhe über alle Simulationen bei NRA und MRA 10 Minuten nach Brandbeginn

lere Volumenstrom liegt mit Werten von $50\,000\text{ m}^3/\text{h}$ bei MRA und ca. $48\,600\text{ m}^3/\text{h}$ bei NRA in der gleichen Größenordnung, wie bei den in Abschnitt 5.1 vorgestellten Simulationen bei bekannten, konstanten Randbedingungen. Bei der Monte-Carlo-Simulation ist die mittlere Temperatur in einer Höhe von 2,5 m bei MRA mit ca. 70°C um 13 K höher als bei natürlicher Entrauchung. Ebenso ist der Mittelwert der Sichtweite bei NRA 10 Minuten nach Brandbeginn höher. Diese liegt bei NRA bei 17,7 m im Gegensatz zu einem Wert von 15,3 m bei MRA. Die Leistungskriterien bei unsicheren Randbedingungen zeigen somit 10 Minuten nach Brandbeginn für natürliche Entrauchung leicht bessere Werte im Vergleich zur maschinellen Entrauchung.

Bezüglich der in Abschnitt 3.1 abgeleiteten Grenzwerte für die Leistungskriterien Temperatur der raucharmen Schicht und Sichtweite in dieser ist festzustellen, dass die untere Grenze für die Sichtweite von 10 m für NRA und MRA mit einem großen Sicherheitsabstand eingehalten wird. Der Grenzwert für die Temperatur von 60°C wird im Mittelwert über alle Simulationen für NRA eingehalten, für MRA jedoch nicht. Die über alle Szenarien der Monte-Carlo-Simulation gemittelten Leistungskriterien sind ähnlich zu denjenigen, die aus der in Abschnitt 5.1 vorgestellten einfachen Auslegungsrechnung mit bekannten Randbedingungen resultieren. Diese erste, einfache Auswertung könnte somit suggerieren, dass der Mehrwert der Monte-Carlo-Simulation gering ist. In den kommenden Abschnitten wird gezeigt, welche zusätzlichen und relevanten Informationen die Berücksichtigung von unsicheren Randbedingungen liefern kann.

6.2.3 Zeitabhängige Leistung der Entrauchungsanlagen

Die zuvor gezeigten Mittelwerte geben lediglich den Zustand zu einem Zeitpunkt 10 Minuten nach Brandbeginn wieder. Für eine sichere Entfluchtung und somit für die Personensicherheit sind allerdings insbesondere die ersten Minuten nach Brandbeginn ausschlaggebend. Aus diesem Grund wird die Mittelung der Leistungskriterien über alle Szenarien für NRA und MRA zusätzlich für jede Minute durchgeführt.

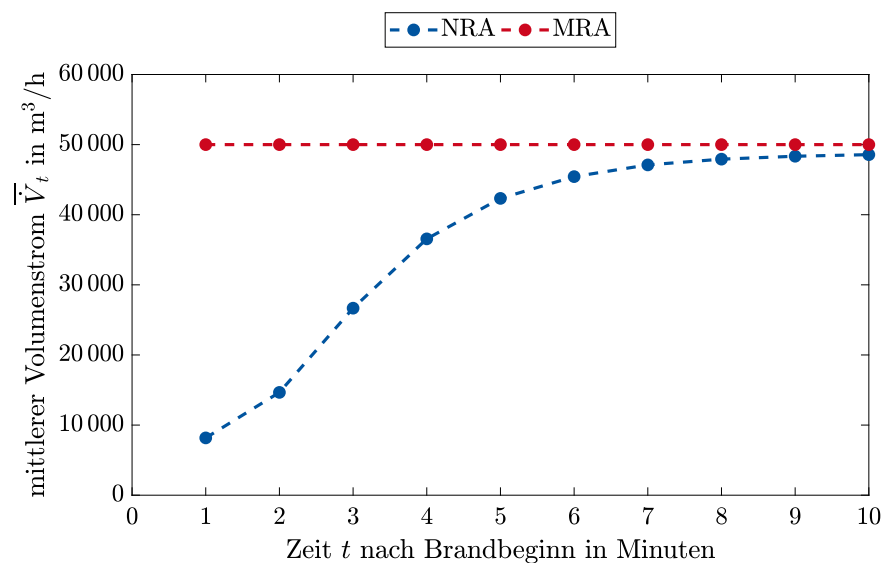


Abbildung 6.8: Mittlerer Volumenstrom der Entrauchung bei NRA und MRA in Abhängigkeit der Zeit nach Brandbeginn

In Abbildung 6.8 ist die zeitliche Entwicklung des Volumenstromes der Entrauchung im Vergleich zwischen NRA und MRA dargestellt. Die Mittelung beginnt nicht zum Zeitpunkt des Brandbeginns, sondern bei der ersten Minute, da bei Brandbeginn noch die in allen Fällen gleiche Initialisierungslösung gilt. Die Stützstellen im Diagramm sind zwecks besserer Lesbarkeit durch gestrichelte Linien verbunden, auch wenn auf Basis dieser Auswertung keine Aussage über die Zeit zwischen den Stützstellen gemacht werden kann. Die dargestellte Entwicklung des Wertes für NRA ist vergleichbar mit dem Anstieg bei den in Abschnitt 5.1 gewählten konstanten Randbedingungen. Der Volumenstrom bei NRA erreicht nach ca. 8 Minuten seinen quasistationären Endwert von ca. $48\,000\text{ m}^3/\text{h}$, während er bei MRA konstant $50\,000\text{ m}^3/\text{h}$ beträgt.

Der zeitliche Verlauf der mittleren Temperatur, der in Abbildung 6.9 dargestellt ist, zeigt zwei interessante Phänomene. Einerseits steigt die Temperatur bei MRA 10 Minuten nach Brandbeginn immer noch leicht an und es ist somit in Bezug auf diesen Wert noch kein quasistationärer Zustand erreicht. Andererseits ist ersichtlich, dass die mittlere Temperatur bei NRA bis zur sechsten Minute nach Brandbeginn höher als bei MRA ist. Erst im weiteren zeitlichen Verlauf sind die mittleren

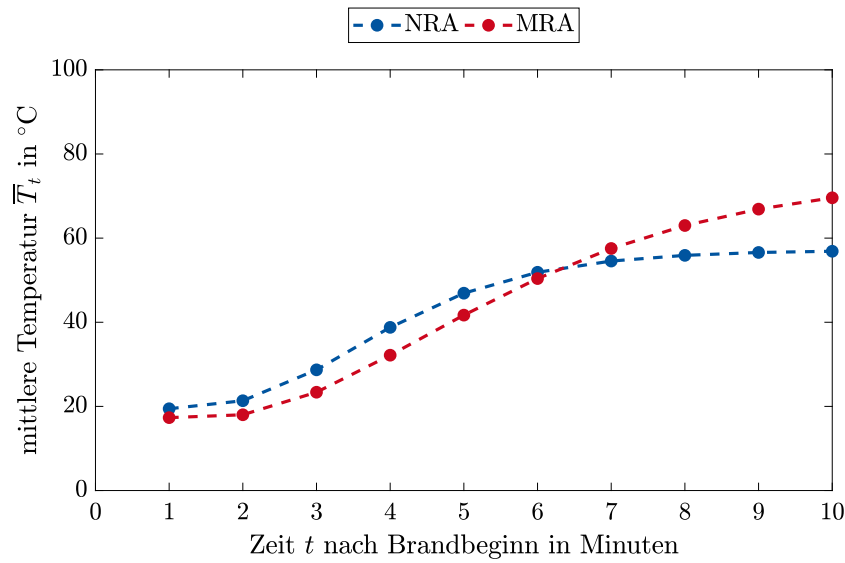


Abbildung 6.9: Mittlere Temperatur in 2,5 m Höhe bei NRA und MRA in Abhängigkeit der Zeit nach Brandbeginn

Temperaturen bei MRA höher. Dieses Verhalten könnte zwar bedeuten, dass in den ersten Minuten nach Brandbeginn mit MRA eine sicherere Entfluchtung gewährleistet werden kann und mit NRA ein sichererer Zustand des Gebäudes nach der Entfluchtung, allerdings kann diese Hypothese aufgrund des geringen Betrags der Mittelwerte durch die vorliegende Auswertung noch nicht bestätigt werden.

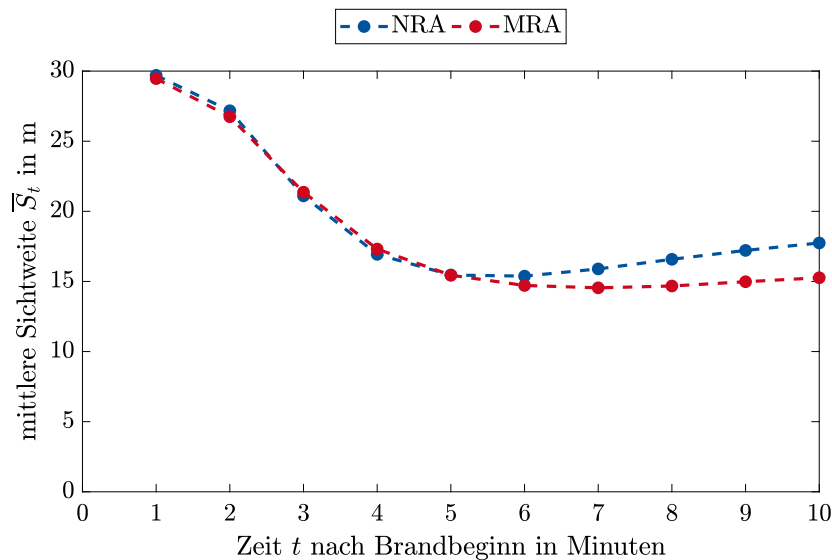


Abbildung 6.10: Mittlere Sichtweite in 2,5 m Höhe bei NRA und MRA in Abhängigkeit der Zeit nach Brandbeginn

In Abbildung 6.10 ist die zeitliche Entwicklung der mittleren Sichtweite in einer Höhe von 2,5 m dargestellt. Im Kontrast zu den Unterschieden in der Temperaturentwicklung zeigt die Sichtweite bis zur sechsten Minute ein gleiches Verhalten bei NRA und MRA. Diese halbiert sich in diesem Zeitraum von einem Wert von ca. 30 m auf eine mittlere Sichtweite von ca. 15 m. Der maximale Unterschied der Mittelwerte zwischen NRA und MRA ist bis zu diesem Zeitpunkt mit 0,7 m vernachlässigbar klein. Während die Sichtweite bei MRA ab diesem Zeitpunkt nahezu konstant bei einem Wert von ca. 15 m bleibt, steigt diese bei NRA leicht auf bis zu 17,7 m nach 10 Minuten an. Dieses Verhalten ist insofern sehr interessant, als es nochmals bestätigt, wie wichtig eine Berücksichtigung des instationären Verhaltens bei der Rauchfreihaltung ist. Die Ergebnisse zeigen, dass die Zustände im Innenraum einige Minuten nach Brandbeginn durchaus schlechter und somit auch gefährlicher sein können als im quasistationären Zustand bzw. nach sehr langer Zeit.

6.2.4 Bewertung anhand von Versagenswahrscheinlichkeiten

Auch wenn Mittelwerte über alle Szenarien eine Bewertung der Unterschiede zwischen natürlicher und maschineller Entrauchung zulassen, so kann anhand dieser Information noch keine Bewertung der Personensicherheit durchgeführt werden. Zur Bewertung der Personensicherheit muss für die einzelnen Szenarien überprüft werden, ob die Kriterien für eine sichere Entrauchung erfüllt sind. Sollten die Kriterien erfüllt sein, ist es unbedeutend, wie gut bzw. mit welchem Abstand zum Grenzwert diese erfüllt sind. Es ist beispielsweise irrelevant, ob die Temperatur im Innenraum während der Flucht 20 °C oder 30 °C beträgt, da beide Werte unter dem gewählten Grenzwert von 60 °C liegen und für Personen keine Gefahr darstellen.

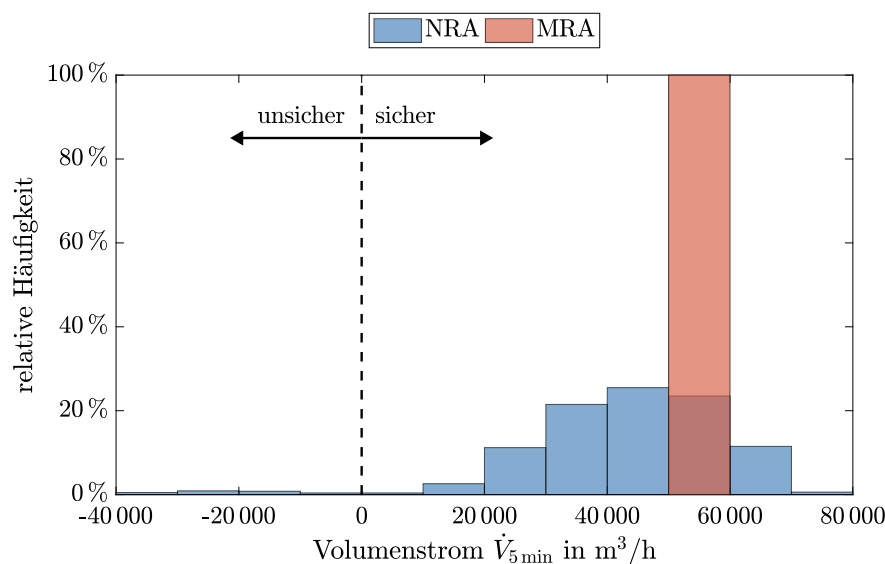


Abbildung 6.11: Häufigkeitsverteilungen der Volumenströme der Entrauchung bei NRA und MRA 5 Minuten nach Brandbeginn

Da die zuvor dargestellten Mittelwerte keinen Aufschluss über die Streuung von Bewertungsgrößen über die unterschiedlichen Szenarien geben, ist in Abbildung 6.11 zusätzlich die Häufigkeitsverteilung der Volumenströme bei NRA und MRA veranschaulicht. Das Diagramm zeigt die Verteilung für den Zeitpunkt 5 Minuten nach Brandbeginn. Während die Volumenströme bei MRA erwartungsgemäß bei allen Szenarien bei $50\,000\text{ m}^3/\text{h}$ liegen, verteilen sich diese bei NRA über einen großen Bereich. Mit einem Anteil von 93,2 % weist ein Großteil der Szenarien Volumenströme zwischen $20\,000\text{ m}^3/\text{h}$ und $70\,000\text{ m}^3/\text{h}$ auf. In der Häufigkeitsverteilung ist jedoch auch ersichtlich, dass ein sehr geringer Anteil (ca. 3 %) der Simulationen mit NRA einen negativen Volumenstrom aufweist. Dies ist gleichzusetzen mit einer Entrauchung durch die Zuluftöffnung, die in vielen Fällen gleichzeitig der Notausgang des Fluchtwegs ist. Zu diesem Zustand kann eine sehr ungünstige Kombination von Randbedingungen führen. Dieser muss vermieden werden, da er zu hohen Rußkonzentrationen im Notausgang führt, was im schlimmsten Fall die Flucht unmöglich macht. Aus diesem Grund wird als zusätzliches Bestehenskriterium ein nichtnegativer Volumenstrom definiert. Die Unterteilung der Simulationsläufe in sichere und unsichere Szenarien ist in Abbildung 6.11 eingezeichnet.

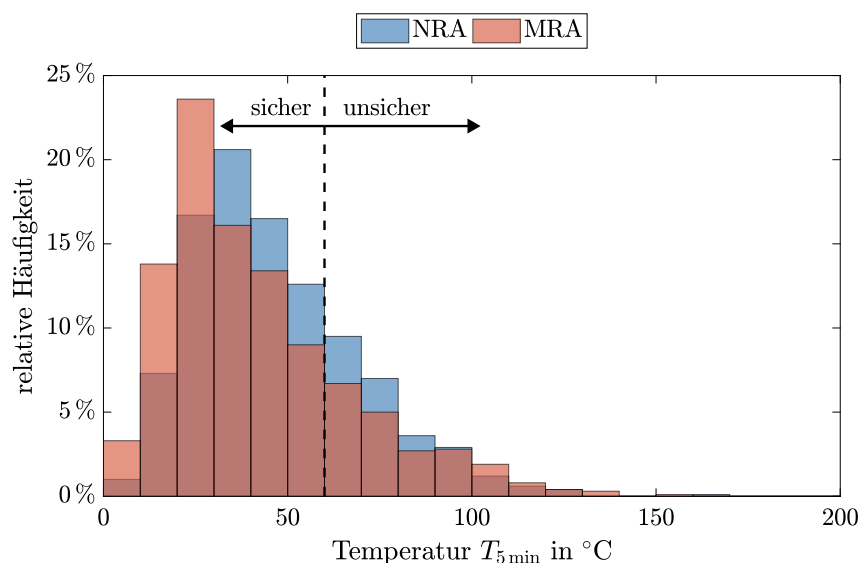


Abbildung 6.12: Häufigkeitsverteilungen der Temperatur in 2,5 m Höhe bei Entrauchung durch NRA und MRA 5 Minuten nach Brandbeginn

Die in Abbildung 6.12 dargestellte Häufigkeitsverteilung der Temperatur in 2,5 m Höhe nach 5 Minuten zeigt, dass es trotz des konstanten Volumenstromes bei MRA keineswegs zu einer konstanten Verteilung des Leistungskriteriums Temperatur kommt. Sowohl bei NRA als auch bei MRA sind die Temperaturen in einem sehr weiten Bereich verteilt. Auffallend ist hierbei, dass beide Verteilungen einer Gammaverteilung ähneln und die Häufigkeitsmaxima bei geringen Werten von $20\text{ }^{\circ}\text{C}$ bis $40\text{ }^{\circ}\text{C}$ liegen. Trotzdem kommen in einigen Szenarien auch sehr hohe Temperaturen von bis

zu 150 °C vor. Die Gesamtheit der Szenarien lässt sich auf Basis der in Abschnitt 3.1 definierten Leistungskriterien anhand der in der Abbildung 6.12 eingezeichneten gestrichelten Linie in sichere Szenarien mit Temperaturen von bis zu 60 °C und unsichere Szenarien mit höheren Temperaturen im Innenraum unterteilen. Für den dargestellten Zeitpunkt ergibt sich für NRA in 75 % der Fälle ein sicherer Zustand bezüglich dieses Kriteriums, bei Nutzung einer MRA herrschen in 79 % der Zeit sichere Temperaturbedingungen. Dieses zweite Kriterium entspricht somit der Einhaltung des zuvor erwähnten Temperaturgrenzwertes.

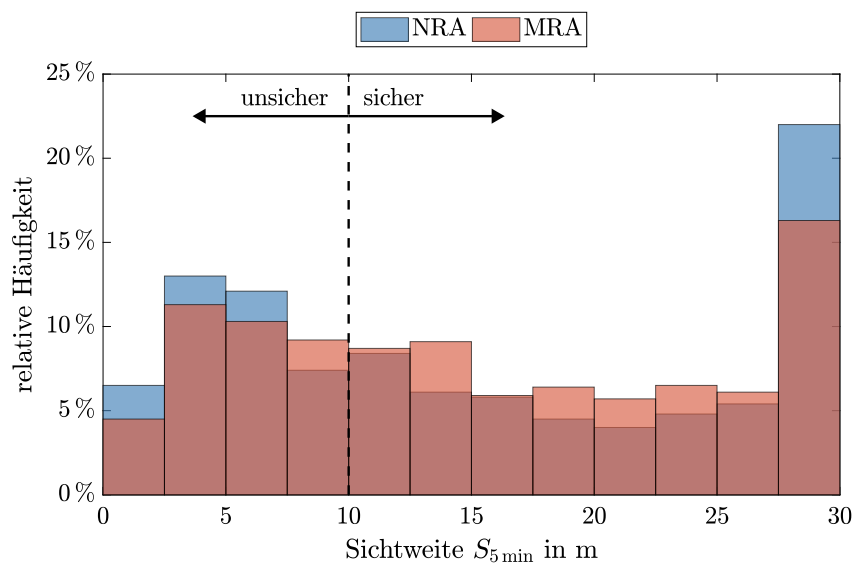


Abbildung 6.13: Häufigkeitsverteilungen der Sichtweite in 2,5 m Höhe bei Entrauchung durch NRA und MRA 5 Minuten nach Brandbeginn

Die Häufigkeitsverteilung der Sichtweite in einer Höhe von 2,5 m ist in Abbildung 6.13 dargestellt. Bei diesem Leistungskriterium zeigt sich eine andere Verteilung, deren Häufigkeitsmaximum nicht in der Nähe des Mittelwertes liegt. Sowohl bei NRA als auch bei MRA gibt es ein Maximum bei sehr hohen Sichtweiten von ca. 30 m und zusätzlich eines bei geringen Sichtweiten von ca. 2,5 m bis 5 m. Dies ist dadurch zu erklären, dass die Höhe der raucharmen Schicht häufig deutlich über 2,5 m liegt, was zu sehr hohen Sichtweiten im unteren Bereich des Gebäudes führt. Sinkt die Höhe der raucharmen Schicht auf Werte unter 2 m ab, so ist die obere Kante der Zuluftöffnung im Bereich der Rauchschicht, was zu einer starken Durchmischung im Raum gefolgt von sehr geringen Sichtweiten führt. Auch für die Sichtweite kann durch den in Abschnitt 3.1 definierten unteren Grenzwert von $S = 10$ m eine Unterteilung in sichere und unsichere Szenarien vorgenommen werden. Für den dargestellten Zeitpunkt weisen bei NRA 61 % und bei MRA 65 % der Szenarien sichere Sichtweiten auf.

Aus den Häufigkeitsverteilungen des Volumenstromes sowie der Temperatur und Sichtweite in einer Höhe von 2,5 m kann für jede Minute nach Brandbeginn eine Versagenswahrscheinlichkeit be-

rechnet werden, die sich aus der Addition aller Häufigkeiten im Bereich eines unsicheren Zustands ergibt. Im Rahmen dieser Arbeit werden jedoch im Folgenden nicht, wie häufig im Bereich des Bauingenieurwesens üblich, Versagenswahrscheinlichkeiten angegeben, sondern stets die Wahrscheinlichkeit berechnet, die zu einer sicheren Entfluchtung führt. Demzufolge wird eine Addition aller Häufigkeiten im Bereich der sicheren Szenarien berechnet.

Das erste Kriterium, das besagt, dass der Volumenstrom nichtnegativ sein soll, hat erwartungsgemäß für die maschinelle Entrauchung keine Auswirkung. Bei NRA ist dieses Kriterium in der ersten Minute nach Brandbeginn lediglich mit einer Wahrscheinlichkeit von 70 % erfüllt. Diese Wahrscheinlichkeit nimmt zunächst bis zur dritten Minute nach Brandbeginn linear auf einen Wert von 90 % zu und hat ab der vierten Minute Werte von über 95 %. Dieser Verlauf ist im Anhang in Abbildung A.21 veranschaulicht. Es kann gezeigt werden, dass bei einigen Randbedingungen, die zu einem großen Unterdruck an der Zuluftöffnung führen, die Entrauchung mit NRA kurz nach Brandbeginn teilweise nicht in der geplanten Strömungsrichtung stattfindet.

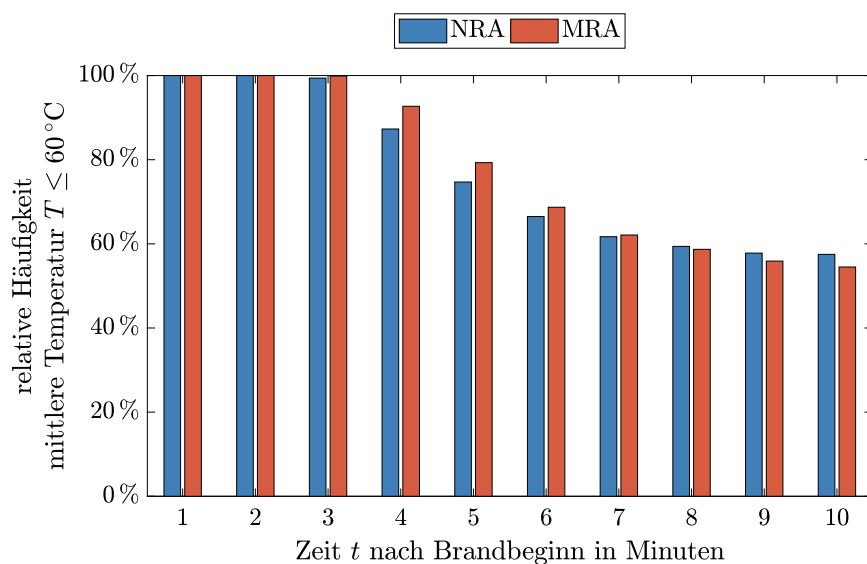


Abbildung 6.14: Relativer Anteil der Simulationen bei NRA und MRA, bei denen die Temperatur in 2,5 m Höhe maximal 60 °C beträgt in Abhängigkeit der Zeit nach Brandbeginn

Anders sieht der zeitliche Verlauf für das Kriterium aus, das Temperaturen von maximal 60 °C fordert. In den ersten drei Minuten ist dies für beide Entrauchungsanlagen zu 100 % erfüllt. Erst ab der vierten Minute gibt es einen steigenden Anteil an Simulationen, die das Kriterium nicht erfüllen. Während die Werte für MRA in der vierten bis sechsten Minute leicht besser sind, wird das Kriterium nach sieben Minuten bei beiden Entrauchungsanlagen in ca. 62 % der Fälle erfüllt. Ab der achten Minute schneidet NRA leicht besser ab. Schließlich wird das Kriterium nach 10 Minuten bei NRA in 58 % der Fälle und bei MRA bei 55 % der Szenarien erfüllt. Auch wenn die Größenordnung dieser Werte suggeriert, dass die Temperaturen im Innenraum trotz Rauchfreihaltungsmaßnahme häufig

zu hoch sind, darf an dieser Stelle nicht vernachlässigt werden, dass die maximale Brandleistung $\dot{Q}_{f,max}$ Werte von bis zu 3 MW annehmen kann. Dieser Wert ist doppelt so groß wie die maximale Brandleistung bei den einfachen Auslegungsrechnungen mit bekannten Randbedingungen in Abschnitt 5.1. Eine Unsicherheit bei der Definition dieses Parameters wird dementsprechend bei der Monte-Carlo-Simulation berücksichtigt.

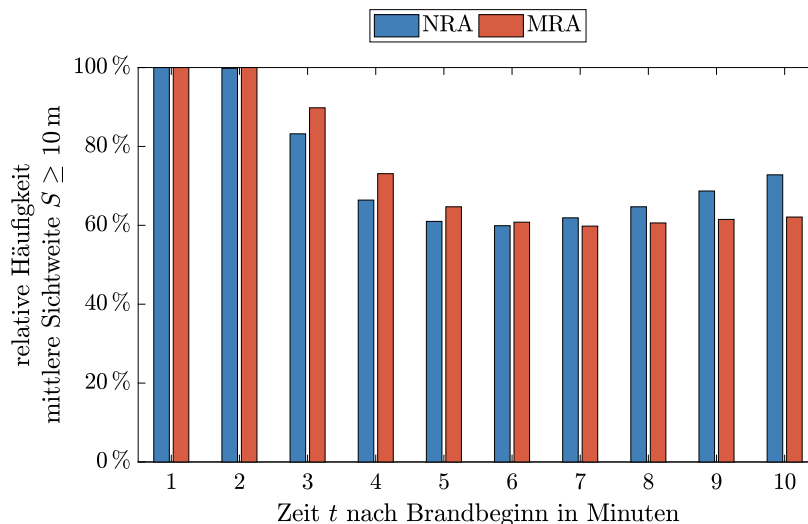


Abbildung 6.15: Relativer Anteil der Simulationen bei NRA und MRA, bei denen die Sichtweite in 2,5 m Höhe mindestens 10 m beträgt in Abhängigkeit der Zeit nach Brandbeginn

Das Verhalten bezüglich des Sichtweitekriteriums ist in Abbildung 6.15 visualisiert und hat interessanterweise einen sehr ähnlichen zeitlichen Verlauf wie das Kriterium zur Temperatur. Hier sind bis zur sechsten Minute die Werte für MRA mindestens so gut wie diejenigen für NRA, ab der siebten Minute zeigen sich Vorteile für NRA. Auch dieses Kriterium wird nach einer Zeit von 10 Minuten lediglich mit einer Wahrscheinlichkeit von 73 % (NRA) respektive 62 % (MRA) erfüllt. Diese Werte sind sehr gering, wenn nach einer einfachen Auslegung mit für die Entrauchung günstigen Randbedingungen davon ausgegangen wird, dass die Anlage sicher ist.

Von einer robusten Entrauchung mit einer sicheren Möglichkeit der Entfluchtung von Personen kann ausgegangen werden, wenn alle zuvor genannten Kriterien gleichzeitig erfüllt sind. Bei dieser Verknüpfung der Kriterien ist es wichtig, für jedes einzelne Szenario eine Überprüfung durchzuführen. Wird eine der zuvor genannten Grenzen überschritten, so gilt das Szenario als unsicher.

In Abbildung 6.16 ist der auf diese Art berechnete Anteil an sicheren Szenarien über der Zeit nach Brandbeginn dargestellt. Dieser relative Anteil ist gleichzusetzen mit der durch die Monte-Carlo-Simulation prognostizierten Wahrscheinlichkeit, dass im Brandfall zu einem gewissen Zeitpunkt für Personen sichere Bedingungen herrschen. Die ersten zwei Minuten nach Brandbeginn sind geprägt von dem Kriterium, das einen nichtnegativen Volumenstrom fordert, und dementsprechend sind die Wahrscheinlichkeiten bei NRA und MRA genau so groß wie bei diesem Einzelkriterium. Nach

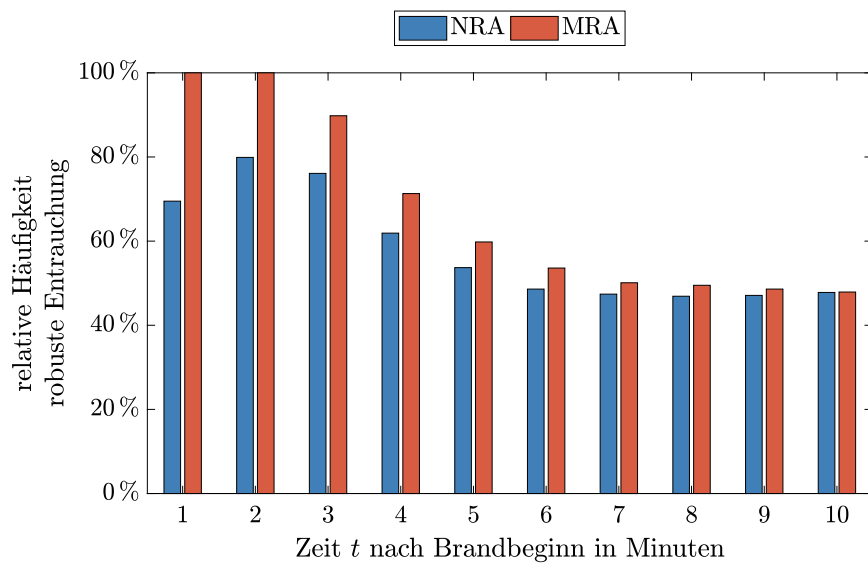


Abbildung 6.16: Relativer Anteil der Simulationen bei NRA und MRA, bei denen eine robuste Entrauchung vorliegt (Erfüllung der 3 Kriterien: Volumenstrom $\dot{V} \geq 0 \text{ m}^3/\text{h}$, Temperatur $T \leq 60 \text{ }^\circ\text{C}$, Sichtweite $S \geq 10 \text{ m}$)

der dritten Minute ist die Personensicherheit geprägt von den Kriterien Temperatur und Sichtweite und nimmt bei NRA bis zur sechsten Minute auf einen Wert von 49 % ab, der ab diesem Zeitpunkt nahezu unverändert bleibt. Bei MRA dauert es in etwa bis zur neunten Minute, bis dieser Wert erreicht wird.

Auffallend ist insbesondere, dass durch die Kombination der beiden Kriterien zu Sichtweite und Temperatur, die einzeln betrachtet ab der siebten Minute jeweils bei NRA leicht besser abschneiden, höheren Personensicherheiten für MRA bis zur zehnten Minute festgestellt werden können. Dies bedeutet, dass bei NRA häufiger nur eines der beiden Kriterien erfüllt wird. Das Ergebnis zeigt mit Wahrscheinlichkeiten von 60 % und geringer für beide Entrauchungsanlagen ab der sechsten Minute nach Brandbeginn sehr deutlich, wie wichtig eine Berücksichtigung der unsicheren Randbedingungen bei der Auslegung ist. Würde eine Entrauchungsanlage ohne Berücksichtigung der unsicheren Randbedingungen ausgelegt werden, so könnte im Brandfall nur mit einer Wahrscheinlichkeit von ca. 50 % bis 60 % davon ausgegangen werden, dass eine sichere Entfluchtung stattfinden kann. Dieser Wert weicht so weit von den typischen Versagenswahrscheinlichkeiten von ca. $1 \cdot 10^{-6}$ im Bauingenieurwesen ab, dass es im Bereich der Ingenieurmethoden des Brandschutzes einen Handlungsbedarf zur sicheren Auslegung von Entrauchungsanlagen gibt. Die dargestellten Ergebnisse zeigen außerdem, dass das vorgestellte Simulationsverfahren auf Basis der Monte-Carlo-Methode geeignet ist, um diesem Handlungsbedarf nachzukommen.

6.2.5 Detaillierte Analyse von zwei exemplarisch ausgewählten Simulationsfällen

Im Folgenden werden exemplarisch zwei Simulationsfälle der Monte-Carlo-Studie detaillierter ausgewertet und verglichen. Die Fälle sind so ausgewählt, dass in einem Fall NRA begünstigende Randbedingungen vorherrschen, während im anderen Fall durch die Randbedingungen MRA begünstigt wird. Dieser exemplarische Vergleich soll zum einen zeigen, wie sensibel und unterschiedlich beide Entrauchungsanlagen auf einer Änderung der äußeren Randbedingungen reagieren. Zum anderen soll aufgezeigt werden, wie wichtig die Berücksichtigung der Kombination von Parametern zur Bewertung von Entrauchungsanlagen ist.

Tabelle 6.2: Randbedingungen der Simulationsfälle Case-0029 und Case-0427

Simulationsfall	Case-0029	Case-0427
Außentemperatur T_A	9,8 °C	3,2 °C
Windgeschwindigkeit u_W	4,7 m/s	5,2 m/s
Windrichtung γ_W	238°	321°
Maximale Brandleistung $\dot{Q}_{f,max}$	138 kW	2 994 kW
Brandentwicklungsfaktor α_f	38 kW/s ²	186 kW/s ²
Rußausbeute Y_R	0,185 kg/kg	0,036 kg/kg
x-Position Brandherd x_f	8,3 m	3,9 m
y-Position Brandherd y_f	-7,3 m	6,4 m

In Tabelle 6.2 sind die Randbedingungen der beiden Simulationsfälle Case-0029 und Case-0427 zusammengefasst, die sich aus den probabilistischen Berechnungen des Monte-Carlo-Modells ergeben. Obwohl die Außentemperaturen und Windgeschwindigkeiten der beiden Fälle ähnlich sind, existiert aufgrund der abweichenden Windrichtungen ein deutlicher Unterschied in den Druckdifferenzen zwischen Zu- und Abluft. Das verwendete Modell berechnet für den Fall Case-0029 eine negative Druckdifferenz in Höhe von ca. -4,1 Pa, während für den Fall Case-0427 eine positive Druckdifferenz von ca. 11,4 Pa resultiert. Außerdem gibt es deutliche Unterschiede in der maximalen Brandleistung und der Rußausbeute. Simulationsfall Case-0029 bildet einen Brand mit geringer Leistung und großer Rußausbeute ab, während Fall Case-0427 eine hohe Brandleistung bei geringer Rußausbeute darstellt.

In Diagramm 6.17 ist der Einfluss der beschriebenen Randbedingungen auf die Leistungskriterien bei Nutzung von NRA und MRA als Entrauchungsanlagen dargestellt. Jeweils als zeitliche Mittelung von $t = 9,5$ min bis $t = 10,5$ min sind die Volumenströme (a) sowie die Sichtweiten (b) und Temperaturen in einer Höhe von 2,5 m dargestellt.

Die Auswertung der Volumenströme im linken Teil von Diagramm 6.17 zeigt deutliche Unterschiede zwischen NRA und MRA. Für den Fall Case-0029 resultiert aufgrund der geringen maximalen Brandleistung in Kombination mit einer negativen Druckdifferenz zwischen Zu- und Abluft ein Entrauchungsvolumenstrom von ca. 11 000 m³/h. Dieser Wert entspricht nur ca. 22 % des konstanten

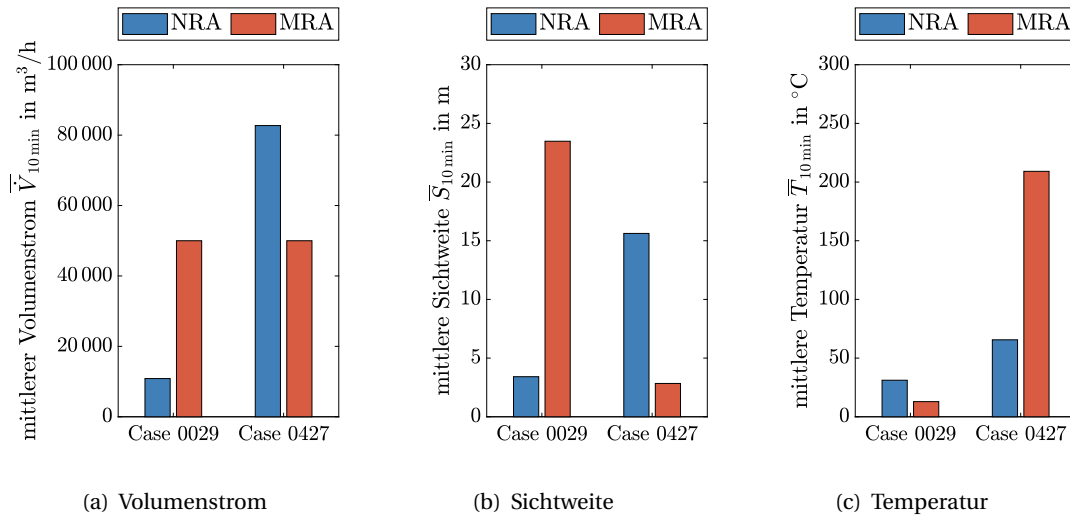


Abbildung 6.17: Mittelwerte des Volumenstromes (a), der Sichtweite (b) sowie der Temperatur (c) in 2,5 m Höhe bei den Simulationsfällen Case-0029 und Case-0427 mit NRA und MRA 10 Minuten nach Brandbeginn

Volumenstromes von $50\,000\text{ m}^3/\text{h}$ bei Nutzung einer MRA. Die Auswirkungen auf die Sichtweite sind aufgrund der hohen Rußausbeute trotz geringer Brandleistung sehr groß. Bei NRA beträgt diese ca. 3 m im Vergleich zu einer Sichtweite von ca. 24 m bei MRA. Die mittleren Temperaturen auf einer Höhe von 2,5 m sind in beiden Fällen deutlich unter dem Grenzwert von 60°C .

Im Gegensatz dazu werden für den Fall Case-0427 deutliche Vorteile für die natürliche Entrauchung sichtbar. Der Entrauchungsvolumenstrom liegt, aufgrund der positiven Druckdifferenz zwischen Zu- und Abluft sowie der hohen Brandleistung, mit einem Wert von $83\,000\text{ m}^3/\text{h}$ um ca. 66 % höher als bei MRA. Dies wiederum führt dazu, dass die Sichtweite durch die geringe Rußausbeute bei NRA mit einem Wert von 15,6 m um ca. 460 % höher ist, als bei MRA. Auch die Temperaturen im Gebäude unterscheiden sich bei NRA und MRA im Fall Case-0427 deutlich. Bei MRA erreicht diese in einer Höhe von 2,5 m nach 10 Minuten einen Mittelwert von 209°C , während diese bei NRA mit 66°C deutlich geringer ausfällt.

In Abbildung 6.18 ist für den Simulationsfall Case-0029 zusätzlich die örtliche Verteilung der Sichtweite in der yz-Ebene als zeitliche Mittelung von $t = 9,5\text{ min}$ bis $t = 10,5\text{ min}$ in der Raummitte ($x = 0\text{ m}$) veranschaulicht. Im oberen Teil der Abbildung ist das Ergebnis für eine Entrauchung mit NRA dargestellt, der untere Teil zeigt die Ergebnisse mit MRA. Da der Brandherd nicht in der dargestellten Ebene liegt, ist die thermische Auftriebsströmung über diesem in der Abbildung nicht dargestellt. Die Ergebnisse zeigen, dass bei NRA in einem großen Teil des Gebäudevolumens eine Sichtweite von nahezu 0 m herrscht, während bei MRA bis zu einer Raumhöhe von 4 m überwiegend Sichtweiten von mindestens 10 m vorherrschen. Diese Darstellung zeigt, dass die Höhe der raucharmen Schicht bereits so weit abgesunken ist, dass es im oberen Bereich der Zuluftöffnung

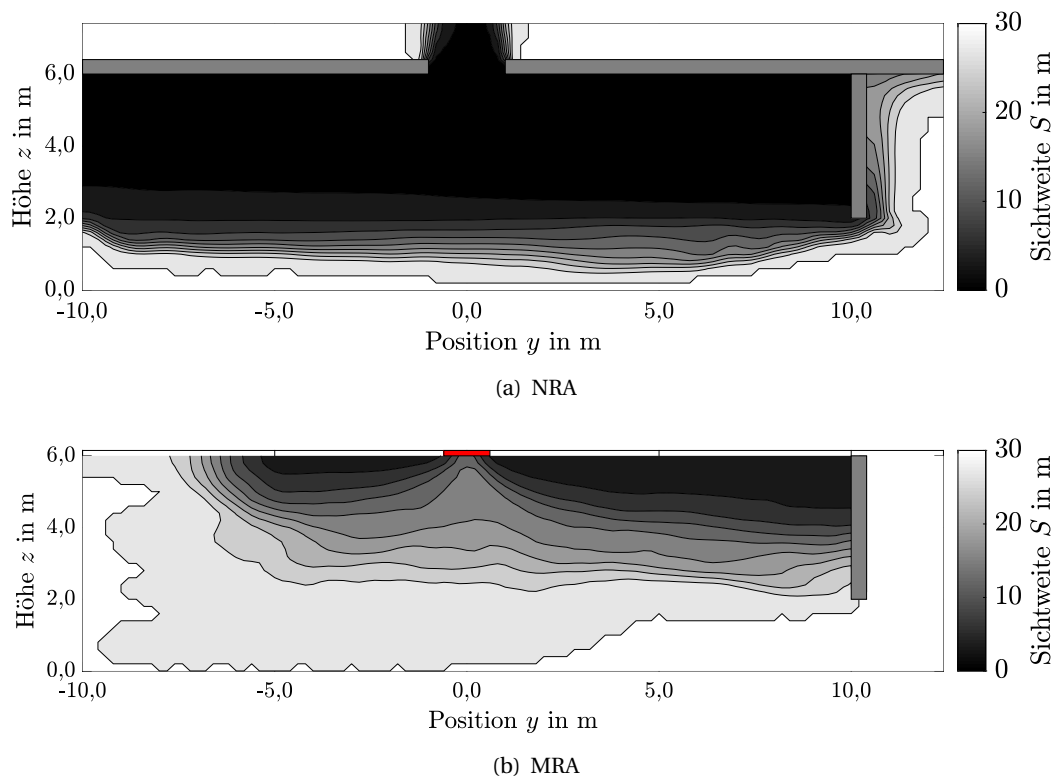


Abbildung 6.18: Case-0029: Sichtweite in der yz-Ebene bei $x = 0$ m, zeitliche Mittelung von $t = 9,5$ min bis $t = 10,5$ min

zu einer Rückströmung kommt, obwohl der Entrauchungsvolumenstrom bei NRA positiv ist. Bei MRA hingegen ist für die gewählten Randbedingungen ein Phänomen erkennbar, dass in der englischen Fachliteratur als *Plugholing* bezeichnet wird. Das Phänomen beschreibt den Zustand, bei dem durch den Ventilator verstärkt Luft aus dem unteren Bereich des Raumes abgesaugt wird. Es tritt auf, wenn der Entrauchungsvolumenstrom zu groß für die im Raum herrschende Übertemperatur oder Dicke der Rauchsicht ist.

Abbildung 6.19 veranschaulicht für den Simulationsfall Case-0427 die Temperaturschichtung in der yz-Ebene bei $x = 0$ m. Die Abbildung zeigt, dass für beide Fälle eine stabile Temperaturschichtung vorliegt. Allerdings herrschen bei MRA in großen Teilen des Innenraumvolumens Temperaturen von über 200°C , während bei NRA in keinem Bereich der dargestellten Schnittebene eine Temperatur von 200°C erreicht wird. Bei MRA sind auch außerhalb des Gebäudes, in der Nähe der Zuluftöffnung, Temperaturen oberhalb der Außentemperatur von $3,2^{\circ}\text{C}$ vorhanden. Dies deutet für diesen Fall ebenfalls auf eine Rückströmung in einem Teilbereich der Zuluftöffnung hin.

Obwohl die hier vorgestellten Simulationsfälle nur exemplarisch aus der Gesamtzahl von 1 000 Parameterkombinationen ausgewählt sind, verdeutlicht die Auswertung dieser, wie groß die Unterscheide zwischen NRA und MRA bei den gleichen Randbedingungen sein können. Ergeben sich für

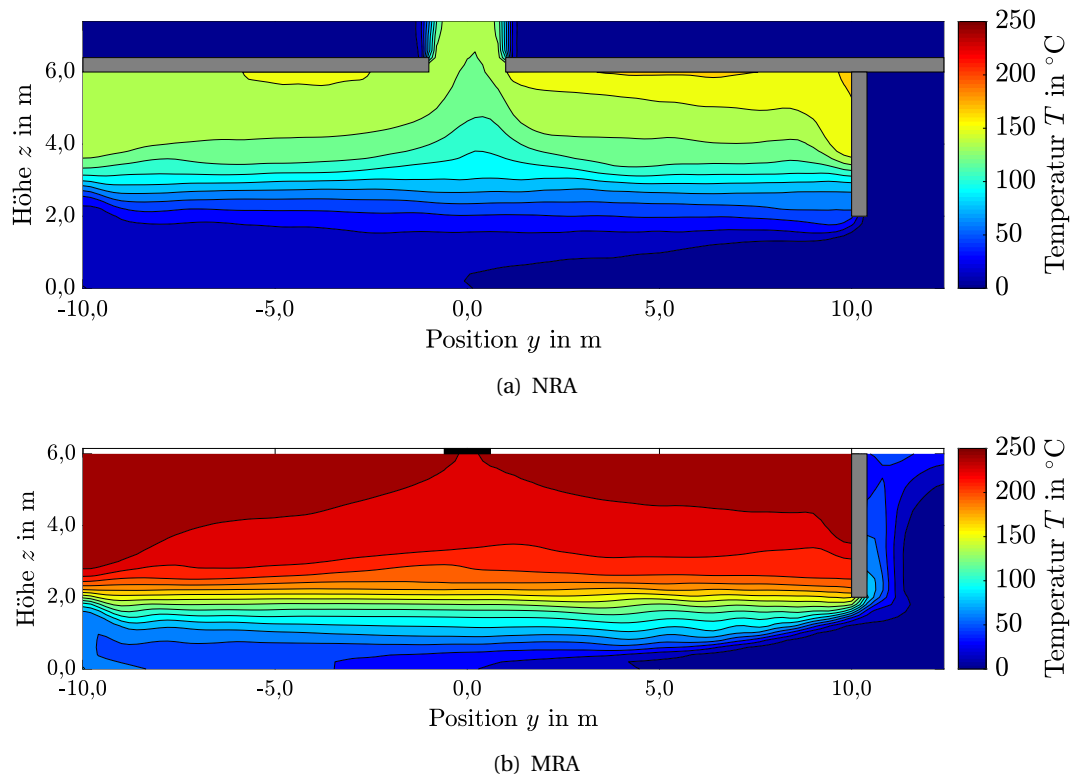


Abbildung 6.19: Case-0427: Temperatur in der yz-Ebene bei $x = 0$ m, zeitliche Mittelung von $t = 9,5$ min bis $t = 10,5$ min

NRA und MRA zu einem bestimmten Zeitpunkt nach Brandbeginn gleiche Versagenswahrscheinlichkeiten, lässt sich im Umkehrschluss nicht darauf schließen, dass die gleichen Parameterkombinationen für beide Entrauchungsanlagen kritisch sind. Eine Berücksichtigung der Streuung aller relevanten Einflussgrößen ist somit für die sichere Auslegung einer Entrauchungsanlage unabdingbar.

7 Zusammenfassung und Ausblick

Im Brandfall kommen zur Reduktion des Rauchs im Gebäude und der Gefahr für den Menschen als Maßnahme des vorbeugenden, anlagentechnischen Brandschutzes häufig Rauch- und Wärmeabzugsanlagen zum Einsatz. Diese Maßnahmen werden oftmals entweder über natürliche Rauchabzugsanlagen (NRA) oder über maschinelle Rauchabzugsanlagen (MRA) umgesetzt. Die Leistungsfähigkeit dieser Anlagen im Brandfall kann von verschiedenen Parametern beeinflusst werden, die nicht exakt vorhergesagt werden können.

Die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführte Literaturrecherche zeigt, dass unterschiedliche Autoren bereits durch Experimente und Simulationsstudien nachweisen konnten, dass die Leistungsfähigkeit vom Wind und der Außentemperatur abhängig ist. Trotzdem werden Rauchabzugsanlagen nach aktuellem Stand der Technik im Planungsprozess über Rechnungen bzw. Simulationen ausgelegt, die auf einem einzelnen oder einigen wenigen Szenarien beruhen. Durch dieses Vorgehen können die äußeren Randbedingungen nicht in dem Maße berücksichtigt werden, wie es für eine robuste Auslegung nötig wäre.

Aus dieser Lücke im Planungsprozess lässt sich die Fragestellung für die vorliegende Arbeit ableiten. Zunächst wird systematisch untersucht, welche Parameter, die zwangsläufig einer Unsicherheit bzw. Streuung unterliegen, einen großen Einfluss auf die Entrauchungsleistung im Brandfall haben. Diese Parameter beschreiben insbesondere das Wetter und den Brandherd, da diese Eigenschaften im Planungsprozess nicht exakt vorhergesagt werden können. Auf Basis dieses Ergebnisses wird die Frage beantwortet, wie ein simulativer Bewertungsprozess aussehen kann, der diese unsicheren Parameter mit der möglichen Streuung berücksichtigt.

Die Fragestellung nach einem sinnvollen Auslegungsprozess beinhaltet dabei sowohl die Problemdefinition und das Simulationsmodell als auch ein Vorgehen bei der Interpretation der Ergebnisse. Mithilfe dieser neuartigen Simulationsmethode kann daraufhin die letzte Fragestellung beantwortet werden, wie robust die beiden Rauchabzugsanlagen NRA und MRA im Brandfall sind. Mit Robustheit ist in diesem Zusammenhang die Einhaltung von quantitativen Leistungskriterien trotz streuender Randbedingungen gemeint. Die Beantwortung dieser Fragestellung gibt Aufschluss darüber, wie hoch die Personensicherheit im Brandfall bei Nutzung der beiden vorherrschenden Entrauchungsanlagen NRA und MRA unter Annahme realitätsnaher Randbedingungen ist.

Um die beschriebenen Fragestellungen zu beantworten, wurden im Rahmen dieser Arbeit diverse Simulationsstudien durchgeführt. Für die Simulationen wurde der im Bereich des Brandschutzingenieurwesens weit verbreitete CFD-Code Fire Dynamics Simulator (FDS) verwendet. Es wurden zunächst Simulationsmodelle einzelner Strömungsphänomene erstellt und diese anhand von

Messdaten oder empirischen Modellen anderer Autoren validiert. Auf Basis der validierten Teilm Modelle wurde ein Simulationsmodell für ein einfaches, generisches Gebäude mit quadratischem Grundriss erstellt. Das Gebäude hat eine Netto-Raumfläche von 400 m² und eine Höhe von 6 m. Im Simulationsmodell werden sowohl der Brandherd als auch wahlweise NRA oder MRA als Rauchabzugsanlage sowie eine Nachströmöffnung berücksichtigt.

Die durchgeführte Sensitivitätsanalyse bezüglich des Wettereinflusses auf die Entrauchungsleistung hat gezeigt, dass der Wind einen entscheidenden Einfluss auf die Entrauchungsleistung bei Einsatz von NRA hat. Die Bewertung des Einflusses erfolgt in der Sensitivitätsanalyse insbesondere auf den Änderungen der mittleren Temperatur und der Sichtweite im Innenraum. Die Außentemperatur hat sowohl auf NRA als auch auf MRA einen großen Einfluss und sollte ebenso in Auslegungsrechnungen Berücksichtigung finden. Die Parameter Luftfeuchtigkeit und absoluter Luftdruck haben zwar einen Einfluss auf die Leistungskriterien, dieser ist jedoch verhältnismäßig gering, somit kann eine Vernachlässigung dieser Randbedingungen gerechtfertigt werden. Die Sensitivitätsanalyse zu den Brandeigenschaften zeigt, dass die maximale Brandleistung, der Brandentwicklungsfaktor, die Rußausbeute sowie die Position des Brandherds die Leistung der Entrauchungsanlagen maßgeblich beeinflussen. Erwartungsgemäß ist hierbei der Einfluss der maximalen Brandleistung von besonderem Ausmaß. Es konnte jedoch auch gezeigt werden, dass eine Erhöhung der Rußausbeute eine negative Auswirkung auf die Sichtweite im Raum hat. Der Einfluss des Brandentwicklungsfaktors hat lediglich in den ersten Minuten nach Brandbeginn einen signifikanten Einfluss auf die Leistung. Die Position des Brandherds beeinflusst die Leistungskriterien insbesondere dann stark, wenn diese durch einen geringen Abstand zur Zuluftöffnung zu großen Einmischungen des Rauchgases in die Raumluft führt.

Basierend auf diesen Erkenntnissen wurde ein Simulationstool entwickelt, in dem die Unsicherheit dieser Parameter über die Monte-Carlo-Methode miteinbezogen wird. Um den Windeinfluss bei beliebigen Gebäudegeometrien betrachten zu können, wurde eine Entkopplung von Innenraum- und Umgebungsströmung vorgesehen und ein eigenes Modell zur Berücksichtigung des Drucks durch den Wind auf Zuluftöffnung und Entrauchungsanlage erstellt. In dem Umgebungsmodell wurde anhand von Simulationen mit dem CFD-Code FDS für einige diskrete Windrichtungen und -geschwindigkeiten das Druckfeld an der Außenfassade des Gebäudes bestimmt, das als Randbedingung für die Innenraumsimulation genutzt werden kann.

Erst durch diese getrennte Betrachtung, die zu einer deutlichen Reduktion der Rechenzeiten führt, konnte der Windeinfluss in das Gesamtmodell integriert werden. Durch die Kopplung mit dem zuvor beschriebenen Simulationsmodell des Gebäudes kann eine probabilistische Methode zur Auslegung von Entrauchungsanlagen vorgestellt werden. Auf Basis dieser neuartigen, probabilistischen Methode wurde eine Monte-Carlo-Simulation mit jeweils 1 000 randomisierten Szenarien für NRA und MRA durchgeführt. Eine Mittelung über alle Szenarien zeigt, dass bei NRA die Temperatur im Innenraum geringer und die Sichtweite höher ist als bei MRA. Eine detaillierte Auswertung zeigt außerdem, dass es bei Nutzung von NRA bei besonderen Kombinationen von Randbedingungen zu

einer Strömungsumkehr kommen kann und die Entrauchung somit durch die Nachströmöffnungen stattfindet. Da eine Bewertung anhand von Mittelwerten über die randomisierten Szenarien keine Aussage über die Sicherheit im Brandfall zulässt, wird in dieser Arbeit eine neue Methode zur Auswertung der Simulationsergebnisse vorgeschlagen. Über die zuvor definierten Leistungskriterien kann bestimmt werden, wie groß der Anteil der Simulationen bzw. Parameterkombinationen ist, bei denen die Kriterien erfüllt werden. Hierdurch können durch die große Anzahl an Szenarien probabilistische Aussagen getroffen werden, mit welcher Wahrscheinlichkeit zu einem bestimmten Zeitpunkt nach Brandbeginn von sicheren Bedingungen im Innenraum ausgegangen werden kann. Die auf Basis der Literaturrecherche gewählten Leistungskriterien fordern in eine Höhe von 2,5 m eine Temperatur von maximal 60 °C, eine Sichtweite von mindestens 10 m und eine Strömung in die vorgesehene Richtung. Diese Auswertung zeigt, dass in den ersten sechs Minuten nach Brandbeginn die Bedingungen im Innenraum bei MRA mit einer höheren Wahrscheinlichkeit sicher sind als bei Nutzung von NRA. Während zwei Minuten nach Brandbeginn bei MRA noch mit einer Wahrscheinlichkeit von 100 % von für Personen sichereren Bedingungen ausgegangen werden kann, liegt diese bei NRA bei 80 %. Erst ab der siebten Minute führen die gewählten Parametergrenzen zu gleichen Bedingungen bei NRA und MRA, bei denen in 50 % der Fälle von einem sicheren Zustand ausgegangen werden kann.

Die Kernaussage der durchgeführten Monte-Carlo-Simulation ist somit zum einen, dass die Leistungsfähigkeit sowohl bei natürlicher Entrauchung als auch bei maschineller Entrauchung stark abhängig von unsicheren Randbedingungen ist, die das Wetter und den Brandherd beschreiben. Bei einer Auslegung ohne Berücksichtigung dieser stark streuenden Parameter kann demnach im Allgemeinen nicht davon ausgegangen werden, dass die Personensicherheit im Brandfall gewährleistet ist. Weiter konkretisieren lässt sich diese Aussage durch den zeitlichen Aspekt. Diesbezüglich ist das Ergebnis, dass in den ersten sechs Minuten nach Brandbeginn eine Rauchfreihaltung mit MRA robuster in Bezug auf die unsicheren Randbedingungen ist, als bei Einsatz von NRA. Diese ersten Minuten sind ausschlaggebend für die Eigenrettung von Personen aus Gebäuden. Erst im weiteren Brandverlauf gleicht sich die Robustheit zwischen NRA und MRA an, bis die Wahrscheinlichkeiten, dass im Innenraum sichere Bedingungen herrschen, nach zehn Minuten schließlich identisch sind.

Mit dieser Arbeit wurde ein Simulationstool vorgestellt, das eine Prognose der Personensicherheit in Gebäuden im Brandfall zulässt. Im Rahmen der Arbeit haben sich unterschiedliche Potenziale zur Weiterentwicklung gezeigt. Das vorgestellte Simulationstool sollte in Zukunft derart erweitert werden, dass die Möglichkeit besteht, über eine einfache Schnittstelle beliebige Geometrien zu untersuchen. Dies könnte beispielsweise über das Einlesen kompletter Gebäudegeometrien anhand von CAD-Daten (engl.: Computer-Aided Design) bzw. Bauwerksdatenmodellen (engl.: Building Information Modeling, BIM) realisiert werden. In diesem Zusammenhang sollte auch die Erweiterung der aktuellen Auswertemethode für Simulationsergebnisse angepasst werden. Statt der Mittelung von Sichtweite und Temperatur über die komplette Schnittfläche des Gebäudes könnte beispielsweise die Betrachtung von Gebäudeabschnitten oder die Nutzung von Maximalwerten untersucht

werden. Auf Basis dieser Erweiterung könnte in einem zweiten Schritt analysiert werden, inwiefern die dargestellten Ergebnisse auf andere, komplexere Geometrien übertragbar sind. Ein wichtiger Aspekt, der zum aktuellen Zeitpunkt ein Hinderungsgrund für die Nutzung der Monte-Carlo-Methode mit CFD-Simulationen sein kann, ist die nötige Rechenzeit. Diese Herausforderung kann in einer Überarbeitung des Simulationswerkzeugs einerseits durch Nutzung von Cloud-Computing gemeistert werden. Andererseits kann – wie von Belaschk [4] im Rahmen seiner Dissertation gezeigt werden konnte – auch die Nutzung des Grafikprozessors (engl.: Graphics Processing Unit, GPU) die Rechenzeiten von FDS-Simulationen um einen Faktor von ca. 10 verkürzen. Da die GPU-Technologie allerdings bisher nicht nativ von FDS unterstützt wird, ist der Programmieraufwand hierfür sehr groß.

Literaturverzeichnis

- [1] ALRAWASHDEH, Hatem ; STATHOPOULOS, Ted: Wind pressures on large roofs of low buildings and wind codes and standards. In: *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics* 147 (2015), 212–225. <https://doi.org/10.1016/j.jweia.2015.09.014>. – ISSN 01676105
- [2] BABRAUSKAS, Vytenis ; FLEMING, Joseph M. ; DON RUSSELL, B.: RSET/ASET, a flawed concept for fire safety assessment. In: *Fire and Materials* 34 (2010), Nr. 7, 341–355. <https://doi.org/10.1002/fam.1025>. – ISSN 0308–0501
- [3] BAEHR, Hans D. ; STEPHAN, Karl: *Wärme- und Stoffübertragung*. 9., aktualisierte Auflage. Berlin, Heidelberg : Springer Vieweg, 2016 <https://doi.org/10.1007/978-3-662-49677-0>. – ISBN 9783662496763
- [4] BELASCHK, Hendrik C.: *Berichte des Instituts für Bauphysik der Leibniz Universität Hannover*. Bd. 5: *Näherungsformeln für Spill Plumes in Atrien variabler Größe: CFD-Studien unter Verwendung von GPU-Technologie: Zugl.: Hannover, Univ., Diss.* Stuttgart : Fraunhofer IRB Verl., 2012. – ISBN 9783816786795
- [5] BITTER, Frank ; FISCHER, Heinrich ; TALE-YAZDI, Georg: *Einrichtungen zur Rauch- und Wärmefreihaltung: Praxis für Architekten - Planer - Fachfirmen*. 5., überarbeitete und erweiterte Auflage. Köln : FeuerTRUTZ, 2018. – ISBN 3862353265
- [6] BÖCKH, Peter v. ; WETZEL, Thomas: *Wärmeübertragung: Grundlagen und Praxis*. 7., aktualisierte und überarbeitete Auflage. Berlin, Heidelberg : Springer Vieweg, 2017 (Lehrbuch). <http://dx.doi.org/10.1007/978-3-662-55480-7>. – ISBN 9783662554791
- [7] BOTA, ALICE: Brand in Kemerowo: Bilder einer Supermacht. In: *DIE ZEIT* 2018 (05.04.2018), Nr. 15/2018
- [8] BREIN, Dieter ; DETZER, Rüdiger ; GERHARDT, Hans-Joachim ; KONRATH, Bernd ; JUNG, Udo ; HEGGER, Thomas ; HOSSER, Dietmar ; BLUME, Gary ; KLINGSCH, Wolfram ; RIES, Reinhard ; WALTER, Jürgen: *Grundlagenpapier Entrauchung: Unterstützende Maßnahmen für Selbst- und Fremdrettung, Löschangriff, Sach- und Umweltschutz*. Frankfurt : VDMA Allgemeine Lufttechnik Frankfurt, 2012
- [9] BRUSHLINSKY, Nikolai ; AHRENS, Marty ; SOKOLOV, Sergei ; WAGNER, Peter: *World Fire Statistics*. No. 22, 2017. International Association of Fire and Rescue Services, 2017

- [10] BSCHORER, Sabine: *Technische Strömungslehre: Lehr- und Übungsbuch*. 11., überarbeitete und erweiterte Auflage. Wiesbaden : Springer Vieweg, 2018 <http://dx.doi.org/10.1007/978-3-658-20037-4>. – ISBN 9783658200367
- [11] CHIXIANG, Ma ; BAOTIE, Sun ; SHIMEI, Sun ; HUI, Liu: Analysis of Performance-based Fire Safety Evacuation in a College Library. In: *Procedia Engineering* 43 (2012), 399–406. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2012.08.069>. – ISSN 18777058
- [12] CHOW, W. K. ; GAO, Y. ; WANG, J. L. ; YANG, Y. Z.: Effects of wind, buoyancy and thermal expansion on a room fire with natural ventilation. In: *Building and Environment* 82 (2014), 420–430. <https://doi.org/10.1016/j.buildenv.2014.09.012>. – ISSN 03601323
- [13] DEARDORFF, James W.: Stratocumulus-capped mixed layers derived from a three-dimensional model. In: *Boundary-Layer Meteorology* 18 (1980), Nr. 4, 495–527. <https://doi.org/10.1007/BF00119502>. – ISSN 0006–8314
- [14] DEHNE, Michael: *Probabilistisches Sicherheitskonzept für die brandschutztechnische Bemessung*. Bd. H. 171. Braunschweig : Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (IBMB), TU Braunschweig - Materialprüfanstalt für das Bauwesen (MPA Braunschweig), 2003. – ISBN 9783892881537
- [15] DEUTSCHES INSTITUT FÜR BAUTECHNIK: *Muster-Richtlinie über den baulichen Brandschutz im Industriebau*. Berlin, 07/2014
- [16] DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E. V.: *DIN 18009-1: Brandschutzingenieurwesen - Teil 1: Grundsätze und Regeln für die Anwendung*. Berlin, 09/2016
- [17] DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E. V.: *DIN 18232-2: Rauch- und Wärmefreihaltung - Teil 2: Natürliche Rauchabzugsanlagen (NRA); Bemessung, Anforderungen und Einbau*. Berlin, 2007
- [18] DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E. V.: *DIN 18232-5: Rauch- und Wärmefreihaltung - Teil 5: Maschinelle Rauchabzugsanlagen (MRA); Anforderungen, Bemessung*. Berlin, 2012
- [19] DIEKMANN, Bernd ; ROSENTHAL, Eberhard: *Energie: Physikalische Grundlagen ihrer Erzeugung, Umwandlung und Nutzung*. 3., vollst. überarb. und erw. Aufl. Wiesbaden : Springer Spektrum, 2014 <http://dx.doi.org/10.1007/978-3-658-00501-6>. – ISBN 9783658005009
- [20] DiNENNO, Philip J. (Hrsg.): *SFPE handbook of fire protection engineering*. 3. ed. Quincy, Mass. and Bethesda, Md. : NFPA National Fire Protection Association and Society of Fire Protection Engineers, 2002. – ISBN 0877654514

-
- [21] DOHEIM, R. M. ; YOHANIS, Y. G. ; NADJAI, A. ; ELKADI, H.: The impact of atrium shape on natural smoke ventilation. In: *Fire Safety Journal* 63 (2014), 9–16. <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2013.11.005>. – ISSN 03797112
- [22] ENGELS, Dirk (Hrsg.) ; GERHARDT, Hans J. (Hrsg.): *Fachplanung Entrauchung: Grundlagen - Methoden - Anwendungskonzepte*. Stuttgart : Fraunhofer-IRB-Verl., 2012. – ISBN 9783816784760
- [23] ETLING, Dieter: *Theoretische Meteorologie: Eine Einführung*. 3. erweiterte und aktualisierte Auflage. Berlin, Heidelberg : Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2008 <http://dx.doi.org/10.1007/978-3-540-75979-9>. – ISBN 978-3-540-75979-9
- [24] FAKIR, Rachid ; BARKA, Nouredine ; BROUSSEAU, Jean: Natural Ventilation of Smoke Subject to Wind Pressure Within Fire Safety Engineering Approach. In: *Engineering Physics* (2018), Nr. Vol. 2, No. 1, 23–31. <https://doi.org/10.11648/j.ep.20180201.15>
- [25] FAN, Chuan G. ; JIN, Zheng F. ; ZHANG, Jia Q. ; ZHU, Hong Y.: Effects of ambient wind on thermal smoke exhaust from a shaft in tunnels with natural ventilation. In: *Applied Thermal Engineering* 117 (2017), 254–262. <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2017.02.017>. – ISSN 13594311
- [26] FIEDLER, Eckehard: Über die Druckverlustberechnung, insbesondere aus Simulationsergebnissen. In: *Bauphysik* 31 (2009), Nr. 6, 374–379. <https://doi.org/10.1002/bapi.200910048>. – ISSN 01715445
- [27] FORNEY, Glenn P.: *NIST special publication*. Bd. 1017-1: *Smokeview - A Tool for Visualizing Fire Dynamics Simulation Data - Volume 1: User's Guide*. June 22, 2018. Gaithersburg, MD : U.S. Dept. of Commerce, National Institute of Standards and Technology, 2018
- [28] FOUAD, Nabil A. (Hrsg.): *Bauphysik Kalender 2018: Feuchteschutz und Bauwerksabdichtung*. Bd. 18.2018. Berlin : Ernst & Sohn, 2018 <https://doi.org/10.1002/9783433607831>. – ISBN 9783433031735
- [29] FU, Qiang ; PENG, Bin ; CHEN, Li: Performance-based Smoke Prevention and Extraction System Design for an Exhibition Center. In: *Procedia Engineering* 71 (2014), 544–551. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2014.04.078>. – ISSN 18777058
- [30] GAVANSKI, Eri ; UEMATSU, Yasushi: Local wind pressures acting on walls of low-rise buildings and comparisons to the Japanese and US wind loading provisions. In: *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics* 132 (2014), 77–91. <https://doi.org/10.1016/j.jweia.2014.06.020>. – ISSN 01676105

- [31] GERHARDT, Hans J.: Wind- und Temperatureinflüsse bei der Planung von Entrauchungseinrichtungen. In: *Zeitschrift für Forschung, Technik und Management im Brandschutz* 55 (2006), Nr. 3, S. 115–122
- [32] GERHARDT, Hans J. ; KRÜGER, O.: Experimentelle Untersuchungen zur Entrauchung großer Räume unter besonderer Beachtung des Windeinflusses. In: *Zeitschrift für Forschung, Technik und Management im Brandschutz* 49 (2000), Nr. 2, S. 47–54
- [33] GLEISSNER, Werner ; WOLFRUM, Marco: *Risikoaggregation und Monte-Carlo-Simulation*. Wiesbaden : Springer Fachmedien Wiesbaden, 2019 <https://doi.org/10.1007/978-3-658-24274-9>. – ISBN 978-3-658-24273-2
- [34] GREWOLLS, Kathrin: *Probabilistic Modelling of Sensitivity in Fire Simulations*. Lancashire, University of Central Lancashire, Dissertation, 2013
- [35] HABERMEHL, Martin: *Numerische spektrale Modellierung der Interaktion zwischen Gasen und Wärmestrahlung zum Einsatz in CFD-Verfahren*. Aachen, RWTH Aachen University, Dissertation, 2016
- [36] HERWIG, Heinz ; MOSCHALLSKI, Andreas: *Wärmeübertragung: Physikalische Grundlagen, illustrierende Beispiele, Übungsaufgaben mit Musterlösungen*. 3., erw. und überarb. Aufl. Wiesbaden : Springer Vieweg, 2014 (Lehrbuch). – ISBN 9783658062088
- [37] HERWIG, Heinz ; SCHMANDT, Bastian: *Strömungsmechanik: Physikalisch-mathematische Grundlagen und Anleitung zum Lösen von Aufgaben*. 4., erweiterte Auflage. Berlin, Heidelberg : Springer Vieweg, 2018. – ISBN 9783662577721
- [38] HESKESTAD, Gunnar: Virtual origins of fire plumes. In: *Fire Safety Journal* 5 (1983), Nr. 2, 109–114. [https://doi.org/10.1016/0379-7112\(83\)90003-6](https://doi.org/10.1016/0379-7112(83)90003-6). – ISSN 03797112
- [39] HESKESTAD, Gunnar: Engineering relations for fire plumes. In: *Fire Safety Journal* 7 (1984), Nr. 1, 25–32. [https://doi.org/10.1016/0379-7112\(84\)90005-5](https://doi.org/10.1016/0379-7112(84)90005-5). – ISSN 03797112
- [40] HOSSER, Dietmar: *Leitfaden Ingenieurmethoden des Brandschutzes: Technischer Bericht vfdb TB 04-01*. 3., überarbeitete und ergänzte Auflage. Köln : VdS-Verlag, 2013
- [41] HOSTIKKA, Simo ; KESKI-RAHKONEN, Olavi: Probabilistic simulation of fire scenarios. In: *Nuclear Engineering and Design* 224 (2003), Nr. 3, 301–311. [https://doi.org/10.1016/S0029-5493\(03\)00106-7](https://doi.org/10.1016/S0029-5493(03)00106-7). – ISSN 00295493
- [42] HOSTIKKA, Simo ; KESKI-RAHKONEN, Olavi ; KORHONEN, Timo: *VTT publications*. Bd. 503: *Probabilistic fire simulator: Theory and user's manual for version 1.2*. Espoo : VTT, 2003. – ISBN 9513862364

- [43] HOWELL, John R. ; MENGÜÇ, M. P. ; SIEGEL, Robert: *Thermal radiation heat transfer*. Sixth edition. Boca Raton, London, New York : CRC Press, 2016. – ISBN 9781466593268
- [44] JIN, T.: Studies On Human Behavior And Tenability In Fire Smoke. In: *Fire Safety Science* 5 (1997), 3–21. <https://doi.org/10.3801/IAFSS.FSS.5-3>. – ISSN 18174299
- [45] KARLSSON, Björn ; QUINTIERE, James G.: *Enclosure fire dynamics*. Boca Raton, Fla. : CRC Press, 2000 (Environmental and energy engineering series). <https://lccn.loc.gov/99032642>. – ISBN 0849313007
- [46] KLEPEIS, N. E. ; NELSON, W. C. ; OTT, W. R. ; ROBINSON, J. P. ; TSANG, A. M. ; SWITZER, P. ; BEHAR, J. V. ; HERN, S. C. ; ENGELMANN, W. H.: The National Human Activity Pattern Survey (NHAPS): A resource for assessing exposure to environmental pollutants. In: *Journal of exposure analysis and environmental epidemiology* 11 (2001), Nr. 3, 231–252. <https://doi.org/10.1038/sj.jea.7500165>. – ISSN 1053–4245
- [47] KNAUST, Christian ; KUSCHE, Christian: *Forschungsinitiative ZukunftBau F. Bd. 2885: Entwicklung eines Verfahrens zur Bestimmung der Verbrennungseffektivität für Brandlastberechnungen: Abschlussbericht zum Forschungsvorhaben*. Stuttgart : Fraunhofer IRB Verlag, 2014. – ISBN 978–3–8167–9151–5
- [48] KNOSPE, Olaf: *Modelluntersuchungen zum Verhalten von Rauch- und Temperaturschichtungen in Räumen unter Berücksichtigung einer Querströmung*. Berlin, Technische Universität Berlin, Dissertation, 2006. <http://dx.doi.org/10.14279/depositonce-1468>
- [49] KÖSE, D. A. ; DICK, E.: Prediction of the pressure distribution on a cubical building with implicit LES. In: *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics* 98 (2010), Nr. 10-11, 628–649. <https://doi.org/10.1016/j.jweia.2010.06.004>. – ISSN 01676105
- [50] KRÄHENMANN, S. ; DEUTSCHER WETTERDIENST IM AUFTRAG DES BUNDESAMTES FÜR BAUWESEN UND RAUMORDNUNG (Hrsg.): *Ortsgenaue Testreferenzjahre von Deutschland für mittlere und extreme Witterungsverhältnisse: Projektbericht*. 2016. Offenbach a. Main,
- [51] KRÄHENMANN, Stefan ; OBREGON, Andre ; MÜLLER, Richard ; TRENTMANN, Jörg ; AHRENS, Bodo: A Satellite-Based Surface Radiation Climatology Derived by Combining Climate Data Records and Near-Real-Time Data. In: *Remote Sensing* 5 (2013), Nr. 9, 4693–4718. <https://doi.org/10.3390/rs5094693>
- [52] KRIEDEL, Martin: *Experimentelle Untersuchung und numerische Simulation eines Quellluftsystems*. Berlin, Technische Universität Berlin, Dissertation, 2005
- [53] KURTH, Sönke: *Pflichtenheft Brandschutz: Pflichten und Verantwortlichkeiten beim betrieblichen Brandschutz*. 3. Auflage. Landsberg : ecomed Verlagsgesellschaft, 2016. – ISBN 3609697490

- [54] KÜSEL, Alexander ; VAN LIER, Marco ; ROSSMANN, Günther ; GESAMTVERBAND DER DEUTSCHEN VERSICHERUNGSWIRTSCHAFT E. V. (Hrsg.): *Schadenverhütung in der Sachversicherung 2015/2016: Bericht der GDV Sach-Schadenverhütungs-Gremien*, 2016. Berlin,
- [55] LECHERER, Stefan: *Numerische Strömungsberechnung: Schneller Einstieg durch anschauliche Beispiele mit ANSYS 15.0*. 3., aktual. Aufl. Wiesbaden : Springer Vieweg, 2014 <https://doi.org/10.1007/978-3-658-05201-0>. – ISBN 9783658052003
- [56] LEI, Zhang ; GUO-QING, Zhu ; YAO-HUA, Hao ; HUAN-HUAN, Li: Performance-based Evaluation on the Natural Smoke Exhausts System of Theatre. In: *Procedia Engineering* 11 (2011), 682–688. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2011.04.713>. – ISSN 18777058
- [57] LI, Haihang ; FAN, Chuangang ; WANG, Jian: Effects of Wind and Adjacent High Rise on Natural Smoke Extraction in an Atrium with Pitched Roof. In: *APCBEE Procedia* 9 (2014), 296–301. <https://doi.org/10.1016/j.apcbee.2014.01.053>. – ISSN 22126708
- [58] LI, J. ; CHOW, W. K.: Wind Effect on Smoke Exhaust by Natural Vent. In: CHOI, Chang-Koon (Hrsg.): *Proceedings of the 2012 World Congress on Advances in Civil, Environmental, and Materials Research (ACEM'12), 26-29 August 2012, Seoul, Korea*. Yuseong, Daejeon, Korea : Techno-press, 2012. – ISBN 978–89–89693–34–5
- [59] MCCAFFREY, Bernard J.: *Purely buoyant diffusion flames: Some experimental results: final report*. Bd. NBSIR79-1910. Washington, D.C. : National Bureau of Standards, 1979
- [60] MCCAFFREY, Bernard J.: Momentum implications for buoyant diffusion flames. In: *Combustion and Flame* 52 (1983), 149–167. [https://doi.org/10.1016/0010-2180\(83\)90129-3](https://doi.org/10.1016/0010-2180(83)90129-3). – ISSN 00102180
- [61] MCCAUGHEY, M. ; FLETCHER, D. E.: Calculations of the wind-induced pressure distribution on a model building. In: *Fire Safety Journal* 21 (1993), Nr. 3, 189–205. [https://doi.org/10.1016/0379-7112\(93\)90027-N](https://doi.org/10.1016/0379-7112(93)90027-N). – ISSN 03797112
- [62] MCDERMOTT, Randall J.: A velocity divergence constraint for large-eddy simulation of low-Mach flows. In: *Journal of Computational Physics* 274 (2014), 413–431. <https://doi.org/10.1016/j.jcp.2014.06.019>. – ISSN 00219991
- [63] MCGRATTAN, K. ; FLOYD, J. ; FORNEY, G. ; BAUM, H. ; HOSTIKKA, S.: Improved Radiation And Combustion Routines For A Large Eddy Simulation Fire Model. In: *Fire Safety Science* 7 (2003), 827–838. <https://doi.org/10.3801/IAFSS.FSS.7-827>. – ISSN 18174299
- [64] MCGRATTAN, Kevin ; HOSTIKKA, Simo ; MCDERMOTT, Randall ; FLOYD, Jason ; VANELLA, Marcos: *Fire Dynamics Simulator Technical Reference Guide Volume 1: Mathematical Model*. 26. Juni 2018. Gaithersburg, MD : National Institute of Standards and Technology, 2018

- [65] MCGRATTAN, Kevin ; HOSTIKKA, Simo ; MCDERMOTT, Randall ; FLOYD, Jason ; VANELLA, Marcos: *Fire Dynamics Simulator Technical Reference Guide Volume 2: Verification*. 26. Juni 2018. Gaithersburg, MD : National Institute of Standards and Technology, 2018
- [66] MCGRATTAN, Kevin ; HOSTIKKA, Simo ; MCDERMOTT, Randall ; FLOYD, Jason ; VANELLA, Marcos: *Fire Dynamics Simulator Technical Reference Guide Volume 3: Validation*. 26. Juni 2018. Gaithersburg, MD : National Institute of Standards and Technology, 2018
- [67] MCGRATTAN, Kevin ; HOSTIKKA, Simo ; MCDERMOTT, Randall ; FLOYD, Jason ; VANELLA, Marcos: *Fire Dynamics Simulator User's Guide*. 26. Juni 2018. Gaithersburg, MD : National Institute of Standards and Technology, 2018
- [68] MCKENNA, Sean T. ; JONES, Nicola ; PECK, Gabrielle ; DICKENS, Kathryn ; PAWELEC, Weronika ; ORADEI, Stefano ; HARRIS, Stephen ; STEC, Anna A. ; HULL, T. R.: Fire behaviour of modern façade materials – Understanding the Grenfell Tower fire. In: *Journal of Hazardous Materials* 368 (2019), 115–123. <https://doi.org/10.1016/j.jhazmat.2018.12.077>. – ISSN 03043894
- [69] MEECHAM, D. ; SURRY, D. ; DAVENPORT, A. G.: The magnitude and distribution of wind-induced pressures on hip and gable roofs. In: *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics* 38 (1991), Nr. 2-3, 257–272. [https://doi.org/10.1016/0167-6105\(91\)90046-Y](https://doi.org/10.1016/0167-6105(91)90046-Y). – ISSN 01676105
- [70] MULHOLLAND, George W. ; CROARKIN, Carroll: Specific extinction coefficient of flame generated smoke. In: *Fire and Materials* 24 (2000), Nr. 5, 227–230. [https://doi.org/10.1002/1099-1018\(200009/10\)24:5%3C227::AID-FAM742%3E3.0.CO;2-9](https://doi.org/10.1002/1099-1018(200009/10)24:5%3C227::AID-FAM742%3E3.0.CO;2-9). – ISSN 0308-0501
- [71] MÜLLER-GRONBACH, Thomas ; NOVAK, Erich ; RITTER, Klaus: *Monte Carlo-Algorithmen*. Berlin, Heidelberg : Springer Berlin Heidelberg, 2012 <https://doi.org/10.1007/978-3-540-89141-3>. – ISBN 978-3-540-89140-6
- [72] OBUKHOV, A. M.: Turbulence in an atmosphere with a non-uniform temperature. In: *Boundary-Layer Meteorology* 2 (1971), Nr. 1, 7–29. <https://doi.org/10.1007/BF00718085>. – ISSN 0006-8314
- [73] OERTEL, Herbert ; BÖHLE, Martin ; REVIOL, Thomas: *Strömungsmechanik: Für Ingenieure und Naturwissenschaftler*. 7., überarb. Aufl. Wiesbaden : Springer Vieweg, 2015 <http://dx.doi.org/10.1007/978-3-658-07786-0>. – ISBN 9783658077853
- [74] PASCHEN, Hans-Richard ; DEUTSCHER FEUERWEHRVERBAND (Hrsg.): *Erste-Hilfe kompakt: Notfallstichwort: Rauchgasintoxikation*. Hamburg/Berlin, 2012

- [75] POON, S. L.: A Dynamic Approach to ASET/RSET Assessment in Performance based Design. In: *Procedia Engineering* 71 (2014), 173–181. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2014.04.025>. – ISSN 18777058
- [76] POREH, M. ; TREBUKOV, S.: Wind Effects on Smoke Motion in Buildings. In: *Fire Safety Journal* 35 (2000), Nr. 3, 257–273. [https://doi.org/10.1016/S0379-7112\(00\)00017-5](https://doi.org/10.1016/S0379-7112(00)00017-5). – ISSN 03797112
- [77] QIN, Yi ; HUANG, Wei ; XIANG, Yue ; ZHANG, Rui ; LU, Pan ; TAN, Xue: Feasibility Analysis on Natural Smoke Extraction for Large Space Warehouse Buildings. In: *Procedia Engineering* 135 (2016), 495–500. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2016.01.161>. – ISSN 18777058
- [78] REHM, R. G. ; BAUM, H. R.: The equations of motion for thermally driven, buoyant flows. In: *Journal of Research of the National Bureau of Standards* 83 (1978), Nr. 3, 297. <https://doi.org/10.6028/jres.083.019>. – ISSN 0160–1741
- [79] RICHARDS, P. J. ; HOXEY, R. P.: Wind loads on the roof of a 6m cube. In: *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics* 96 (2008), Nr. 6-7, 984–993. <https://doi.org/10.1016/j.jweia.2007.06.032>. – ISSN 01676105
- [80] ROBBINS, A.P. ; WADE, C.A. ; BRANZ LTD. (Hrsg.): *Soot Yield Values for Modeling Purposes: Residential Occupancies*. Porirua, New Zealand, (BRANZ Study Report)
- [81] SCHLEICH, Michael: *Brandschutzingenieurwesen im Baugenehmigungsverfahren: Die Bedeutung der DIN 18009*. Nürnberg, 22.02.2018 (FeuerTRUTZ Brandschutzkongress 2018)
- [82] SCHLICHTING, Hermann ; GERSTEN, Klaus: *Grenzschicht-Theorie*. 10., überarbeitete Auflage. Berlin, Heidelberg : Springer, 2006. – ISBN 9783540230045
- [83] SCHNEIDER, Ulrich: *Grundlagen der Ingenieurmethoden im Brandschutz*. Düsseldorf : Werner, 2002. – ISBN 3–8041–4189–7
- [84] SCHNEIDER, Ulrich: *Kontakt & Studium*. Bd. Bd. 531: *Ingenieurmethoden im baulichen Brandschutz: Grundlagen, Normung, Brandsimulationen, Materialdaten und Brandsicherheit*. 7. Aufl. Renningen : expert-Verl., 2014. – ISBN 381693238X
- [85] SMAGORINSKI, J.: General Circulation Experiments with the Primitive Equations: I. The Basic Experiment. In: *Monthly Weather Review* 91 (1963), Nr. 3, 99–164. [https://doi.org/10.1175/1520-0493\(1963\)091<0099:GCEWTP>2.3.CO;2](https://doi.org/10.1175/1520-0493(1963)091<0099:GCEWTP>2.3.CO;2). – ISSN 0027–0644
- [86] SONG, Xiao-ya ; PAN, Yong ; JIANG, Jun-cheng ; WU, Fan ; DING, Yu-jun: Numerical Investigation on the Evacuation of Passengers in Metro Train Fire. In: *Procedia Engineering* 211 (2018), 644–650. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2017.12.059>. – ISSN 18777058

- [87] SPENNES, Georg ; SCHÜLER, Dominic: *Akzeptanz von Brandschutzingenieurmethoden*. Nürnberg, 18.02.2016 (FeuerTRUTZ Brandschutzkongress 2016)
- [88] STATISTISCHES BUNDESAMT ; STATISTISCHE BUNDESAMT, Wiesbaden (Hrsg.): *GENESIS-Online Datenbank: Todesursachen in Deutschland*. 2017
- [89] STOIBER, Michael ; MAX, Ulrich ; SEDLBAUER, Klaus: Vergleich der Genauigkeit zwischen Plumeformeln und CFD-Simulationen bei freistehenden Brandquellen. In: *Zeitschrift für Forschung, Technik und Management im Brandschutz* 61 (2012), Nr. 2, S. 74–86
- [90] SUARD, S. ; HOSTIKKA, S. ; BACCOU, J.: Sensitivity analysis of fire models using a fractional factorial design. In: *Fire Safety Journal* 62 (2013), 115–124. <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2013.01.031>. – ISSN 03797112
- [91] THOMAS, P. H.: The size of flames from natural fires. In: *Symposium (International) on Combustion* 9 (1963), Nr. 1, 844–859. [https://doi.org/10.1016/S0082-0784\(63\)80091-0](https://doi.org/10.1016/S0082-0784(63)80091-0). – ISSN 00820784
- [92] THOMAS, P. H. ; HINKLEY, P. L. ; THEOBALD, C. R. ; SIMMS, D. L.: *Fire research technical paper. Bd. 7: Investigations Into the Flow of Hot Gases in Roof Venting*. London : H.M. Stationery Office, 1963
- [93] TRONCOTA, MIRUNA: Wie die "Colectiv"-Katastrophe Rumänien verändert hat. In: *Süddeutsche Zeitung: SZ.de (online)* 2015 (27.12.2015). <https://www.sueddeutsche.de/politik/brand-in-bukarest-wie-die-colectiv-katastrophe-rumaenien-veraendert-hat-1.2793759>
- [94] USEMANN, Klaus W.: *Brandschutz in der Gebäudetechnik: Grundlagen, Gesetzgebung, Bauteile, Anwendung*. 2., völlig überarbeitete und erweiterte Auflage. Berlin : Springer, 2003 (VDI-Buch). – ISBN 3–540–67738–0
- [95] VDI-GESELLSCHAFT TECHNISCHE GEBÄUDEAUSRÜSTUNG: *VDI 6019 Blatt 1: Ingenieurverfahren zur Bemessung der Rauchableitung aus Gebäuden: Brandverläufe, Überprüfung der Wirksamkeit*. Berlin, 05/2006
- [96] VDI-GESELLSCHAFT TECHNISCHE GEBÄUDEAUSRÜSTUNG: *VDI 6019 Blatt 2: Ingenieurverfahren zur Bemessung der Rauchableitung aus Gebäuden: Ingenieurmethoden*. Berlin, 07/2009
- [97] WADE, C.A. ; BRANZ LTD. (Hrsg.): *Regulation of Smoke Generation Properties of Interior Lining Materials: BRANZ Report FCR 6*. Porirua, New Zealand, (BRANZ Study Report - 2001)
- [98] WEBS, Monika ; DEUTSCHLÄNDER, Thomas ; CHRISTOFFER, Jürgen: *Testreferenzjahre von Deutschland für mittlere und extreme Witterungsverhältnisse TRY*. Offenbach a. Main : Selbstverl. des Deutschen Wetterdienstes, 2004. – ISBN 3881483985

- [99] WĘGRZYŃSKI, Wojciech ; KRAJEWSKI, Grzegorz: Influence of wind on natural smoke and heat exhaust system performance in fire conditions. In: *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics* 164 (2017), 44–53. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jweia.2017.01.014>. – DOI 10.1016/j.jweia.2017.01.014. – ISSN 01676105
- [100] WĘGRZYŃSKI, Wojciech ; VIGNE, Gabriele: Experimental and numerical evaluation of the influence of the soot yield on the visibility in smoke in CFD analysis. In: *Fire Safety Journal* 91 (2017), 389–398. <http://dx.doi.org/10.1016/j.firesaf.2017.03.053>. – DOI 10.1016/j.firesaf.2017.03.053. – ISSN 03797112
- [101] WERNER, Ulf-Jürgen: *Bautechnischer Brandschutz: Planung, Bemessung, Ausführung*. Basel, Boston und Berlin : Birkhäuser Verlag, 2004 (Bauhandbuch). – ISBN 3764368926
- [102] WESSELING, Mark ; SCHMIDT, Martin ; MÜLLER, Dirk: Numerical robustness analysis of natural and mechanical smoke extraction systems for buildings. In: *International Journal of Ventilation* 18 (2019), Nr. 2, 79–95. <https://doi.org/10.1080/14733315.2018.1432840>. – ISSN 1473–3315
- [103] WESSELING, Mark T. ; MÜLLER, Dirk: Bewertung von Entrauchungssystemen unter unsicheren Randbedingungen. In: *HLH : Heizung, Lüftung, Klima, Haustechnik* 2018 (2018), Nr. 1, S. 31–33. – ISSN 1436–4905
- [104] WESSELING, Mark T. ; MÜLLER, Dirk: Simulative Bewertung der Robustheit von Entrauchungssystemen. In: *Technische Sicherheit* 2018 (2018), Nr. 09, S. 17–21. – ISSN 2191–0073
- [105] WIERINGA, Jon: Updating the Davenport roughness classification. In: *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics* 41 (1992), Nr. 1-3, 357–368. [https://doi.org/10.1016/0167-6105\(92\)90434-C](https://doi.org/10.1016/0167-6105(92)90434-C). – ISSN 01676105
- [106] WINKLER, Thomas: *Beitrag zum Schichtungsverhalten von Brandrauch: Zugl.: Dissertation Universität Wuppertal*. Düsseldorf : VDI-Verl., 2011 (Fortschrittberichte VDI Reihe 4, Bauingenieurwesen 217). – ISBN 9783183217045
- [107] XU, Xiao-yuan ; WANG, Zhen-hua ; LIU, Xuan-ya ; JI, Chao ; YU, Nian-hao ; ZHU, Hong-ya ; LI, Jing-jing ; WANG, Peng-fei: Study on Fire Smoke Control in Super-high Building Atrium. In: *Procedia Engineering* 211 (2018), 844–852. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2017.12.083>. – ISSN 18777058
- [108] ZHANG, Limao ; WU, Xianguo ; LIU, Menjie ; LIU, Wenli ; ASHURI, Baabak: Discovering worst fire scenarios in subway stations: A simulation approach. In: *Automation in Construction* 99 (2019), 183–196. <https://doi.org/10.1016/j.autcon.2018.12.007>. – ISSN 09265805

- [109] ZHANG, W. ; RYDER, N. ; ROBY, R. J. ; CARPENTER, D.: Modeling of the Combustion in Compartment Fires Using Large Eddy Simulation Approach. In: *Proceedings of the 2001 Fall Technical Meeting, Combustion Institute, Pittsburgh, Pennsylvania* (2001)
- [110] ZHANG, Xia ; LI, Xiao ; MEHAFFEY, Jim ; HADJISOPHOCLEOUS, George: A probability-based Monte Carlo life-risk analysis model for fire emergencies. In: *Fire Safety Journal* 89 (2017), 51–62. <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2017.02.003>. – ISSN 03797112
- [111] ZHEN, Lanlan ; RAN, Feng: Effects of outdoor temperature on the natural smoke extraction strategy in an atrium. In: YANG, Lin (Hrsg.) ; ZHAO, Mingquan (Hrsg.): *International industrial informatics and computer engineering conference (IIICEC 2015)*. Amsterdam : Atlantis Press, 2015 (Advances in Computer Science Research (ACSR)). – ISBN 978–94–62520–54–7
- [112] ZITZELSBERGER, Jörg ; OSTERTAG, Dieter ; KUHN, Josef: *Bauforschung*. Bd. T. 3029: *Entrauchung - Grundlagen*. Stuttgart : Fraunhofer-IRB-Verl., 2004. – ISBN 9783816765332
- [113] ZUKOSKI, E. E. ; KUBOTA, Toshi ; CETEGEN, Baki: Entrainment in fire plumes. In: *Fire Safety Journal* 3 (1981), Nr. 3, 107–121. [https://doi.org/10.1016/0379-7112\(81\)90037-0](https://doi.org/10.1016/0379-7112(81)90037-0). – ISSN 03797112

Anhang

A Anhang

Einleitung

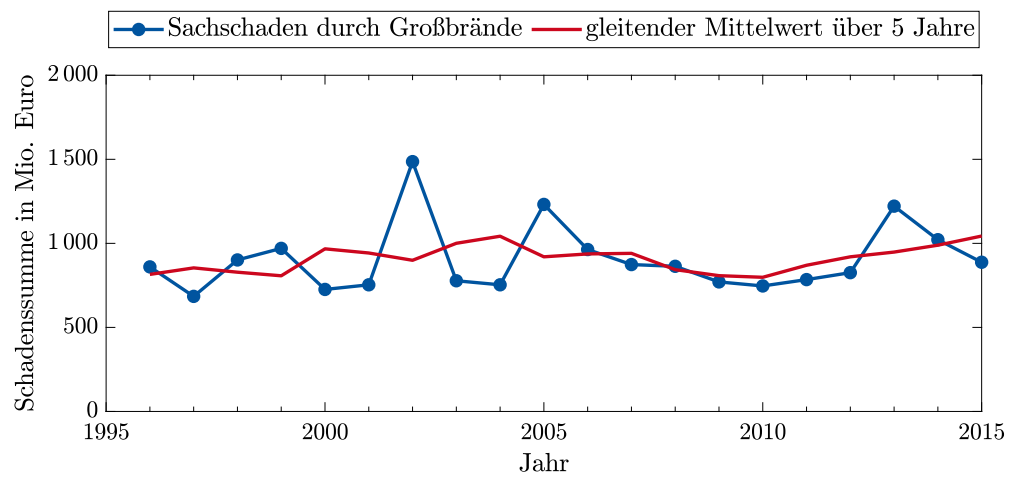


Abbildung A.1: Sachschaden durch Großbrände in Deutschland [54]

Grundlagen

Die vollständigen Navier-Stokes-Gleichung mit den im Kapitel 2 beschriebenen Annahmen und Einschränkungen:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_x)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho u_y)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho u_z)}{\partial z} = \dot{m}''' \quad (\text{A.1})$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial \rho u_x}{\partial t} + \frac{\partial \rho u_x^2}{\partial x} + \frac{\partial \rho u_x u_y}{\partial y} + \frac{\partial \rho u_x u_z}{\partial z} = \\ -\frac{\partial p}{\partial x} + \eta \left(\frac{\partial^2 u_x}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u_x}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 u_x}{\partial z^2} \right) + \frac{1}{3} \eta \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\partial u_x}{\partial x} + \frac{\partial u_y}{\partial y} + \frac{\partial u_z}{\partial z} \right) + \rho g_x \end{aligned} \quad (\text{A.2})$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial \rho u_y}{\partial t} + \frac{\partial \rho u_x u_y}{\partial x} + \frac{\partial \rho u_y^2}{\partial y} + \frac{\partial \rho u_y u_z}{\partial z} = \\ -\frac{\partial p}{\partial y} + \eta \left(\frac{\partial^2 u_y}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u_y}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 u_y}{\partial z^2} \right) + \frac{1}{3} \eta \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{\partial u_x}{\partial x} + \frac{\partial u_y}{\partial y} + \frac{\partial u_z}{\partial z} \right) + \rho g_y \end{aligned} \quad (\text{A.3})$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial \rho u_z}{\partial t} + \frac{\partial \rho u_x u_z}{\partial x} + \frac{\partial \rho u_y u_z}{\partial y} + \frac{\partial \rho u_z^2}{\partial z} = \\ -\frac{\partial p}{\partial z} + \eta \left(\frac{\partial^2 u_z}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u_z}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 u_z}{\partial z^2} \right) + \frac{1}{3} \eta \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{\partial u_x}{\partial x} + \frac{\partial u_y}{\partial y} + \frac{\partial u_z}{\partial z} \right) + \rho g_z \end{aligned} \quad (\text{A.4})$$

$$\begin{aligned} \rho c_p \left(\frac{\partial T}{\partial t} + u_x \frac{\partial T}{\partial x} + u_y \frac{\partial T}{\partial y} + u_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) = \frac{\partial p}{\partial t} + u_x \frac{\partial p}{\partial x} + u_y \frac{\partial p}{\partial y} + u_z \frac{\partial p}{\partial z} \\ + \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_{\text{th}} \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_{\text{th}} \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda_{\text{th}} \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \dot{q}_s''' \end{aligned} \quad (\text{A.5})$$

Modellentwicklung

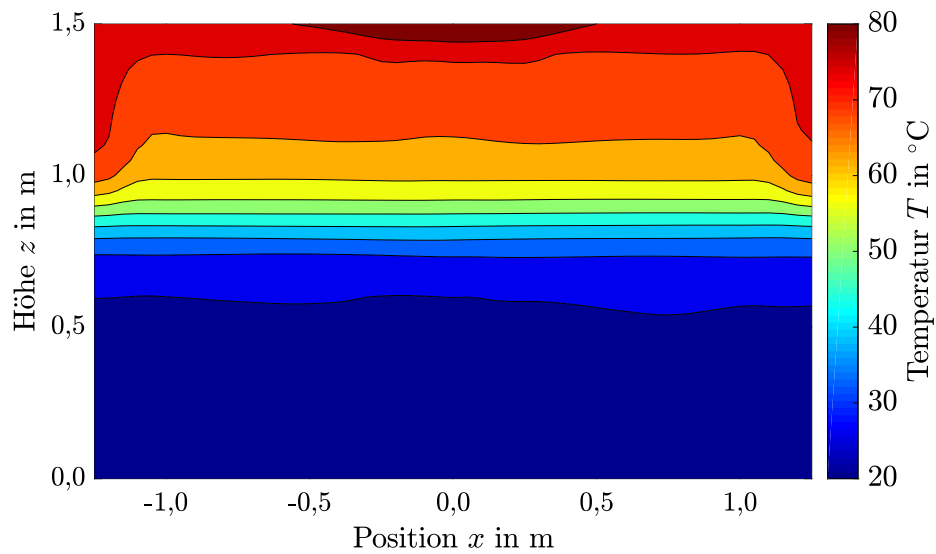


Abbildung A.2: Konturdarstellung der Temperatur des simulierten Versuchs V1 im Schnitt durch die xz-Ebene bei $y = 0,25$ m

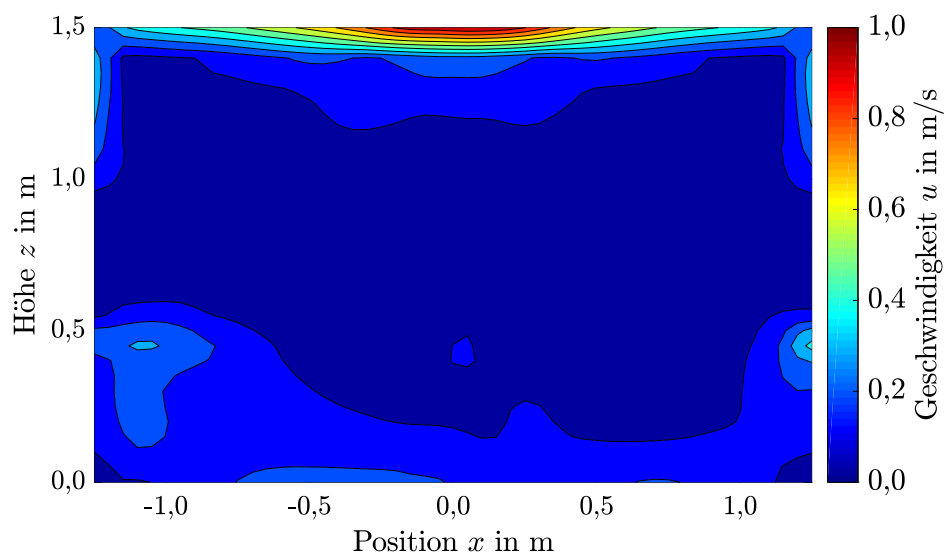


Abbildung A.3: Konturdarstellung der Geschwindigkeit des simulierten Versuchs V1 im Schnitt durch die xz-Ebene bei $y = 0,25$ m

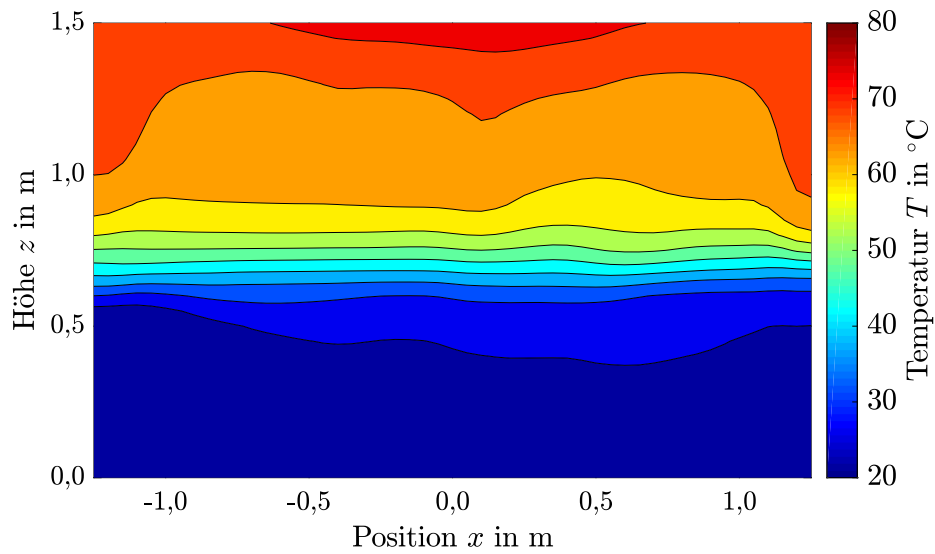


Abbildung A.4: Konturdarstellung der Temperatur des simulierten Versuchs V3 im Schnitt durch die xz -Ebene bei $y = 0.25\text{ m}$

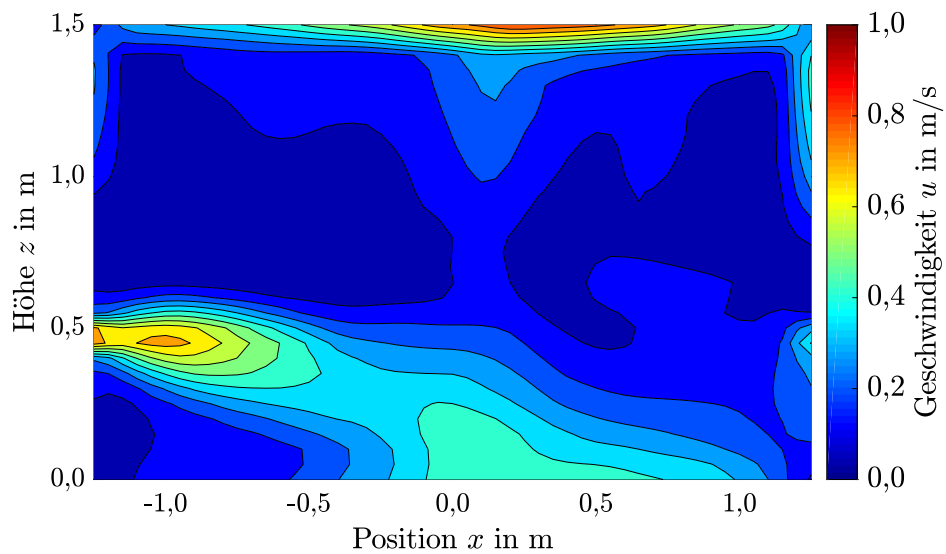


Abbildung A.5: Konturdarstellung der Geschwindigkeit des simulierten Versuchs V3 im Schnitt durch die xz -Ebene bei $y = 0.25\text{ m}$

Tabelle A.1: Vergleich zwischen diversen Temperaturen aus Messungen durch Knospe [48] und Simulationen der Versuche V1, V3 und V5

	Zulufttemperatur in °C	Ablufttemperatur in °C	Bodentemperatur in °C	Deckentemperatur in °C
Messung V1	20,1	67,5	23,8	70,2
Simulation V1	20,1	65,5	27,5	68,8
Messung V3	21,0	65,7	26,2	69,1
Simulation V3	21,0	62,6	26,8	65,0
Messung V5	21,8	57,5	27,6	62,0
Simulation V5	21,8	56,2	27,9	57,3

Tabelle A.2: Aus den Simulationen berechnete Druckdifferenz zur Umgebung an Nachströmöffnung und Deckenöffnung in Abhängigkeit von Windgeschwindigkeit u_W und Windrichtung γ_W

γ_W	flächengemittelte Druckdifferenz zur Umgebung in Pa			
	Nachströmöffnung		Deckenöffnung	
	$u_W = 5 \text{ m/s}$	$u_W = 10 \text{ m/s}$	$u_W = 5 \text{ m/s}$	$u_W = 10 \text{ m/s}$
0° bzw. 360°	8,25	31,16	-1,76	-6,63
15°	9,06	33,76	-1,56	-5,98
30°	8,20	31,81	-1,85	-6,87
45°	7,03	25,88	-1,97	-7,54
60°	4,07	15,59	-1,87	-6,84
75°	1,42	5,12	-1,55	-5,75
90°	-1,03	-3,58	-1,76	-6,63
105°	-4,94	-18,24	-1,56	-5,98
120°	-6,30	-23,51	-1,85	-6,87
135°	-5,74	-21,50	-1,97	-7,54
150°	-4,62	-18,07	-1,87	-6,84
165°	-4,21	-15,09	-1,55	-5,75
180°	-1,47	-6,38	-1,76	-6,63
195°	-4,11	-15,14	-1,56	-5,98
210°	-4,48	-17,62	-1,85	-6,87
225°	-5,61	-21,66	-1,97	-7,54
240°	-6,34	-23,65	-1,87	-6,84
255°	-4,87	-17,52	-1,55	-5,75
270°	-1,07	-3,45	-1,76	-6,63
285°	1,36	5,12	-1,56	-5,98
300°	3,96	15,49	-1,85	-6,87
315°	7,06	26,57	-1,97	-7,54
330°	8,35	31,81	-1,87	-6,84
345°	8,85	34,64	-1,55	-5,75

Sensitivitätsanalyse

Tabelle A.3: Absolute Simulationsergebnisse der Sensitivitätsanalyse bei Variation der Außentemperatur

Anlage	Außentemperatur in °C	Volumenstrom in m ³ /h	Massenstrom in kg/s	Temperatur in 3 m Höhe in °C	Sichtweite in 3 m Höhe in m
NRA	0	51 389	13,66	35,5	28,1
MRA	0	50 000	13,39	39,3	25,9
NRA	10	51 601	13,25	51,1	27,3
MRA	10	50 000	12,97	53,3	26,1
NRA	20	51 056	12,67	65,4	27,4
MRA	20	50 000	12,55	68,4	25,3
NRA	30	50 964	12,27	81,4	24,4
MRA	30	50 000	12,22	85,4	20,7

Tabelle A.4: Absolute Simulationsergebnisse der Sensitivitätsanalyse bei Variation der durch Wind bedingten Druckdifferenz zwischen Zu- und Abluft

Anlage	Druckdifferenz in Pa	Volumenstrom in m ³ /h	Massenstrom in kg/s	Temperatur in 3 m Höhe in °C	Sichtweite in 3 m Höhe in m
NRA	-10	39 115	8,62	118,1	4,0
MRA	-10	50 000	12,55	68,4	25,3
NRA	-5	45 156	10,40	97,2	15,0
MRA	-5	50 000	12,55	68,4	25,3
NRA	0	51 056	12,67	65,4	27,4
MRA	0	50 000	12,55	68,4	25,3
NRA	5	57 887	14,32	74,2	24,9
MRA	5	50 000	12,55	68,4	25,3
NRA	10	64 187	16,31	70,8	18,2
MRA	10	50 000	12,55	68,4	25,3

Tabelle A.5: Absolute Simulationsergebnisse der Sensitivitätsanalyse bei Variation der relativen Luftfeuchtigkeit der Umgebung

Anlage	rel. Luftfeuchtigkeit	Volumenstrom in m ³ /h	Massenstrom in kg/s	Temperatur in 3 m Höhe in °C	Sichtweite in 3 m Höhe in m
NRA	0 %	51 800	12,92	57,3	26,5
MRA	0 %	50 000	12,56	60,0	24,9
NRA	20 %	51 527	12,82	62,5	27,6
MRA	20 %	50 000	12,55	66,1	25,2
NRA	40 %	51 056	12,67	65,4	27,4
MRA	40 %	50 000	12,55	68,4	25,3
NRA	60 %	51 887	12,87	68,3	24,9
MRA	60 %	50 000	12,57	70,9	23,6
NRA	80 %	52 050	12,86	68,7	26,4
MRA	80 %	50 000	12,55	71,0	25,3
NRA	100 %	52 301	12,90	70,2	25,2
MRA	100 %	50 000	12,48	72,3	25,2

Tabelle A.6: Absolute Simulationsergebnisse der Sensitivitätsanalyse bei Variation des absoluten Luftdrucks der Umgebung auf Höhe des Bodens

Anlage	abs. Luftdruck in Pa	Volumenstrom in m ³ /h	Massenstrom in kg/s	Temperatur in 3 m Höhe in °C	Sichtweite in 3 m Höhe in m
NRA	96 325	53 244	12,44	70,4	25,5
MRA	96 325	50 000	11,78	74,9	22,9
NRA	98 825	51 995	12,51	67,6	26,5
MRA	98 825	50 000	12,20	71,7	24,7
NRA	101 325	51 056	12,67	65,4	27,4
MRA	101 325	50 000	12,55	68,4	25,3
NRA	103 825	51 561	13,16	64,0	27,8
MRA	103 825	50 000	12,96	67,0	23,4
NRA	106 325	50 321	13,24	63,4	26,6
MRA	106 325	50 000	13,47	64,3	25,5

Tabelle A.7: Absolute Simulationsergebnisse der Sensitivitätsanalyse bei Variation der maximalen Brandleistung

Anlage	max. Brandleistung in kW	Volumenstrom in m ³ /h	Massenstrom in kg/s	Temperatur in 3 m Höhe in °C	Sichtweite in 3 m Höhe in m
NRA	100	16 563	5,28	24,4	29,9
MRA	100	50 000	16,31	24,2	29,9
NRA	1 000	43 087	11,51	51,3	28,5
MRA	1 000	50 000	13,93	48,5	25,3
NRA	1 500	51 056	12,67	65,4	27,4
MRA	1 500	50 000	12,55	68,4	25,3
NRA	2 000	58 605	13,58	81,5	25,7
MRA	2 000	50 000	11,21	109,7	10,6
NRA	3 000	71 453	14,71	117,5	18,1
MRA	3 000	50 000	9,04	216,2	2,0

Tabelle A.8: Absolute Simulationsergebnisse der Sensitivitätsanalyse bei Variation des Brandentwicklungsfaktors

Anlage	Brandentwicklungsfaktor in kW/s ²	Volumenstrom in m ³ /h	Massenstrom in kg/s	Temperatur in 3 m Höhe in °C	Sichtweite in 3 m Höhe in m
NRA	0,01	50 141	12,60	61,0	25,5
MRA	0,01	50 000	12,88	62,0	22,0
NRA	0,05	51 056	12,67	65,4	27,4
MRA	0,05	50 000	12,55	68,4	25,3
NRA	0,1	51 652	12,80	66,7	26,3
MRA	0,1	50 000	12,55	71,0	22,4

Tabelle A.9: Absolute Simulationsergebnisse der Sensitivitätsanalyse bei Variation der Rußausbeute

Anlage	Rußausbeute in kg/kg	Volumenstrom in m ³ /h	Massenstrom in kg/s	Temperatur in 3 m Höhe in °C	Sichtweite in 3 m Höhe in m
NRA	0,01	51 901	12,87	66,2	29,9
MRA	0,01	50 000	12,62	69,3	29,9
NRA	0,05	51 056	12,67	65,4	27,4
MRA	0,05	50 000	12,55	68,4	25,3
NRA	0,1	51 062	12,69	65,3	18,0
MRA	0,1	50 000	12,62	68,5	13,7
NRA	0,15	51 896	12,90	65,1	10,0
MRA	0,15	50 000	12,65	66,8	10,2
NRA	0,2	52 147	12,94	64,6	6,9
MRA	0,2	50 000	12,65	68,4	5,3

Tabelle A.10: Absolute Simulationsergebnisse der Sensitivitätsanalyse bei Variation der Position des Brandherds im Raum (y-Position)

Anlage	y-Position Brandherd in m	Volumenstrom in m ³ /h	Massenstrom in kg/s	Temperatur in 3 m Höhe in °C	Sichtweite in 3 m Höhe in m
NRA	-8	50 531	12,41	68,5	24,9
MRA	-8	50 000	12,35	68,6	23,7
NRA	-4	50 955	12,52	71,1	26,0
MRA	-4	50 000	12,37	70,2	26,0
NRA	0	51 056	12,67	65,4	27,4
MRA	0	50 000	12,55	68,4	25,3
NRA	4	56 599	14,35	61,9	28,0
MRA	4	50 000	12,52	70,0	24,5
NRA	8	50 481	12,56	89,7	8,3
MRA	8	50 000	12,72	86,5	9,4

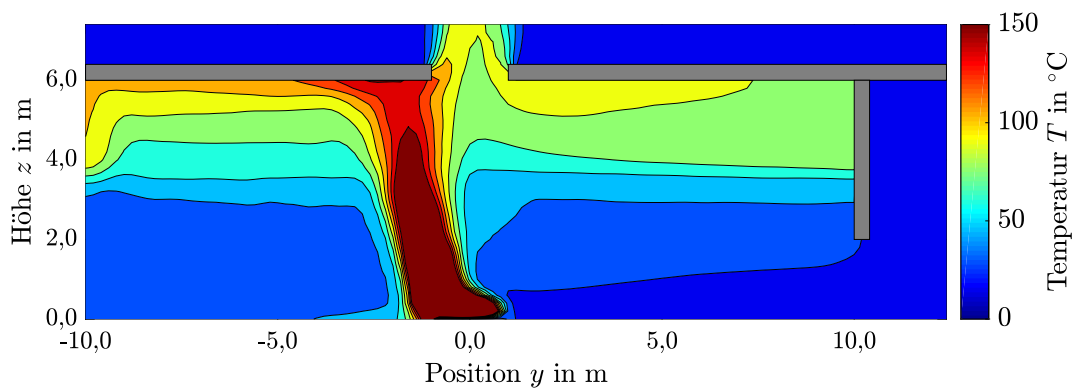


Abbildung A.6: Temperatur in der yz-Ebene bei $x = 0$ m bei NRA, zeitliche Mittelung von $t = 4$ min bis $t = 5$ min

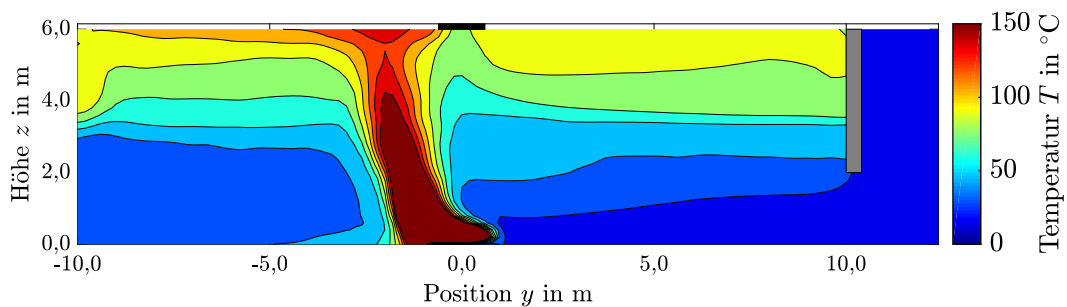


Abbildung A.7: Temperatur in der yz-Ebene bei $x = 0$ m bei MRA, zeitliche Mittelung von $t = 4$ min bis $t = 5$ min

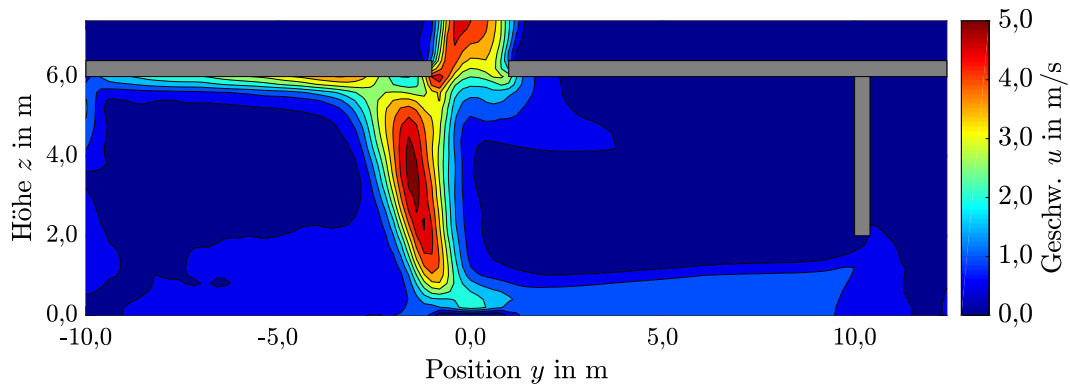


Abbildung A.8: Geschwindigkeit in der yz -Ebene bei $x = 0$ m bei NRA, zeitliche Mittelung von $t = 4$ min bis $t = 5$ min

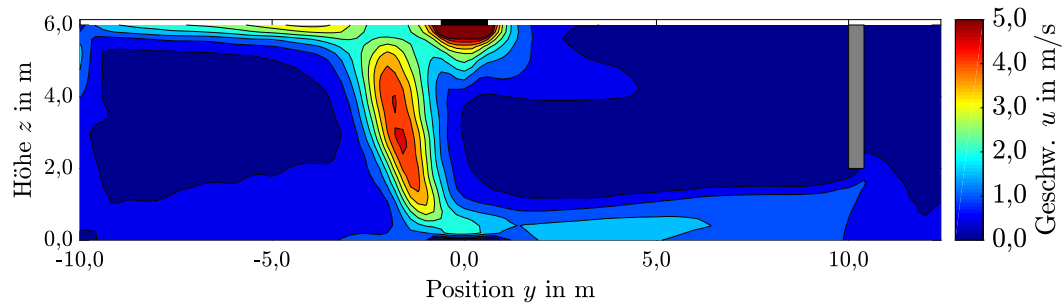


Abbildung A.9: Geschwindigkeit in der yz -Ebene bei $x = 0$ m bei MRA, zeitliche Mittelung von $t = 4$ min bis $t = 5$ min

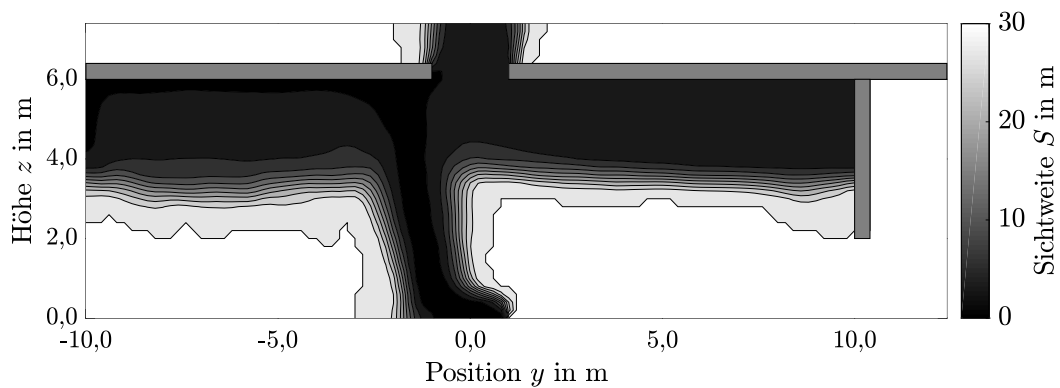


Abbildung A.10: Sichtweite in der yz -Ebene bei $x = 0$ m bei NRA, zeitliche Mittelung von $t = 4$ min bis $t = 5$ min

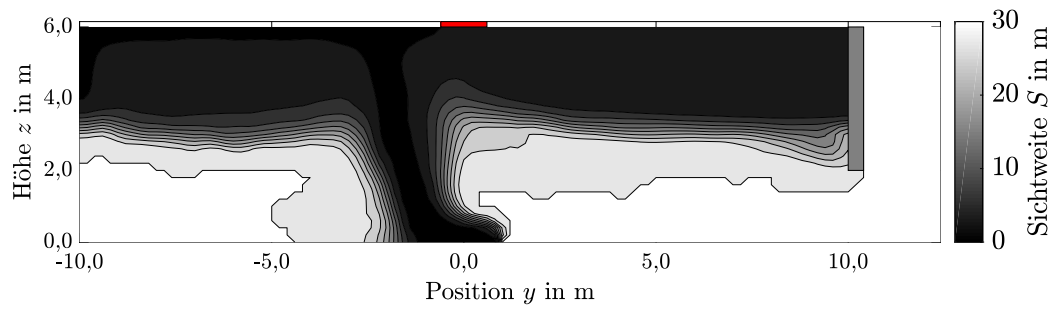


Abbildung A.11: Sichtweite in der yz-Ebene bei $x = 0$ m bei MRA, zeitliche Mittelung von $t = 4$ min bis $t = 5$ min

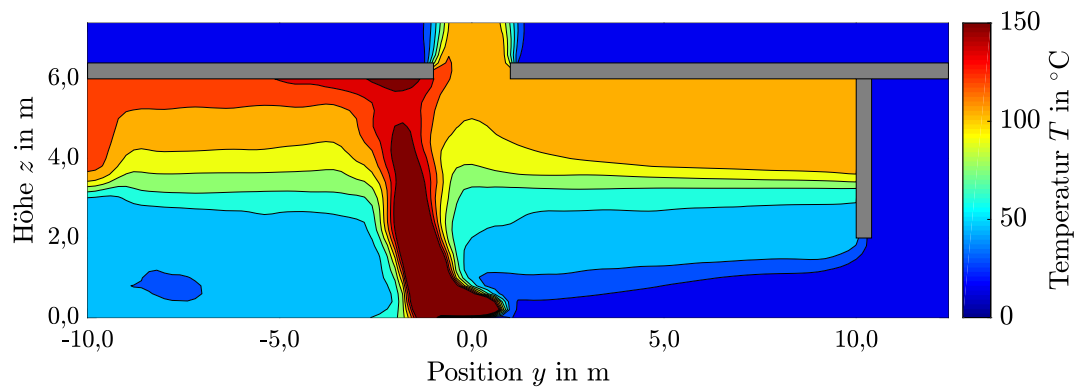


Abbildung A.12: Temperatur in der yz-Ebene bei $x = 0$ m bei NRA, zeitliche Mittelung von $t = 9$ min bis $t = 10$ min

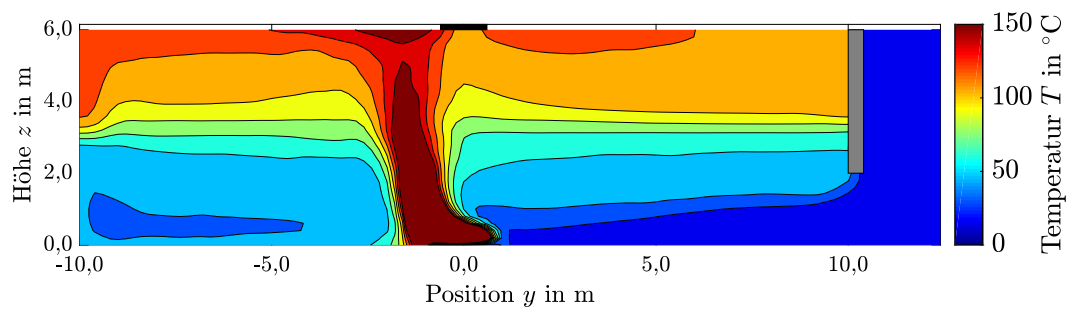


Abbildung A.13: Temperatur in der yz-Ebene bei $x = 0$ m bei MRA, zeitliche Mittelung von $t = 9$ min bis $t = 10$ min

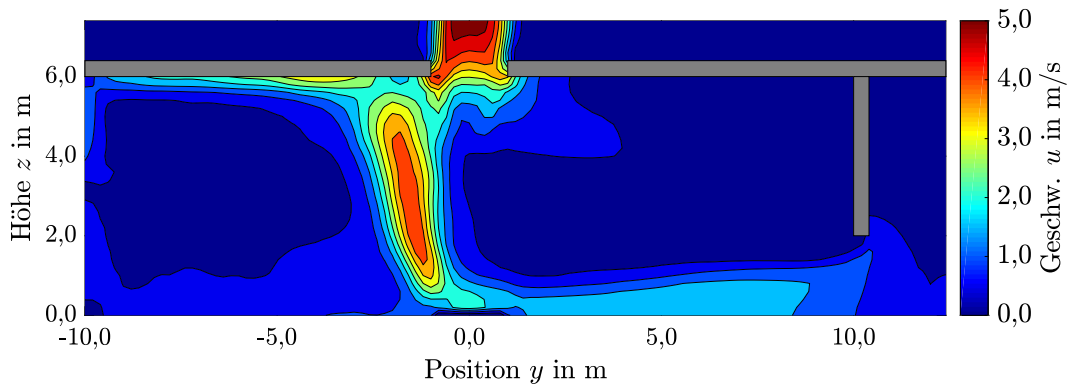


Abbildung A.14: Geschwindigkeit in der yz -Ebene bei $x = 0$ m bei NRA, zeitliche Mittelung von $t = 9$ min bis $t = 10$ min

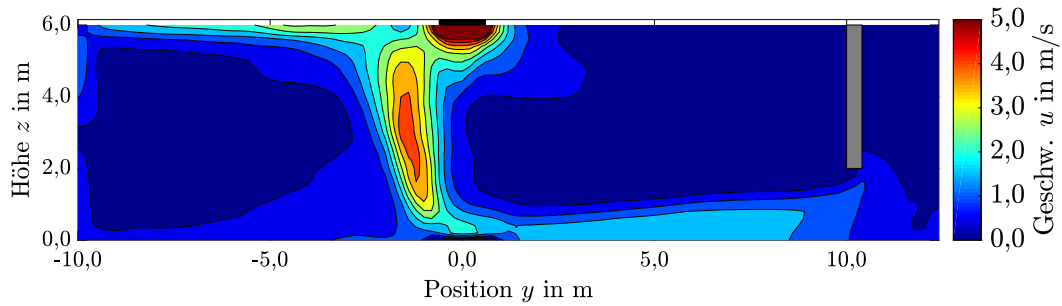


Abbildung A.15: Geschwindigkeit in der yz -Ebene bei $x = 0$ m bei MRA, zeitliche Mittelung von $t = 9$ min bis $t = 10$ min

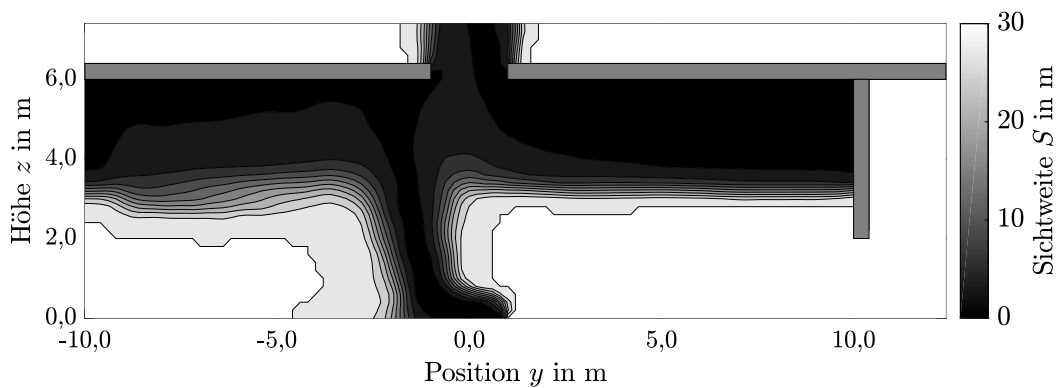


Abbildung A.16: Sichtweite in der yz -Ebene bei $x = 0$ m bei NRA, zeitliche Mittelung von $t = 9$ min bis $t = 10$ min

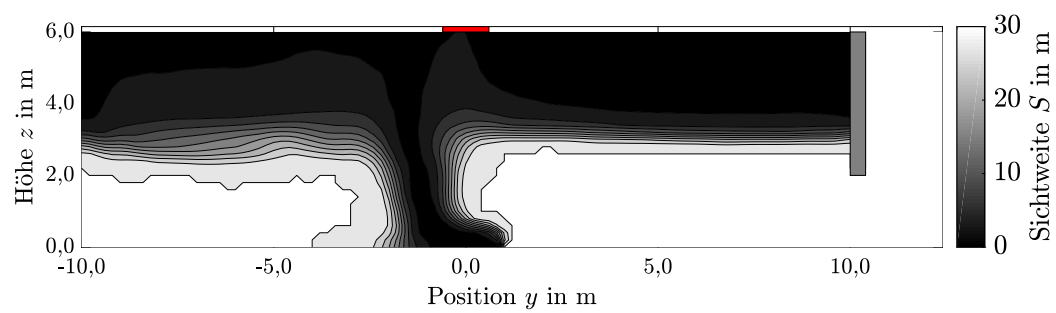


Abbildung A.17: Sichtweite in der yz -Ebene bei $x = 0$ m bei MRA, zeitliche Mittelung von $t = 9$ min bis $t = 10$ min

Monte-Carlo-Simulation

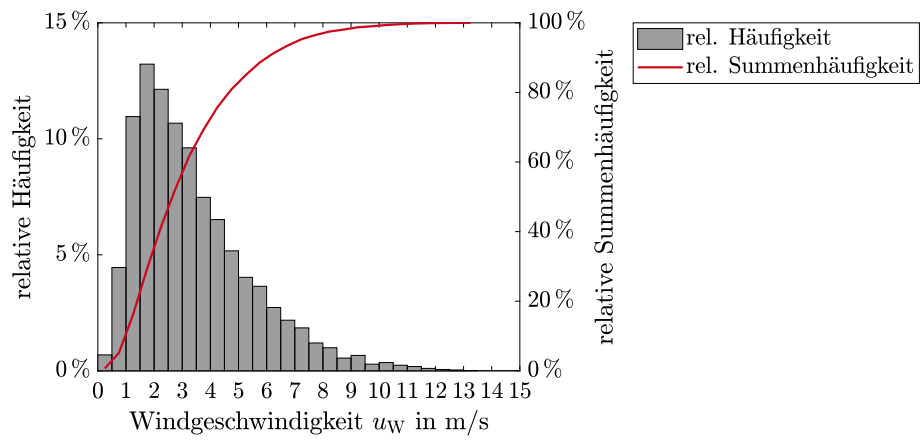


Abbildung A.18: Häufigkeitsverteilungen (linke Achse) und kumulierte Summenhäufigkeit (rechte Achse) der Windgeschwindigkeit des für die Monte-Carlo-Simulationen verwendeten Wetterdatensatzes

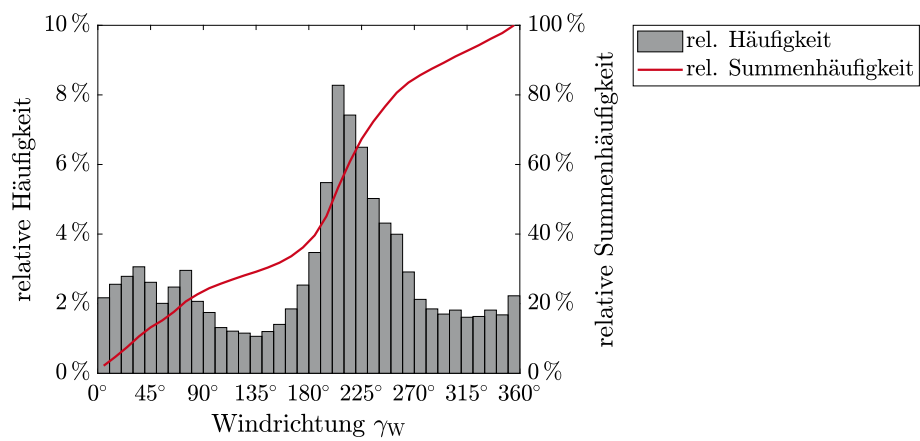


Abbildung A.19: Häufigkeitsverteilungen (linke Achse) und kumulierte Summenhäufigkeit (rechte Achse) der Windrichtung des für die Monte-Carlo-Simulationen verwendeten Wetterdatensatzes

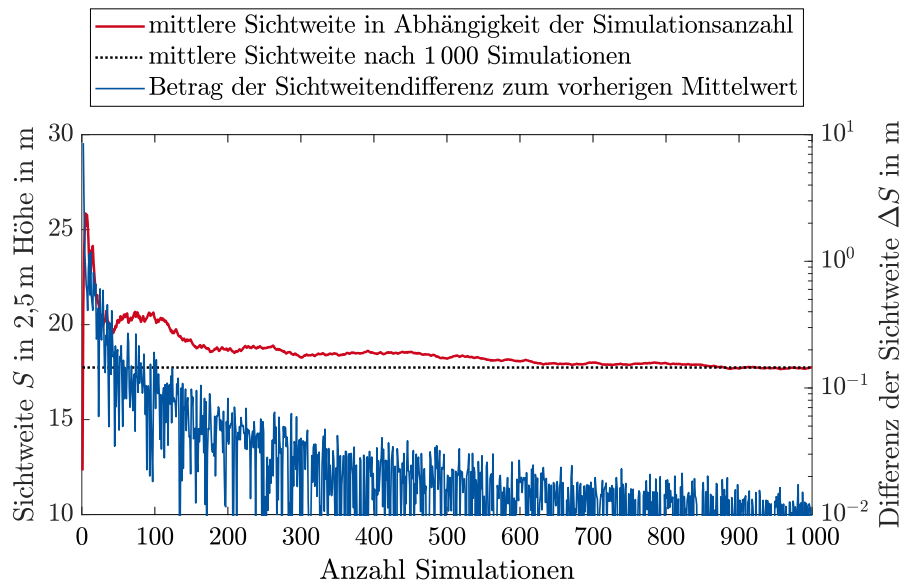


Abbildung A.20: Mittelwert der Sichtweite auf 2,5 m Höhe bei NRA in Abhängigkeit der Anzahl durchgeführter Simulationen sowie Differenz zum vorherigen Mittelwert (lokaler Gradient)

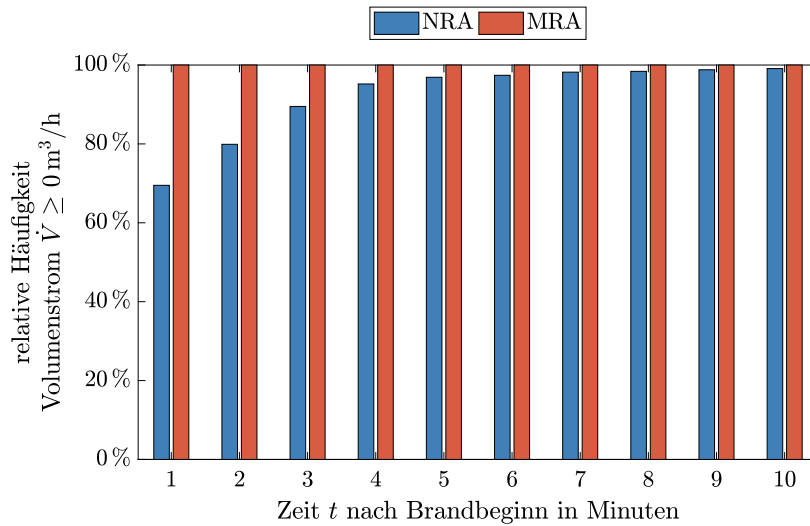


Abbildung A.21: Relativer Anteil der Simulationen bei NRA und MRA, bei denen der Volumenstrom der Entrauchung nichtnegativ ist in Abhängigkeit der Zeit nach Brandbeginn

E.ON ERC Band 1**Streblow, R.**

Thermal Sensation and
Comfort Model for
Inhomogeneous Indoor
Environments

1. Auflage 2011

ISBN 978-3-942789-00-4

E.ON ERC Band 2**Naderi, A.**

Multi-phase, multi-species
reactive transport modeling as
a tool for system analysis in
geological carbon dioxide
storage

1. Auflage 2011

ISBN 978-3-942789-01-1

E.ON ERC Band 3**Westner, G.**

Four Essays related to Energy
Economic Aspects of
Combined Heat and Power
Generation

1. Auflage 2012

ISBN 978-3-942789-02-8

E.ON ERC Band 4**Lohwasser, R.**

Impact of Carbon Capture and
Storage (CCS) on the European
Electricity Market

1. Auflage 2012

ISBN 978-3-942789-03-5

E.ON ERC Band 5**Dick, C.**

Multi-Resonant Converters as
Photovoltaic Module-
Integrated Maximum Power
Point Tracker

1. Auflage 2012

ISBN 978-3-942789-04-2

E.ON ERC Band 6**Lenke, R.**

A Contribution to the Design of
Isolated DC-DC Converters for
Utility Applications

1. Auflage 2012

ISBN 978-3-942789-05-9

E.ON ERC Band 7**Brännström, F.**

Einsatz hybrider RANS-LES-
Turbulenzmodelle in der
Fahrzeugklimatisierung

1. Auflage 2012

ISBN 978-3-942789-06-6

E.ON ERC Band 8**Bragard, M.**

The Integrated Emitter Turn-
Off Thyristor - An Innovative
MOS-Gated High-Power
Device

1. Auflage 2012

ISBN 978-3-942789-07-3

E.ON ERC Band 9**Hoh, A.**

Exergiebasierte Bewertung
gebäudetechnischer Anlagen

1. Auflage 2013

ISBN 978-3-942789-08-0

E.ON ERC Band 10**Köllensperger, P.**

The Internally Commutated
Thyristor - Concept, Design
and Application

1. Auflage 2013

ISBN 978-3-942789-09-7

E.ON ERC Band 11**Achtnicht, M.**

Essays on Consumer Choices
Relevant to Climate Change:
Stated Preference Evidence
from Germany

1. Auflage 2013

ISBN 978-3-942789-10-3

E.ON ERC Band 12**Panašková, J.**

Olfaktorische Bewertung von
Emissionen aus Bauprodukten

1. Auflage 2013

ISBN 978-3-942789-11-0

E.ON ERC Band 13**Vogt, C.**

Optimization of Geothermal
Energy Reservoir Modeling
using Advanced Numerical
Tools for Stochastic Parameter
Estimation and Quantifying
Uncertainties

1. Auflage 2013

ISBN 978-3-942789-12-7

E.ON ERC Band 14**Benigni, A.**

Latency exploitation for
parallelization of
power systems simulation

1. Auflage 2013

ISBN 978-3-942789-13-4

E.ON ERC Band 15**Butschen, T.**

Dual-ICT – A Clever Way to
Unite Conduction and
Switching Optimized
Properties in a Single Wafer

1. Auflage 2013

ISBN 978-3-942789-14-1

E.ON ERC Band 16**Li, W.**

Fault Detection and
Protection in Medium
Voltage DC Shipboard
Power Systems

1. Auflage 2013

ISBN 978-3-942789-15-8

E.ON ERC Band 17**Shen, J.**

Modeling Methodologies for
Analysis and Synthesis of
Controls and Modulation
Schemes for High-Power
Converters with Low Pulse
Ratios

1. Auflage 2014

ISBN 978-3-942789-16-5

E.ON ERC Band 18**Flieger, B.**

Innenraummodellierung einer
Fahrzeugkabine
in der Programmiersprache
Modelica

1. Auflage 2014

ISBN 978-3-942789-17-2

E.ON ERC Band 19**Liu, J.**

Measurement System and
Technique for Future Active
Distribution Grids

1. Auflage 2014

ISBN 978-3-942789-18-9

E.ON ERC Band 20**Kandzia, C.**

Experimentelle Untersuchung
der Strömungsstrukturen in
einer Mischlüftung

1. Auflage 2014

ISBN 978-3-942789-19-6

E.ON ERC Band 21**Thomas, S.**

A Medium-Voltage Multi-
Level DC/DC Converter with
High Voltage Transformation
Ratio

1. Auflage 2014

ISBN 978-3-942789-20-2

E.ON ERC Band 22**Tang, J.**

Probabilistic Analysis and
Stability Assessment for Power
Systems with Integration of
Wind Generation and
Synchronphasor Measurement

1. Auflage 2014

ISBN 978-3-942789-21-9

E.ON ERC Band 23**Sorda, G.**

The Diffusion of Selected
Renewable Energy
Technologies: Modeling,
Economic Impacts, and Policy
Implications

1. Auflage 2014

ISBN 978-3-942789-22-6

E.ON ERC Band 24**Rosen, C.**

Design considerations and
functional analysis of local
reserve energy markets for
distributed generation

1. Auflage 2014

ISBN 978-3-942789-23-3

E.ON ERC Band 25**Ni, F.**

Applications of Arbitrary
Polynomial Chaos in Electrical
Systems

1. Auflage 2015

ISBN 978-3-942789-24-0

E.ON ERC Band 26**Michelsen, C. C.**

The *Energiewende* in the
German Residential Sector:
Empirical Essays on
Homeowners' Choices of
Space Heating Technologies

1. Auflage 2015

ISBN 978-3-942789-25-7

E.ON ERC Band 27**Rohlf, W.**

Decision-Making under Multi-
Dimensional Price Uncertainty
for Long-Lived Energy
Investments

1. Auflage 2015

ISBN 978-3-942789-26-4

E.ON ERC Band 28**Wang, J.**

Design of Novel Control
algorithms of Power
Converters for Distributed
Generation

1. Auflage 2015

ISBN 978-3-942789-27-1

E.ON ERC Band 29**Helmedag, A.**

System-Level Multi-Physics
Power Hardware in the Loop
Testing for Wind Energy
Converters

1. Auflage 2015

ISBN 978-3-942789-28-8

E.ON ERC Band 30**Togawa, K.**

Stochastics-based Methods
Enabling Testing of Grid-
related Algorithms through
Simulation

1. Auflage 2015

ISBN 978-3-942789-29-5

E.ON ERC Band 31**Huchtemann, K.**

Supply Temperature Control
Concepts in Heat Pump
Heating Systems

1. Auflage 2015

ISBN 978-3-942789-30-1

E.ON ERC Band 32**Molitor, C.**

Residential City Districts as
Flexibility Resource: Analysis,
Simulation, and Decentralized
Coordination Algorithms

1. Auflage 2015

ISBN 978-3-942789-31-8

E.ON ERC Band 33**Sunak, Y.**

Spatial Perspectives on the
Economics of Renewable
Energy Technologies

1. Auflage 2015

ISBN 978-3-942789-32-5

E.ON ERC Band 34**Cupelli, M.**

Advanced Control Methods for
Robust Stability of MVDC
Systems

1. Auflage 2015

ISBN 978-3-942789-33-2

E.ON ERC Band 35**Chen, K.**

Active Thermal Management
for Residential Air Source Heat
Pump Systems

1. Auflage 2015

ISBN 978-3-942789-34-9

E.ON ERC Band 36**Pâques, G.**

Development of SiC GTO
Thyristors with Etched
Junction Termination

1. Auflage 2016

ISBN 978-3-942789-35-6

E.ON ERC Band 37**Garnier, E.**

Distributed Energy Resources
and Virtual Power Plants:
Economics of Investment and
Operation

1. Auflage 2016

ISBN 978-3-942789-37-0

E.ON ERC Band 38**Cali, D.**

Occupants' Behavior and its
Impact upon the Energy
Performance of Buildings

1. Auflage 2016

ISBN 978-3-942789-36-3

E.ON ERC Band 39**Isermann, T.**

A Multi-Agent-based
Component Control and
Energy Management System
for Electric Vehicles

1. Auflage 2016

ISBN 978-3-942789-38-7

E.ON ERC Band 40**Wu, X.**

New Approaches to Dynamic
Equivalent of Active
Distribution Network for
Transient Analysis

1. Auflage 2016

ISBN 978-3-942789-39-4

E.ON ERC Band 41**Garbuzova-Schiftler, M.**

The Growing ESCO Market for
Energy Efficiency in Russia: A
Business and Risk Analysis

1. Auflage 2016

ISBN 978-3-942789-40-0

E.ON ERC Band 42**Huber, M.**

Agentenbasierte
Gebäudeautomation für
raumlufttechnische Anlagen

1. Auflage 2016

ISBN 978-3-942789-41-7

E.ON ERC Band 43**Soltan, N.**

High-Power Medium-Voltage
DC-DC Converters: Design,
Control and Demonstration

1. Auflage 2017

ISBN 978-3-942789-42-4

E.ON ERC Band 44**Stieneker, M.**

Analysis of Medium-Voltage
Direct-Current Collector Grids
in Offshore Wind Parks

1. Auflage 2017

ISBN 978-3-942789-43-1

E.ON ERC Band 45**Bader, A.**

Entwicklung eines Verfahrens
zur Strompreisvorhersage im
kurzfristigen Intraday-
Handelszeitraum

1. Auflage 2017

ISBN 978-3-942789-44-8

E.ON ERC Band 46**Chen, T.**

Upscaling Permeability for
Fractured Porous Rocks and
Modeling Anisotropic Flow
and Heat Transport

1. Auflage 2017

ISBN 978-3-942789-45-5

E.ON ERC Band 47**Ferdowsi, M.**

Data-Driven Approaches for
Monitoring of Distribution
Grids

1. Auflage 2017

ISBN 978-3-942789-46-2

E.ON ERC Band 48**Kopmann, N.**

Betriebsverhalten freier
Heizflächen unter zeitlich
variablen Randbedingungen

1. Auflage 2017

ISBN 978-3-942789-47-9

E.ON ERC Band 49**Fütterer, J.**

Tuning of PID Controllers
within Building Energy
Systems

1. Auflage 2017

ISBN 978-3-942789-48-6

E.ON ERC Band 50**Adler, F.**

A Digital Hardware Platform
for Distributed Real-Time
Simulation of Power Electronic
Systems

1. Auflage 2017

ISBN 978-3-942789-49-3

E.ON ERC Band 51**Harb, H.**

Predictive Demand Side
Management Strategies for
Residential Building Energy
Systems

1. Auflage 2017

ISBN 978-3-942789-50-9

E.ON ERC Band 52**Jahangiri, P.**

Applications of Paraffin-Water
Dispersions in Energy
Distribution Systems

1. Auflage 2017

ISBN 978-3-942789-51-6

E.ON ERC Band 53**Adolph, M.**

Identification of Characteristic
User Behavior with a Simple
User Interface in the Context of
Space Heating

1. Auflage 2018

ISBN 978-3-942789-52-3

E.ON ERC Band 54**Galassi, V.**

Experimental evidence of private energy consumer and prosumer preferences in the sustainable energy transition
1. Auflage 2017
ISBN 978-3-942789-53-0

E.ON ERC Band 55**Sangi, R.**

Development of Exergy-based Control Strategies for Building Energy Systems
1. Auflage 2018
ISBN 978-3-942789-54-7

E.ON ERC Band 56**Stinner, S.**

Quantifying and Aggregating the Flexibility of Building Energy Systems
1. Auflage 2018
ISBN 978-3-942789-55-4

E.ON ERC Band 57**Fuchs, M.**

Graph Framework for Automated Urban Energy System Modeling
1. Auflage 2018
ISBN 978-3-942789-56-1

E.ON ERC Band 58**Osterhage, T.**

Messdatengestützte Analyse und Interpretation sanierungsbedingter Effizienzsteigerungen im Wohnungsbau
1. Auflage 2018
ISBN 978-3-942789-57-8

E.ON ERC Band 59**Frieling, J.**

Quantifying the Role of Energy in Aggregate Production Functions for Industrialized Countries
1. Auflage 2018
ISBN 978-3-942789-58-5

E.ON ERC Band 60**Lauster, M.**

Parametrierbare Gebäudemodelle für dynamische Energiebedarfsrechnungen von Stadtquartieren
1. Auflage 2018
ISBN 978-3-942789-59-2

E.ON ERC Band 61**Zhu, L.**

Modeling, Control and Hardware in the Loop in Medium Voltage DC Shipboard Power Systems
1. Auflage 2018
ISBN 978-3-942789-60-8

E.ON ERC Band 62**Feron, B.**

An optimality assessment methodology for Home Energy Management System approaches based on uncertainty analysis
1. Auflage 2018
ISBN 978-3-942789-61-5

E.ON ERC Band 63**Diekerhof, M.**

Distributed Optimization for the Exploitation of Multi-Energy Flexibility under Uncertainty in City Districts
1. Auflage 2018
ISBN 978-3-942789-62-2

E.ON ERC Band 64**Wolisz, H.**

Transient Thermal Comfort Constraints for Model Predictive Heating Control
1. Auflage 2018
ISBN 978-3-942789-63-9

E.ON ERC Band 65**Pickartz, S.**

Virtualization as an Enabler for Dynamic Resource Allocation in HPC
1. Auflage 2019
ISBN 978-3-942789-64-6

E.ON ERC Band 66**Khayyamim, S.**

Centralized-decentralized Energy Management in Railway System
1. Auflage 2019
ISBN 978-3-942789-65-3

E.ON ERC Band 67**Schlösser, T.**

Methodology for Holistic Evaluation of Building Energy Systems under Dynamic Boundary Conditions
1. Auflage 2019
ISBN 978-3-942789-66-0

E.ON ERC Band 68**Cui, S.**

Modular Multilevel DC-DC Converters Interconnecting High-Voltage and Medium-Voltage DC Grids
1. Auflage 2019
ISBN 978-3-942789-67-7

E.ON ERC Band 69**Hu, J.**

Modulation and Dynamic Control of Intelligent Dual-Active-Bridge Converter Based Substations for Flexible DC Grids
1. Auflage 2019
ISBN 978-3-942789-68-4

E.ON ERC Band 70**Schiefelbein, J.**

Optimized Placement of Thermo-Electric Energy Systems in City Districts under Uncertainty
1. Auflage 2019
ISBN 978-3-942789-69-1

E.ON ERC Band 71**Ferdinand, R.**

Grid Operation of HVDC-Connected Offshore Wind Farms: Power Quality and Switching Strategies
1. Auflage 2019
ISBN 978-3-942789-70-7

E.ON ERC Band 72**Musa, A.**

Advanced Control Strategies
for Stability Enhancement of
Future Hybrid AC/DC
Networks

1. Auflage 2019

ISBN 978-3-942789-71-4

E.ON ERC Band 73**Angioni, A.**

Uncertainty modeling for
analysis and design of
monitoring systems for
dynamic electrical distribution
grids

1. Auflage 2019

ISBN 978-3-942789-72-1

E.ON ERC Band 74**Möhlenkamp, M.**

Thermischer Komfort bei
Quellluftströmungen

1. Auflage 2019

ISBN 978-3-942789-73-8

E.ON ERC Band 75**Voss, J.**

Multi-Megawatt Three-Phase
Dual-Active Bridge DC-DC
Converter

1. Auflage 2019

ISBN 978-3-942789-74-5

E.ON ERC Band 76**Siddique, H.**

The Three-Phase Dual-Active
Bridge Converter Family:
Modeling, Analysis,
Optimization and
Comparison of Two-Level and
Three-Level Converter
Variants

1. Auflage 2019

ISBN 978-3-942789-75-2

E.ON ERC Band 77**Heesen, F.**

An Interdisciplinary Analysis
of Heat Energy Consumption
in Energy-Efficient Homes:
Essays on Economic, Technical
and Behavioral Aspects

1. Auflage 2019

ISBN 978-3-942789-76-9

E.ON ERC Band 78**Möller, R.**

Untersuchung der
Durchschlagspannung von
Mineral-, Silikonölen und
synthetischen Estern bei
mittelfrequenten Spannungen

1. Auflage 2020

ISBN 978-3-942789-77-6

E.ON ERC Band 79**Höfer, T.**

Transition Towards a
Renewable Energy
Infrastructure: Spatial
Interdependencies and Stake-
holder Preferences

1. Auflage 2020

ISBN 978-3-942789-78-3

E.ON ERC Band 80**Freitag, H.**

Investigation of the Internal
Flow Behavior in Active
Chilled Beams

1. Auflage 2020

ISBN 978-3-942789-79-0

E.ON ERC Band 81**Razik, L.**

High-Performance Computing
Methods in Large-Scale Power
System Simulation

1. Auflage 2020

ISBN 978-3-942789-80-6

E.ON ERC Band 82**Mirz, M.**

A Dynamic Phasor Real-Time
Simulation Based Digital Twin
for Power Systems

1. Auflage 2020

ISBN 978-3-942789-81-3

E.ON ERC Band 83**Schmitz, H.**

Energy Consumption Behavior
of Private Households:
Heterogeneity, Prosuming, and
Rebound

1. Auflage 2020

ISBN 978-3-942789-82-0

E.ON ERC Band 84**Cupelli, L.**

Data-driven Methods for
Voltage Control in Distribution
Networks: A Bottom-Up
Approach

1. Auflage 2020

ISBN 978-3-942789-83-7

E.ON ERC Band 85**Happ, S.**

A Scalable Simulation Method
for Cyber-Physical
Power Systems

1. Auflage 2020

ISBN 978-3-942789-84-4

E.ON ERC Band 86**Rewitz, K.**

Modellierung des thermischen
Komforts in Kabinen-
innenräumen

1. Auflage 2021

ISBN 978-3-948234-00-3

Weltweit gibt es sehr viele Todesfälle durch Brände in Gebäuden, die häufig durch den dabei entstehenden Rauch verursacht werden. Um den Rauch im Brandfall aus dem Gebäude abzuführen, können Rauch- und Wärmeabzugsanlagen verwendet werden. Zu diesen zählen insbesondere die natürlichen Rauchabzugsanlagen (NRA) und die maschinellen Rauchabzugsanlagen (MRA). Die Leistungsfähigkeit der Anlagen ist von verschiedenen Randbedingungen abhängig, die – wie beispielsweise das Wetter – kaum vorhersagbar sind und einer großen Streuung unterliegen. Trotz dieser Abhängigkeit wird die Unsicherheit der Randbedingungen im Planungsprozess nach aktuellem Stand der Technik nicht hinreichend berücksichtigt.

Zur Schließung dieser Lücke im Planungsprozess wird mit dieser Arbeit ein neues simulatives Verfahren vorgestellt, das die Randbedingungen und deren realitätsnahe Streuung berücksichtigt. Hierzu wird ein Strömungssimulationsmodell für den CFD-Code Fire Dynamics Simulator (FDS) erstellt und mit der Monte-Carlo-Methode gekoppelt. In diesem probabilistischen Simulationsmodell werden unterschiedliche Parameter zur Beschreibung des Brandherds sowie des Wetters anhand von Verteilungsfunktionen abgebildet.

Auf Basis des neuartigen Modells wird als erster Anwendungsfall eine Monte-Carlo-Simulation mit 1 000 Parameterkombinationen für eine einfache Gebäudegeometrie durchgeführt. Auf Basis der Simulationsergebnisse wird die Personensicherheit bei Nutzung von NRA und MRA verglichen.

ISBN 978-3-948234-01-0