

Untersuchung und Modellierung der Flammenfrontgeschwindigkeit in Rohrleitungen bei Maisstärke-Explosionen im angeschlossenen 1 m³-Behälter

F-05-0502

Untersuchung und Modellierung der
Flammenfrontgeschwindigkeit in
Rohrleitungen bei Maisstärke-Explosionen
im angeschlossenen 1 m³-Behälter

Masterarbeit

von

Philipp Schurin

Hochschule Mannheim

und

Forschungsgesellschaft für angewandte Systemsicherheit und
Arbeitsmedizin

Mannheim, Mai 2021

Erklärung

Hiermit erkläre ich, dass ich die vorliegende Arbeit selbstständig verfasst und keine anderen als die angegebenen Quellen und Hilfsmittel verwendet habe. Alle Stellen der Arbeit, die wörtlich oder sinngemäß aus Veröffentlichungen oder aus anderweitigen fremden Äußerungen entnommen wurden, sind als solche kenntlich gemacht.

Mannheim, 31. Mai 2021



(Philipp Schurin)

Vorwort

Die vorliegende Masterarbeit, die zum Erlangen des Abschlusses des Masterstudiengangs Verfahrens- und Chemietechnik an der Hochschule Mannheim dient, wurde bei der Forschungsgesellschaft für angewandte Systemsicherheit und Arbeitsmedizin e.V. (FSA) erstellt. Das Thema der Arbeit ist die Untersuchung und Modellierung der Flammenfrontgeschwindigkeit in Rohrleitungen bei Maisstärke-Explosionen im abgeschlossenen 1 m³-Behälter.

Die im Studium erlernten Fähigkeiten und das theoretische Grundwissen konnten im Rahmen der Arbeit gut umgesetzt und verbessert werden. Aus der Zusammenarbeit mit der FSA nehme ich zahlreiche fächerübergreifende Kenntnisse mit. Für die Vermittlung des Wissens und die Unterstützung während der Masterarbeit möchte ich den nachfolgend genannten Personen danken:

Prof. Dr. Bernhard Hoffner sei für das Schaffen einer Verbindung zur FSA und die engagierte Betreuung seitens der Hochschule ein großer Dank ausgesprochen. Einen besonderen Dank richte ich an Herrn Dr. Dirk Lorenz für die intensive Betreuung seitens der FSA, sowie für die Vermittlung neuer Kenntnisse im Bereich Staubexplosionen und im Umgang mit der für die Arbeit benötigten Programme und Hilfsmittel. Zusätzlich bedanke ich mich bei Herrn Hermann Schiebler und Dr. Jan-Niklas Tödt für die Einarbeitung in FLACS DustEx und die Vermittlung neuer Simulationskenntnisse. Des Weiteren möchte ich mich bei Pavlo Chupin und Dr. Sebastian Nissle für die Hilfestellung bei der Sensoroptimierung und bei der Konstruktion des Versuchsaufbaus bedanken. Hinzukommend möchte ich ebenfalls der Arbeitsgruppe auf dem Versuchsfeld in Kappelrodeck für die Unterstützung während der Explosionsversuche einen Dank aussprechen.

Bei den Mitarbeiterinnen und Mitarbeitern der FSA/BGN bedanke ich mich für die motivierende Arbeitsatmosphäre und die erfolgreiche Zusammenarbeit.

Schließlich bedanke ich mich bei meinem Freundeskreis und meiner Familie für die Unterstützung während des gesamten Studiums.

Inhaltsverzeichnis

Symbolverzeichnis	IV
Glossar	VII
Zusammenfassung	1
1 Einleitung	2
1.1 Allgemeines	2
1.2 Projekt F-05-0502	3
1.3 Stand der Technik	4
1.4 Zieldefinition	5
2 Theoretische Grundlagen	6
2.1 Explosionsdruck	6
2.2 Druckanstiegsgeschwindigkeit und K_{St} -Wert	6
2.3 Flammengeschwindigkeit	8
2.3.1 Laminare Flammengeschwindigkeit	8
2.3.2 Turbulente Flammengeschwindigkeit	10
2.4 Einfluss von Partikeleigenschaften und Staubkonzentration auf den Explosionsverlauf	11
2.4.1 Partikeleigenschaften	11
2.4.2 Staubkonzentration	11
3 Planung des Versuchsaufbaus	13
3.1 Überblick	13
3.2 Aufbau der Rohrstrecke	14
3.2.1 Stahlrohre	14
3.2.2 Glasrohr	15
3.3 Optimierung der Flammen- und Drucksensoren	15
3.3.1 Entwicklung verbesserter Flammensensoren	16
3.3.2 Anpassung der Sensoren an die Rohrgeometrie	17

4	Experimente	21
4.1	Versuche am geschlossenen Behälter	21
4.1.1	Versuchsaufbau	21
4.1.2	Versuchsdurchführung	22
4.1.3	Messergebnisse, Auswertung und Diskussion	23
4.2	Versuche am Behälter mit Rohrleitung	26
4.2.1	Versuchsaufbau	27
4.2.2	Versuchsdurchführung	27
4.2.3	Messergebnisse	29
4.2.4	Auswertung	30
4.2.4.1	Methodenbeschreibung	31
4.2.4.2	Flammenfrontgeschwindigkeit	32
4.2.4.3	Vergleich der Signale von Druck- und Flammensensoren	33
4.2.4.4	Aufnahmen der Hochgeschwindigkeitskamera	35
4.2.5	Diskussion	38
5	Modellierung	39
5.1	FLACS DustEx	39
5.1.1	Modellierung der Versuche im geschlossenen Behälter	39
5.1.1.1	Aufbau des Modells	39
5.1.1.2	Simulations- und Messergebnisse im Vergleich	42
5.1.1.3	Diskussion	45
5.1.2	Einfluss von Turbulenz und Flammengeschwindigkeit	46
5.1.2.1	Einfluss der Turbulenz	46
5.1.2.2	Einfluss der Flammengeschwindigkeit	47
5.1.2.3	Diskussion	47
5.1.3	Modellierung der Versuche im Behälter mit Rohrleitung	50
5.1.3.1	Aufsetzen des Modells	50
5.1.3.2	Ergebnisse	52
5.1.3.3	Diskussion	55
5.2	Modellierung mit alternativem Ansatz	56
5.2.1	Entwicklung des Ansatzes	56
5.2.2	Aufsetzen des Modells	56
5.2.3	Ergebnisse	58
5.2.4	Diskussion	62

6 Diskussion und Ausblick	63
6.1 Diskussion	63
6.2 Ausblick	66
Literaturverzeichnis	68
Abbildungsverzeichnis	72
Tabellenverzeichnis	79
A Messdaten	80
A.1 Druckkurven im geschlossenen Behälter	80
A.2 Flammenfrontgeschwindigkeiten	85
B Simulationsergebnisse	102
B.1 Druckkurven im geschlossenen Behälter	102
B.2 Modellierung mit OpenFOAM	106
C Konstruktionszeichnungen	115
D Datenblätter	126

Symbolverzeichnis

Symbol	Einheit	Bedeutung
α_1	-	Anpassungsparameter
a	-	Regressionsvariable
A_P	m^2	Summe aller Partikeloberflächen in einer Staubwolke
β_1	-	Anpassungsparameter
b	-	Regressionsvariable
c	$g/m^2, -$	Staubkonzentration, Regressionsvariable
C_μ	-	Modellkonstante mit Wert 0,09
D_B	m	Behälterdurchmesser
D_i	m	Rohrinnendurchmesser
D_P	m	Partikeldurchmesser
D_R	m	Rohrdurchmesser
$(dp/dt)_{ex}$	bar/s	<i>Druckanstiegsgeschwindigkeit</i> ¹
$\overline{(dp/dt)}_{ex}$	bar/s	mittlere Druckanstiegsgeschwindigkeit
$(dp/dt)_{max}$	bar/s	<i>maximale Druckanstiegsgeschwindigkeit</i>
$(dp/dt)_{max,i}$	bar/s	maximale Druckanstiegsgeschwindigkeit der i-ten Staubexplosion
$(dp/dt)_{red}$	bar/s	<i>reduzierte Druckanstiegsgeschwindigkeit</i>
$\overline{(dp/dt)}_{red}$	bar/s	mittlere reduzierte Druckanstiegsgeschwindigkeit
$(dp/dt)_{red,max}$	bar/s	<i>maximale reduzierte Druckanstiegsgeschwindigkeit</i>
e	-	Euler'sche Zahl, Regressionsvariable
E_Z	J	Zündenergie
I_T	-	relative Intensität der Turbulenz
k	m^2/s^2	kinetische Energie der Turbulenz
K	-	Koeffizient der turbulenten <i>Flammgeschwindigkeit</i> +
K_{St}	bar·m/s	staubspezifische Kenngröße
l_{LT}	m	Längenskala der Turbulenz
L_R	m	Rohrlänge
L_B	m	Behälterlänge
MP	-	Monitorpunkt
N	-	Messpunktanzahl
p	bar	Druck
p_0	bar	Ausgangsdruck
p_{ex}	bar	<i>Explosionsdruck</i>
\bar{p}_{ex}	bar	mittlerer Explosionsdruck
p_{max}	bar	<i>maximaler Explosionsdruck</i>

¹ Kursiv gestellte Begriffe sind im Glossar erläutert.

p_{red}	bar	<i>reduzierter Explosionsdruck</i>
\bar{p}_{red}	bar	mittlerer reduzierter Explosionsdruck
$p_{\text{red,max}}$	bar	<i>maximaler reduzierter Explosionsdruck</i>
s_{R}	m	zurückgelegter Weg im Rohr
S	-	Wert eines Skalars
s_{W}	m	Rohrwandstärke
T	°C	Temperatur
T_0	°C	Ausgangstemperatur
t_{ex}	s	Zeitspanne zwischen Zündung und Auftreten des Explosionsdruckes p_{ex}
t_{V}	s	<i>Zündverzögerungszeit</i>
\bar{u}	m/s	mittlere Geschwindigkeit eines Staubpartikelensembles
u_{c}	m/s	charakteristische Geschwindigkeit
u_{i}	m/s	Geschwindigkeit des i-ten Staubpartikels
u'_{rms}	m/s	mittlere Geschwindigkeitsschwankung
V_{B}	m ³	Behältervolumen
v_{l}	m/s	laminare <i>Flammengeschwindigkeit</i>
v_{F}	m/s	<i>Flammenfrontgeschwindigkeit</i>
\bar{v}_{F}	m/s	mittlere Flammenfrontgeschwindigkeit
$v_{\text{F,max}}$	m/s	Maximum der <i>Flammenfrontgeschwindigkeit</i>
V_{F}	m ³	Feststoffvolumen
V_{H}	m ³	Hohlraumvolumen des Partikels
V_{i}	m ³	Volumen des i-ten Behälters
v_{M}	m/s	Strömungsgeschwindigkeit des Staub/Luft-Gemisches
V_{p}	m ³	Partikelvolumen
v_{t}	m/s	turbulente Flammengeschwindigkeit
$\bar{v}_{\text{t,sim}}$	m/s	Mittelwert der simulierten turbulenten Flammengeschwindigkeit
x_{E}	m	Abstand zwischen Detektor und Entkopplungseinrichtung
$x_{\text{E,min}}$	m	minimal erforderlicher Abstand zwischen Detektor und Entkopplungseinrichtung
x_{Z}		Zündort bezogen auf die Längsachse der Rohrleitung
γ	-	Porosität
δl	m	Dicke einer Verbrennungsfront
Δp	m	Druckdifferenz
$\Delta p_{\text{vergl.}}$	bar	Druckunterschied zwischen simuliertem und gemessenem Druck
ΔF_{B}	m	Breite einer Flammenfront oder Verbrennungszone
ε	m ² /s ³	turbulente Energiedissipationsrate
λ	m	Lichtwellenlänge
ψ	°	Winkelpfindlichkeit einer Fotodiode
σ_{t}	N/mm ²	Tangentialspannung bei einem zylindrischen Rohr
τ	s	Verbrennungsdauer

Glossar

Begriff	Definition
CFD	Akronym für <u>C</u> omputational <u>F</u> luid <u>D</u> ynamics
Deflagration	Schneller Verbrennungsvorgang bei dem die Fortpflanzungsgeschwindigkeit kleiner als die Schallgeschwindigkeit ist [31].
DESC	Akronym für <u>D</u> ust <u>E</u> xplosion <u>S</u> imulation <u>C</u> ode
Explosionsgrenze	Die untere bzw. obere Explosionsgrenze ist die Staubkonzentration, unterhalb bzw. oberhalb derer sich eine Flamme in einem Staub/Luft-Gemisch nicht mehr selbstständig fortpflanzen kann [4].
ExProtect	Name eines Software-Pakets der Forschungsgesellschaft für angewandte Systemsicherheit und Arbeitsmedizin mbH zur Beantwortung sicherheitstechnisch relevanter Fragen bei Gas- und Staubexplosionen [17]
FLACS DustEx	Akronym für <u>F</u> lame <u>A</u> ccelaration <u>S</u> imulator <u>D</u> ust <u>E</u> xplosion [16].
Explosionsdruck	Maximaler Überdruck bei einer Staubexplosion im geschlossenen Behälter [1, 2].
Flammengeschwindigkeit	Fortpflanzungsgeschwindigkeit einer Verbrennungsfront senkrecht zu ihrer Oberfläche im Bezugssystem des Brennstoffs.
Flammenfrontgeschwindigkeit	Fortpflanzungsgeschwindigkeit einer Verbrennungsfront im Bezugssystem eines außenstehenden Beobachters.
Grid	Gitter bei der virtuellen Zerlegung eines Volumens in Untervolumina
maximaler Explosionsdruck	Maximaler Überdruck bei einer Staubexplosion im geschlossenen Behälter bei optimaler Staubkonzentration [1, 2].

reduzierter Explosionsdruck	Maximaler Überdruck bei einer Staubexplosion im druckentlasteten Behälter [1, 2].
maximaler reduzierter Explosionsdruck	Maximaler Überdruck bei einer Staubexplosion im druckentlasteten Behälter bei optimaler Staubkonzentration [1, 2].
Druckanstiegsgeschwindigkeit	Synonym für den zeitlichen Druckanstieg, welcher in [1, 2] als maximaler zeitlicher Druckanstieg bei einer Staubexplosion im geschlossenen Behälter definiert ist.
maximale Druckanstiegsgeschwindigkeit	Synonym für den zeitlichen Druckanstieg, welcher in [1, 2] als maximaler zeitlicher Druckanstieg bei einer Staubexplosion im geschlossenen Behälter bei optimaler Staubkonzentration definiert ist.
reduzierte Druckanstiegsgeschwindigkeit	Synonym für den reduzierten zeitlichen Druckanstieg, welcher in [1, 2] als maximaler zeitlicher Druckanstieg bei einer Staubexplosion im druckentlasteten Behälter definiert ist.
maximale reduzierte Druckanstiegsgeschwindigkeit	Synonym für den reduzierten maximalen zeitlichen Druckanstieg, welcher in [1, 2] als maximaler zeitlicher Druckanstieg bei einer Staubexplosion im druckentlasteten Behälter bei optimaler Staubkonzentration definiert ist.
OpenFOAM	Akronym für <u>O</u> pen <u>S</u> ource <u>F</u> ield <u>O</u> peration and <u>M</u> anipulation
SIMEK	Akronym für <u>S</u> imulationsrechnung zur <u>M</u> echanik von <u>E</u> xplosions <u>k</u> lappen [16].
Solver	Programm, welches Differentialgleichungen oder Differentialgleichungssysteme numerisch lösen kann
Zündverzögerungszeit	Zeitspanne zwischen den Spannungssignalen zum Einblasen des Staubes in den Behälter und zum Zünden des Staub/Luft-Gemisches.

Zusammenfassung

Das Forschungsprojekt F-05-0502 der Forschungsgesellschaft für angewandte Systemsicherheit und Arbeitsmedizin (FSA), in dessen Rahmen diese Masterarbeit angesiedelt ist, hat das Ziel, eine Berechnungsmethode für die Geschwindigkeit von Flammenfronten in mit brennbaren Staub/Luft-Gemischen gefüllten Rohrleitungen, welche Anlagen- teile verbinden, zu entwickeln. Damit soll es zukünftig möglich sein, den notwendigen Mindestabstand für die zuverlässige Funktion von Flammensperren in Rohrleitungen bei explosionsgefährdeten Anlagen rein rechnerisch bestimmen zu können.

Zu diesem Zweck werden zunächst Druckverläufe von Maisstärke/Luft-Explosionen in einem geschlossenen 1 m^3 -Behälter aufgenommen. Variiert werden die Zündverzögerungszeit ($t_V = 0,35\text{ s}, 0,5\text{ s}, 0,8\text{ s}$) und Staubkonzentration ($c = 250\text{ g/m}^3, 500\text{ g/m}^3, 1000\text{ g/m}^3$). Mit der CFD-Software *FLACS DustEx* der norwegischen Firma Gexcon zur Simulation von Staubexplosionen werden die Versuche nachgestellt und durch Probieren die Anfangsbedingungen ermittelt, mit welchen die Versuchsergebnisse gut wiedergegeben werden können. Bereits an dieser Stelle zeigen sich Fehler in *FLACS DustEx*.

Im nächsten Schritt werden Versuche am 1 m^3 -Behälter durchgeführt, wobei nun nacheinander ca. 10 m lange Rohrleitungen mit den Durchmessern DN 80, DN 100 und DN 125 angeschlossen sind. Die DN 125-Rohrleitung enthält ein Glasrohr zur Visualisierung der Flammenfront mit Hilfe einer Hochgeschwindigkeitskamera. Mit Flammen- und Drucksensoren werden die Flammenfrontgeschwindigkeit im Rohr und der zeitliche Druckverlauf bestimmt. Rohre und Sensoren sind so optimiert, dass ihr Einfluss auf Strömung und Turbulenzbildung minimiert ist. Die Flammensensoren werden technisch weiterentwickelt, um die Bestimmung von Ort und Zeit der Flammenpassage zu optimieren. Die Variation von t_V und c erfolgt wie bei den Versuchen am geschlossenen Behälter. Qualitativ sehr hochwertige Messdaten werden gewonnen sowie beeindruckende Hochgeschwindigkeitsaufnahmen der sich bewegenden Flammenfront. Der Nachweis wird erbracht, dass die Flammensensoren tatsächlich auf die Front der Verbrennungszone reagieren und nicht auf voraus eilende erwärmte Gase und Staubpartikel.

Die Möglichkeit der Modellierung der Flammenfrontgeschwindigkeit in Rohren mittels *FLACS DustEx* wird untersucht. Der Abgleich mit den gewonnenen Messdaten zeigt starke Abweichungen zwischen Modell und Experiment. *FLACS DustEx* wird deshalb für die Modellierung der Flammenfrontgeschwindigkeit in Rohrleitungen verworfen. Ein eigener Ansatz besteht aus der Superposition der druckgetriebenen Materiegeschwindigkeit im Rohr unter Verwendung der im 1 m^3 -Behälter gemessenen Druckverläufe und der turbulenten Flammengeschwindigkeit in Staub/Luft-Gemischen. Für Letztergenannte existieren Formeln in der Literatur. Die zur Berechnung der turbulenten Flammengeschwindigkeit notwendige Kenntnis des Turbulenzzustandes wird der Simulation der Materieströmung entnommen. In *OpenFOAM* wird ein entsprechendes Modell aufgebaut und mit dem Cluster (Rechnerverbund) der FSA gelöst. Messwerte und Simulationsergebnisse stimmen sehr gut überein wenn der Eintrittszeitpunkt der Flamme ins Rohr durch Probieren optimiert wird.

1 Einleitung

Bereits seit über 200 Jahren stellen Staubexplosionen ein Sicherheitsrisiko in vielen Bereichen der Industrie dar. Sie bilden eine Gefahr für Mensch und Produktionsanlagen und können zu Produktionsausfällen führen. Zur Risikominimierung und Vermeidung von Staubexplosionen müssen die Entstehungsursachen möglichst ausgeschaltet werden.

1.1 Allgemeines

Bei Staubexplosionen läuft die Flammenfortpflanzung vergleichsweise langsam ab, weshalb sie zu den Deflagrationen gezählt werden. Damit Staubexplosionen entstehen können, ist das zeitlich simultane Auftreten mehrere Bedingungen zwingend erforderlich. Diese sind in der folgenden Abbildung 1.1 dargestellt:

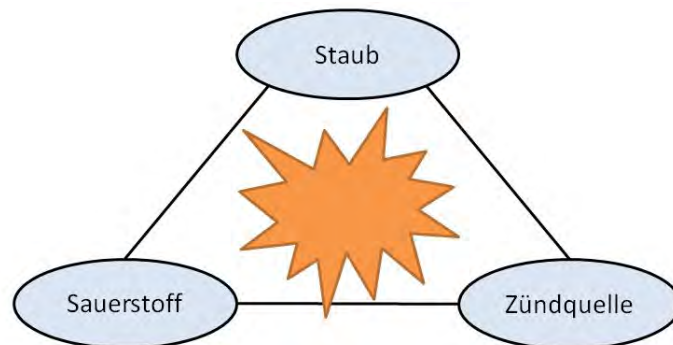


Abbildung 1.1: Gefahrendreieck.

Zusätzlich muss die Konzentration des brennbaren Staubes in Luft innerhalb der *Explosionsgrenzen* liegen. Zündquellen können unterschiedlichen Ursprungs sein, wie z. B. Schleif- und Reibfunken, elektrostatische Entladungen, aber auch heiße Oberflächen können als Zündquelle wirksam werden.

Sollen Staubexplosionen sicher vermieden werden, ist es ausreichend, eine der drei Bedingungen auszuschließen. Diese Maßnahmen werden zum vorbeugenden Explosionsschutz gezählt. In der Praxis bedeutet dies beispielsweise die Vermeidung einer explosionsfähigen Atmosphäre. Dies kann zum einen dadurch geschehen, dass die Bildung von Staubwolken verhindert wird, oder aber durch die Inertisierung des explosionsgefährdeten Anlagenteils mit einem Gas, welches keinen Sauerstoff enthält und die sauerstoffhaltige Luft verdrängt.

Lassen sich die genannten Maßnahmen und die Vermeidung von Zündquellen nicht realisieren, kommen Maßnahmen des konstruktiven Explosionsschutzes zum Einsatz.



Abbildung 1.2: Schnellschlussschieber der Firma Rembe [44].

Dabei werden Anlagen und Apparate um sicherheitstechnische Einrichtungen erweitert, die im Falle einer Explosion deren Auswirkungen mindern. Konstruktive Sicherheitseinrichtungen sind u. a. Druckentlastungen in Form von Klappen, Ventilen und Berstscheiben. Alternativ können explosionsgefährdete Anlagen so konstruiert sein, dass sie dem Explosionsdruck ohne Druckentlastungseinrichtungen standhalten. Dabei wird zwischen der explosionsdruckfesten und explosionsdruckstoßfesten Bauweise unterschieden, wobei sich erstgenannte Konstruktion im Explosionsfall nicht plastisch verformt und letztgenannte Verformungen bis über die Streckgrenze des Materials zulässt.

Sind konstruktiv geschützte Anlagenteile mit vorbeugend geschützten Anlagenteilen verbunden, müssen beide explosionstechnisch entkoppelt sein. In solchen Fällen werden Entkopplungseinrichtungen wie Löschmittelsperren oder Schnellschlussschieber (Abbildung 1.2) eingesetzt. Durch Entkopplungseinrichtungen wird sichergestellt, dass sich Explosionen über Rohrleitungen nicht von einem Anlagenteil in einen anderen ausbreiten können. Sowohl Löschmittelsperren als auch Schnellschlussschieber werden entweder durch Druck- oder Flammenfrontdetektion ausgelöst. Die Zeitspanne, die zwischen dem Erkennen des Druckanstiegs oder der Flammenfront und dem Auslösen der Entkopplungseinrichtung liegt, ist als Ansprechzeit definiert. Für eine zuverlässige Funktion muss gewährleistet sein, dass der Abstand zwischen Druck- oder Flammensensor und Entkopplungseinrichtung x_E so gewählt wird, dass die Entkopplungseinrichtung geschlossen ist bevor die Flammenfront diese passiert hat. Ein großer Abstand x_E würde das rechtzeitige Schließen sicherstellen, jedoch sind solche großen Abstände oft aus bautechnischen Gründen nicht realisierbar. Darüber hinaus nimmt die Flammenfrontgeschwindigkeit und die Amplitude der Druckwelle im Rohr mit dem zurückgelegten Weg massiv zu, was zu hohen Belastungen der Entkopplungseinrichtung bei großen Einbauabständen führt. Deshalb muss x_E so klein wie möglich gewählt werden.

1.2 Projekt F-05-0502

Die Bestimmung des minimal erforderlichen $x_{E,\min}$ ist kosten- und zeitaufwendig, da dies in der Regel experimentell erfolgen muss. Zwar existiert ein worst case-Formelsatz für miteinander verbundene Behälter (Abschnitt 1.3), dieser liefert jedoch häufig für

die Umsetzung in der Praxis zu große Abstände. Darüber hinaus ist dieser Formelsatz nicht immer anwendbar, da dessen Anwendungsbereich eingeschränkt ist. Nach aktuellem Stand sind keine Methoden zur Berechnung des $x_{E,\min}$ bekannt. Aus diesem Grund hat die FSA das Projekt F-05-0502 „Simulation der Flammengeschwindigkeit in Rohrleitungen“ mit dem Ziel aufgelegt, $x_{E,\min}$ rein rechnerisch bestimmen zu können unter Verwendung leicht zugänglicher Eingangsgrößen wie der Anlagengeometrie oder staubspezifischer Kenngrößen. Im Detail bedeutet dies, dass die zeitliche Entwicklung der Flammenfrontgeschwindigkeit in Rohrleitungen besser verstanden und möglichst in einer einzigen analytischen Formel quantifizierbar wird. Aus einem solchen Zusammenhang lässt sich dann $x_{E,\min}$ berechnen.

1.3 Stand der Technik

Zu Beginn dieser Arbeit lagen bereits Untersuchungen vor, welche die Flammenfrontgeschwindigkeit v_F modellieren, bzw. Zusammenhänge zwischen explosionstechnischen Kenngrößen und der Flammenfrontgeschwindigkeit beschreiben.

Nach Roser et al. [24, 25] ist es möglich, die Flammenfrontgeschwindigkeit von Gas- und Staubexplosionen zwischen zwei über eine Rohrleitung verbundene Behälter abzuschätzen, wobei die Abschätzung den folgenden Rahmenbedingungen unterliegt:

- K -Werte zwischen 100 bar·m/s und 200 bar·m/s
- *maximaler reduzierter Explosionsdruck* $p_{\text{red,max}} \leq 7$ bar
- Rohrdurchmesser $D_R > 100$ mm
- Rohrlänge $L_R > 2,5$ m bis 7 m abhängig vom Rohrdurchmesser

Die Explosionen zur Messdatengenerierung wurden in Behältern mit den Volumina $V = 1 \text{ m}^3$ und $4,25 \text{ m}^3$ gezündet, die mit einem $9,4 \text{ m}^3$ -Silo über Rohrleitungen verbunden waren. Es wurde festgestellt, dass v_F in erster Näherung linear mit dem im Explosionsbehälter erreichten $p_{\text{red,max}}$ wächst.

Schmidt [28] verfolgte den Ansatz, zunächst die Flammenfrontgeschwindigkeit in einem Staub/Luft-Gemisch in einem geschlossenen Behälter zu modellieren. Anschließend sollte dieses Modell auf Rohrleitungen erweitert werden. Die rechnergestützte Modellierung der Flammenfront erfolgte mit Hilfe eines VisualBASIC-Codes über ein Zwei- und Drei-Zonen-Modell. Es wurde davon ausgegangen, dass sich eine infinitesimal dünne Flamme kugelförmig in einem Behälter ausbreitet. Dabei wird der Explosionsraum in zwei Bereiche eingeteilt (unverbrannter und verbrannter Staub). Darauf aufbauend wird das Modell um eine experimentell bestimmte Flammendicke erweitert (Drei-Zonen-Modell). Es gelang Schmidt, die Flammenfrontausbreitung im geschlossenen Behälter mit befriedigender Genauigkeit abzubilden. Schmidt gelang die Beschreibung des Druckverlaufs im geschlossenen Behälter und stellte die Hypothese auf, dass sich die Flammenfrontgeschwindigkeit im Rohr im Wesentlichen aus der Verbrennungsgeschwindigkeit und der Materiegeschwindigkeit zusammensetzt, die nacheinander wechselseitig dominieren [28].

Es existieren weitere Arbeiten, wie beispielsweise die von Proust [21–23], Silvestrini [29] und Van der Wel [33,34], deren Gegenstand die Untersuchung der laminaren Flammenfrontgeschwindigkeit v_1 in Staub/Luft-Gemischen ist. Auf diese wird in Abschnitt 5.2 zurückgegriffen.

1.4 Zieldefinition

Wie bereits ausgeführt, existieren derzeit weder Berechnungsmethoden zur Bestimmung von $x_{E,\min}$ noch brauchbare analytische Modelle zur Beschreibung der Flammenfrontgeschwindigkeit in Rohrleitungen mit brennbaren Staub/Luft-Gemischen. Obwohl bereits Messdaten zur Bestimmung der Flammenfrontgeschwindigkeit in Rohrleitungen vorliegen, sind die Versuchsaufbauten, die zur Bestimmung der Geschwindigkeiten verwendet wurden, zu komplex für eine Modellierung. Sie beinhalten zwar die für die Anwendung relevanten Rahmenbedingungen (pneumatische Förderung, große Behältervolumina), sind aber für die Grundlagenforschung bzw. Modellerstellung aufgrund der vielen Einflussgrößen ungeeignet. Aus diesen Gründen ergaben sich folgende Ziele für diese Arbeit:

1. Erstellung einer Messdatenbasis an einer einfachen Behältergeometrie als Modellierungsgrundlage
2. Weiterentwicklung der Messtechnik zur Flammendetektion
3. Eignungsprüfung der CFD-Software FLACS DustEx zur Bestimmung der Flammenfrontgeschwindigkeiten
4. Gegebenenfalls Entwicklung eigener Modellansätze

Als Fernziel wird angestrebt, die in dieser Arbeit gewonnenen Erkenntnisse zur Entwicklung eines Software-Moduls zur Berechnung von $x_{E,\min}$ zu verwenden. Dieses Modul soll in das Software-Paket *ExProtect* der Forschungsgesellschaft für angewandte Systemsicherheit und Arbeitsmedizin integriert werden.

2 Theoretische Grundlagen

Die für diese Arbeit relevanten Größen sind der K_{St} -Wert, die Explosionsdrücke p_{ex} , p_{max} , p_{red} und $p_{red,max}$ sowie die Druckanstiegsgeschwindigkeiten $(dp/dt)_{ex}$, $(dp/dt)_{max}$, $(dp/dt)_{red}$ und $(dp/dt)_{red,max}$, welche bei verschiedenen Arten von Staubexplosionen auftreten. Die Definitionen dieser Begriffe finden sich im Glossar und/oder werden im Folgenden erläutert.

2.1 Explosionsdruck

Der Explosionsdruck p_{ex} ist der Überdruck, der bei der Explosion eines brennbaren Staub/Luft-Gemisches in einem geschlossenen Behälter maximal erreicht wird. Dieser heißt maximaler Explosionsdruck p_{max} wenn optimale Staubkonzentration vorliegt. Besitzt der Behälter eine Druckentlastungsöffnung, wird lediglich der reduzierte Explosionsdruck p_{red} bzw. der maximale reduzierte Explosionsdruck $p_{red,max}$ bei optimaler Staubkonzentration erreicht. Zur Bestimmung der Kenngröße wird ein kugelförmiger Behälter verwendet, der das Volumen $V_B = 20l$ nicht unterschreitet. Durch eine an der Behälterinnenwand befestigten, halbringförmigen, perforierten Rohrleitung wird die vorher eingewogene Menge an Staub in den Behälter fein zerstäubt eingetragen. Der Staub befindet sich vor dem Einblasen in einem zusätzlich mit Druckluft beaufschlagten Staubvorratsbehälter. Zum Einblaszeitpunkt gelangt der Staub in den Behälter und nach einer vorgegebenen Zündverzögerungszeit $t_V = 0,6s$ wird das Gemisch gezündet und der Druckanstieg mittels Sensoren aufgezeichnet. Zum Zünden werden pyrotechnische Zünder mit einer Energie von 10 kJ verwendet. Es werden Gemische unterschiedlicher Staubkonzentration gezündet bis p_{max} aufgefunden und durch Versuchswiederholung bestätigt ist. Sowohl bei Unterschreiten (unfertige Staubwolke) als auch bei Überschreiten (Sedimentation) der Zündverzögerungszeit von $t_V = 0,6s$ besteht die Gefahr von inhomogenen Staubwolken und ein dadurch erniedrigter maximaler Druckwert. Abbildung 2.1 zeigt qualitativ den typischen Druckverlauf bei einer Explosion im geschlossenen Behälter mit optimaler Staubkonzentration. In der Abbildung sind neben dem maximalen Explosionsdruck p_{max} auch die Zündverzögerungszeit t_V und die maximale Druckanstiegsgeschwindigkeit $(dp/dt)_{max}$ dargestellt. Letztere ist bei der Bestimmung des K_{St} -Wertes von besonderer Bedeutung [1, 2].

2.2 Druckanstiegsgeschwindigkeit und K_{St} -Wert

Neben dem Explosionsdruck gibt auch die Druckanstiegsgeschwindigkeit Auskunft über die Heftigkeit einer Explosion. Sie ist definiert als das Maximum der zeitlichen Ableitung der Druckkurve. Unterschieden werden die Druckanstiegsgeschwindigkeit $(dp/dt)_{ex}$ im geschlossenen Behälter bzw. $(dp/dt)_{max}$ bei optimaler Staubkonzentration

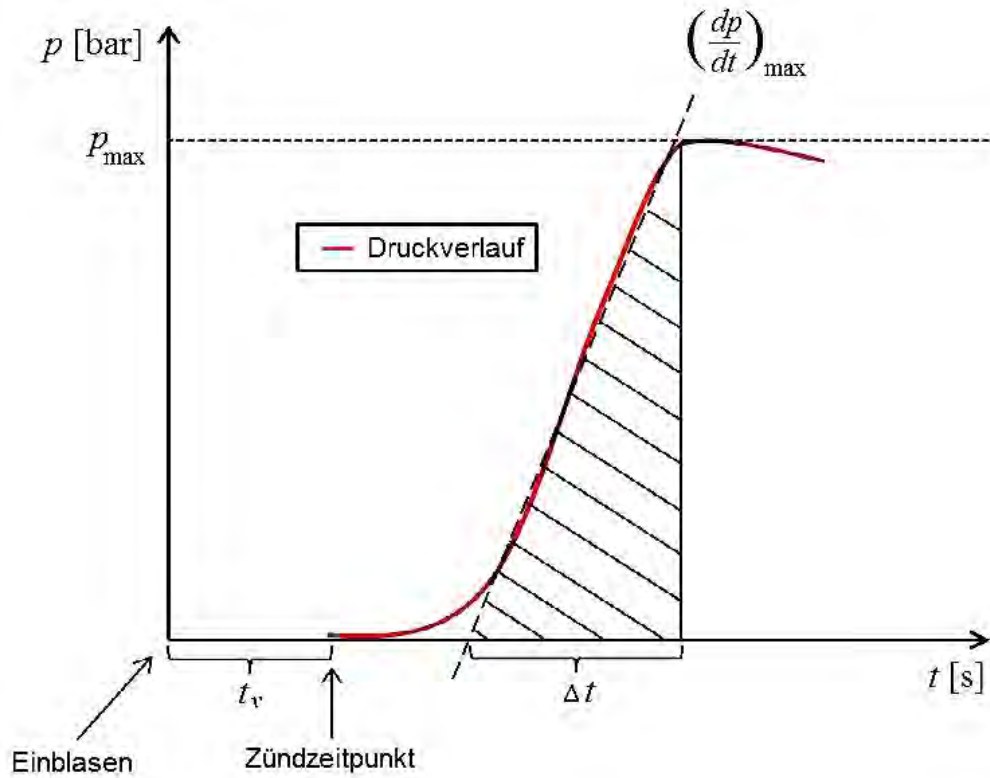


Abbildung 2.1: Qualitative Darstellung des Druckverlaufs bei einer Explosion mit optimaler Staubkonzentration.

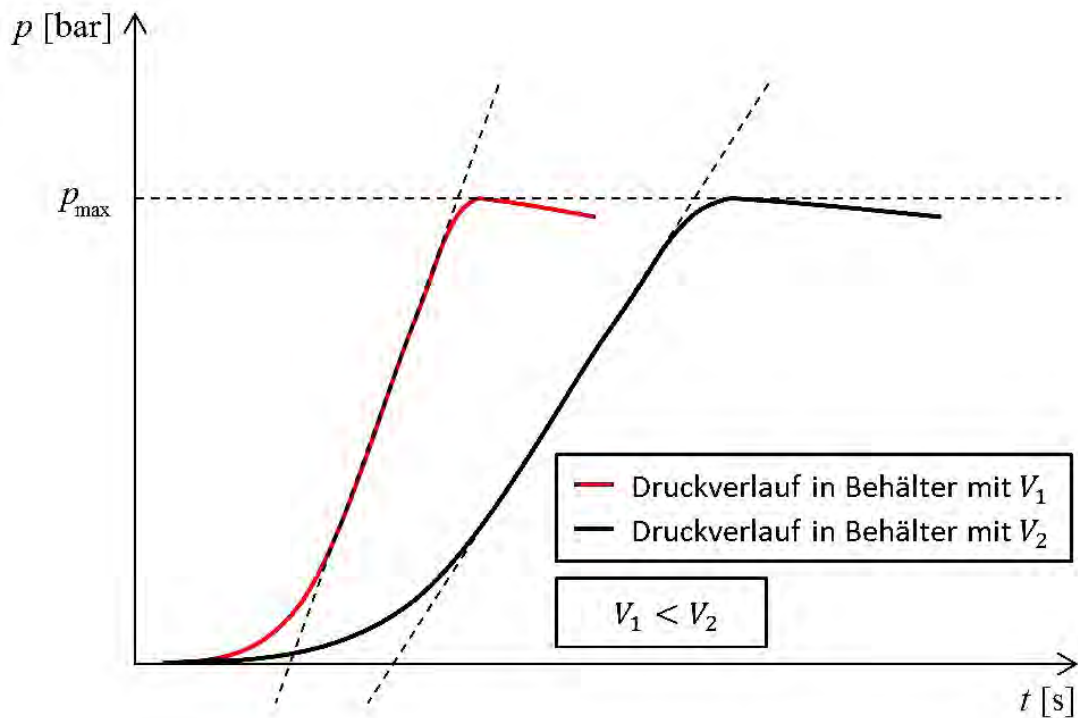


Abbildung 2.2: Darstellung der Volumenabhängigkeit des K_{St} -Wertes.

und $(dp/dt)_{\text{red}}$ im druckentlasteten Behälter bzw. $(dp/dt)_{\text{red,max}}$ bei optimaler Staubkonzentration. $(dp/dt)_{\text{max}}$ definiert über das kubische Gesetz

$$\left(\frac{dp}{dt}\right)_{\text{max},1} \sqrt[3]{V_1} = \left(\frac{dp}{dt}\right)_{\text{max},2} \sqrt[3]{V_2} = \text{const.} = K_{\text{St}} \quad (2.1)$$

die sicherheitstechnische Kenngröße K_{St} -Wert [1,2]. Im Vergleich zum Explosionsdruck, bei dem das Behältervolumen keinen Einfluss auf den Druck hat, ist der K_{St} -Wert über (2.1) mit dem Behältervolumen gekoppelt. Die Druckanstiegsgeschwindigkeit hängt weiterhin stark von t_V ab. Je kleiner t_V bei homogener Staubverteilung ist, desto größer sind der Turbulenzzustand und die Flammengeschwindigkeit im Staub/Luft-Gemisch (Abschnitt 2.3.2), was ein Wachstum der Druckanstiegsgeschwindigkeit zur Folge hat. Auch die Bestimmung des K_{St} -Wertes erfolgt durch die Aufnahme einer Druckkurve im geschlossenen Behälter. Erfolgt dies in einem Behälter mit dem Volumen $V_B = 1 \text{ m}^3$, so entspricht $(dp/dt)_{\text{red,max}}$ gerade dem K_{St} -Wert. Gemäß (2.1) verläuft der Druckanstieg bei zwei bis auf das Behältervolumen identischen Staubexplosionen im größeren Behälter mit V_2 flacher als im kleineren Behälter mit V_1 . Abbildung 2.2 illustriert die Abhängigkeit des zeitlichen Druckanstiegs vom Behältervolumen.

2.3 Flammengeschwindigkeit

2.3.1 Laminare Flammengeschwindigkeit

Unter der laminaren Flammengeschwindigkeit v_l wird die Ortsänderung pro Zeit verstanden, welche die Front einer Verbrennungszone relativ zum Brennstoff senkrecht zu ihrer Oberfläche zurücklegt. Dabei bewegt sie sich in der Regel in Richtung des unverbrannten Brennstoffs. Zu unterscheiden ist v_l von der Flammenfrontgeschwindigkeit v_F . Diese ist die Summe aus v_l und der Geschwindigkeit des Brennstoffs v_B . Läuft beispielsweise eine Flamme mit v_l durch ein Rohr, durch welches ein Staub/Luft-Brennstoff mit v_B gefördert wird, misst ein im Bezugssystem des Rohres befindlicher Beobachter als Flammenfrontgeschwindigkeit

$$v_F = v_B + v_l \quad (2.2)$$

Neben v_l spielt auch die Zeitspanne τ eine Rolle, die der Brennstoff für seine vollständige Verbrennung benötigt. Unter laminaren Strömungsbedingungen wird die Flammenfront als dünne Schicht angenommen, die den verbrannten vom unverbrannten Brennstoff trennt [29]. Mit τ und v_l ergibt sich die Dicke der Flammenfront zu

$$\delta_l = v_l \tau \quad (2.3)$$

In den 1990er Jahren war die Untersuchung der laminaren Flammengeschwindigkeit in brennbaren Staubwolken im Rahmen des Europäischen DESC-Projektes ein Schwerpunkt auf dem Gebiet der Staubexplosionsforschung [6, 14, 15, 18, 19, 21–23, 26, 34], wobei verschiedene Bestimmungsmethoden entstanden. Eine bekannte Methode ist die „Tube-Method“ [22]. Dabei werden die Flammenfrontgeschwindigkeit, die Fläche

der Flammenfront A_F und die auf eine senkrecht zur Ausbreitungsrichtung gerichtete Projektionsfläche A_P visuell in einem vertikal aufgestellten Glasrohr mit Hilfe einer Hochgeschwindigkeitskamera bestimmt. Das Rohr ist mit einer homogenen Staubwolke gefüllt, welche am unteren Rohrende gezündet wird. Für diese Bestimmungsmethode gilt folgender Zusammenhang:

$$v_l = v_F \frac{A_P}{A_f} \quad (2.4)$$

Aus Gleichung (2.4) wird eine Abhängigkeit der laminaren Flammengeschwindigkeit von der Flammenfrontkrümmung deutlich. Je stärker sich die Flamme orthogonal zu ihrer Bewegungsrichtung ausgedehnt ist, desto langsamer schreitet sie voran. Abbildung 2.3 zeigt die Flamme einer Explosion von Stärke in einem vertikal aufgestellten Rohr.

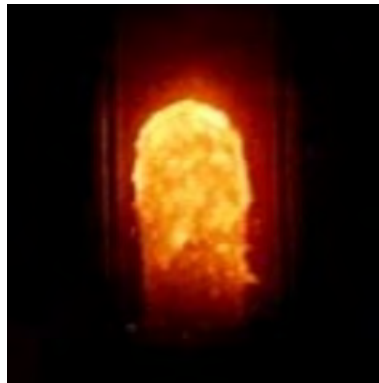


Abbildung 2.3: Momentaufnahme einer sich in einem Maisstärke/Luft-Gemisch fort-pflanzenden Flamme [22]

Für Maisstärke fanden die verschiedenen Autoren die in Tabelle 2.1 aufgelisteten Flammengeschwindigkeiten:

Tabelle 2.1: Laminare Flammengeschwindigkeit bei Maisstärke-Deflagrationen [29].

Autoren	Methode	c [g/m ³]	v_l [m/s]
Proust (1993)	Rohr (200 mm × 200 mm)	235	0,13
Mazurkiewicz et al. (1994)	Rohr (50 mm × 50 mm)	760-1260	0,14
Pedersen et al. (1995)	Rohr ($D_R = 128$ mm)	75-200	0,59
Krause et al. (1996)	Rohr ($D_R = 60$ mm)	370-1200	0,22
Krause et al. (1996)	Rohr ($D_R = 100$ mm)	80-430	0,40
Dahoe et al. (2002)	Rohr + Brenner	330	0,29

Die Mittelwertbildung über die Werte aus Tabelle 2.1 liefert eine laminare Flammengeschwindigkeit für Maisstärke/Luft-Gemische von rund 0,26 m/s. Anhand der Unterschiede der gemessenen v_l wird deutlich, dass die Ergebnisse stark methodenabhängig sind, was hauptsächlich in der Schwierigkeit begründet liegt, vollkommen homogene und turbulenzfreie Staub/Luft-Gemische herzustellen [15, 35].

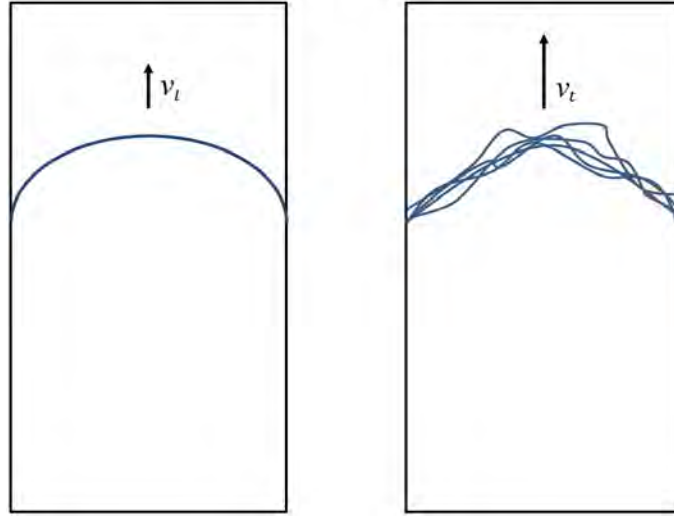


Abbildung 2.4: Schematische Darstellung des Unterschiedes zwischen einer laminaren (links) und einer turbulenten (rechts) Flammenfront.

2.3.2 Turbulente Flammengeschwindigkeit

Im Vergleich zu einer Flamme, die sich unter laminaren Strömungsverhältnissen ausbreitet, weist die Flammenfront in einer turbulenten Umgebung deutliche Unterschiede auf. Die Flammenfront wird inhomogener, verzerrter und bildet Wirbel aus [29]. Diese Veränderungen vergrößern die Flammenoberfläche, was zu einer erhöhten Verbrennungsgeschwindigkeit führt. Abbildung 2.4 zeigt qualitativ, wie sich eine laminare von einer turbulenten Flammenfront unterscheidet.

Die turbulente Flammengeschwindigkeit v_t ist von der mittleren Geschwindigkeitsschwankung u'_{rms} abhängig. Letztgenannte ist ein Maß für die Geschwindigkeitsfluktuationen in der Strömung. Der Index rms (Englisch: root mean square) steht für das quadratische Mittel:

$$u'_{\text{rms}} = \sqrt{\frac{\sum_1^N (u_i - \bar{u})^2}{N}} \quad (2.5)$$

Unter der Annahme, dass die Partikelgeschwindigkeiten an einem Ort der Strömung gemessen werden, ist N die Anzahl der Messungen. Die Geschwindigkeiten der Staubpartikel werden durch u_i charakterisiert und \bar{u} beschreibt die Geschwindigkeit gemittelt über alle Messungen.

Ist die laminare Flammengeschwindigkeit des brennbaren Staubes bekannt, kann die turbulente Flammengeschwindigkeit v_t mit Hilfe der mittleren Geschwindigkeitsschwankung abgeschätzt werden:

$$v_t = v_l + K u'_{\text{rms}} \quad (2.6)$$

In (2.6) ist K ein stoff- und konzentrationsabhängiger Koeffizient. Für Maisstärke ist (2.6) experimentell abgesichert bis maximal $u'_{\text{rms}} = 7 \text{ m/s}$ [29].

2.4 Einfluss von Partikeleigenschaften und Staubkonzentration auf den Explosionsverlauf

2.4.1 Partikeleigenschaften

Neben den Strömungsverhältnissen haben auch Eigenschaften wie Partikelgrößenverteilung, -porosität und -form einen Einfluss auf den zeitlichen Verlauf und die Heftigkeit einer Staubexplosion. Aus zahlreichen Experimenten ist bekannt, dass sich der maximale Explosionsdruck, vor allem aber die Druckanstiegsgeschwindigkeit bzw. der K_{St} -Wert mit den genannten Staubeigenschaften verändern [1, 2, 33]. Die in Abbildung 2.5 gezeigten Beispiele mit Silikastaub und Kartoffelstärke illustrieren, dass der K_{St} -Wert deutlich mit kleiner werdendem Partikeldurchmesser D_P wächst. Weil mit fallendem D_P und bei gleichbleibender Konzentration c die für chemische Reaktionen zur Verfügung stehende Gesamtoberfläche der Partikel A_P in einer Staubwolke stark ansteigt, wächst ebenfalls die frei werdende Reaktionsenergie pro Zeiteinheit [33]:

$$K_{St} \propto A_P \propto \frac{1}{D_P} \quad (2.7)$$

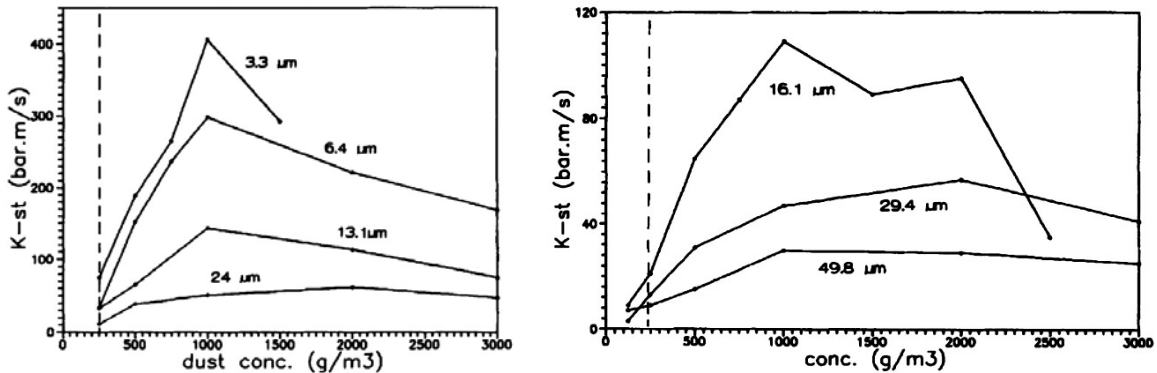


Abbildung 2.5: K_{St} -Werte von Silikastaub (links) und Kartoffelstärke (rechts) in Abhängigkeit von Staubkonzentration und Medianwert [33].

Einen ebenfalls oberflächenvergrößernden Effekt hat die Partikelporosität ε . Diese ist definiert als Hohlraumvolumenanteil des Staubpartikels

$$\varepsilon = \frac{V_H}{V_P} = \frac{V_H}{V_F + V_H} \quad (2.8)$$

mit V_P als Partikelvolumen, V_H als Hohlvolumen und V_F als Feststoffvolumen. Abbildung 2.6, links zeigt dies am Beispiel von Aktivkohle und Graphit. Die sehr poröse Aktivkohle zeigt einen deutlich höheren K_{St} -Wert als das Graphit.

2.4.2 Staubkonzentration

Aus Abbildung 2.6, links geht weiterhin hervor, dass der K_{St} -Wert zunächst mit der Staubkonzentration steigt, dann ein Maximum erreicht und mit weiter steigen-

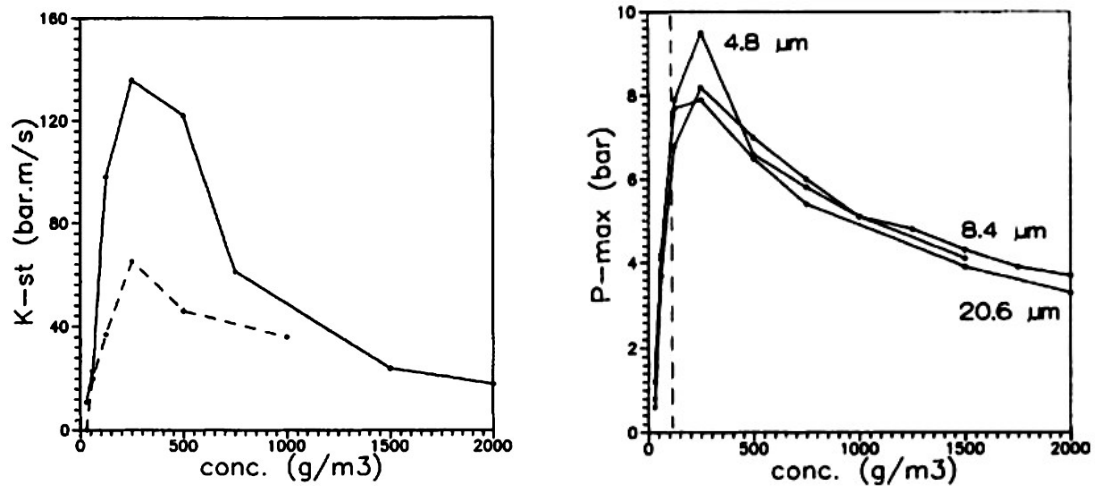


Abbildung 2.6: K_{St} -Werte (links) und p_{max} (rechts) von Aktivkohle und Graphit (gestrichelt) in Abhängigkeit von Staubkonzentration und Medianwert [33].

der Staubkonzentration wieder fällt. Ähnliches beobachtet man für den maximalen Explosionsdruck p_{max} (Abbildung 2.6, rechts). Dieser Verlauf lässt sich thermodynamisch damit begründen, dass zunächst die Menge des Brennstoffs wächst und damit die Wärmeproduktion und -produktionsrate. Mit zunehmender Staubkonzentration nimmt die Wärmekapazität des Luft/Staub-Gemisches zu. Die bei der Explosion freiwerdende Verbrennungsenthalpie wird bei höheren Staubkonzentrationen in Form einer Temperaturerhöhung des Staubes absorbiert. Je mehr nicht brennender Staub in der Luft durch die freiwerdende Wärme erwärmt werden muss, desto geringer wird der Druckanstieg durch tatsächlich verbrennenden Staub. Steigt die Staubkonzentration weiter an, überschreitet das Staub/Luft-Gemisch ein zündfähiges Verhältnis und es kommt nicht zur Explosion. Die obere Explosionsgrenze OEG wurde überschritten. Ist zu wenig Brennstoff vorhanden, kann das Staub/Luft-Gemisch ebenfalls nicht gezündet werden. Die untere Explosionsgrenze UEG ist nicht erreicht. Explosionsgrenzen und Explosionsbereich sind in Abbildung 2.7 schematisiert dargestellt.

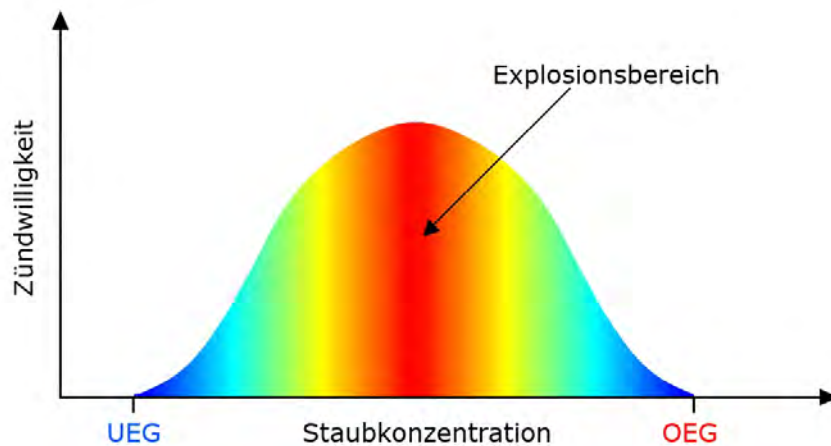


Abbildung 2.7: Darstellung des Explosionsbereichs und der Explosionsgrenzen [4].

3 Planung des Versuchsaufbaus

Zur sinnvollen Modellierung der Flammenfrontgeschwindigkeit in brennbaren Staub/Luft-Gemischen in Rohrleitungen wurde ein Messdatensatz benötigt, der hinreichend präzise Messdaten beinhaltet sowie in einer möglichst einfachen Geometrie gewonnen wurde. Zu diesem Zweck musste ein Versuchsaufbau geplant und realisiert werden, der diese Anforderungen erfüllt. Aus der auf dem Versuchsfeld der BGN/FSA vorhandenen Ausrüstung wurde zunächst ein Versuchsaufbau entwickelt. Anschließend wurde der Frage nachgegangen, ob mit diesem Versuchsaufbau die gewünschte Messdatenpräzision erzielt werden kann. Da letztgenanntes nicht der Fall war, wurde der Versuchsaufbau optimiert.

3.1 Überblick

Die Basis des Versuchsaufbaus bildet ein Behälter mit einem Volumen von 1 m^3 , an welchem Rohrleitungen mit ca. 10 m Gesamtlänge angeflanscht sind (Abbildung 3.1). Die Rohre sind mit angeschweißten Nippeln zur Aufnahme von Flammen- und Drucksensoren versehen. Auch in die Behälterwand sind Drucksensoren integriert. Mit Hilfe der Sensoren können sowohl die zeitliche Druckentwicklung beobachtet als auch die Position der Flammenfront einem bestimmten Zeitpunkt nach Zündung zugeordnet werden. Die zeitliche Ableitung dieser Ort-Zeit-Abhängigkeit liefert die Flammenfrontgeschwindigkeit. Durch den Einbau eines Glasrohres als einzelnes Segment und mit Hilfe einer Hochgeschwindigkeitskamera kann der Explosionsvorgang bzw. die Flammenfrontfortpflanzung sichtbar gemacht werden. Der für diese Arbeit vorgegebene Zeitrahmen zwang zur Wahl des 1 m^3 -Behälters. Dieser ermöglicht durch seine unkompliziertere Handhabung zahlreiche Versuche in einer vergleichsweise kurzen Zeit.

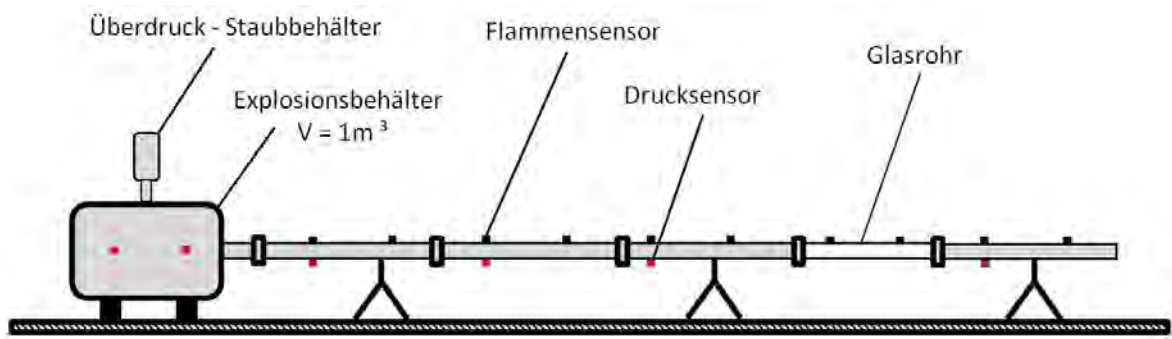


Abbildung 3.1: Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus zur Ermittlung der Flammenfrontgeschwindigkeit.

3.2 Aufbau der Rohrstrecke

3.2.1 Stahlrohre

Neben einer ausreichenden Druckfestigkeit und guten Zugänglichkeit zur Reinigung mussten die verwendeten Stahlrohre eine möglichst glatte Rohrwand aufweisen, um die geforderte Messdatenpräzision zu erreichen. Verunreinigungen, Rost, Schweißnähte und eine allgemein große Innenwandrauigkeit tragen stark zur Turbulenzerzeugung und somit zur Erhöhung der Flammenfrontgeschwindigkeit bei. Weil die auf dem Versuchsfeld vorhandenen Rohre alle genannten negativen Eigenschaften aufwiesen, wurde entschieden, neue Rohrleitungen mit einer Gesamtlänge von mindestens 9 m aufzubauen. In Anlehnung an die in der Nahrungsmittelindustrie typischerweise verwendeten Rohrmaße [35] wurden die Rohrdurchmesser DN 80, DN 100 und DN 125 für den Versuchsaufbau festgelegt. Die für die Aufnahme der Sensoren notwendigen Nippel wurden über die gesamte Rohrlänge äquidistant positioniert. Der Abstand der Flammensensornippel betrug 1 m, derjenige der Drucksensornippel mangels Anzahl der Drucksensoren lediglich 2 m. Somit war ein Rohrsegment mit insgesamt drei Nippeln für jeweils zwei Flammen- und einen Drucksensor bestückt. Druck und Flammensensor wurden gegenüberliegend an der Rohrleitung angebracht. Wie in der Abbildung 3.1 gezeigt, setzte sich das Rohr aus jeweils 5 Einzelrohren gleichen Innendurchmessers zusammen.

Das Einholen verschiedener Angebote ergab, dass die Anschaffung fertiger Rohrleitungen mit dem vorhandenen Etat nicht möglich war. Als kostengünstigste Variante erwies sich die Beschaffung von nicht rostfreien Standard-Industriestahlrohren mit 2 m Länge und einem Nenndruck von PN 16 [7] sowie dazu passende Flansche und Nippel zum Anschweißen. Die vorherige Rücksprache mit Fischer [9] vom Versuchsfeld der BGN/FSA ergab, dass das fristgerechte Zusammenschweißen der Teile zum geplanten Beginn der Messkampagne durchführbar ist. Dieser Weg wurde folglich beschritten. Wegen der COVID-19-Pandemie konnte diese Planung jedoch nicht umgesetzt werden, sondern es musste mit einigen Wochen Verzögerung eine externe Firma mit den Schweißarbeiten beauftragt werden, wofür zusätzliche Finanzmittel über einen Nothaushalt bewilligt wurden. Die fertigen Rohrleitungen hatten die Innendurchmesser und Längen gemäß Tabelle 3.1. Die zugehörigen Konstruktionszeichnungen finden sich in Anhang C.

Tabelle 3.1: Innendurchmesser und Längen der verwendeten Rohrleitungen.

Größe	DN 80	DN 100	DN 125
D_i [mm]	80,9	105,3	130,7
L_R [mm]	9917,0	9933,0	9881,0

3.2.2 Glasrohr

Um festzustellen, ob die optimierten Flammensensoren (Abschnitt 3.3) tatsächlich auf die Flammenfront reagieren und um letztgenannte mit einer Hochgeschwindigkeitskamera visuell darstellen zu können, wurde ein Glasrohr in die Rohrstrecke integriert (Abbildungen 3.1 und 3.2). Der Innendurchmesser D_i des Glasrohres stimmte dabei mit dem Innendurchmesser der DN 125-Stahlrohre überein. Da das Glasrohr (DN 125) nur in einer maximalen Länge von 1,5 m verfügbar war, wurde für jeweils ein Stahlrohr der anderen Durchmesser das gleiche Längenmaß verwendet, um Vergleichbarkeit zu gewährleisten. Die Stabilität des Glasrohres wurde mit der sogenannten Kesselformel [42]

$$\sigma_t = \frac{p D_R}{2 s_W} \quad (3.1)$$

abgeschätzt, worin σ_t die Tangential- bzw. Zugspannung und s_W die Rohrwandstärke ist. Mit den ausgewählten $s_W = 9 \text{ mm}$, $D_R = 125 \text{ mm}$ und $p = 9 \text{ bar}$ ergab sich $\sigma_t = 6,25 \text{ N/mm}^2$. Im Internet findet man als kleinsten Wert für die Zugspannung von Borsilikatglas den Wert 7 N/mm^2 [40], d. h. es ist ausreichende Stabilität gegeben. Um Personen und Umgebung dennoch für den Fall des Glasbruchs beim Explosionsversuch zu schützen, wurde das Glasrohr in einem bündig abschließenden, mit einem 1,2 m langem Ausschnitt versehenen Mantelrohr aus Stahl fixiert (Abbildungen 3.2 und C.8). Damit konnte die Flammenbewegung mit einer Hochgeschwindigkeitskamera bei ausreichender Begrenzung des Sicherheitsrisikos verfolgt werden.



Abbildung 3.2: Mantelrohr mit eingeschobenem Glasrohr und Ausschnitt.

3.3 Optimierung der Flammen- und Drucksensoren

Die verwendeten Flammensensoren arbeiten optisch. In jedem Flammensensor befindet sich eine Fotodiode, die nach dem photoelektrischen Effekt einen zur einfallenden Lichtintensität proportionalen Strom abgibt, der durch einen nachgeschalteten Wandler in eine Spannung umgeformt wird. Die Drucksensoren nutzen den piezoelektrischen Effekt. In jedem Drucksensor ist ein Piezo-Kristall platziert, der einen zum Druck proportionalen Strom abgibt. In einem nachgeschalteten Ladungsverstärker wird dieser Strom verstärkt und anschließend in eine Spannung umgewandelt.

3.3.1 Entwicklung verbesserter Flammensensoren

Der bisher auf dem Versuchsfeld eingesetzten Flammensensoren verwenden eine Fotodiode vom Typ BPW34 (Abbildung 3.3, links). In den neuen Flammensensoren wurde diese Fotodiode durch den moderneren Typ BPW24r (Abbildung 3.3, rechts) ersetzt.



Abbildung 3.3: Fotodioden BPW34 (links) und BPW24r (rechts).

Letztgenannter hat gegenüber der alten Fotodiode zwei entscheidende Vorteile: Zum einen steigt das Messsignal erheblich schneller an aufgrund der geringeren Kapazität, wie man Tabelle 3.2 und Anhang C entnehmen kann. Zum anderen besitzt die BPW24r mit $\psi = \pm 12^\circ$ einen kleinen Winkelbereich, in dem sie empfindlich ist. Sie kann damit eine passierende Lichtquelle deutlich schärfer auf den Ort des Flammensensors lokalisieren als die BPW34 mit $\psi = \pm 65^\circ$. Darüber hinaus ist die BPW24r erheblich kleiner als die BPW34, wodurch das geometrische Messfenster auf eine Bohrung mit lediglich 2 mm Durchmesser verkleinert und dadurch die Ortsmessschärfe weiter gesteigert werden konnte. Die kleinere Sensorfläche der BPW24r bewirkt eine Rauschreduktion beim Messsignal, erfordert jedoch eine höhere Verstärkung. Insgesamt ergibt sich deshalb hieraus kein Vorteil gegenüber der BPW34.

Tabelle 3.2: Vergleich wichtiger Kenndaten der Fotodioden BPW34 und BPW24r. Die vollständigen Datenblätter finden sich in Anhang C.

Eigenschaft	BPW34	BPW24r
Wellenlänge größter Empfindlichkeit [nm]	900	900
Strahlungsempfindliche Fläche [mm ²]	7,5	0,78
Einfallswinkel [°]	± 65	± 12
Kapazität [pF]	70	11

Neben den Vorteilen, welche die Auswahl einer neuen Fotodiode mit sich bringt, wurde die Effektivität der Flammensensoren durch elektronische und physikalische Maßnahmen weiter verbessert: Für eine weitere Beschleunigung der Sensorantwort wurden die BPW24r auf 100 mV vorgespannt. Eine Absenkung der Anfälligkeit für Störsignale ergab sich aus der konsequenten Schirmung mittels Metallgehäuse und galvanischen Trennung von der Messkette [5]. Um eine fälschliche Detektion der Flammenfront durch die Infrarot-Emission von erwärmtem Gase und Staub zu unterbinden, wurden die Flammensensoren mit optischen Filtern vom Typ BG61 der Firma Schott ausgestattet, die

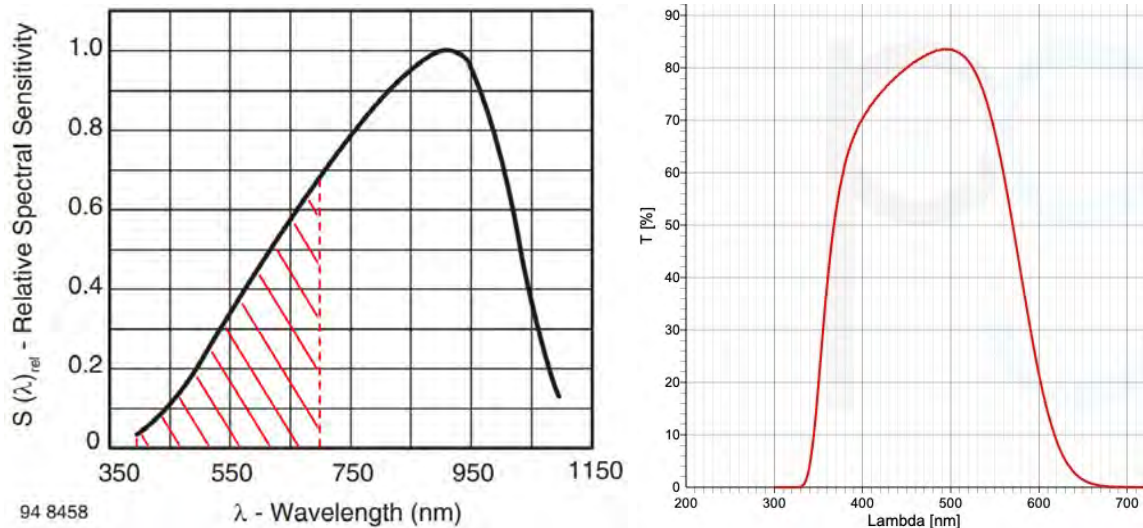


Abbildung 3.4: Spektrale Sensitivität der Photodiode BPW24r (links) [45] sowie Transmission des Schott BG61-Bandpassfilters (rechts) [43]. Der schraffierte Bereich im linken Bild markiert die Wellenlängen, die der Filter hindurch lässt.

lediglich den Spektralbereich von 350 nm bis 650 nm hindurch lassen. Dadurch ist gewährleistet, dass warmes Staub/Gas-Gemisch, welches der Flammenfront voraus oder hinterher eilt, kein messbares Signal am Flammensensor hervorruft. Lediglich die sehr heiße Verbrennungszone erzeugt eine ausreichend hohe Lichtemission im Spektralbereich von 350 nm bis 650 nm, um ein Sensorsignal zu provozieren. Die Überlagerung der spektralen Empfindlichkeitskurve der Fotodiode (Abbildung 3.4, links) mit der spektralen Transmissionskurve des Filters (Abbildung 3.4, rechts) zeigt, dass das Zusammenwirken beider Bauteile zu einer drastischen Absenkung der Strahlungssensitivität führt. Dies in Kombination mit der vergleichsweise kleinen Sensorfläche machten eine hohe Signalverstärkung notwendig, welche experimentell zu optimal $33 \cdot 10^6$ bestimmt wurde [5]. Die Signalaufnahme und -weiterleitung eines optimierten Flammensensors ist in Abbildung 3.5 schematisch dargestellt.

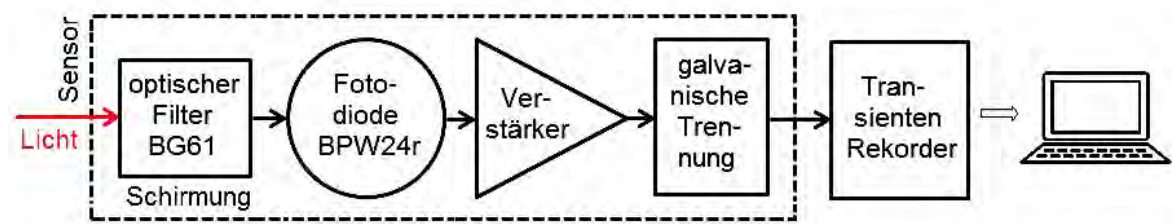


Abbildung 3.5: Blockschaltbild eines optimierten Flammensensors mit Messkette.

3.3.2 Anpassung der Sensoren an die Rohrgeometrie

Die auf dem Versuchsfeld verwendeten Standardrohre sind mit Rohrnippeln versehen, in welche die jeweiligen Sensoren eingesetzt und mit Überwurfmuttern fixiert werden. Weil die Sensoren kürzer sind als die Rohrnippel, entsteht nach dem Einbau der Sensoren ein Totraum zwischen Sensorvorderkante und Rohrwand. Diese Toträume

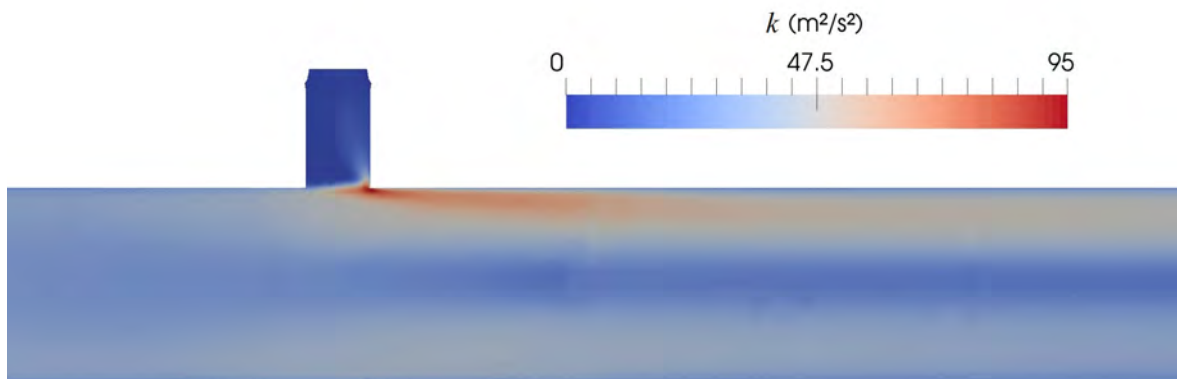


Abbildung 3.6: Stationäre Simulation der turbulenten Luftströmung in einem DN 100-Rohr mit Nippel, Sensor und Totraum. Dargestellt ist die kinetische Energie k der turbulenten Strömung [32].

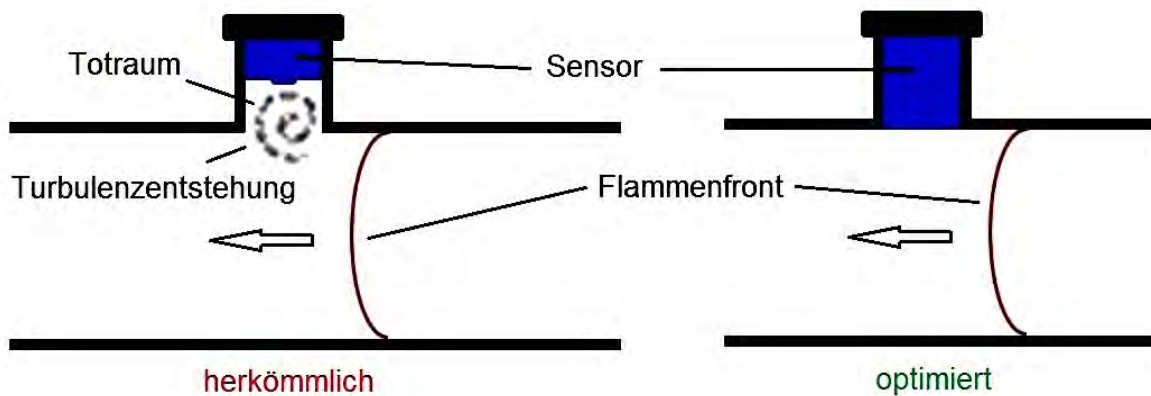


Abbildung 3.7: Schematisierte Turbulenzerzeugung in der Rohrleitung bei den herkömmlichen (links) und optimierten (rechts) Sensoren.

tragen stark zur Turbulenzerzeugung bei, wie in den Abbildungen 3.6 und 3.7, links zu sehen ist. Um dies zu unterbinden, wurden sowohl die Befestigung als auch die geometrische Form der Sensoren überarbeitet. Die Optimierung bestand im Wesentlichen darin, die Stirnseiten der Sensoren bündig mit der Rohrwand abschließen zu lassen. Dabei sind die Stirnseiten so gewölbt, dass sie sich fast nahtlos in die Rohrwand integrieren (Abbildung 3.7, rechts). Die optimierte Lösung ermöglicht, mit minimaler Störung der Strömung direkt an der Rohrwand zu messen. Des Weiteren verhindert der bündige Abschluss der Sensoren mit der Rohrwand die Ablagerung von Schmutz auf den Sensorflächen.

Der bündige Abschluss der Sensorstirnseiten mit der Rohrwand wurde durch die Fertigung von speziellen Hülsen aus Teflon und Stahl erreicht (Abbildungen 3.10 und 3.11). Die Stirnseiten der Hülsen sind in Abhängigkeit des Rohres an die jeweilige Wölbung der Rohrwand angepasst. Abbildung 3.8 zeigt im Schnitt durch Rohr, Rohrnippel und Hülse die Befestigung eines Drucksensors. Der Sensor wird mit Hilfe einer Überwurfmutter am Rohrnippel befestigt, da letztgenannter über ein Schraubgewinde verfügt.

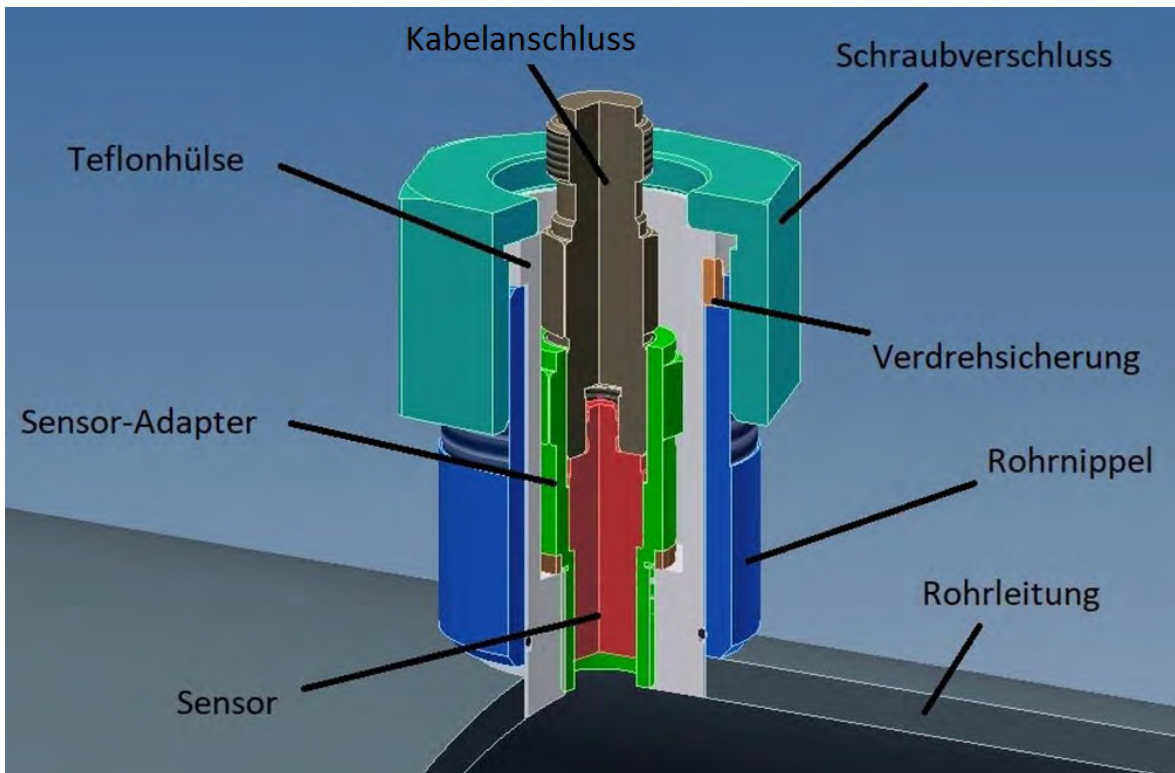


Abbildung 3.8: CAD-Konstruktion der optimierten Drucksensor-Befestigung.

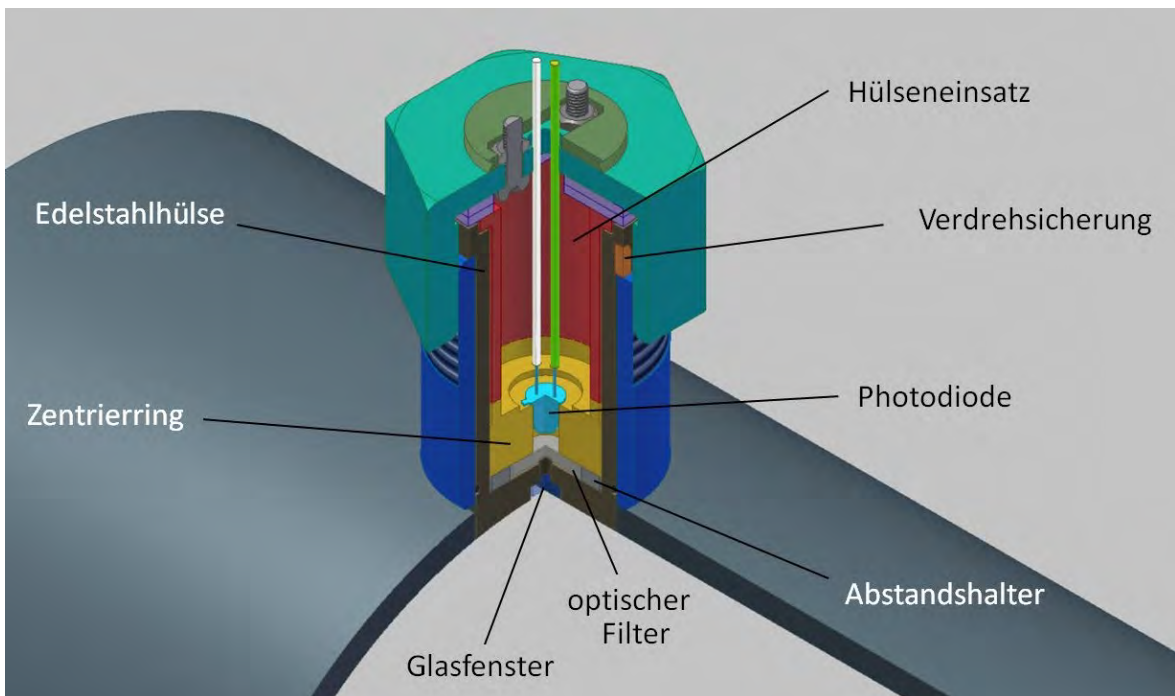


Abbildung 3.9: CAD-Konstruktion des neuen Flammensensors mit optimierter Befestigung.

Die Befestigung des Flammensensors an der Rohrleitung erfolgt nach dem gleichem Schema wie beim Drucksensor (Abbildung 3.9). Der optische Filter und die Fotodiode sind durch ein Glasfenster vom Explosionsgeschehen getrennt. Dadurch wird verhindert, dass physikalische Einwirkungen wie Druck, Hitze oder Festkörper die Photodiode beschädigen oder verschmutzen.

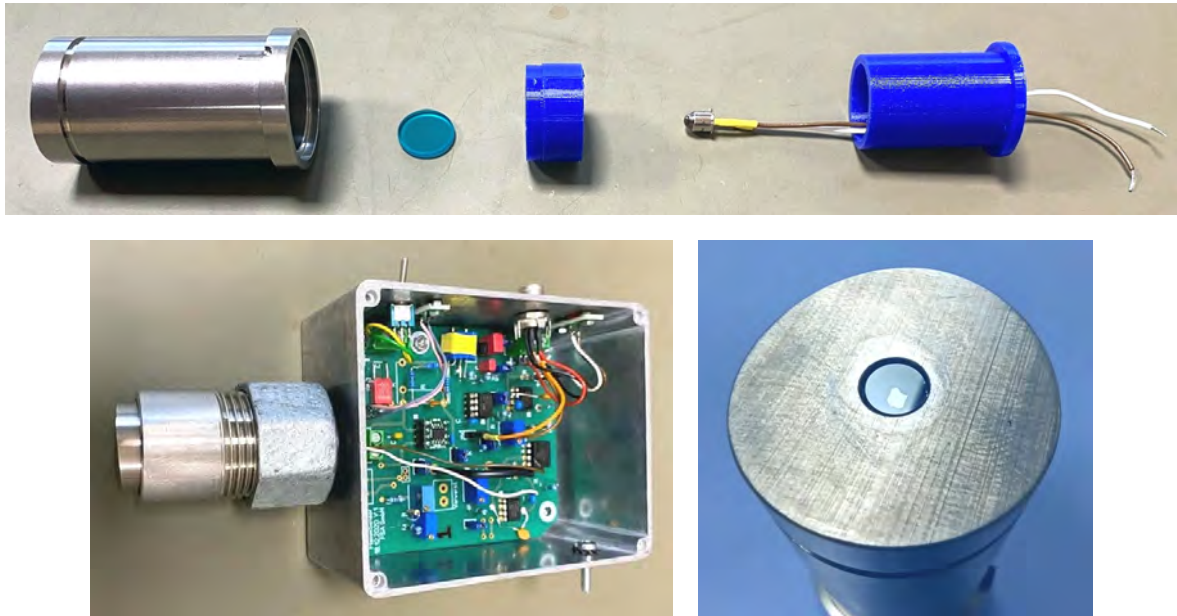


Abbildung 3.10: Optimierter Flammensensor zerlegt (oben), zusammengebaut mit geöffnetem Deckel (links unten) und Stirnseite mit Fenster und Wölbung (rechts unten).

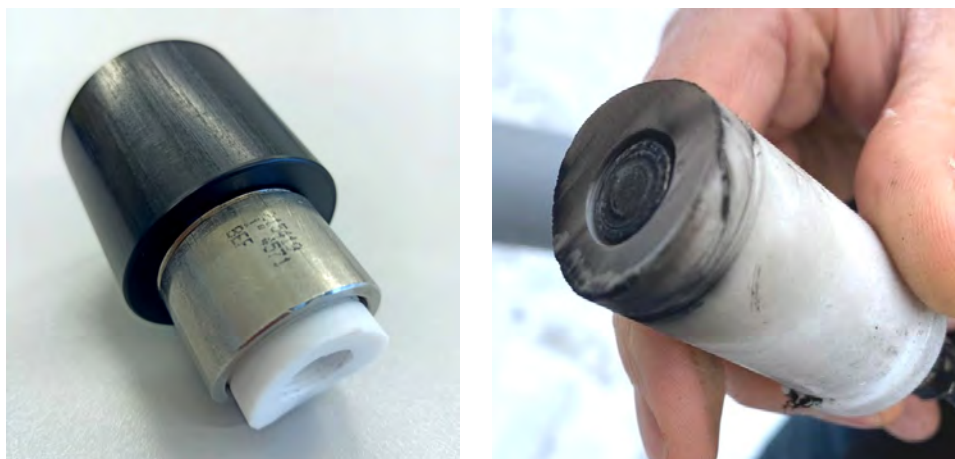


Abbildung 3.11: Hülse des optimierten Drucksensors (links) und kompletter optimierter Drucksensor nach einem Test (rechts).

4 Experimente

Für die geplante Modellierung der Flammenfrontgeschwindigkeit in Rohrleitungen mit brennbaren Staub/Luft-Gemischen mussten belastbare Messdaten in möglichst einfachen Geometrien geschaffen werden. Dies wird in diesem Kapitel beschrieben.

4.1 Versuche am geschlossenen Behälter

Die Modellierung der Flammenfrontgeschwindigkeit sollte mit der CFD-Software FLACS DustEx erfolgen. Die Ergebnisse, die man mit einer solchen Software erhält, hängen stark von den eingestellten Anfangsbedingungen, wie z. B. der kinetischen Energie der Turbulenz k , ab. Weil diese Anfangsbedingungen unbekannt sind, müssen sie mit Hilfe einer Kalibration an Messdaten aus einem möglichst simplen Explosionsvorgang beschafft werden. Aus diesem Grund wurden zunächst Versuche am geschlossenen 1 m^3 -Behälter durchgeführt, um durch Vergleich der Messdaten mit den Simulationsergebnissen aus FLACS DustEx die richtigen Anfangsbedingungen zu bestimmen.

4.1.1 Versuchsaufbau

Der Versuchsaufbau besteht aus einem druckstoßfesten Behälter mit $V_B = 1\text{ m}^3$, in dessen Behälterwand zwei Drucksensoren integriert sind. Das Staub/Luft-Gemisch wird über ein Schnellschlussventil und eine Zerstäubungsdüse aus einer Pressluftflasche unter 20 bar Druckluft mit Staubinhalt in den 1 m^3 -Behälter eingeblasen. Die Staubexplosion wird durch Aktivierung zweier pyrotechnischer Zünder mit je 5 kJ Energieinhalt, welche an einer Zündlanze befestigt sind, eingeleitet (Abbildung 4.1).



Abbildung 4.1: 1 m^3 -Behälter (links), Zündlanze, Zünder und Zerstäubungsdüse im 1 m^3 -Behälter (Mitte) sowie zwei parallel geschaltete pyrotechnische Zünder mit insgesamt 10 kJ Energieinhalt (rechts).

Die Messkette besteht aus den beiden Drucksensoren, den dazugehörigen Ladungsverstärkern zur Verstärkung und Umwandlung des von den Drucksensoren kommenden Stromsignals, einem Transientenrekorder zur Aufzeichnung der Signale und einem Rechner mit der Software imc Studio zur Auswertung und dauerhaften Speicherung der Messdaten. Gesteuert wird die Messkette durch ein Zündgerät. Dieses löst sukzessive den Transientenrekorder, das Schnellschlussventil und schließlich – nach Ablauf der Zündverzögerungszeit t_V nach Einblassignal – die Zünder aus. Der Versuchsaufbau ist mitsamt Messkette schematisiert in Abbildung 4.2 dargestellt.

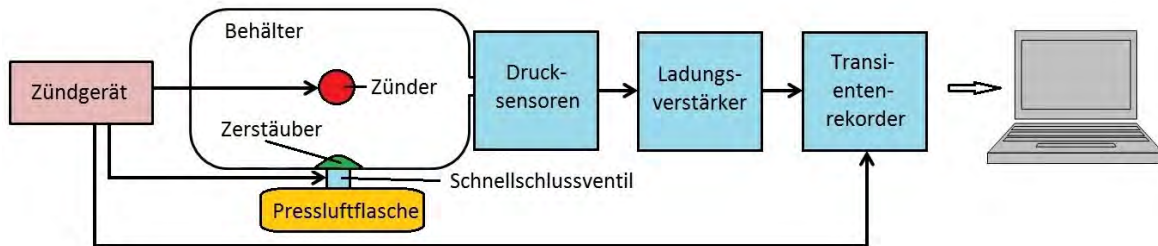


Abbildung 4.2: Schematisierter Versuchsaufbau mit Blockschaltbild.

4.1.2 Versuchsdurchführung

Die Drucksensoren wurden vor Versuchsbeginn kalibriert indem sie mit einem Prüfgerät mit Überdruck beaufschlagt wurden. Die Feinjustierung der Drucksensoren erfolgte über die Einstellung der Ladungsverstärker. Die Abtastrate der Drucksensoren wurde auf 10 kHz eingestellt. Anschließend wurde die Zündverzögerungszeit t_V in das Zündgerät eingegeben.

Zu Beginn eines jeden Versuches wurde soviel Maisstärke abgewogen, um die vorgesehene Staubkonzentration im Behälter zu erreichen. Die Maisstärke wurde in die Pressluftflasche gefüllt, diese anschließend mit 20 bar Druckluft beaufschlagt und schließlich mit einem Sperrhahn verschlossen. Abschließend wurde die Pressluftflasche an der Einblasvorrichtung des Behälters mittels Überwurfmutter befestigt. Im nächsten Schritt wurden die beiden pyrotechnischen Zünder so präpariert, dass sie elektrisch leitend in die Kontakte am vorderen Ende der Zündlanze gesteckt werden konnten (Abbildung 4.1). Nach Öffnen des Behälters und Einstecken der Zünder in die Zündlanze wurde der Behälter wieder sicher verschlossen. Der Sperrhahn der Pressluftflasche wurde geöffnet und der Durchgang des Zündschaltkreises geprüft damit eine sichere Zündung gewährleistet ist ($R < 3,5 \Omega$). Nach Ablauf des Warnprozederes (Rundumleuchte, Sirene, Warnungsdurchsage) wurde der Versuch durch Aktivierung des Zündgerätes gestartet. Nach dem Entwarnungsprozedere wurde der Behälter geöffnet, grob gereinigt und die Daten gesichtet sowie abgespeichert.

Die Versuche im geschlossenen Behälter dienten dazu, den Einfluss der beiden wichtigsten Parameter Staubkonzentration und Zündverzögerungszeit (Kapitel 2) auf den zeitlichen Druckverlauf messtechnisch zu dokumentieren. Da noch kein Modell für den Turbulenzzustand im Behälter zum Einblaszeitpunkt existiert, wurde die Zündverzögerungszeit t_V als Hilfsmittel zur Turbulenzbeschreibung herangezogen. Ausgehend

von $t_V = 0,6$ s, die gemäß Normung zur Kennzahlermittlung verwendet wird, wurden die 3 in Tabelle 4.1 aufgelisteten t_V festgelegt. Diese decken ein weites Spektrum an Turbulenzzuständen ab. Die ausgewählten Zündverzögerungszeiten wurden mit 3 verschiedenen Staubkonzentrationen (Tabelle 4.1) kombiniert und jeweils 2 Versuche pro Parameterpaar durchgeführt, was auf insgesamt 18 Versuche führte.

Tabelle 4.1: Staubkonzentration c und Zündverzögerungszeit t_V bei den Versuchen am geschlossenen Behälter.

c [g/m ³]	250			500			1000		
t_V [s]	0,35	0,5	0,8	0,35	0,5	0,8	0,35	0,5	0,8

4.1.3 Messergebnisse, Auswertung und Diskussion

Die Messergebnisse der gesamten Versuchsreihe sind in Anhang A zusammenfassend grafisch dargestellt. Von den insgesamt 18 Explosionsversuchen wurden 3 Versuche aufgrund einer fehlerbehafteten Versuchsdurchführung wiederholt. Die Versuchsreihen lieferten qualitativ hochwertige Ergebnisse, welche für den Vergleich mit Simulationsrechnungen geeignet sind.

Für den Bereich der eingestellten Versuchsparameter steigen der Explosionsdruck p_{ex} und die Druckanstiegsgeschwindigkeit $(dp/dt)_{\text{ex}}$ mit sinkender Zündverzögerungszeit t_V und wachsender Staubkonzentration c im Rahmen der Messunsicherheit an. Lediglich p_{ex} stagniert bei $c = 1000$ g/m³. Diese Aussagen basieren auf der Analyse der berechneten Mittelwerte der Explosionsdrücke \bar{p}_{ex} und der Druckanstiegsgeschwindigkeit $(\overline{dp/dt})_{\text{ex}}$. Diese sind mitsamt den dazugehörigen Messunsicherheiten als Funktion von c und t_V in Tabelle 4.2 aufgelistet. Veranschaulicht werden die Daten aus der Tabelle in den Abbildungen 4.3 bis 4.6. Wie man insbesondere den Abbildungen 4.4 und 4.6 entnimmt, existieren die Maxima p_{max} und $(dp/dt)_{\text{max}}$ in den Funktionen $\bar{p}_{\text{ex}}(c, t_V)$ und $(\overline{dp/dt})_{\text{ex}}(c, t_V)$, d. h. es existieren sowohl eine optimale Staubkonzentration als auch eine optimale Zündverzögerungszeit. Aus den Regressionsfunktionen lassen sich diese zu rund 750 g/m³ und 0,45 s ableiten, was in etwa den bisherigen Erfahrungen entspricht [1, 2, 15]. Die Begründung für dieses Phänomen ist in den Abschnitten 2.1 und 2.2 ausgeführt. Die Versuchsergebnisse stimmen folglich mit den Erwartungen überein.

Tabelle 4.2: \bar{p}_{ex} und $(\overline{dp/dt})_{\text{ex}}$ mit Messunsicherheit in Abhängigkeit von c und t_V .

	$t_V = 0,35$ s	$t_V = 0,5$ s	$t_V = 0,8$ s
$c = 250$ g/m ³	6,07 ± 0,23 bar	5,47 ± 0,35 bar	4,18 ± 0,32 bar
$c = 500$ g/m ³	8,46 ± 0,05 bar	8,13 ± 0,11, bar	6,81 ± 0,29 bar
$c = 1000$ g/m ³	7,77 ± 0,11 bar	8,14 ± 0,08 bar	7,79 ± 0,00 bar
$c = 250$ g/m ³	113,5 ± 0,8 bar/s	70,8 ± 1,8 bar/s	27,5 ± 7,4 bar/s
$c = 500$ g/m ³	250,4 ± 31,8 bar/s	147,1 ± 22,1, bar/s	64,9 ± 8,1 bar/s
$c = 1000$ g/m ³	260,7 ± 20,5 bar/s	223,5 ± 5,9 bar/s	86,5 ± 14,4 bar/s

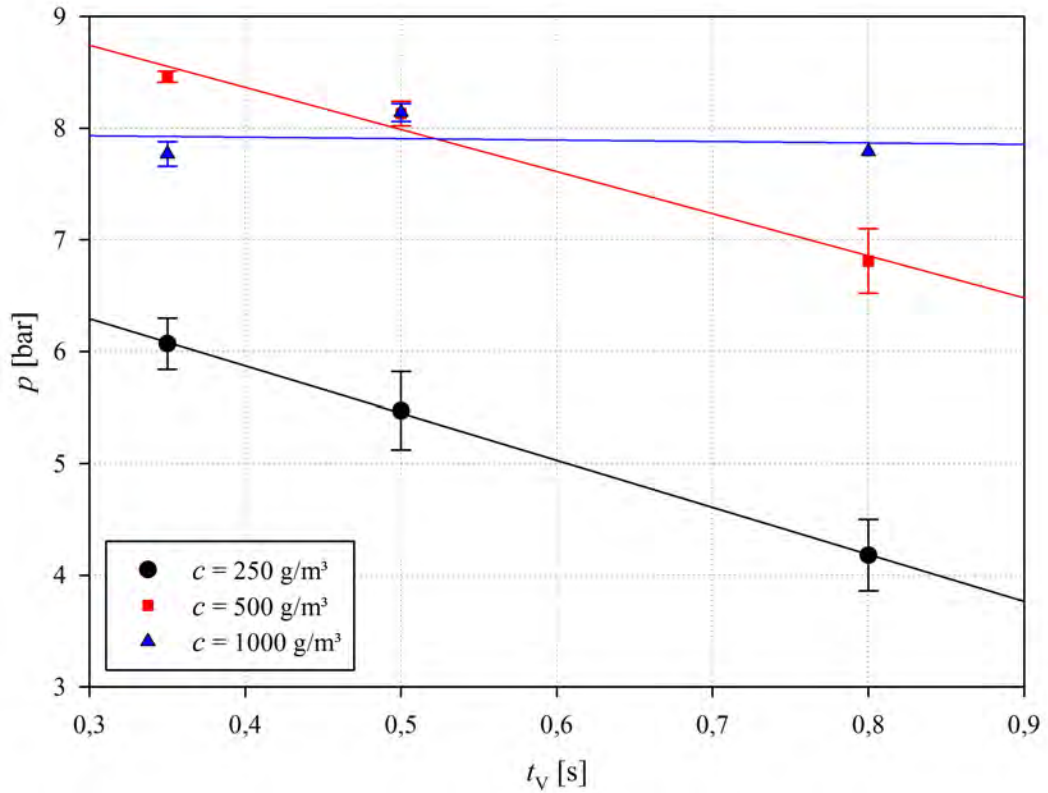


Abbildung 4.3: Mittlere Explosionsdrücke \bar{p}_{ex} mit Messunsicherheit und Regressionsgeraden in Abhängigkeit von Staubkonzentration c und Zündverzögerungszeit t_V .

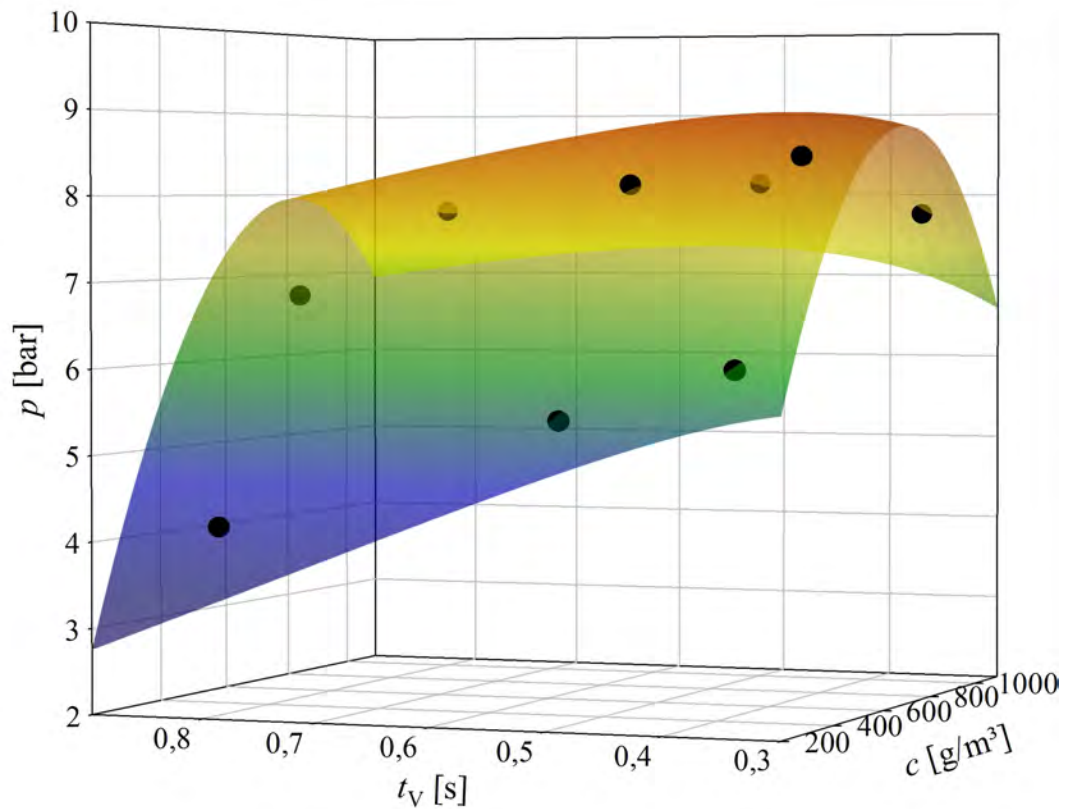


Abbildung 4.4: Mittlere Explosionsdrücke \bar{p}_{ex} in Abhängigkeit von Staubkonzentration c und Zündverzögerungszeit t_V mit Regressionsfunktion ($R^2 = 0,996$).

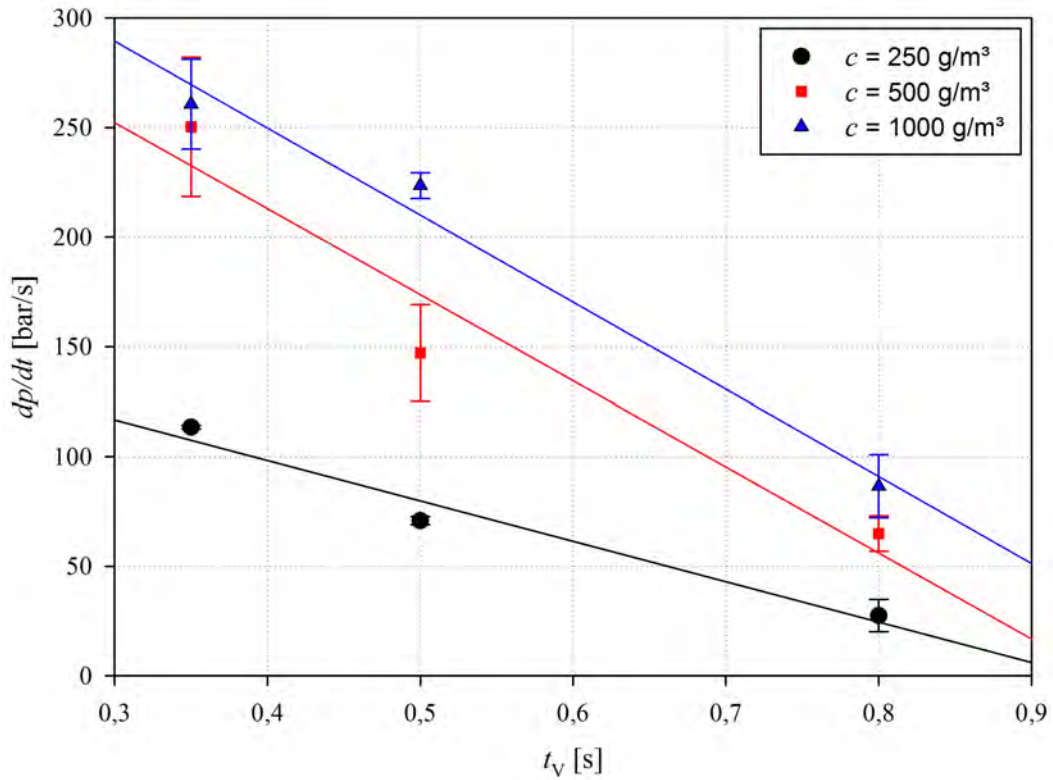


Abbildung 4.5: Mittlere Druckanstiegsgeschwindigkeiten $(\overline{dp/dt})_{\text{ex}}$ mit Messunsicherheit und Regressionsgeraden in Abhängigkeit von c und t_V .

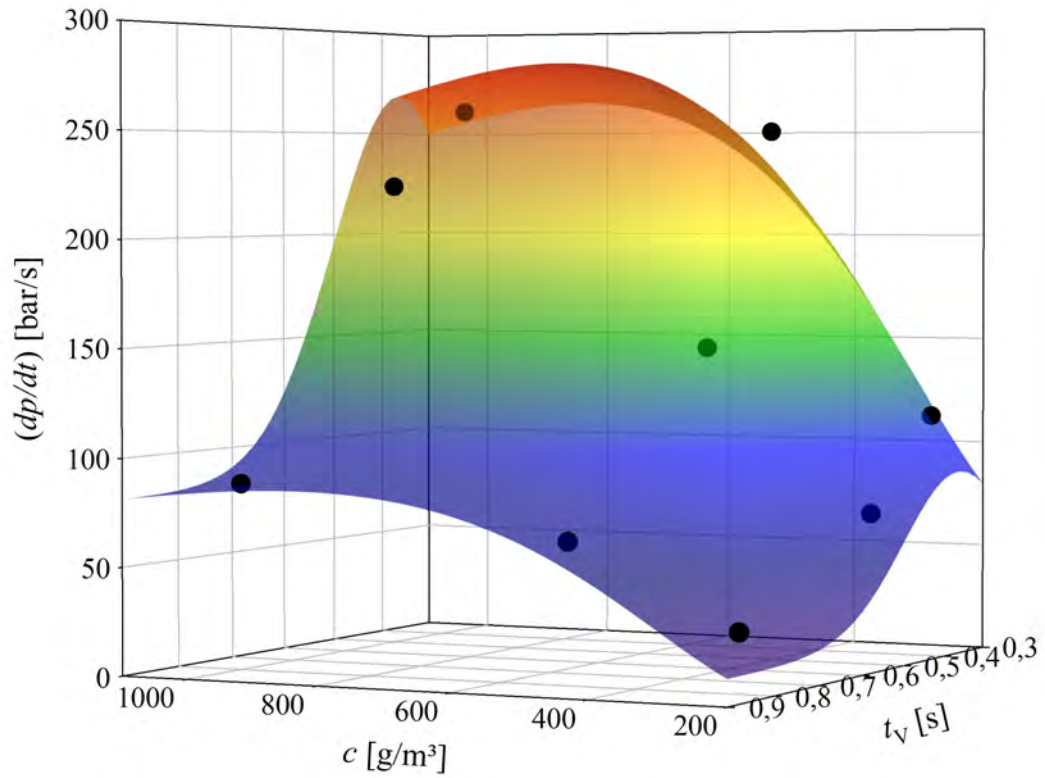


Abbildung 4.6: Mittlere Druckanstiegsgeschwindigkeiten $(\overline{dp/dt})_{\text{ex}}$ in Abhängigkeit von c und t_V mit Regressionsfunktion ($R^2 = 0,974$).

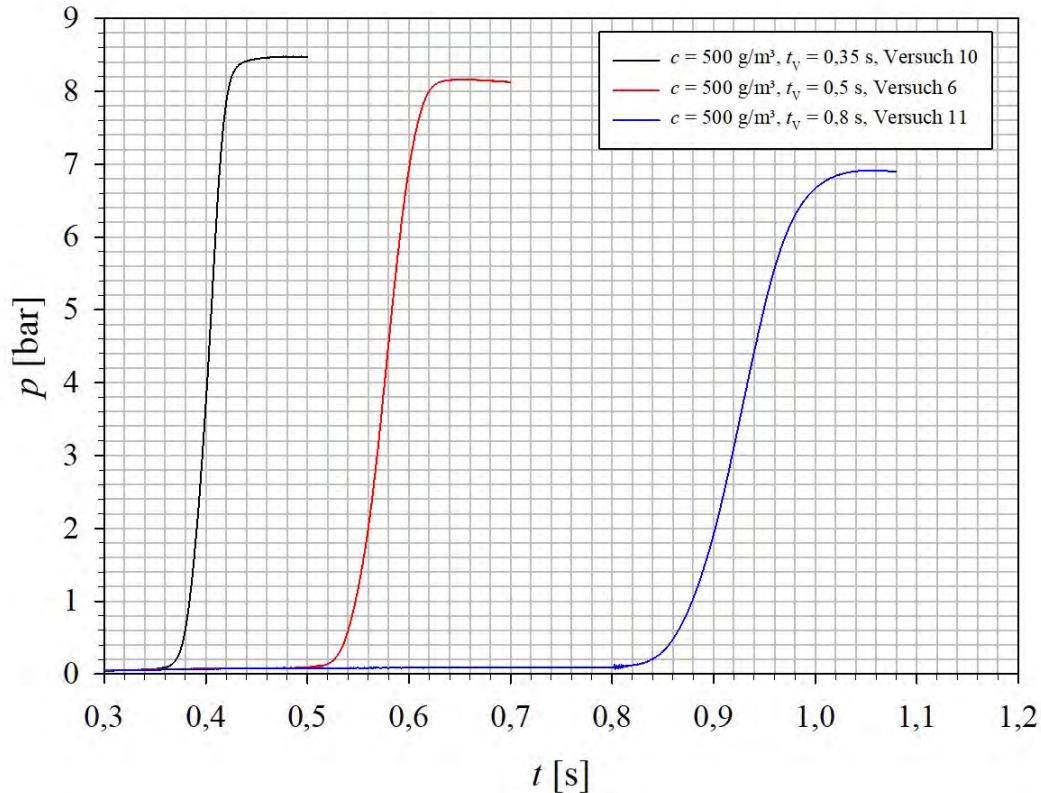


Abbildung 4.7: Druckkurven von Maisstärkeexplosionen im 1 m^3 -Behälter bei $t_V = 0,5\text{ s}$ und $c = 250\text{ g/m}^3$, $c = 500\text{ g/m}^3$ und $c = 1000\text{ g/m}^3$.

Für die späteren Modellierungen mit FLACS DustEx (Kapitel 5.1) ist die Zeitspanne t_{ex} zwischen Zündzeitpunkt und Erreichen des p_{ex} von Bedeutung. Die Analyse der Messdaten ergab, dass t_{ex} mit größer werdender Zündverzögerungszeit von minimal 120 ms auf maximal 250 ms ansteigt. Exemplarisch sind hierzu gemessene Druckkurven in Abbildung 4.7 gezeigt.

Bei dem jeweils zweiten Versuch mit einer Parameterkombination waren häufig sowohl der p_{ex} als auch der $(dp/dt)_{\text{ex}}$ geringer als beim ersten Versuch (Anhang A). Der Grund dafür ist darin zu sehen, dass der zeitliche Abstand zwischen beiden Versuchen gering war weil die eingestellten Parameter nicht verändert werden mussten. Dadurch kühlte der Behälter bis zum Folgeversuch nicht vollständig ab, was zu einem geringeren Sauerstoffgehalt im Maisstärke/Luft-Gemisch führte. Dieses Phänomen wird auch im Wechsel der Jahreszeiten beobachtet: Im Winter sind – bei gleichen Randbedingungen – Staubexplosionen heftiger als im Hochsommer [15]. Dies ist auch der Grund für die vergleichsweise hohen Druckanstiegsgeschwindigkeiten, die in Tabelle 4.2 und den Abbildungen 4.5 und 4.6 zu sehen sind.

4.2 Versuche am Behälter mit Rohrleitung

Die Versuche am 1 m^3 -Behälter mit angeschlossener Rohrleitung dienten dazu, einen Messdatensatz mit möglichst einfachen Randbedingungen zum Zweck der Modellierung zu generieren.

4.2.1 Versuchsaufbau

Der Versuchsaufbau bestand aus dem bereits zuvor beschriebenen 1 m^3 -Behälter, an den ca. 10 m lange Rohrleitungen angeschlossen wurden. Die Rohrleitungen waren mit jeweils fünf Druck- und zehn Flammensensoren bestückt. Details entnimmt man Kapitel 3 und Abschnitt 4.1. Aufgrund der großen Sensoranzahl wurde ein zweiter Transientenrekorder verwendet, wodurch eine zweite Messkette für die Sensoren entstand. Durch den Einsatz des zweiten Transientenrekorders konnte mit hohen Abtastraten von 5 kHz bzw. 10 kHz gearbeitet werden, was bei einer Messdauer von 4 s auf 20.000 bzw. 40.000 Messpunkte pro Sensor führte. Der Versuchsaufbau ist mitsamt den Messketten in den Abbildungen 4.8 (schematisiert) und 4.9 (fotografisch) dargestellt.

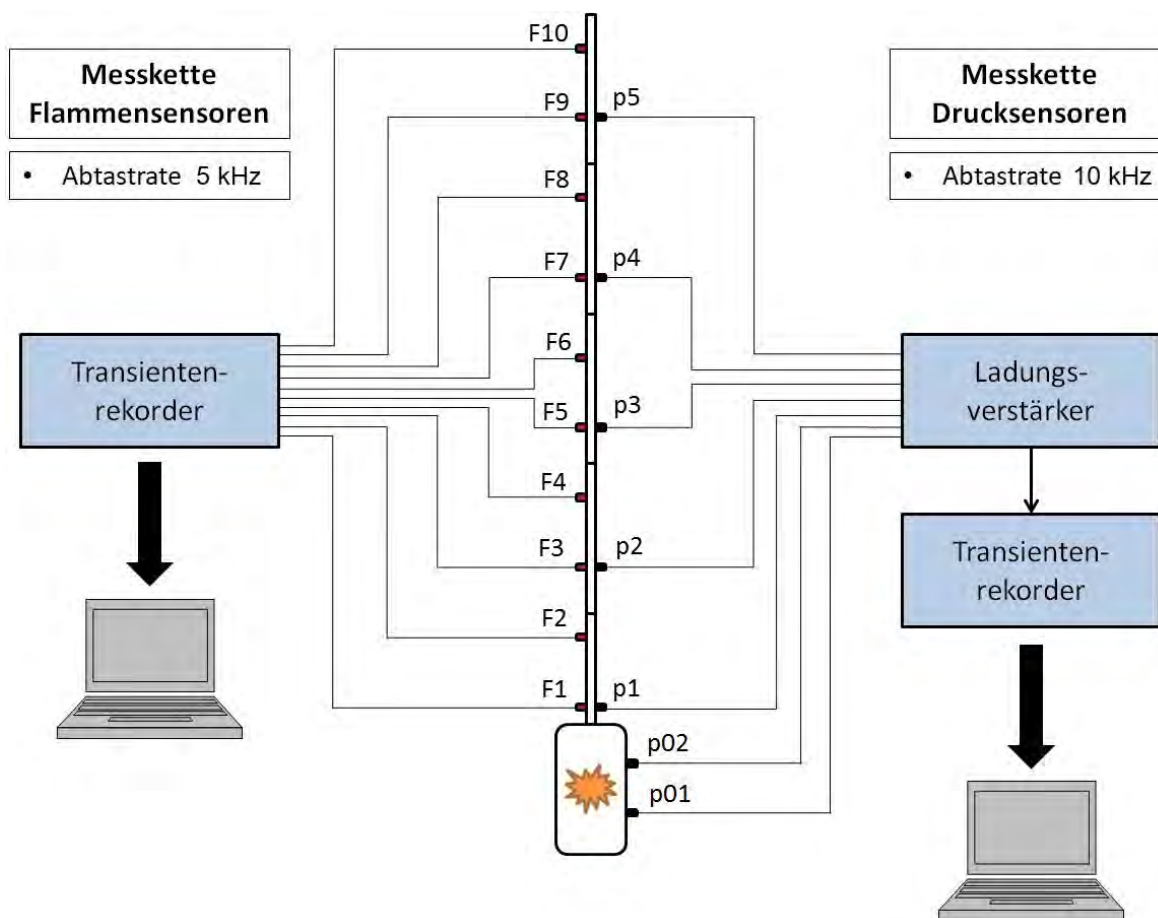


Abbildung 4.8: Schematisierter Versuchsaufbau mit den Messketten für die Druck- und Flammensensoren.

4.2.2 Versuchsdurchführung

Weil die Versuchsergebnisse am geschlossenen Behälter zur Kalibrierung der geplanten Modellrechnung verwendet werden sollten, mussten bei den Versuchen mit angeschlossener Rohrleitung sowohl die Staubkonzentration c als auch die Zündverzögerungszeit t_V genauso variiert werden, also gemäß Tabelle 4.1. Das Versuchsprogramm wurde um

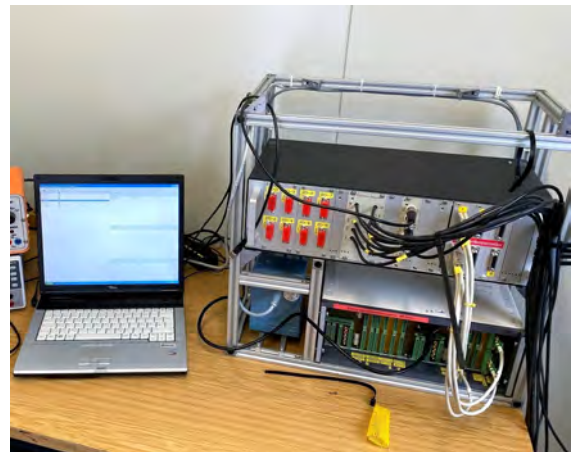


Abbildung 4.9: Impressionen von der Messkampagne im Februar und März 2021: Rohrleitung mit Sensoren (oben), ausströmendes Maisstärke/Luft-Abgas mit Machknoten (Mitte), Behälter mit Rohrleitung (unten, links) und Transientenrekorder mit Rechner zur Aufnahme der Signale von den Flammensensoren (unten, rechts).

den zusätzlichen Parameter Rohrdurchmesser D_R erweitert weil dieser ebenfalls die Flammenfrontgeschwindigkeit beeinflusst [35]. Verwendet wurden die 3 Rohrdurchmesser DN 80, DN 100 und DN 125 gemäß Tabelle 3.1. Mit jeweils 2 Versuchen pro Parameterkombination ergaben sich insgesamt 54 durchzuführende Versuche. Zusätzlich wurden 3 Versuche mit dem Glasrohr durchgeführt. Wegen des Glasbruchrisikos waren diese nicht in das reguläre Versuchsprogramm integriert.

Der Ablauf der Versuche erfolgte nach der Beschreibung in Abschnitt 4.1.3. Zusätzlich wurden die Flammensensoren im Rohr nach 2 bis 3 Versuchen auf Verunreinigungen kontrolliert und falls nötig, davon befreit.

4.2.3 Messergebnisse

Die Versuchsreihen am Behälter mit Rohrleitung lieferten qualitativ und quantitativ hochwertige Messdaten, mit welchen Ort-Zeit-Abhängigkeiten der Flammenfront im Rohr gebildet sowie der Druckverlauf beschrieben werden können. Sie eignen sich deshalb zur Kontrolle oder Kalibration der geplanten Modellrechnungen. Des Weiteren lieferten die Beobachtungen der Flammenfront mittels Hochgeschwindigkeitskamera aufschlussreiche Einblicke in den Ablauf der Flammenfortpflanzung in der Rohrleitung, welche auch zur Validierung der Flammensensorsignale herangezogen werden können. In Abbildung 4.10 sind exemplarisch Rohdaten der Flammensensoren dargestellt. Durch diese wird die in Abschnitt 4.2.4 beschriebene Versuchsauswertung leichter verständlich und ein Einblick in die Messdaten gegeben. Die Abbildung zeigt Spannungssignale, welche die Flammensensoren bei der Passage der Flammenfront bei einem Versuch mit $D_R = \text{DN } 100$, $c = 1000 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,5 \text{ s}$ abgaben. Da die Flammenfront die Sensoren nacheinander passiert, sind die Signale zeitlich versetzt. Deutlich erkennbar sind die Unterschiede in Dauer (Breite) und Intensität (Höhe) der Sensorsignale. Typischerweise sind die Signale am Rohreintritt bzw. in Behälternähe diffus. Mit zunehmenden Abstand vom Behälter werden die Signale schärfer und höher. Wie klar die Flammenfront anhand der Signale lokalisiert werden kann, ist stark von der Form des Signalverlaufs abhängig. Für die Auswertung wurde festgelegt, dass der erste Anstieg des Spannungssignals mit der Ankunft der Flammenfront am Ort des Sensors identifiziert wird. Wie zu erkennen, gaben die Flammensensoren 6 bis 10 deutlich steilere Signalanstiege und kürzere Signalausschläge ab als die Sensoren 1 bis 5. Daraus wird gefolgert, dass sich mit der zurückgelegten Wegstrecke im Rohr die Flammenfront klarer ausbildet und ihre Geschwindigkeit wächst.

Über die Breite des Signals lassen sich bei bekannter Flammenfrontgeschwindigkeit Aussagen über die Dicke der Flammenfront treffen wenn nachgewiesen werden kann, dass die weiterentwickelten Flammensensoren tatsächlich nur die Verbrennungszone detektieren. Dieser Nachweis gelang (Abschnitt 4.2.4.3) weil der optische Filter des Flammensensors F8 beim gezeigten Versuch defekt war. Das Fehlen des optischen Filters führte zu einem zeitlich längerem Spannungssignal, was darauf zurückzuführen ist, dass die Fotodiode von Sensor F8 Infrarotstrahlung von warmen Partikeln nach Passage der Verbrennungszone empfing. Weiterhin gelangen kurz vor Abgabefrist dieser Arbeit sehr aufschlussreiche Aufnahmen mit einer neuen Hochgeschwindigkeitskamera, auf denen verschiedene Verbrennungszonen direkt zu sehen sind.

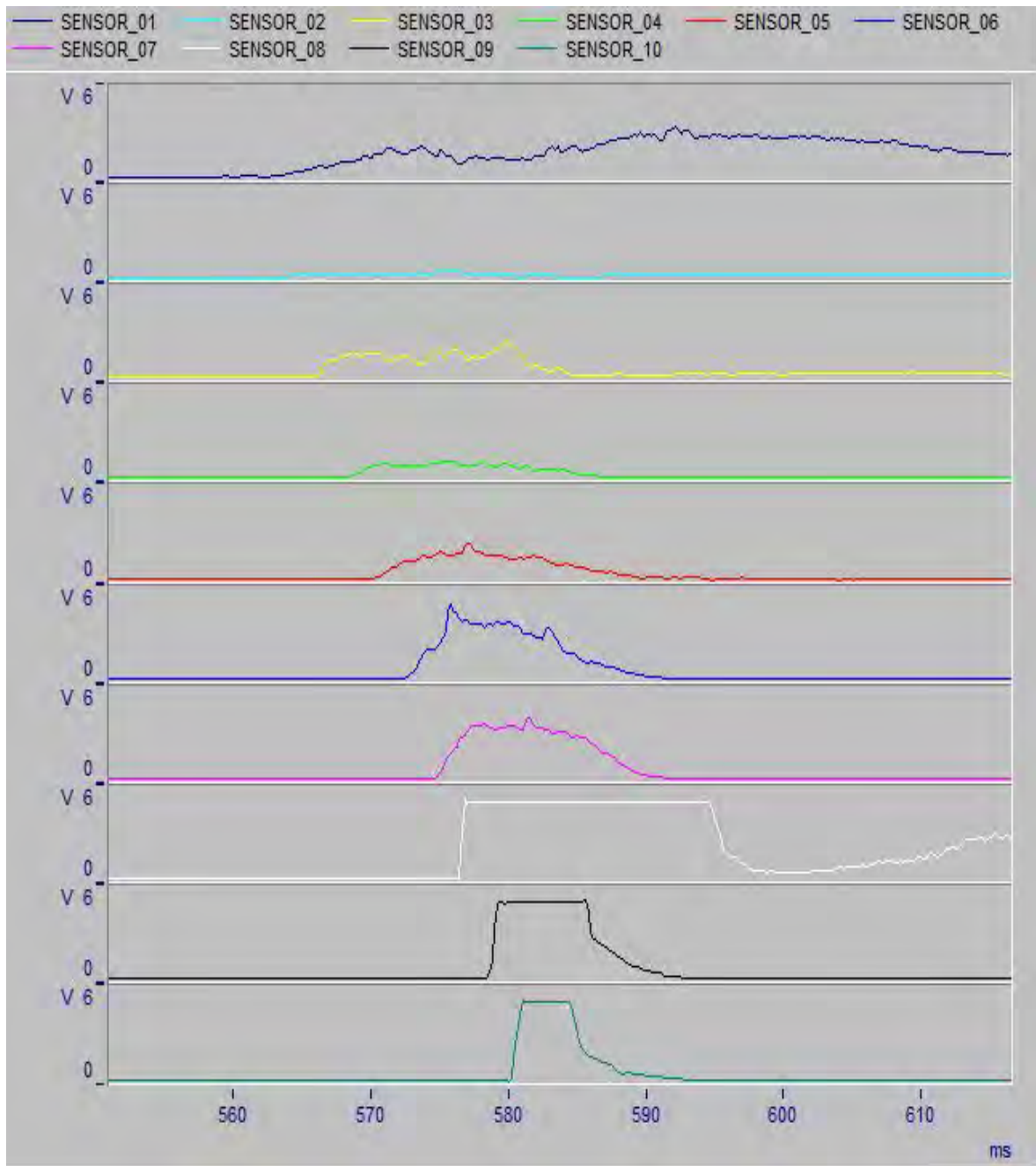


Abbildung 4.10: Screenshot der Messdatenaufnahme mit der Software imc Studio: Signale der Flammensensoren F1 - F10.

4.2.4 Auswertung

Dieser Abschnitt beschreibt die Ableitung der Flammenfrontgeschwindigkeiten aus den Messdaten sowie deren Interpretation. Die Auswirkungen der Versuchsparametervariation auf die Flammenfrontgeschwindigkeit werden dargestellt und diskutiert. Für die Auswertung wurde der zurückgelegte Weg in der Rohrleitung s_R auf die Position des ersten Flammensensors normiert (Position F1: $s_R = 0$ m). Des Weiteren werden Korrelationen zwischen Flammensignalen und Druckkurven ermittelt.

4.2.4.1 Methodenbeschreibung

Mit Hilfe des Programms imc Studio konnten die Startzeitpunkte der Flammensensor-signalanstiege hinreichend genau bestimmt werden. Dabei wurde der kleinste, sichtbare Anstieg eines Signals als Ankunftszeitpunkt der Flammenfront am Sensor festgelegt. So entstanden für jeden Versuch Weg-Zeit-Messwertpaare für die Flammenfront. Die Flammenfrontgeschwindigkeit als Funktion der Zeit wurde daraus mit Hilfe des Programmes TableCurve 2D wie folgt abgeleitet:

1. Eingabe der Weg-Zeit-Messpunkte in TableCurve 2D
2. Anpassen einer Regressionsfunktion an die Messpunkte
3. Ableiten der Regressionsfunktion nach der Zeit

Für die Regression wurde die Gleichung

$$s = a + b \left(1 - \exp \left(- \left(\frac{t + d(\ln 2)^{\frac{1}{e}} - c}{d} \right)^e \right) \right) \quad (4.1)$$

verwendet, wobei a , b , c , d und e Regressionsvariablen sind, deren optimale Werte TableCurve 2D automatisiert bestimmt. Abbildung 4.11 zeigt am Beispiel eines Versuches mit $c = 1000 \text{ g/m}^3$, $t_V = 0,5 \text{ s}$ und DN 100-Rohr die so bestimmte analytische Funktion zur Beschreibung der Flammenfrontgeschwindigkeit in Abhängigkeit der Zeit.

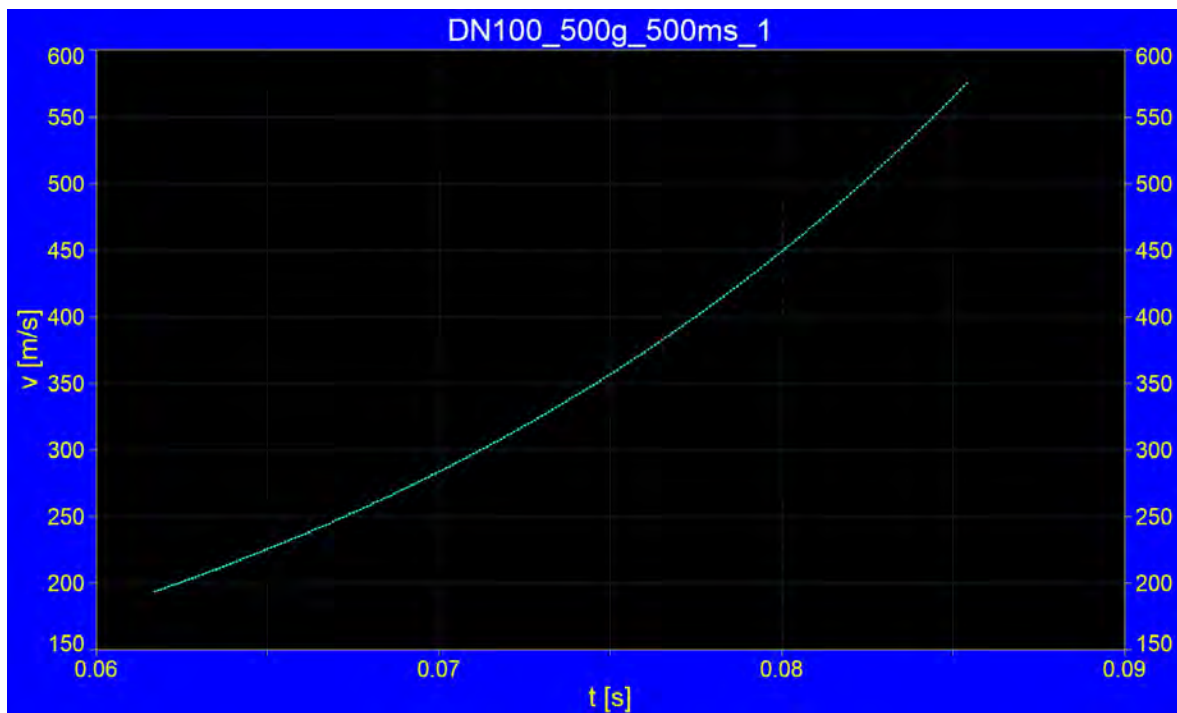


Abbildung 4.11: Durch Regressionsrechnung bestimmte analytische Funktion zur Beschreibung der Flammenfrontgeschwindigkeit (Screenshot aus TableCurve 2D).

4.2.4.2 Flammenfrontgeschwindigkeit

Die aus den Versuchen abgeleiteten zeitlichen Flammenfrontgeschwindigkeitsverläufe sind in Anhang A.2 dargestellt. Ebenso eine Tabelle mit den wichtigsten Mess- sowie Mittelwerten mit Messunsicherheiten. Die Analyse dieser Verläufe ergab, dass die Flammenfrontgeschwindigkeit v_F generell und stetig mit der zurückgelegten Wegstrecke im Rohr bis auf einen Maximalwert $v_{F,\max}$ wächst.

Es zeigte sich weiterhin, dass die Höhe der $v_{F,\max}$ mit der Höhe der gemessenen p_{red} und $(dp/dt)_{\text{red}}$ korreliert. Je höher letztgenannte Größen waren, desto höher war im Rahmen der Messunsicherheit der erreichte Maximalwert $v_{F,\max}$ (Abbildung 4.12 und Tabellen A.1 bis A.7). Wie in Abschnitt 4.1.3 ausgeführt wurde, wachsen sowohl

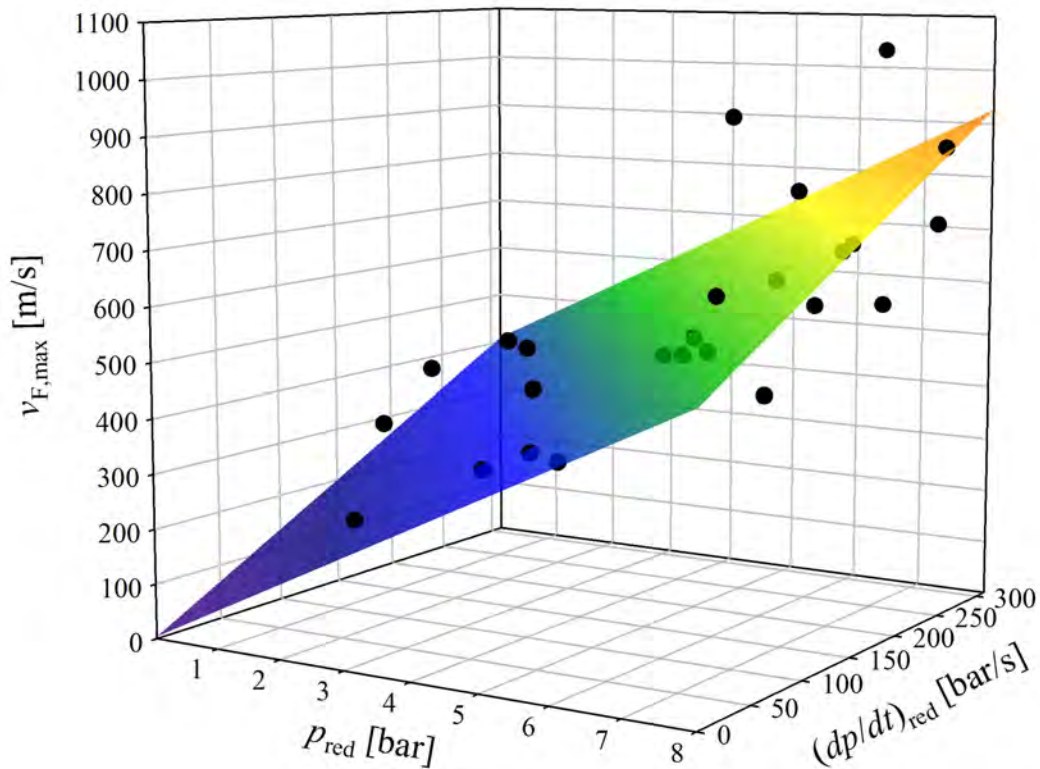


Abbildung 4.12: Mittlere $v_{F,\max}$ aller Versuche in Abhängigkeit der zugehörigen mittleren p_{red} und $(dp/dt)_{\text{red}}$ mit Regressionsfunktion $\bar{v}_{F,\max} = 65,57 \bar{p}_{\text{red}} + 1,297 (\bar{dp/dt})_{\text{red}}$ ($R^2 = 0,656$). Die Messunsicherheiten fehlen in dieser Darstellung weil die für die Erstellung der Grafik verwendete Software SigmaPlot 14.0 diese Funktion für 3D-Grafiken nicht anbietet. Die Messunsicherheiten finden sich in den Tabellen A.5 bis A.7.

der Explosionsdruck als auch die Druckanstiegsgeschwindigkeit mit steigender Staubkonzentration und fallende Zündverzögerungszeit bis auf ein Maximum an, um dann wieder zurückzufallen. $v_{F,\max}$ hängt folglich wegen der in Abbildung 4.12 dargestellten Zusammenhänge in ähnlicher Weise von c und t_V ab. Die abgeleiteten $v_{F,\max}$ reichen von minimal 224 m/s bis maximal 1.280 m/s.

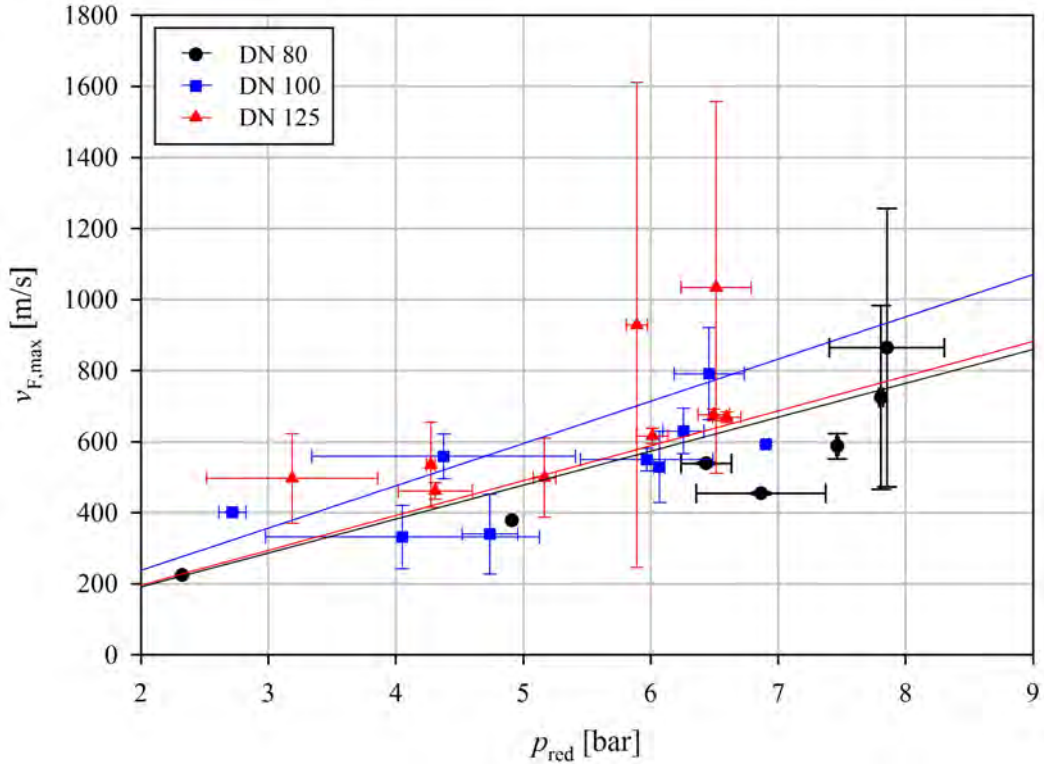


Abbildung 4.13: Mittlere $v_{F,\max}$ aller Versuche in Abhängigkeit der zugehörigen mittleren p_{red} und $(dp/dt)_{\text{red}}$ mit Messunsicherheiten aufgeschlüsselt nach Rohrdurchmesser.

Die Abhängigkeit der maximalen Flammenfrontgeschwindigkeit vom Rohrdurchmesser ist vergleichsweise schwach ausgeprägt, wie aus Abbildung 4.13 ersichtlich ist. $v_{F,\max}$ wächst mit dem Rohrdurchmesser. Wegen dieser schwachen Abhängigkeit wurde es als legitim betrachtet, alle $\bar{v}_{F,\max}$ gemeinsam über \bar{p}_{red} und $(\bar{dp}/\bar{dt})_{\text{red}}$ in Abbildung 4.12 aufzutragen. Bei der Parameterkombination DN 80 und $c = 250 \text{ g/m}^3$ erlosch die Flammenfront in der Rohrleitung bei allen Versuchen bis auf einen mit $t_V = 0,8 \text{ s}$.

Des Weiteren ist auffällig, dass sich der Verlauf der Flammenfrontgeschwindigkeiten und ihr Wert am Rohreintritt bei gleichen Versuchsparametern zuweilen stark unterscheiden. Dabei ist keine systematische Abhängigkeit von Versuchsparametern erkennbar. Abbildung A.11 in Anhang A.2 zeigt ein Beispiel.

4.2.4.3 Vergleich der Signale von Druck- und Flammensensoren

Eine Detailanalyse der Signale von den Druck- und Flammensensoren in der Rohrleitung wurde durchgeführt. Zur Erläuterung der Ergebnisse dient Abbildung 4.14. Darin sind die Signale der Flammensensoren F7 ($s_R = 6 \text{ m}$) und F8 ($s_R = 7 \text{ m}$) sowie der am Drucksensor p4 ($s_R = 6 \text{ m}$) gemessene zeitliche Druckverlauf dargestellt. Sensor F8 besaß keinen optischen Filter.

Zunächst ist der zeitliche Versatz zwischen den ansteigenden Flanken der Signale von den Flammensensoren F7 und F8 zu erkennen, was auf die räumliche Entfernung zwischen den beiden Sensoren zurückzuführen ist. Die Flammenfront benötigt in diesem Beispiel ca. 2 ms um die Distanz von einem Meter zurückzulegen.

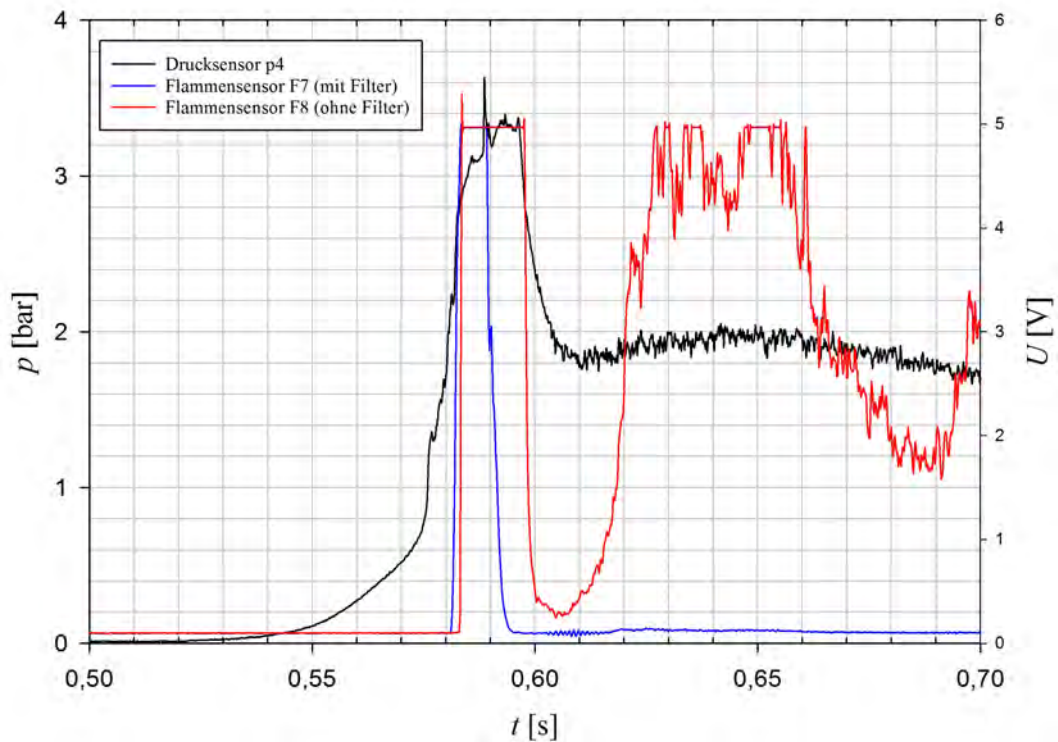


Abbildung 4.14: Zusammenspiel der Signale von Druck- und Flammensensoren in der Rohrleitung bei Versuch Nr. 27 (Tabelle A.2).

Bemerkenswert sind die Art der zeitlichen Korrelation zwischen den Signalen und die Signalhöhen und -breiten. Die Sensoren F7 und p4 befinden sich gegenüberliegend an der gleichen Rohrposition. Zunächst steigt der Druck vergleichsweise langsam an, was auf die Kompression des Staub/Luft-Gemisches vor der Flammenfront zurückzuführen ist. Je näher die Flammenfront dem Ort der Sensoren kommt, desto steiler wird die Druckflanke. Beim Eintreffen der Flammenfront erreichen sowohl das Signal von F7 als auch das Signal von p4 sprunghaft ein Maximum, dessen Breite in etwa der Passagedauer der Flammenfront entspricht. Auffällig ist zum einen, dass die Signale von F8 und p4 nach Passage der Flammenfront nicht auf 0 zurückfallen, sondern auf einem hohem Niveau verharren. Zum anderen ist der Signalpeak von F8 breiter als der von F7. Beide Beobachtungen sind starke Indizien für die Hypothese, dass der heißen Flammenfront bzw. Verbrennungszone kühleres Material folgt. Für dessen Lichtemission ist Sensor F7 aufgrund des optischen Filters unempfindlich (Blockade der Infrarotstrahlung). Die Verbrennungszone lässt sich folglich mit den neuen Flammensensoren schärfer abgrenzen. Damit ist die Abschätzung der Verbrennungszonenbreite ΔF_B möglich: Aus den Abbildungen 4.14 und A.21 schätzt man die Breite des Signals von Flammensensor F7 sowie die Flammengeschwindigkeit an seinem Ort zu etwa 8 ms und 400 m/s ab. Damit ergibt sich $\Delta F_B \approx 3,2$ m.

Die Analysen des zeitlichen Druckverlaufs im Behälter und der Signale von den Flammensensoren ergaben einen Zusammenhang zwischen beiden. In Abbildung 4.15 ist der Druckverlauf im Behälter (p01) und das Signal des Flammensensors F10 am Ende der Rohrstrecke ($s_R = 9$ m) dargestellt. Man entnimmt der Abbildung, dass die Flammen-

front die Rohrstrecke vor Erreichen des p_{red} verlässt und etwa dann an F10 detektiert wird, wenn im Behälter rund 2/3 des p_{red} erreicht ist. Dieses Phänomen wurde bei allen Versuchen festgestellt.

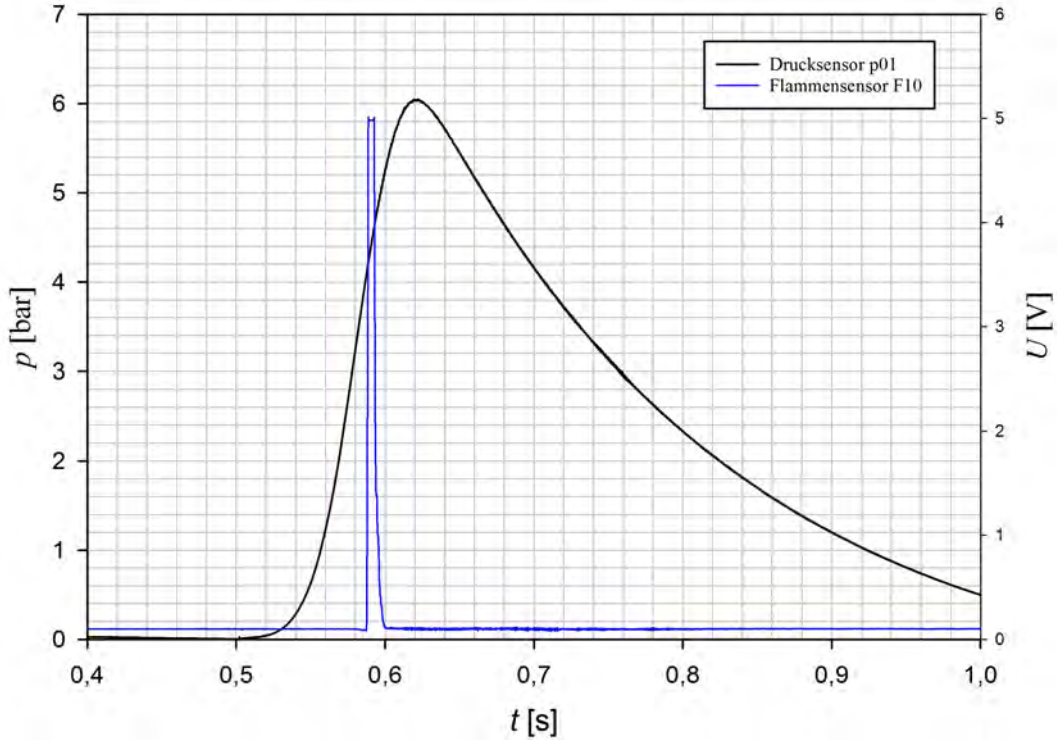


Abbildung 4.15: Zeitlicher Druckverlauf im Behälter und Signal von Flammensensor F10 bei Versuch Nr. 27 (Tabelle A.2).

4.2.4.4 Aufnahmen der Hochgeschwindigkeitskamera

Mit Hilfe der auf dem Versuchsfeld vorhandenen Hochgeschwindigkeitskamera in Kombination mit dem aufgebauten Glasrohr ist es gelungen, aufschlussreiche Einblicke in den Explosionsverlauf im Rohr zu erhalten. Hinzukommend wurde der Nachweis durch Vergleich mit den Hochgeschwindigkeitsaufnahmen erbracht, dass die Flammensensoren tatsächlich exakt auf die Flammenfront ansprechen.

Abbildung 4.16 zeigt die Fortpflanzung der Flammenfront im Glasrohr bei Versuch Nr. 55 als Videobildsequenz. Eingestellt war eine Bildrate von 3.200 fps. Der rote Strich in der Darstellung zeigt die Position des Flammensensors F7. Zu Beginn des Flammenfronteintritts in das Glasrohrsegment nach 572,19 ms ist keine scharfe Flammenfront zu erkennen, sondern vermutlich Streulicht mit einer diffusen Struktur. Diesem Streulicht folgt nach 572,81 ms (zweites Videobild von oben) ein hellerer Bereich, bei dem es sich mit hoher Wahrscheinlichkeit um die eigentliche Flammenfront handelt. Der Flammenfront folgt eine turbulente, mit Wirbeln versehene Verbrennungszone, die bei 575,63 ms zu erkennen ist. Nach etwa 582,2 ms ist die Verbrennungszone vollständig an F7 vorbei gezogen, d. h. in der Videosequenz sind keine Leuchterscheinungen im Rohr mehr zu erkennen (ohne Abbildung). Die Breite des Peaksignals von F7 muss folglich etwa 10 ms betragen, was durch Abbildung 4.17 bestätigt wird.



Abbildung 4.16: Flammenfrontfortpflanzung bei Versuch Nr. 55 (DN 125, $c = 1000 \text{ g/}^3$, $t_V = 0,5 \text{ s}$).

Zur genaueren Lokalisierung der Flammenfront und zur Verdeutlichung ihres Erscheinungsbilds sind die Originalaufnahmen der Hochgeschwindigkeitskamera ungeeignet aufgrund der zu geringen Aufnahmefrequenz. Im Zuge dessen wurden unter der Verwendung des Videobearbeitungsprogramms XMedia Recode die Aufnahmen so bearbeitet, dass die Struktur der Verbrennungszone und die Position der Flammenfront deutlicher dargestellt werden können. Des Weiteren ist es durch die Videobearbeitung gelungen, das Signal des Flammensensors F7 am Glasrohr, mit der Position der Flammenfront in Verbindung zu bringen.

Abbildung 4.17 zeigt vergleichend das Signal von Flammensensor F7 und ein Bild der durch Videobildbearbeitung schärfer dargestellten Flammenfront. Praktisch gleichzeitig mit Erreichen der Flammenfront an F7 wird diese vom Sensor detektiert, ersichtlich an den nahezu übereinstimmenden Zeitpunkten der Aufnahme (Zeitstempel) und am Signalausschlag.

Wenige Wochen vor Fertigstellung dieser Arbeit wurden verschiedene neue Hochgeschwindigkeitskameras auf dem Versuchsfeld der FSA von Firmenvertretern vorgeführt (geplante Neuanschaffung). Die Gelegenheit wurde genutzt, um qualitativ bessere Hochgeschwindigkeitsaufnahmen der Flammenfrontfortpflanzung in der Rohrleitung zu erhalten. Dies gelang sehr gut, wie Abbildung 4.18 zeigt. Auf diesen Videobildern sind sehr deutlich eine hell leuchtende Verbrennungszone und weniger helle Bereiche zu erkennen, die klar als heiße Staubwolken identifiziert werden können. Die Breite der hellen Verbrennungszone lässt sich direkt auf rund 35 cm abschätzen.

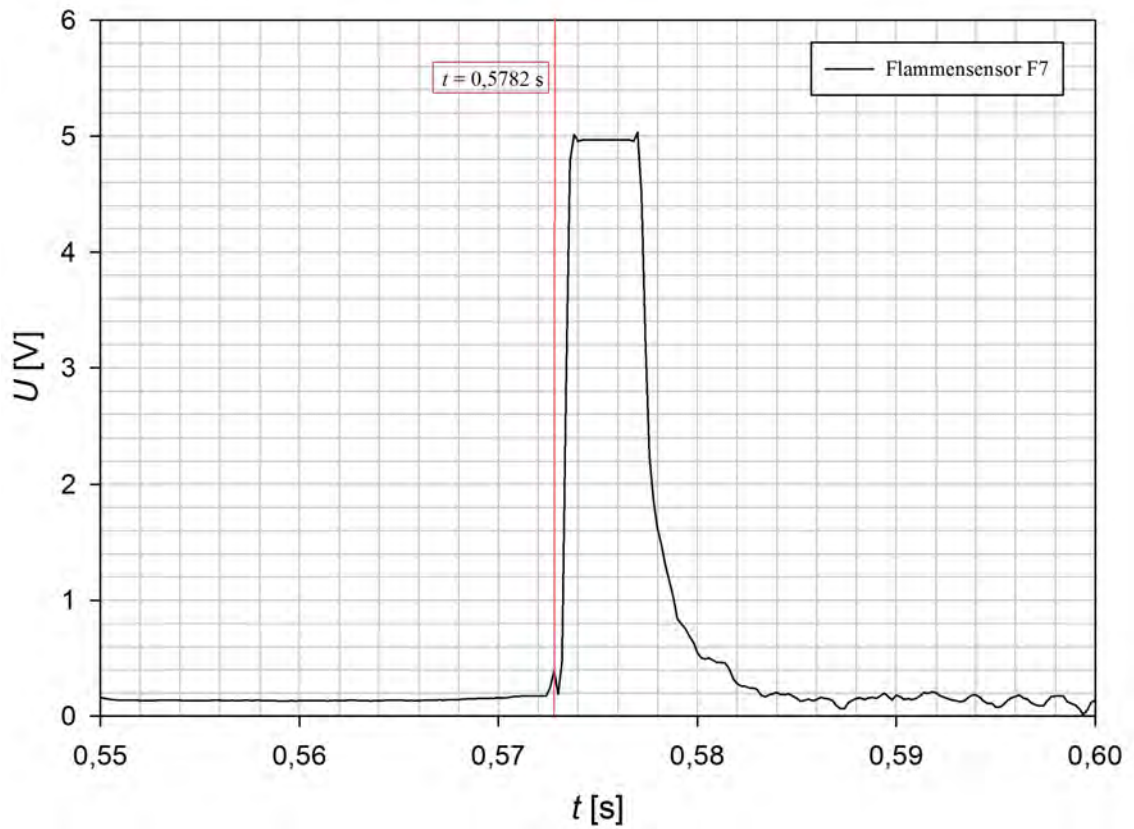


Abbildung 4.17: Gemessenes Spannungssignal an Flammensensor F7 bei Versuch Nr. 55 und bearbeitetes Videobild aus Abbildung 4.16.



Abbildung 4.18: Bildsequenz einer Flammenfrontfortpflanzung in einer knapp 6 m langen DN 125-Rohrleitung, aufgenommen beim Test einer neuen Hochgeschwindigkeitskamera. Die Bildrate betrug 20.000 fps. Die Tests wurden durchgeführt mit $c = 750 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,5 \text{ s}$.

4.2.5 Diskussion

Die durchgeführte Untersuchung der Flammenfrontgeschwindigkeit v_F in Maisstärke/Luft-Gemischen in einer Rohrleitung, welche an einen 1 m^3 -Behälter angeschlossen ist, bestätigte im Rahmen der Messunsicherheit frühere Ergebnisse von Roser et al. [24,25]. Die maximale Flammenfrontgeschwindigkeit $v_{F,\max}$ wächst in erster Näherung linear mit p_{red} und $(dp/dt)_{\text{red}}$. Gemäß den Ausführungen in den Abschnitten 2.1 bis 2.3 muss $v_{F,\max}$ mit steigender Staubkonzentration bis zum Erreichen der optimalen Explosionsbedingungen im Behälter wachsen. Steigt p_{red} im Behälter, so steigt auch die Druckdifferenz Δp zum Umgebungsdruck. Da Δp die maßgebliche Größe für die Ausflussgeschwindigkeit aus Behältern ist [3], muss die Strömungsgeschwindigkeit des Maisstärke/Luft-Gemisches in der Rohrleitung des Versuchsaufbaus steigen wenn p_{red} steigt und damit auch $v_{F,\max}$.

Eine sinkende Zündverzögerungszeit hat einen Anstieg von $(dt/dt)_{\text{red}}$ zur Folge, was gemäß Abschnitt 2.2 auf wachsende kinetische Turbulenzenergie zurückzuführen ist. In Abschnitt 2.3.2 wurde ausgeführt, dass v_t mit der kinetischen Turbulenzenergie ansteigt. Folglich muss v_F mit fallender Zündverzögerungszeit bzw. steigender Druckanstiegsgeschwindigkeit steigen.

Weiterhin wächst $v_{F,\max}$ mit dem Rohrdurchmesser. Zum einen nimmt nach Bohl [3] der Strömungswiderstand eines Rohres mit zunehmenden Rohrdurchmesser ab, d. h. bei einem größeren Rohrdurchmesser ist bei gleicher Druckdifferenz die Strömungsgeschwindigkeit im Rohr höher. Zum anderen steigt das Verhältnis Rohrvolumen/Rohrwandfläche mit dem Durchmesser, d. h. das Verhältnis Wärmeproduktion/Wärmeverlust wird bei homogener Staubverteilung mit steigendem Rohrdurchmesser stetig größer. Steigende Wärmeproduktion in der Verbrennungszone führt zu höherem Druck und damit zu einer stärkeren Expansion in der Rohrleitung, was die Materie vor der Flammenfront und damit die Flammenfront selbst beschleunigt. Umgekehrt führt ein kleiner Rohrdurchmesser zu hohem Wärmeverlust, wodurch die Flammenfront erlischt wenn der Rohrdurchmesser, abhängig von der Staubkonzentration, zu klein wird. Dies wurde bei den Versuchen mit den DN 80-Rohrleitungen für geringe Staubkonzentrationen ($c = 250\text{ g/m}^3$) beobachtet.

Der oben festgestellte lineare Zusammenhang zwischen $v_{F,\max}$, p_{red} und $(dp/dt)_{\text{red}}$ kann aufgrund der geringen Versuchsanzahl und der hohen Messunsicherheit nicht als gesichert angesehen werden. Für die Zielerreichung dieser Arbeit sind die Ergebnisse jedoch sehr gut geeignet, da die Qualität der Messdaten hervorragend ist.

Die Aufnahmen der Hochgeschwindigkeitskamera zeigen, dass die aufsteigenden Flanken der Flammensensorsignale mit der bildtechnisch erfassten Flammenfront zeitlich korrelieren. Wegen der geringen Bildrate und dadurch bedingter diffuser Aufnahmen war dafür jedoch eine Videobearbeitung erforderlich. Die Anschaffung einer schnelleren Hochgeschwindigkeitskamera wird diesbezüglich Fortschritte ermöglichen.

Die Ergebnisse stützen die in Abschnitt 1.3 ausgeführte Hypothese von Schmidt [28], dass sich die Flammenfrontgeschwindigkeit im Wesentlichen als die Summe der Strömungsgeschwindigkeit des Staub/Luft-Gemisches und der turbulenten Flammengeschwindigkeit darstellt. Die Hypothese von Schmidt wird in Abschnitt 5.2 für die Modellierung der Flammenfrontgeschwindigkeit wieder aufgegriffen.

5 Modellierung

Die Modellierung der Flammenfrontgeschwindigkeiten mit FLACS DustEx und die somit einhergehende Eignungsprüfung des Programms gehören zu den Zielen der vorliegenden Arbeit. In diesem Kapitel wird die Vorgehensweise zum Aufsetzen der Simulationen erläutert und die Simulationsergebnisse mit den Versuchsergebnissen verglichen. Des Weiteren wird ein alternativer Ansatz zur Modellierung der Flammenfrontgeschwindigkeiten verfolgt und beschrieben.

5.1 FLACS DustEx

Das Simulationsprogramm basiert auf einem dreidimensionalen *CFD*-Code, der Transportgleichungen für Masse, Enthalpie, turbulente kinetische Energie k , turbulente Energiedissipation ε (k - ε -Turbulenzmodell) und weitere Transportgrößen nach dem Finite-Volumen-Verfahren in einem kartesischen *Grid* (Berechnungsgitter) löst. Dabei wird das Staub/Luft-Gemisch wie ein einphasiges, dichtes Fluid behandelt und nicht als ein mehrphasiges System. Die Effekte Agglomeration, Sedimentation und Separation werden bei den Berechnungen vernachlässigt. Die staubspezifischen Größen wie Bildungs- und Verbrennungsenthalpie, laminare Flammengeschwindigkeit und der konzentrationsabhängige unverbrannte Staubanteil sind in einer Brennstoff-Datei hinterlegt, welche zu Beginn der Simulation in den Code eingelesen wird. Die in der Datei gespeicherten Verbrennungsenthalpien, Wärmekapazitäten, laminaren Flammengeschwindigkeiten etc. wurden experimentell bestimmt [30].

5.1.1 Modellierung der Versuche im geschlossenen Behälter

5.1.1.1 Aufbau des Modells

Zu Beginn der Modellierung wurden diverse Vereinfachungen bezogen auf die Behältergeometrie vorgenommen. Dies war notwendig, um die Erstellung eines passenden Grids zu vereinfachen und die Rechenzeit zu verkürzen. Der 1 m^3 -Behälter wurde als Zylinder mit zwei gewölbten Grundflächen mit Hilfe des von der FSA entwickelten Programms CasdHelperNet [27] konstruiert. Abbildung 5.1, links zeigt die vereinfachte Konstruktion des Behälters. Die Konstruktion wurde erstellt, indem das Behältervolumen aus dem ebenfalls in Abbildung 5.1, links ersichtlichen Quader entfernt wurde. Dadurch wurde ein Hohlraum erzeugt, welcher der vereinfachten Behältergeometrie entspricht. Die Maße des virtuellen Behälters entsprechen dem realen Behälterdurchmesser $D_B = 1\text{ m}$ und der Behälterlänge $L_B = 1,4\text{ m}$. Es ergibt sich ein Volumen $V_B = 0,995\text{ m}^3$.

Nach der Konstruktion des Behälters wurde dieser in das Programm *DESC* eingefügt und der Simulationsraum definiert (Abbildung 5.1, rechts). *DESC* ist der *Solver* oder

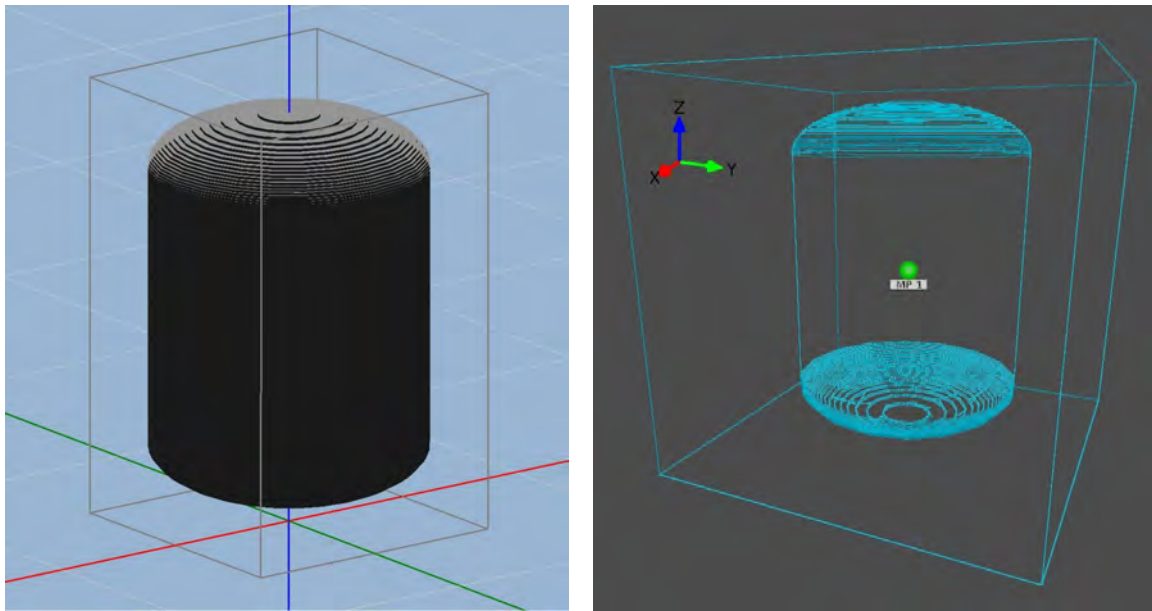


Abbildung 5.1: Vereinfachte Konstruktion des 1 m^3 -Behälters in CasdHelperNet (links) und im DESC-Simulationsraum (rechts).

das eigentliche Simulationsprogramm von FLACS DustEx. Der Behälter wurde zentral im Simulationsraum positioniert. Die Maße des Simulationsraums sind:

x -Koordinate: $-0,8 \text{ m} \dots 0,8 \text{ m}$ y -Koordinate: $-0,8 \text{ m} \dots 0,8 \text{ m}$ z -Koordinate: $0 \text{ m} \dots 1,6 \text{ m}$

Mittig im Behälter ist der Monitorpunkt MP 1 (grün) zu sehen. Ein Monitorpunkt ist ein Messpunkt, an dem Werte diverser Variablen im Verlauf der Simulation aufgezeichnet werden. Zu MP 1 gehören Druck p , Druckanstiegsgeschwindigkeit (dp/dt) und Temperatur T . An die Position von MP 1 wurde ebenfalls der Zündort gesetzt.

Im Anschluss wurde die Zerlegung des Behältervolumens in Untervolumina, also die Grid-Erzeugung, durchgeführt. Dabei war zu beachten, dass sich die Oberflächen der Grid-Zellen so gut wie möglich mit den Grenzen der Behältergeometrie anschmiegen. Eine mangelhafte Übereinstimmung des Grids mit der Behältergeometrie hat eine fehlerbehaftete Berechnung zur Folge aufgrund von Verlusten der Transportgrößen durch die Wand des virtuellen Behälters. Je feiner das Grid ist, desto besser kann die Kontur der Behältergeometrie nachgebildet werden. Wegen der hohen Anzahl von Grid-Zellen erhöht sich dadurch jedoch die Rechendauer. Abbildung 5.2 zeigt die Verifikation des erzeugten Grids. Mit diesem Schritt wurde überprüft, ob die Volumenzerlegung des Behälters gelang oder ob weiterhin Optimierungsbedarf bestand. Die sogenannte „Area blockage“ beschreibt die Durchlässigkeit einer Grid-Zelle bezogen auf die Transportgrößen in eine bestimmte Richtung. Es wurde Undurchlässigkeit von 100 % angestrebt, welche an den Rundungen des Behälters nicht eingehalten werden konnte. Da die nächsten, an die Behälterkontur folgenden Grid-Zellen jedoch vollständig undurchlässig sind, war dieser Verlust zu vernachlässigen.

Neben der vollständigen Undurchlässigkeit der Zellen war es wichtig, die Form der Grid-Zellen möglichst würfelförmig zu gestalten. Dazu wurde der Simulationsraum in $80 \times 80 \times 80$ Zellen zerlegt. Abbildung 5.3 zeigt die Grid-Informationen. Durch die ge-

wählte Volumenzerlegung ergab sich eine Zellenanzahl von 512.000. Die „Max aspect ratio“ beschreibt das Verhältnis zwischen der kürzesten und längsten Kantenlänge der einzelnen Berechnungszelle.

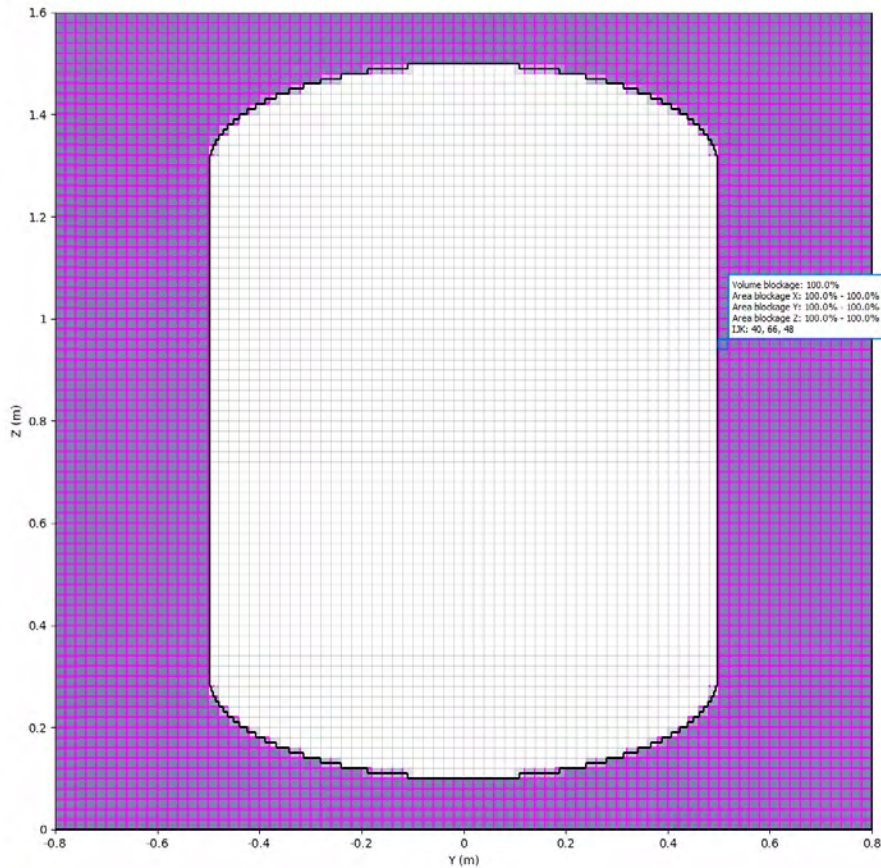


Abbildung 5.2: Verifikation des Grids.

Grid status

Working direction:	X		
Total no. of control volumes defined:	512000		
No. of control volumes:	(X) 80	(Y) 80	(Z) 80
Min. contr. vol. sizes:	0.02	0.02	0.02
Max. contr. vol. sizes:	0.02	0.02	0.02
Max. percentage diff.:	0.00	0.00	0.00
occurred at indices:	80	80	55
Max aspect ratio:	1.00		
(longest control volume side divided by shortest)			
OK			

Abbildung 5.3: Grid-Informationen.

Im Anschluss an die Erstellung des Grids wurden die initialen Strömungsbedingungen festgelegt, um die Lösung des Anfangswertproblems der differentiellen Transportgleichungen vorzugeben. Diese sind:

- charakteristische Geschwindigkeit $u_c = 50 \text{ m/s}$
- relative Intensität der Turbulenz $I_T = 0,7$
- Längenskala der Turbulenz $l_T = 0,05 \text{ m}$
- Temperatur $T = 20^\circ \text{ C}$
- Druck (abs) $p = 100.000 \text{ Pa}$

Die gewählten Startbedingungen der Turbulenz stammen von Schiebler, der diese anhand früherer Modellierungsversuche abgeleitet hat [27]. Zum Zeitpunkt dieser Arbeit bestand keine Möglichkeit, den Turbulenzzustand im Behälter näherungsweise abzuschätzen. Auf den Einfluss der Turbulenz auf die Simulationsergebnisse wird in Abschnitt 5.1.2 näher eingegangen.

Um die Simulation starten zu können, mussten zuvor die Brennstoff-Datei (MAI-ZE2_100.FUEL), die Staubkonzentration c (versuchsabhängig), die Zündenergie E_Z (10 kJ) sowie der Zündort (mittig im Behälter) ausgewählt bzw. festgelegt werden.

5.1.1.2 Simulations- und Messergebnisse im Vergleich

Abbildung 5.4 zeigt die Ergebnisse der Simulationsrechnung im geschlossenen Behälter für $c = 500 \text{ g/m}^3$ mit $t_V = 0,35 \text{ s}$, $0,5 \text{ s}$ und $0,8 \text{ s}$. Die Ergebnisse weiterer Simulationen sind in Anhang B zusammengestellt. Wie Abbildung 5.4 zeigt, werden unabhängig von t_V stets $p_{\text{ex}} = 8,74 \text{ bar}$ erreicht. Des Weiteren fällt auf, dass die zum Erreichen von p_{ex} erforderliche Zeitspanne durchweg rund $0,15 \text{ s}$ beträgt (Abbildung 5.5, links). Unterschiede in den Simulationsergebnissen ergaben sich lediglich durch Variation von c . So lieferten die Simulationen mit $c = 250 \text{ g/m}^3$ und $c = 1000 \text{ g/m}^3$ die Explosionsdrücke $p_{\text{ex}} = 6,77 \text{ bar}$ (Abbildung B.1) und $p_{\text{ex}} = 8,66 \text{ bar}$ (Abbildung B.2). Die Simulationsrechnungen lieferten bei $c = 500 \text{ g/m}^3$ den höchsten p_{ex} , während sich der maximale p_{ex} im Experiment bei $c = 1000 \text{ g/m}^3$ einstellte.

Abbildung 5.5 zeigt einen Vergleich der Druckverläufe aus Abbildung 5.4 (links) mit den entsprechenden gemessenen Druckverläufen (rechts). Aus Gründen der besseren Vergleichbarkeit wurde bei allen Kurven die jeweilige t_V subtrahiert. Während bei den simulierten Druckverläufen nur ein marginaler Einfluss der t_V auf die Form des Druckverlaufes festgestellt werden kann, ist dieser bei den gemessenen Kurven stark ausgeprägt. Dies gilt ebenso für die Staubkonzentrationen $c = 250 \text{ g/m}^3$ und $c = 1000 \text{ g/m}^3$. Darüber hinaus widerspricht die Feststellung, dass bei den simulierten Druckverläufen $(dp/dt)_{\text{ex}}$ mit t_V wächst, den experimentellen Beobachtungen. Dieser Effekt ist in den Simulationen zwar nur gering ausgeprägt, dennoch muss eine wachsende kinetische Turbulenzenergie, hervorgerufen durch sinkende Zündverzögerungszeit, eine deutliche Vergrößerung der Druckanstiegsgeschwindigkeit zur Folge haben.

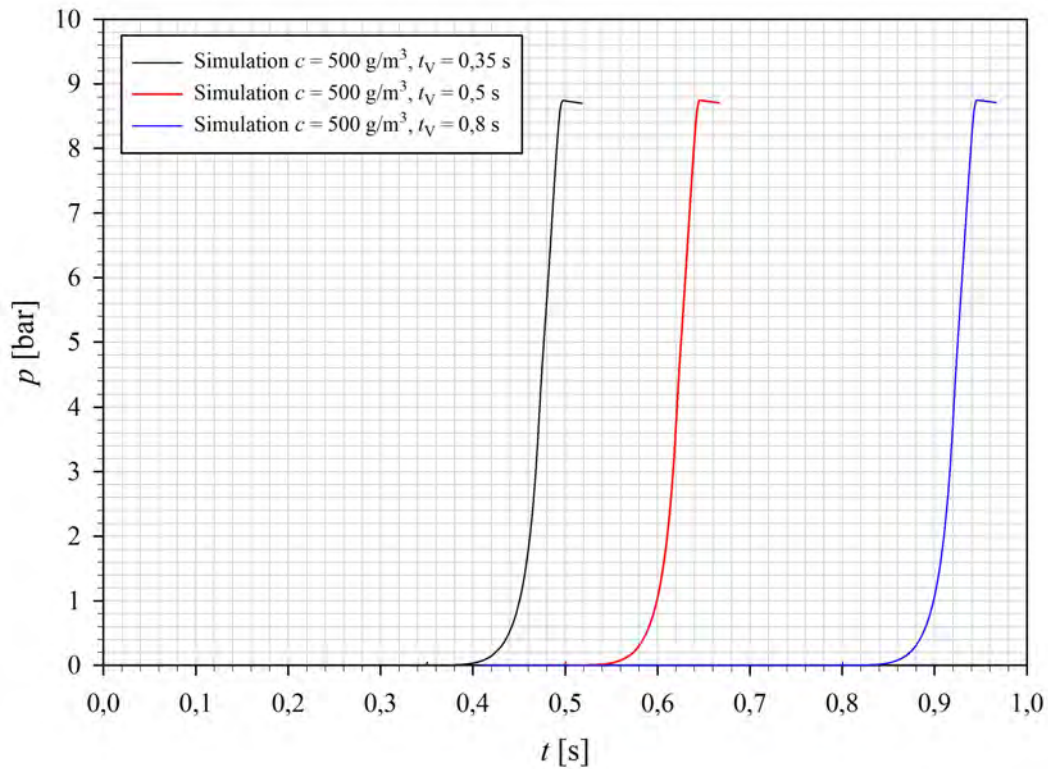


Abbildung 5.4: Druckverläufe einer simulierten Maisstärke/Luft-Explosion im geschlossenen 1 m^3 -Behälter mit $c = 500 \text{ g/m}^3$ und variierten t_V . Anfangsbedingungen: $u_c = 30 \text{ m/s}$, $I = 0,2$, $l = 0,07 \text{ m}$.

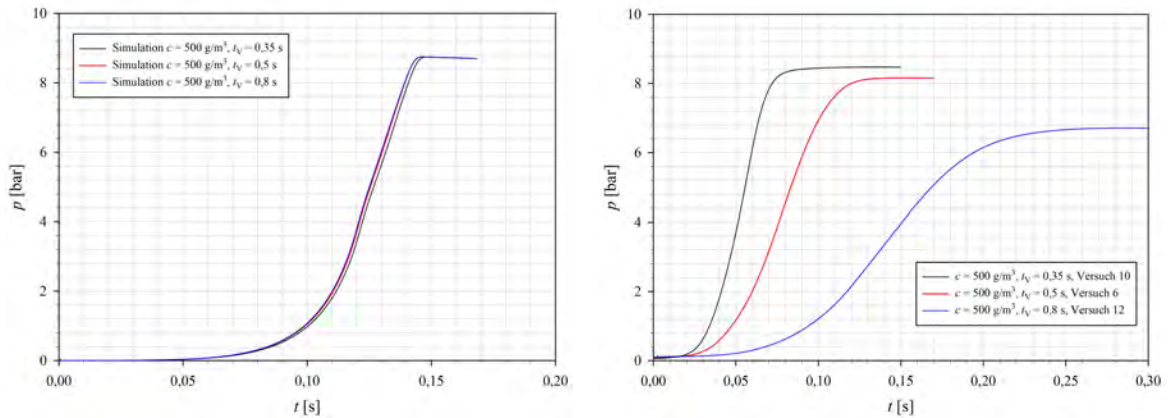


Abbildung 5.5: Simulierte (links) und gemessene (rechts) Druckverläufe einer Maisstärke/Luft-Explosion im geschlossenen 1 m^3 -Behälter mit $c = 500 \text{ g/m}^3$ und variierten t_V (t_V wurde subtrahiert).

Um die Unterschiede zwischen Simulation und Experiment weiter zu verdeutlichen, sind jeweils zwei gemessene Druckverläufe mit den entsprechenden Simulationsergebnissen in den Abbildungen 5.6 bis 5.8 dargestellt. Eingestellt waren $c = 500 \text{ g/m}^3$ sowie $t_V = 0,35 \text{ s}$, $0,5 \text{ s}$ und $0,8 \text{ s}$. Es fällt sofort auf, dass die Druckanstiege bei den Simulationen im Vergleich zu den gemessenen Kurven deutlich verzögert beginnen. Dieser Effekt wird geringer mit steigender Zündverzögerungszeit. Mit steigender Zündverzögerungszeit wächst jedoch die Diskrepanz in p_{ex} zwischen Experiment und Simulation und zwar von $\Delta p_{\text{vergl.}} = 0,35 \text{ bar}$ (4 %) über $0,75 \text{ bar}$ (8,5 %) auf maximal $1,94 \text{ bar}$ (22 %).

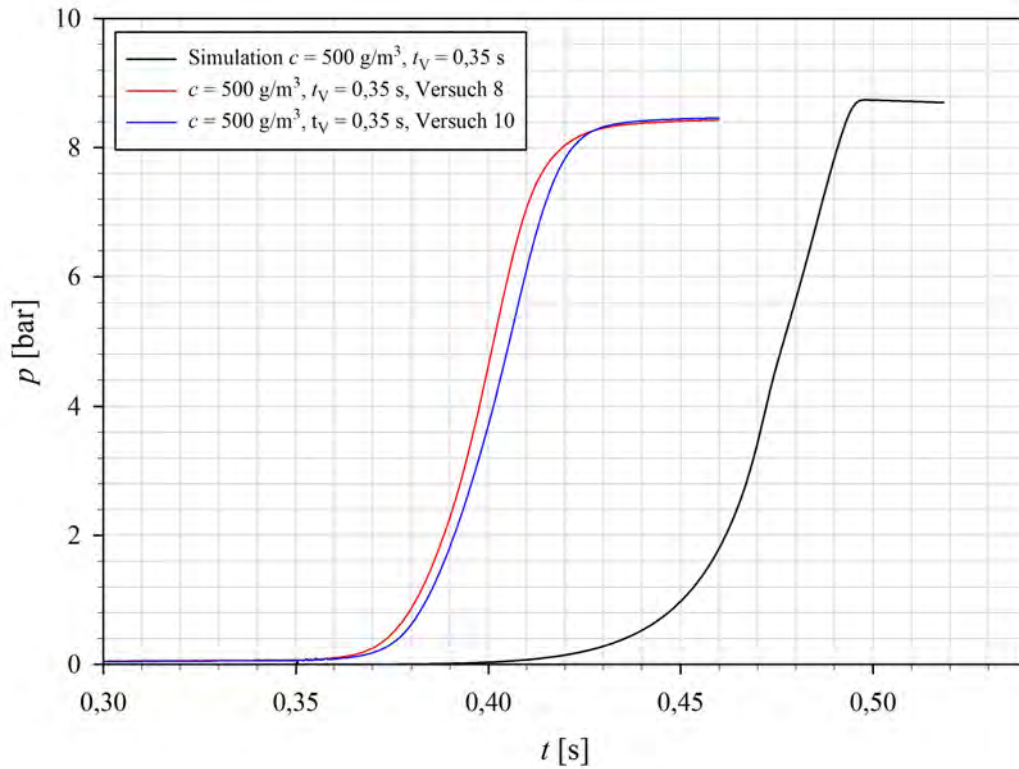


Abbildung 5.6: Simulierte und gemessene Druckverläufe einer Maisstärke/Luft-Explosion im 1 m^3 -Behälter mit $c = 500 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,35 \text{ s}$.

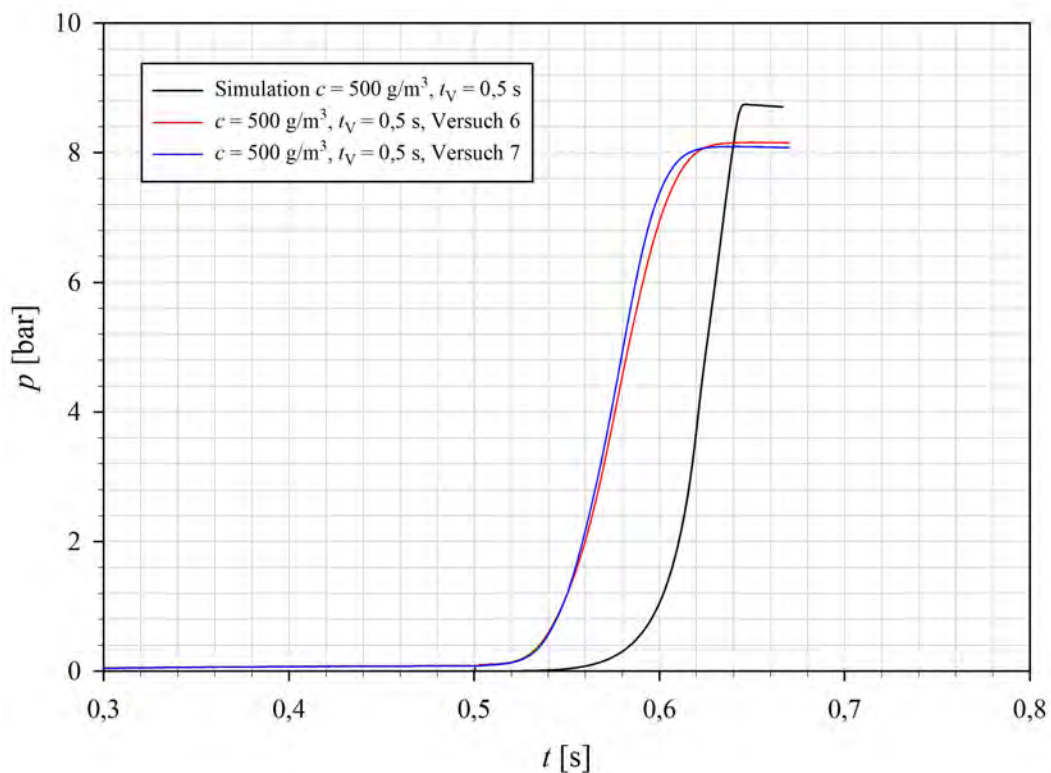


Abbildung 5.7: Simulierte und gemessene Druckverläufe einer Maisstärke/Luft-Explosion im 1 m^3 -Behälter mit $c = 500 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,5 \text{ s}$.

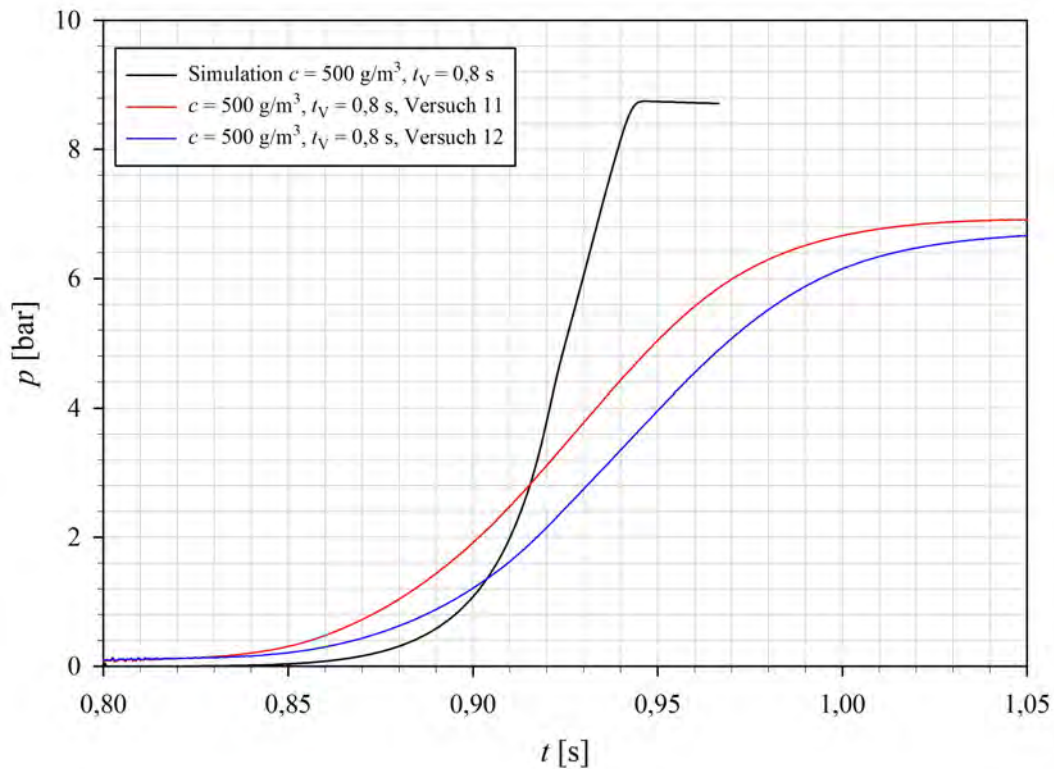


Abbildung 5.8: Simulierte und gemessene Druckverläufe einer Maisstärke/Luft-Explosion im 1 m^3 -Behälter mit $c = 500 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,8 \text{ s}$.

5.1.1.3 Diskussion

Formal ist das Programm FLACS DustEx dazu in der Lage, Staubexplosionen im geschlossenen Behälter zu simulieren. Aus dem Vergleich der Simulationsergebnisse mit Messdaten geht jedoch klar hervor, dass Letztgenannte mit den eingestellten Rand- und Anfangsbedingungen nicht korrekt wiedergegeben werden können. Folgende Simulationsergebnisse widersprechen den Messwerten:

- t_V hat keinen Einfluss auf die Form des zeitlichen Druckverlauf.
- p_{ex} ist für konstantes c unabhängig von t_V .
- Der Zeitpunkt des Druckanstiegbeginns wächst mit fallender t_V und umgekehrt.
- Die Höhe von p_{ex} wächst mit steigender t_V und umgekehrt.

Mit FLACS DustEx ist die Simulation der gemessenen Druckverläufe von Maisstärke/Luft-Explosionen im geschlossenen 1 m^3 -Behälter unter Verwendung der vorhandenen Brennstoff-Datei sowie vorgegebener Anfangsbedingungen nicht gelungen. Da die Turbulenz in Experimenten nachweislich einen großen Einfluss auf den zeitlichen Druckverlauf hat, ist zunächst hier der Grund für die Abweichungen zwischen Theorie und Experiment zu suchen. Weiterhin spielt die Flammgeschwindigkeit bei Simulationen von Explosionen eine wichtige Rolle. Deshalb werden im Folgenden diese beiden Parameter und ihr Einfluss auf die Simulationsergebnisse näher beleuchtet.

5.1.2 Einfluss von Turbulenz und Flammgeschwindigkeit

5.1.2.1 Einfluss der Turbulenz

Im Hinblick auf die Ergebnisse des vorherigen Abschnitts 5.1.1 wird an dieser Stelle das Turbulenzmodell von FLACS DustEx genauer untersucht. Das zugrundeliegende Modell ist das k - ε -Turbulenzmodell. Durch zwei Differentialgleichungen wird die Änderung der kinetischen Turbulenzenergie k und Dissipationsrate ε beschrieben. Um die Gleichungen lösen zu können, werden dem Programm Anfangsbedingungen für k und ε durch Festlegung der charakteristischen Geschwindigkeit u_c , der Intensität der Turbulenz I_T und der dazugehörigen Längenskala l_T vorgegeben. Die Größen sind durch

$$k = \frac{3}{2} \cdot (u_c \cdot I_T)^2 \quad (5.1)$$

$$\varepsilon = \frac{C_\mu \cdot k^{\frac{3}{2}}}{l_T} \quad (5.2)$$

miteinander verknüpft mit $C_\mu = 0,09$ [10].

Untersucht wurde, welche Auswirkungen die Variation von k auf die Simulation der Druckverläufe bei Maisstärke/Luft-Explosionen im geschlossenen 1 m^3 -Behälter hat. Begonnen wurde mit $k = 50\text{ m}^2/\text{s}^2$. Für diesen Wert wurden mit (5.1) und (5.2) die

Tabelle 5.1: Simulationsmatrix bei der Turbulenzuntersuchung.

Nummer	k [m^2/s^2]	ε [m^2/m^3]	u_c [m/s]	I_T [-]	l_T [m]	t_V [s]
130001	50		28,87		0,5	
130002	100	116	40,82	0,2	1,41	0
130003	200		57,74		4,0	
130004	400		81,65		11,33	
130005	50		28,87		0,5	
130006	100	116	40,82	0,2	1,41	0,1
130007	200		57,74		4,0	
130008	400		81,65		11,33	
130009	50		28,87		0,5	
130010	100	116	40,82	0,2	1,41	0,2
130011	200		57,74		4,0	
130012	400		81,65		11,33	
130013	50		28,87		0,5	
130014	100	116	40,82	0,2	1,41	0,3
130015	200		57,74		4,0	
130016	400		81,65		11,33	

zugehörigen u_c , I_T und l_T berechnet. Anschließend wurde k sukzessiv verdoppelt, wobei ε konstant blieb. Dieses Vorgehen wurde für unterschiedliche t_V wiederholt. Es ergab sich die Matrix aus Tabelle 5.1. Die Werte für l_T in der Tabelle sind im Vergleich zu dem in Abschnitt 5.1.1 verwendeten Wert ($l_T = 0,05$ m) deutlich größer und als realitätsfern einzustufen. Es wird empfohlen, l_T ungefähr auf die Größe der kleinsten Grid-Zelle zu beziehen. Da hier der Einfluss von k auf das Simulationsergebnis untersucht wird bei kleinem und konstantem ε (bessere Vergleichbarkeit), ergaben sich untypisch große Werte für l_T , die teilweise die Abmessungen des Behälters überschritten. Jede Simulation wurde mit $c = 500$ g/m³ durchgeführt.

In den Abbildungen 5.9 und 5.10 sind die simulierten k - und p -Verläufe für $t_V = 0$ s und $t_V = 0,3$ s dargestellt. Die Diagramme für $t_V = 0,1$ s und $0,2$ s sind in den Abbildungen B.3 und B.4 im Anhang zu finden. Aus Abbildung 5.9 wird ersichtlich, dass die Variation von k zum Zündzeitpunkt $t_V = 0$ s den Druckverlauf maßgeblich beeinflusst. Die simulierten Druckverläufe beginnen zu unterschiedlichen Zeitpunkten zu steigen obwohl t_V konstant ist. Hier zeigt sich das Phänomen, dass steigendes k zu einer zeitlichen Verschiebung des Druckverlaufs führt. p_{ex} und $(dp/dt)_{\text{ex}}$ hängen dagegen offenbar nicht vom Anfangswert für k ab. Die Analyse der Abbildungen 5.9, B.3, B.4 und 5.10 ergab, dass der Einfluss von k auf den zeitlichen Druckverlauf mit wachsender t_V geringer wird. Bei $t_V = 0,3$ s ist praktisch kein Einfluss mehr festzustellen.

5.1.2.2 Einfluss der Flammengeschwindigkeit

Neben der Untersuchung der Turbulenz wurden auch unterschiedliche Brennstoff-Dateien im Hinblick auf ihre Auswirkung auf den zeitlichen Druckverlauf untersucht. Dafür wurden die bereits existierenden Dateien MAIZE2_100.FUEL, MAIZE2_200.FUEL, MAIZE2_300.FUEL und MAIZE2_400.FUEL verwendet sowie eine eigene Brennstoff-Datei geschrieben. Abbildung 5.11 zeigt die simulierten Druckverläufe von Maisstärke/Luft-Explosionen im geschlossenen 1 m³-Behälter mit $c = 500$ g/m³ und $t_V = 0,5$ s unter Verwendung der genannten Brennstoff-Dateien. Die Anfangsbedingungen wurden bei diesen Simulationen konstant gehalten.

Die Analyse der Druckverläufe zeigt, dass die in den Brennstoff-Dateien hinterlegte laminare Flammengeschwindigkeit v_1 einen erheblichen Einfluss auf die Druckanstiegsgeschwindigkeit hat. Die Datei MAIZE2_100.FUEL beinhaltet die von Gexcon experimentell bestimmte v_1 . In jeder anderen Datei wurde die laminare Flammengeschwindigkeit mit einem Faktor multipliziert, der Teil des Dateinamens ist. Beispielsweise ist in der Datei MAIZE2_175.FUEL v_1 mit dem Faktor 1,75 multipliziert. Mit steigender v_1 wächst $(dp/dt)_{\text{ex}}$ und zwar rasant.

5.1.2.3 Diskussion

Die Untersuchung des Einflusses der Anfangsbedingungen k und t_V sowie der in der Brennstoff-Datei eingetragenen v_1 auf die Simulationsergebnisse lieferte aufschlussreiche Erkenntnisse zur Funktionsweise von FLACS DustEx. Die Variation von k hat keinen Einfluss auf p_{ex} und (dp/dt) . Die Kurven wurden durch die Änderung der anfänglichen kinetischen Turbulenzenergie lediglich parallel auf der Zeitachse verschoben.

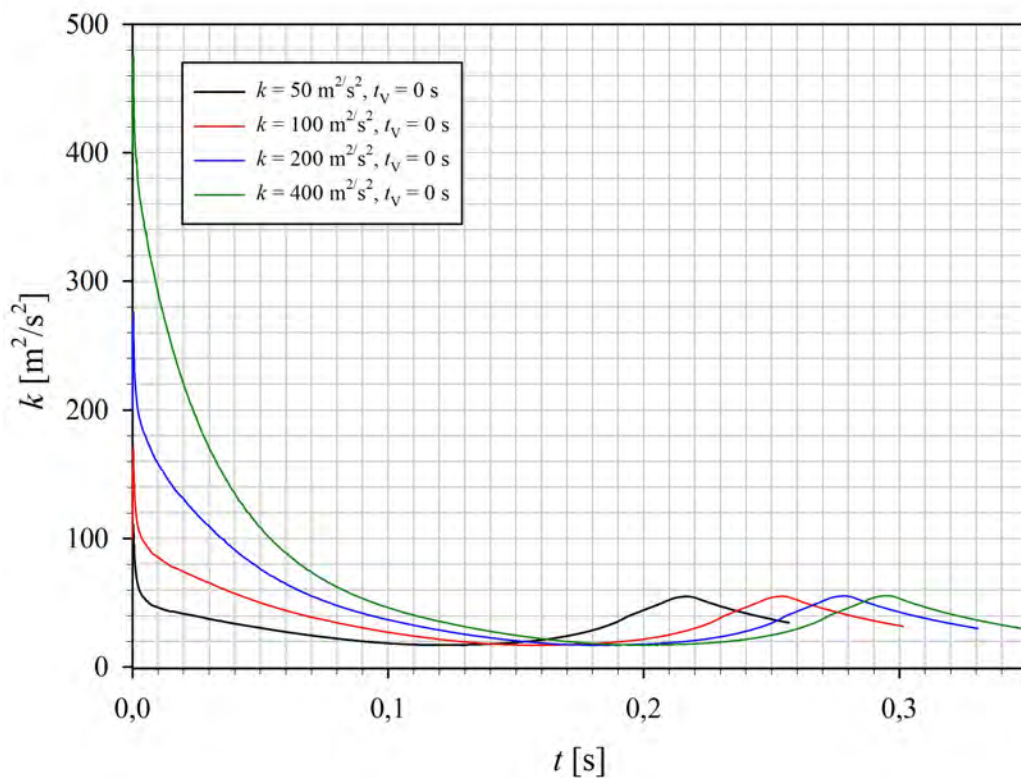
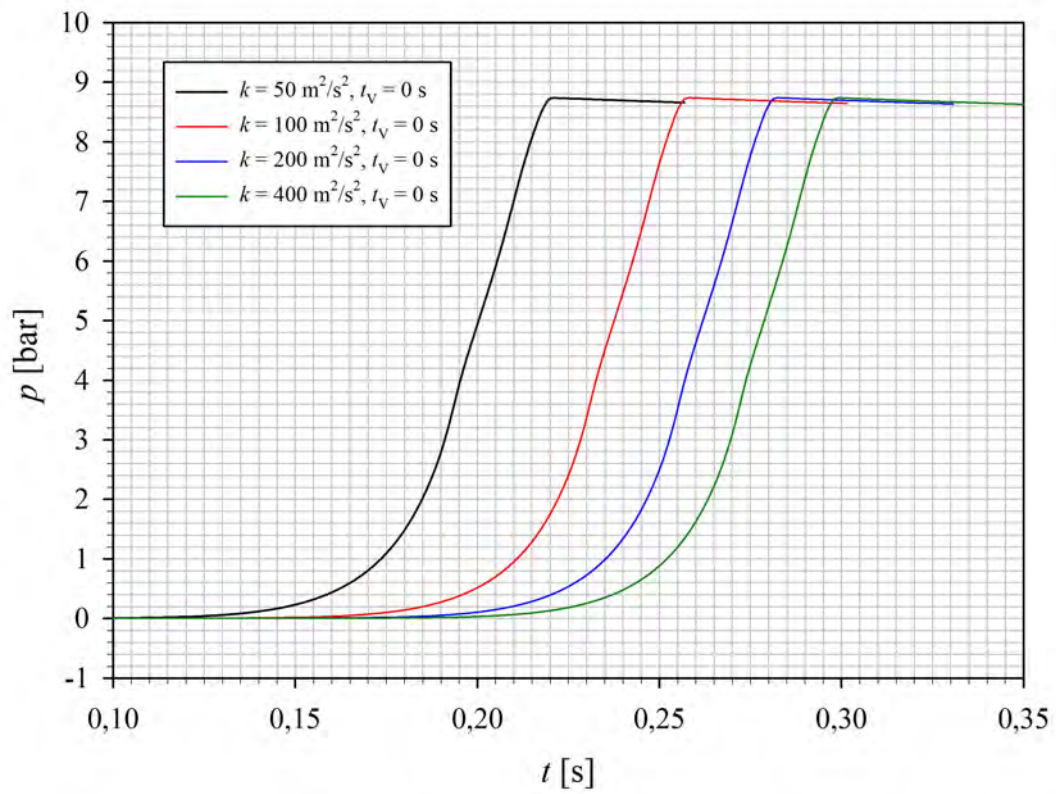


Abbildung 5.9: Zeitlicher Verlauf von Druck p (oben) und kinetischer Turbulenzenergie k (unten) bei der Simulation von Maisstärke/Luft-Explosionen in einem geschlossenen 1 m^3 -Behälter. Parameter: $c = 500 \text{ g}/\text{m}^3$, $t_V = 0 \text{ s}$.

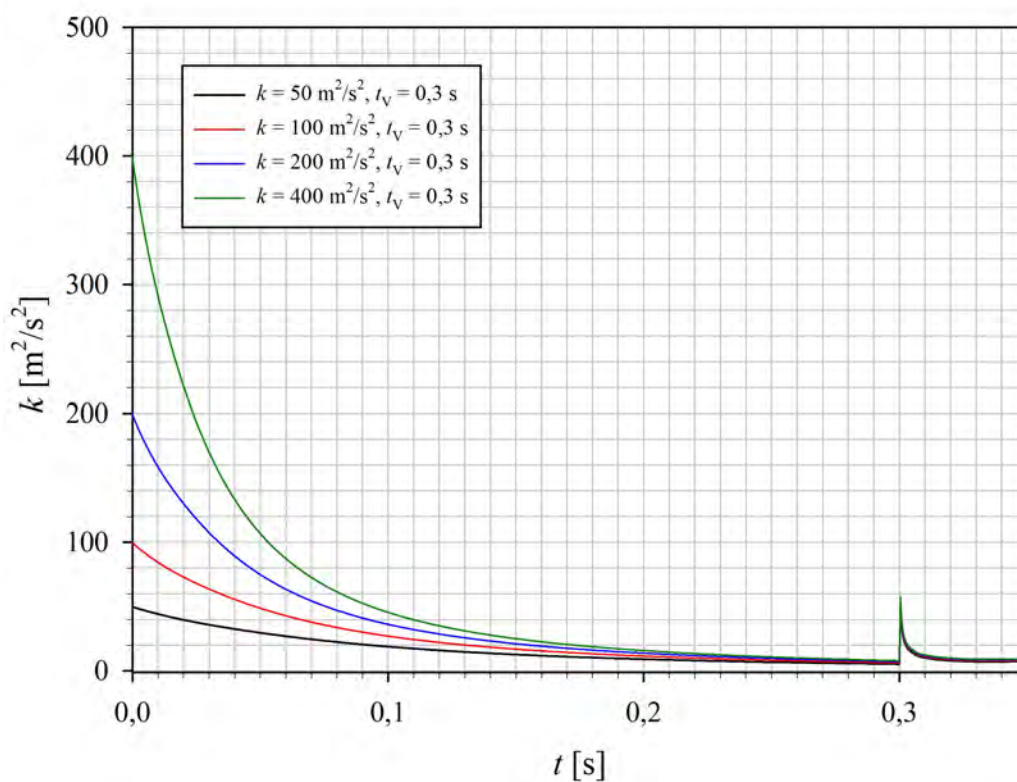
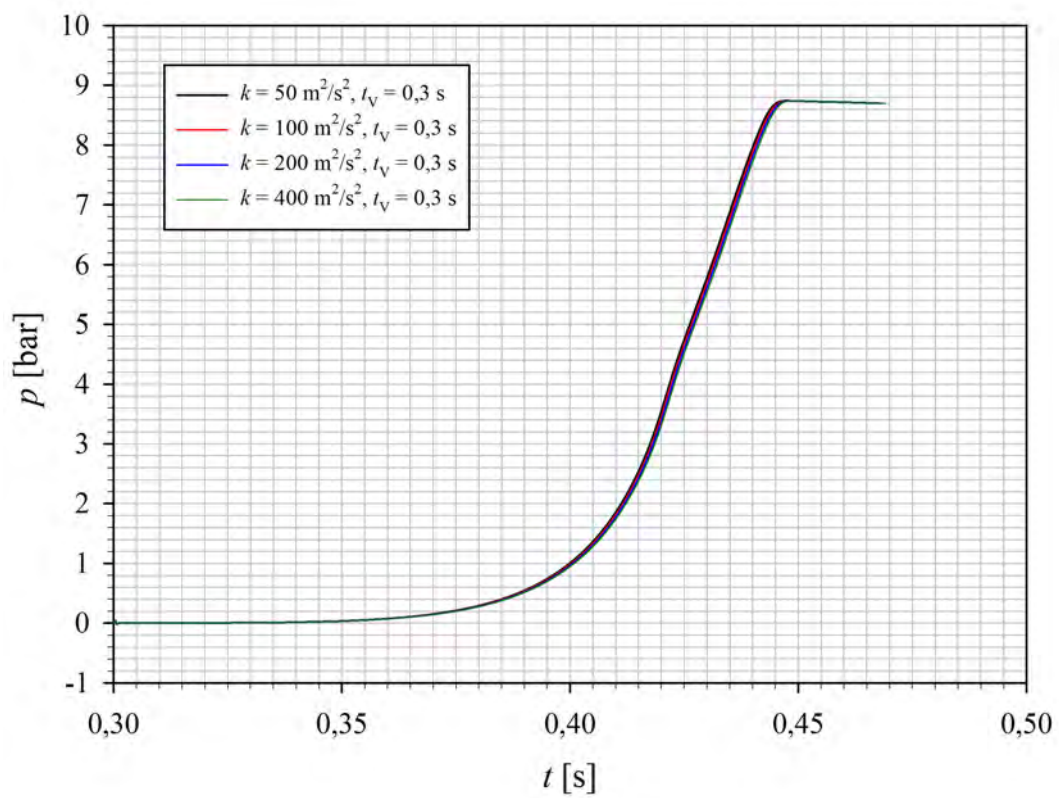


Abbildung 5.10: Zeitlicher Verlauf von Druck p (oben) und kinetischer Turbulenzenergie k (unten) bei der Simulation von Maisstärke/Luft-Explosionen in einem geschlossenen 1 m^3 -Behälter. Parameter: $c = 500 \text{ g}/\text{m}^3$, $t_V = 0,3 \text{ s}$.

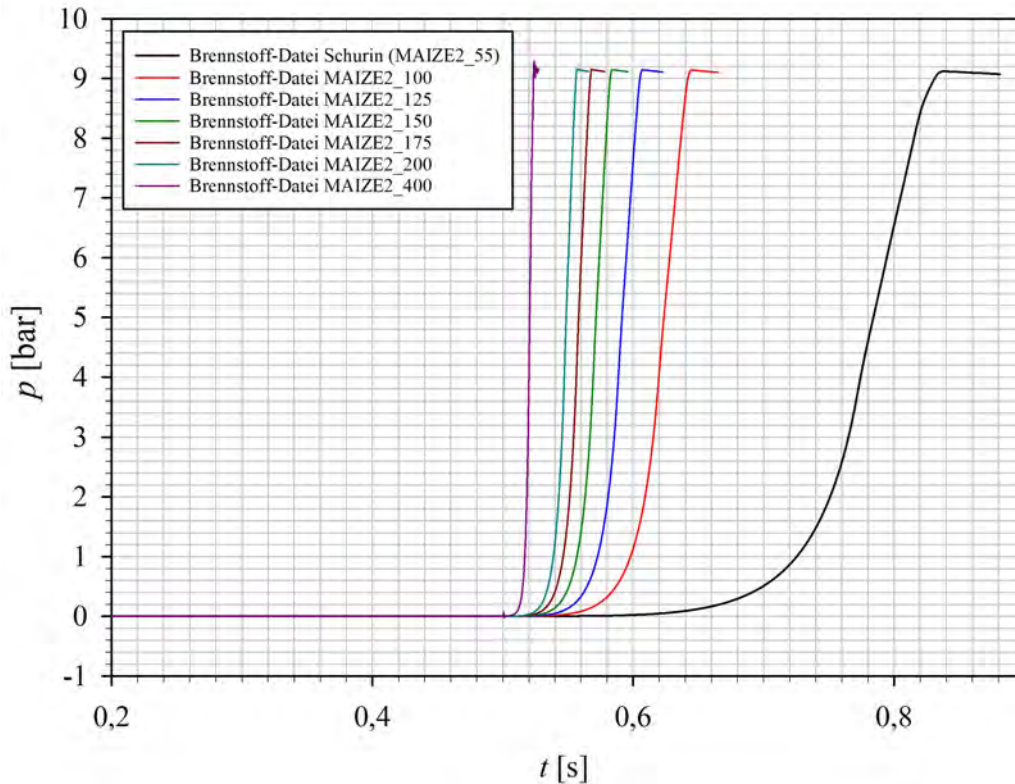


Abbildung 5.11: Simulierte Druckverläufe unter Verwendung verschiedener Brennstoff-Dateien.

Der Grad der Verschiebung hängt von t_V ab. Auffällig ist, dass eine Erhöhung der anfänglichen Turbulenz in der Simulation einen verspäteten Druckanstieg zur Folge hat. Im Experiment zeigt sich ein umgekehrter Trend. Die Erhöhung der laminaren Flammgeschwindigkeit in den Brennstoff-Dateien führte zu einem starken Anstieg von $(dp/dt)_{ex}$ und umgekehrt.

Aus den Ergebnissen wird deutlich, dass die Einstellung der anfänglichen Turbulenz alleine nicht ausreicht, um die bei den Maisstärke/Luft-Explosionen im 1 m^3 -Behälter gemessenen zeitlichen Druckverläufe korrekt wiederzugeben. Durch die gleichzeitige Variation der Brennstoff-Datei ist es möglich, die gemessenen Druckkurven näherungsweise wiederzugeben. Jedoch müssen die genannten Parameter für jede gemessene Kurve anders eingestellt werden. Die Modellierung benötigt also stets eine experimentelle Kalibration. Somit erscheint FLACS DustEx ungeeignet, Staubexplosionsvorgänge auf der Basis sinnvoller physikalischer Parameter voraussagen oder extrapolieren zu können. Im folgenden Abschnitt 5.1.3 wurde dieses Ergebnis noch einmal anhand der Messdaten aus den Versuchen am 1 m^3 -Behälter mit angeschlossener Rohrleitung geprüft.

5.1.3 Modellierung der Versuche im Behälter mit Rohrleitung

5.1.3.1 Aufsetzen des Modells

Zur nochmaligen Eignungsprüfung von FLACS DustEx zur Zielerreichung dieser Arbeit wurden die Versuche im Behälter mit Rohrleitung simuliert. Zu diesem Zweck wurde der vereinfachten Behältergeometrie gemäß der in Abschnitt 5.1.1.1 beschriebenen Methode

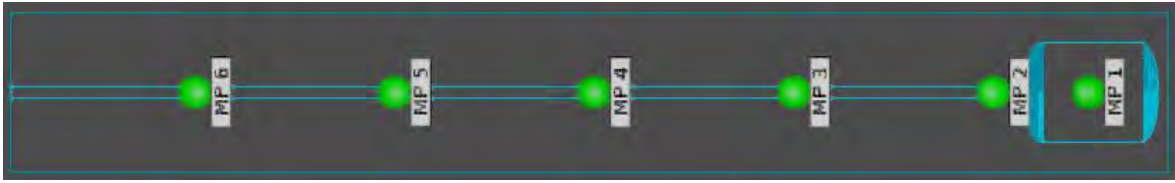


Abbildung 5.12: Vereinfachte Behältergeometrie mit Rohrleitung DN 100.

die entsprechende Rohrleitung hinzugefügt (Abbildung 5.12). Die Rohrleitungsdurchmesser wurden dabei auf $D_R = 80$ mm, 100 mm und 125 mm abgeändert bzw. vereinfacht, um die Erstellung eines passenden Grids zu erleichtern. Da in Abschnitt 5.1.1 festgestellt wurde, dass die im Modell eingestellte Zündverzögerungszeit t_V auf die Form des zeitlichen Druckverlauf keine Auswirkung hat, wurden die Simulationsrechnungen mit $t_V = 0,002$ s durchgeführt, um die Rechenzeit zu verkürzen.

Weiterhin wurde mit einem inhomogenen Grid gearbeitet. In Regionen, in denen hohe Gradienten in den physikalischen Größen erwartet wurden, war das Grid feiner als im übrigen Volumen. Das bedeutet, dass das Grid im Wesentlichen in der Rohrachse und um dieser herum verfeinert war. Diese Art der Volumenzerlegung war notwendig, um die Gesamtzellenanzahl und somit die Simulationsdauer im Rahmen zu halten bei gleichzeitig ausreichend genauer Auflösung der Flammenbeschleunigung im Rohr. Kanäle und Rohre sollen nach Schiebler [27] entlang ihrer kürzesten Dimension in mindestens 5 bis 6 Zellen aufgelöst werden. Die Rohrleitungen wurden demgemäß in 10 ($D_R = 80$ mm), 12 ($D_R = 100$ mm) und 16 Zellen ($D_R = 125$ mm) in Richtung ihres Durchmessers zerlegt.

Die Auswahl der Anfangsbedingungen zur Turbulenzbeschreibung war wie folgt: Die charakteristische Geschwindigkeit u_c wurde auf 30 m/s verringert, da der Behälter durch das Rohr druckentlastet ist, was eine gerichtete Strömung im Behälter induziert und dadurch vermutlich eine geringere Turbulenz im Vergleich zum geschlossenen Behälter zur Folge hat. I_T wurde nach [39] für hochturbulente Rohrströmungen auf den Wert 0,2 festgelegt. Die Längenskala der Turbulenz l_T wurde mit 0,05 m beibehalten. Es wurde die Brennstoff-Datei MAIZE2_100.FUEL mit den experimentell bestimmten laminaren Flammgeschwindigkeiten verwendet.

Bei diesen Simulationen wurden 9.984.000 ($D_R = 80$ mm) bzw. 10.536.508 ($D_R = 100$ mm und 125 mm) Zellen benötigt, um den 1 m^3 -Behälter mit Rohrleitung vollständig in Untervolumina zu zerlegen. Das entspricht etwa dem Zwanzigfachen der Zellenzahl bei der Modellierung der Versuche im geschlossenen Behälter.

Durch die Festlegung der Zündverzögerungszeit auf $t_V = 0,002$ s für jede Simulation fiel ein zu untersuchender Parameter weg. Es wurden lediglich die Staubkonzentration c und der Rohrdurchmesser D_R variiert. Die Erfassung der virtuellen Messwerte in der Rohrleitung wurde über die fünf Monitorpunkte MP 2 bis MP 6 realisiert (Abbildung 5.12). An diesen Punkten wurde die Verbrennungsrate im Rohr aufgenommen. Im Vergleich zu den Experimenten wurden hier nur fünf Messstellen verwendet, um die Datenmenge zu reduzieren und um Rechenzeit einzusparen. Ein zusätzlicher Monitorpunkt MP 1 wurde in den Behälter gesetzt, um Druckkurven aufzunehmen. Tabelle 5.2 zeigt die Simulationsmatrix.

Tabelle 5.2: Matrix bei der Simulation der Versuche im Behälter mit Rohrleitung.

Nummer	D_R [mm]	c [g/m ³]	t_V [s]
100080	80		
100100	100	500	0,002
100125	125		
200080	80		
200100	100	250	0,002
200125	125		
300080	80		
300100	100	1000	0,002
300125	125		

5.1.3.2 Ergebnisse

Abbildung 5.13 zeigt im 2D-Schnitt die Fortpflanzung der Flammenfront in der Rohrleitung ($D_R = 100$ mm) in Form einer Bildsequenz. Die Maisstärkekonzentration betrug $c = 500$ g/m³, als Zündverzögerungszeit war $t_V = 0,002$ s eingestellt. Die Flammenfront breitet sich zum Zeitpunkt $t = 266$ ms noch sphärisch in der Behältergeometrie aus. Im weiteren Zeitverlauf ($t = 276$ ms) öffnet sich die Flammenfront in Richtung des Rohres. Zu diesem Zeitpunkt tritt die Flamme in die Rohrleitung ein. Auffällig ist, dass die Flammenfront im Moment des Rohreintritts nicht im Rohr sichtbar ist. In der vorliegenden Simulation erscheint sie punktförmig erst zum Zeitpunkt $t = 280$ ms wieder im Rohr. Passend zu diesem Phänomen ließ sich die Flammenfront in keiner Simulation am Monitorpunkt MP 2 detektieren. Im weiteren Verlauf der gezeigten Simulation lässt sich die Flammenfront bis ans Rohrleitungsende verfolgen. Dabei bildet das Profil der Flammenfront mit zunehmend zurückgelegter Strecke mehr und mehr eine paraboloidale Form aus. Die Simulationen mit $D_R = 80$ mm, $c = 250$ g/m³ und 500 g/m³ lieferten keinen vollständigen Flammendurchgang, was mit den Versuchsergebnissen konsistent ist.

Bemerkenswert ist weiterhin die geringe Breite der Flammenfront. Eine visuelle Abschätzung mit Hilfe des untersten Bildes in Abbildung 5.13 führt auf eine Flammenfrontbreite von rund 31 cm. Diese Breite würde eine Kamera oder einen Flammensensor „sehen“. In Abschnitt 4.2.4.3 wurde die Breite der Flammenfront bzw. Verbrennungszone anhand der Signale von den Flammensensoren und der Hochgeschwindigkeitsvideoaufnahmen jedoch auf ca. 3,2 m abgeschätzt. Diese Diskrepanz erklärt sich vermutlich damit, dass Staub/Luft-Gemische in FLACS DustEx als Gase aufgefasst werden. Gase verbrennen in der Regel erheblich schneller als Staub/Luft-Gemische. Bei der Verbrennung letztgenannter reagieren zunächst aus den Partikeln ausgetriebene volatile Bestandteile sowie der Feinststaubanteil. Anschließend verbrennen die Feststoffanteile über einen relativ langen Zeitraum [15, 16]. Diese Deutung erklärt auch, warum man in den Hochgeschwindigkeitsaufnahmen aus den Experimenten zu Beginn der Flammenfront einen außergewöhnlich hellen Bereich sieht, der in Abschnitt 4.2.4.4 auf eine

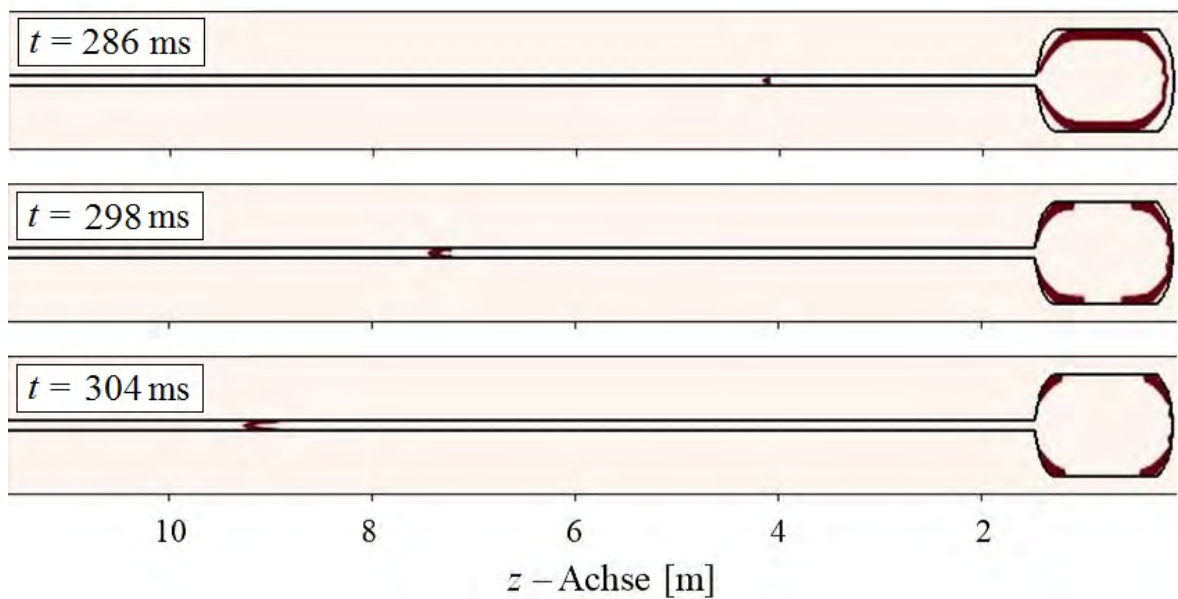
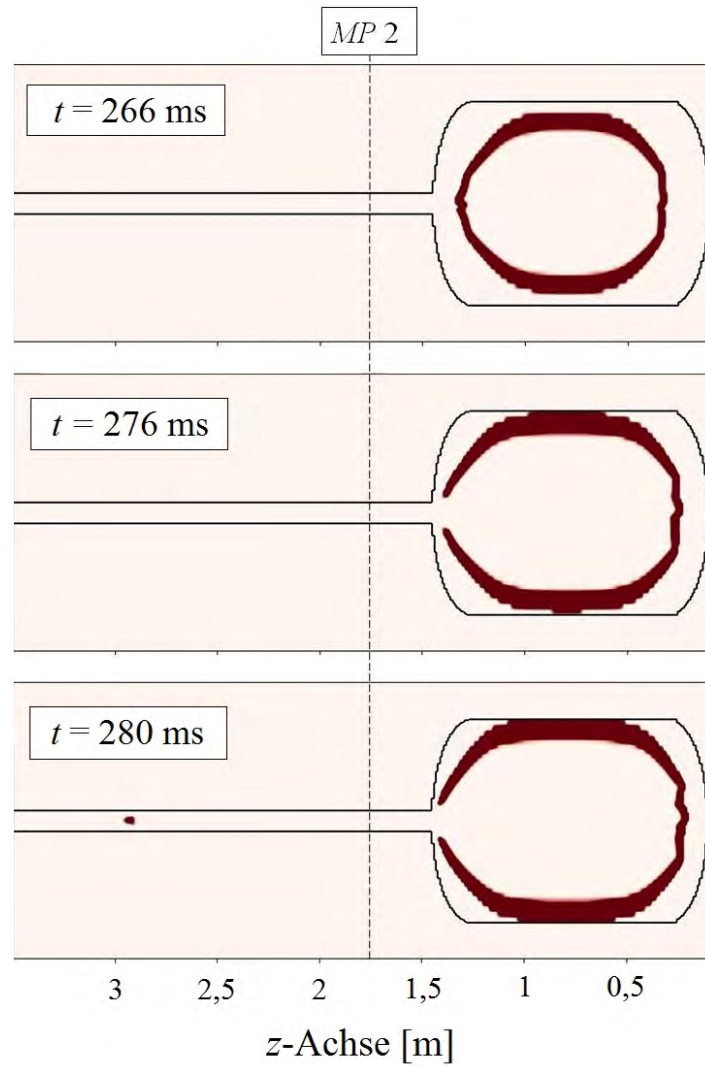


Abbildung 5.13: Bildsequenz aus der mit FLACS DustEx simulierten Flammenfrontfortpflanzung in einer Rohrleitung mit einem Maisstärke/Luft-Gemisch ($D_R = 100 \text{ mm}$, $c = 500 \text{ g/m}^3$, $t_V = 0,002 \text{ s}$).

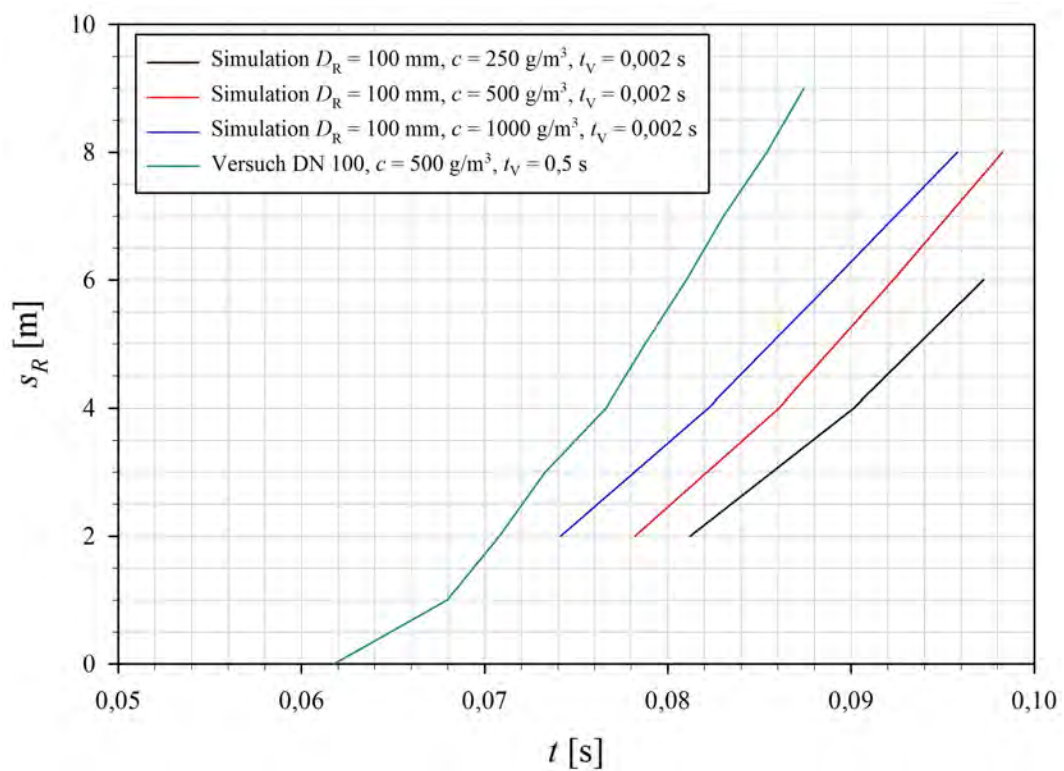
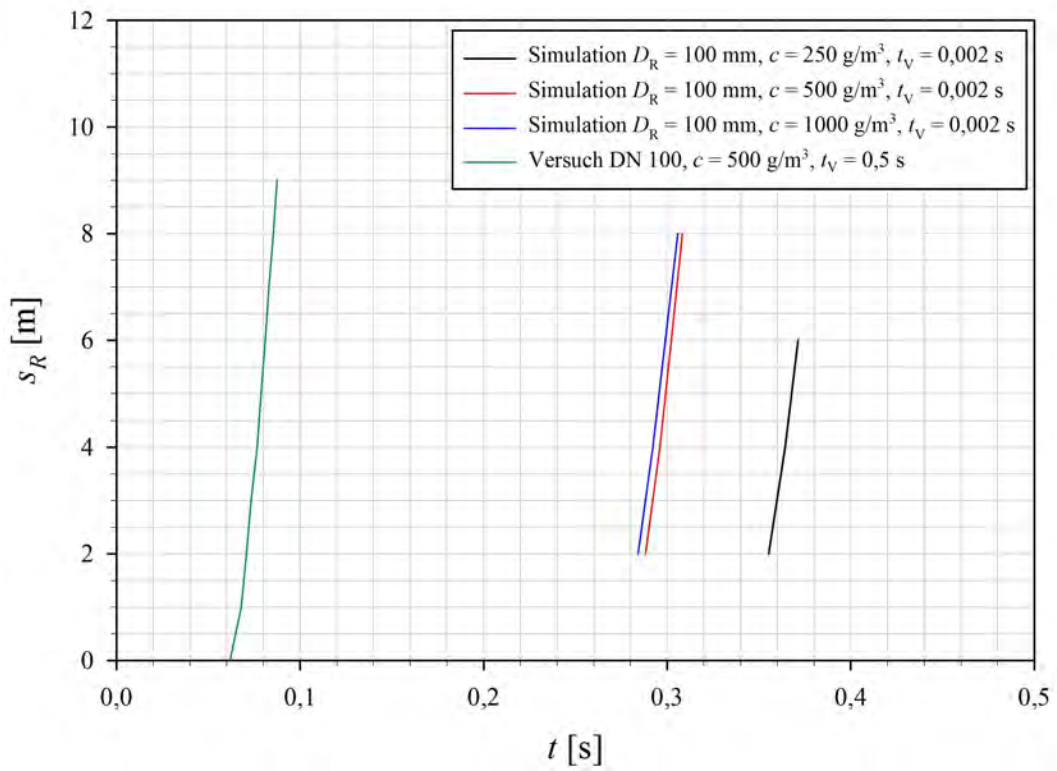


Abbildung 5.14: Oben: Weg-Zeit-Diagramm der Flammenfront aus Versuch Nr. 27 mit Weg-Zeit-Diagrammen aus FLACS DustEx-Simulationen bei verschiedenen c und $D_R = 100$ mm. Unten: Zeitverschobene Weg-Zeit-Kurven aus dem oberen Diagramm.

Breite von rund 35 cm abgeschätzt wurde. Dort verbrennen volatile Bestandteile der Maisstärke sowie der enthaltene Feinstaub. Dies entspricht dem Verhalten nach in etwa der Verbrennung des Gases in der FLACS DustEx-Simulation.

In Abbildung 5.14 sind 3 simulierte Weg-Zeit-Kurven der Flammenfront gemeinsam mit der gemessenen aus Versuch Nr. 27 dargestellt. Die Position $s_R = 0$ m bezieht sich dabei auf die Position des Flammensensors F1 im Experiment und auf den ortsgleichen Monitorpunkt MP 2 in der Simulation. Der Zeitpunkt $t = 0$ s ist der Zündzeitpunkt. Bei den experimentell ermittelten Kurven wurde die Zündverzögerungszeit $t_V = 0,5$ s subtrahiert, um sie mit den Simulationsergebnissen vergleichen zu können. Die dargestellten Ergebnisse sind repräsentativ für alle Ergebnisse.

Das Fehlen von Daten für die ersten 2 m Rohrstrecke bei den simulierten Weg-Zeit-Kurven belegt, dass während der Passage dieser Strecke tatsächlich keine Verbrennung in der Simulation stattfindet. Dies deckt sich mit der Interpretation von Abbildung 5.13. Weiterhin zeigt Abbildung 5.14, dass die Flammenfront im Experiment mehr als 0,2 s früher als die simulierte Flammenfront den ersten Messpunkt erreicht. Dieser Wert ist um rund eine Zehnerpotenz (!) größer als die Passagedauer der Flammenfront durch die gesamte Rohrleitung. Im unteren Teil der Abbildung 5.14 sind die Weg-Zeit-Kurven zum Zweck der visuellen Steigungsanalyse nebeneinander gelegt und in höherer Zeitauflösung dargestellt. Man erkennt, dass die simulierten Flammenfronten mit ca. 300 m/s deutlich langsamer sind als diejenige aus Versuch Nr. 27 mit rund 420 m/s.

5.1.3.3 Diskussion

Die Ergebnisse zeigen, dass die Flammenfront bei den simulierten Maisstärke/Luft-Explosionen im 1 m³-Behälter erheblich später in die an den Behälter angeschlossene Rohrleitung eintreten, als dies im Experiment beobachtet wurde. Die Zeitverzögerung ist um ein Vielfaches größer als die Passagedauer der Flammenfront durch die Rohrleitung. Darüber hinaus ist die simulierte Flammenfrontgeschwindigkeit unter Verwendung der von Gexcon bestimmten Brennstoff-Datei für Maistärke zu gering. Diese Simulationsergebnisse waren aufgrund der in Abschnitt 5.1.2 dargestellten Parameterstudie zu erwarten. Die Verwendung von Brennstoff-Dateien mit größeren v_1 hätte die Versuchsergebnisse besser darstellen können. Auf diesen Schritt wurde jedoch verzichtet, da in diesem Fall mit physikalisch falschen v_1 gearbeitet würde. Die Richtigkeit der gesamten Modellierung von Staubexplosionen mit FLACS DustEx muss deshalb in Frage gestellt werden. Um eine Fehlbedienung des Simulationsprogramms auszuschließen, wurden die Ergebnisse mit dem technischen Support von Gexcon geteilt und diskutiert. Es wurde der Schluss gezogen, dass FLACS DustEx in leeren Geometrien, wie dem 1 m³-Behälter, aufgrund fehlender Modelle zur Beschreibung der Flammeninstabilitäten zur Unterschätzung der Flammenfrontgeschwindigkeiten neigt [10, 11].

In Anbetracht der für die Arbeit nutzbaren Zeit, wurde auf eine ausführlichere Auswertung der Simulationsergebnisse verzichtet. Anhand der gezeigten Ergebnisse kann darauf geschlossen werden, dass die Modellierung der Flammenfrontgeschwindigkeit in Rohrleitung mit FLACS DustEx nicht zielführend ist. Aus diesem Grund wurde dieser Ansatz verworfen und ein alternativer Ansatz entwickelt.

5.2 Modellierung mit alternativem Ansatz

5.2.1 Entwicklung des Ansatzes

Nachdem die Modellierungsversuche mit FLACS DustEx nicht zufriedenstellend waren, wurde nach einem alternativen Modellierungsansatz gesucht. Der in den Versuchen (Abschnitt 4.2.4.2) gefundene und in der Literatur [24, 25] erwähnte, näherungsweise lineare Zusammenhang zwischen $v_{F,\max}$ und p_{red} legte die Vermutung nahe, dass die Materieströmung in der Rohrleitung, welche primär vom Druck im Behälter angetrieben wird, die Flammenfrontgeschwindigkeit dominiert. Auf manchen Videoaufnahmen, welche mit den Vorführ-Hochgeschwindigkeitskameras aufgenommen wurden (Abschnitt 4.2.4.4), konnte das Verhalten des Maisstärke/Luft-Gemisches vor der Flammenfront beobachtet werden: Visuell ist kaum ein Unterschied zwischen der Geschwindigkeit des Staub/Luft-Gemisches und der Flammenfront festzustellen [15]. Aus diesen Beobachtungen und Kenntnissen heraus entstand die Idee, die Hypothese von Schmidt [28] aufzugreifen und die Flammenfrontgeschwindigkeit als eine Überlagerung der druckgetriebenen Materieströmung v_M in der Rohrleitung und der turbulenten Flammengeschwindigkeit v_t aufzufassen:

$$v_F = v_M + v_t \quad (5.3)$$

Um mit diesem Ansatz die Flammenfrontgeschwindigkeit in einer Rohrleitung modellieren zu können, wurde je eine Methode benötigt, um die Strömungsgeschwindigkeit des Staub/Luft-Gemisches und die turbulente Flammengeschwindigkeit in der Rohrleitung zu berechnen. Dadurch, dass die FSA seit wenigen Jahren über einen Cluster und das CFD-Programm *OpenFOAM* verfügt, bot sich die Möglichkeit, dieses Werkzeug zur Lösung des genannten Problems zu nutzen. Die Idee war, die Geometrie des Versuchsaufbaus – ebenso wie in FLACS DustEx – in OpenFOAM aufzubauen und im Behälter zeitliche Druckverläufe durch entsprechende Programmierung in Erscheinung treten zu lassen. Zu diesem Zweck können Druckverläufe aus SIMEK [16], aus dem Modell von Schmidt [28], gemessene Druckverläufe aus Abschnitt 4.2 oder aus der Messdatenbank der FSA verwendet werden. Die Modellierung von v_M der Materieströmung durch die Rohrleitung wird dadurch auf die einfachere mathematische Beschreibung des Druckverlaufs im Behälter zurückgeführt. v_t ergibt sich aus Gleichung (2.6) mit $K = 0,5$. Die für die Berechnung von v_t benötigte mittlere Geschwindigkeitsschwankung u'_{rms} wird aus der laufenden Strömungssimulation entnommen. v_1 wird nach Silvestrini [29] gemäß

$$v_1 = v_0 \cdot \left(\frac{T}{T_0}\right)^{\alpha_1} \cdot \left(\frac{p}{p_0}\right)^{\beta_1} \quad (5.4)$$

mit $\alpha_1 = 1,7$, $\beta_1 = -0,36$, $v_0 = 0,4 \text{ m/s}$, $T_0 = 300 \text{ K}$ und $p_0 = 1 \text{ bar}$ berechnet [32].

5.2.2 Aufsetzen des Modells

Die Simulationen wurden von Tödt [32] aufgesetzt und durchgeführt. Die Modellierung unterlag den folgenden Annahmen und Vereinfachungen:

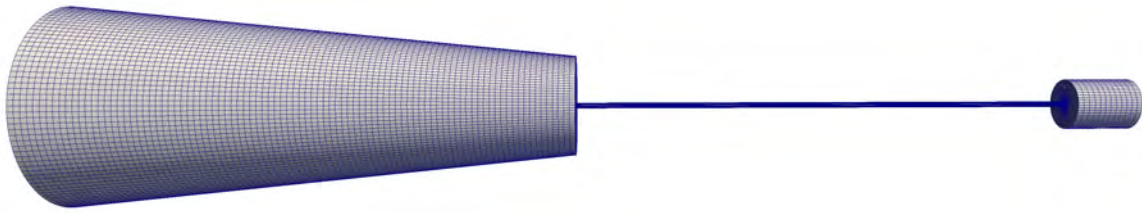


Abbildung 5.15: Behälter (rechts), Rohrleitung (Mitte) und Ausschnitt der Umgebung (links) mit Grid modelliert in OpenFOAM [32].

- Die Strömung wird vereinfacht als einphasig (Luft) angenommen.
- Der Druckverlauf im 1 m^3 -Behälter wird gemäß den in Abschnitt 4.2 gemessenen Druckverläufen modelliert.
- Der Einfluss der Rohrleitung auf die Flammenausbreitung im Behälter wird vernachlässigt.
- Turbulenz im Behälter zum Zündzeitpunkt wird nicht berücksichtigt.

Die Behältergeometrie wurde zusammen mit den entsprechenden Rohrleitungen in OpenFOAM konstruiert (Abbildung 5.15). Das offene Ende der Rohrleitung mündete dabei in einen großen Kegelstrumpf, der die Umgebung darstellte. Wie bereits bei der Modellierung mit FLACS DustEx wurden im OpenFOAM-Modell Monitorpunkte an die Orte gesetzt, an denen sich bei den Experimenten die Sensoren befanden.

Um die Druckverläufe in das Modell bzw. den virtuellen 1 m^3 -Behälter einzubringen, wurden entsprechende mathematische Ausdrücke benötigt. Zu diesem Zweck wurde Gleichung (4.1) erneut aufgeriffen und mit TableCurve 2D passende Regressionskoeffizienten zur Beschreibung der gemessenen Druckverläufe bestimmt. Die so gewonnenen Gleichungen und ihre zeitlichen Ableitungen wurden anschließend in den Solver von OpenFOAM programmiert, da sie für die Berechnung der Transportgrößen benötigt wurden. Damit konnte die Ortsveränderung aller infinitesimalen Luftvolumina aufgrund des Druckes im Behälter in Abhängigkeit der Zeit angegeben werden. Dazu addiert wurde die Ortsverschiebung, die sich nach oben beschriebender Methode aus v_1 ergab. Zur Darstellung der Flammenfront wurde im Simulationsraum ein Skalarfeld festgelegt. Der Skalar S hat keine physikalische Bedeutung, sondern markierte lediglich den Ort der Flammenfront bzw. bestimmter Luftvolumina. Zum Zündzeitpunkt nahm das Skalarfeld S im Behälter von der geschlossenen Seite bis zum Zündort x_Z den Wert $S = 1$ (Flamme) an. Vom Zündort bis an das Rohrleitungsende galt $S = 0$ (keine Flamme). S breitete sich mit der modellierten Flammenfrontgeschwindigkeit im Rohr aus. An den Monitorpunkten entlang der Rohrleitung wurde der Zeitpunkt bestimmt, zu dem $S = 0,01$ galt. Dieser wurde als Ankunftszeitpunkt der Flammenfront definiert. Weil die Verbrennung im 1 m^3 -Behälter bei diesem Modellansatz nicht modelliert wird, ist der genaue Eintrittszeitpunkt der Flammenfront in die Rohrleitung unbekannt. Aus diesem Grund wurde der Zündort x_Z in OpenFOAM anhand der Messdaten aus Kapitel 4.2 so variiert, dass die Detektionszeitpunkte der Skalarwerte mit den gemessenen Flammenfrontankunftszeiten möglichst gut übereinstimmten [32].

5.2.3 Ergebnisse

Am Beispiel von Abbildung 5.16 ist ersichtlich, wie die Signale von den Flammensensoren und Monitorpunkten aus Messung und Simulation aussehen. Im gezeigten Beispiel sind die Signale aus Versuch Nr. 33 mit $c = 1000 \text{ g/m}^3$, $t_V = 0,5 \text{ s}$ und $D_R = \text{DN } 100$ zu sehen. Man entnimmt der Abbildung, dass die Differenz zwischen den gemessenen und simulierten Flammenfrontankunftszeitpunkten mit maximal 2 ms (Sensor/Monitorpunkt F1) generell gering ist und mit zunehmendem Flammenfrontweg in der Rohrleitung sinkt.

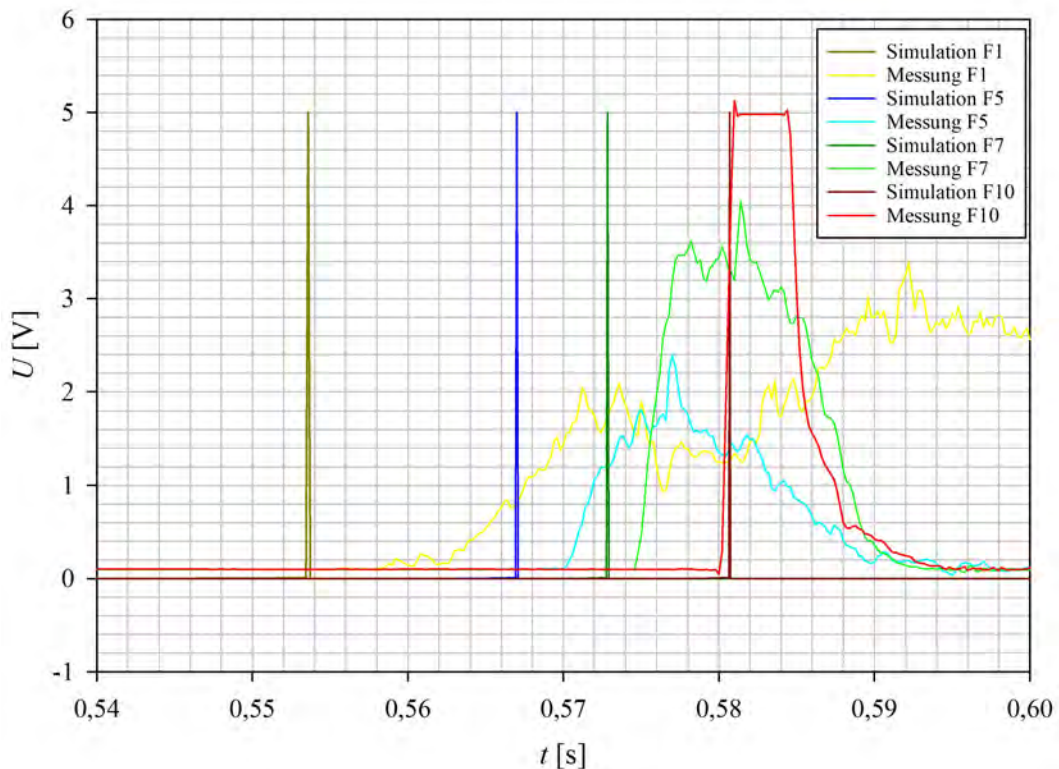


Abbildung 5.16: Zeitliche Signalverläufe an den Flammensensoren bzw. Monitorpunkten F1, F5, F7 und F10 aus Versuch Nr. 33 und der entsprechenden OpenFOAM-Simulation.

Um dieses sehr gute Ergebnis auf Allgemeingültigkeit bezüglich der Gesamtheit der durchgeführten Versuche zu prüfen, wurden die Flammenfrontankunftszeitpunkte der Versuche, für die auch OpenFOAM-Simulationen vorlagen, weiteren Analysen unterzogen. Dazu wurden zunächst für 7 repräsentativ ausgewählte Versuchssituationen alle Flammenfrontankunftszeitpunkte eines Versuches und der entsprechenden Simulation über den zugehörigen Flammensensor- bzw. Monitorpunktorten aufgetragen. Abbildung 5.17 zeigt dies exemplarisch für die Versuche Nr. 27 und 28. Anschließend wurde aus den jeweils 2 Weg-Zeit-Kurven aus den Versuchen eine mittlere Kurve berechnet und die Messunsicherheit bestimmt (Abbildung 5.18). Weitere Diagramme hierzu finden sich in Anhang B.2.

Abschließend wurden für die 7 ausgewählten Versuche die in Abschnitt 4.2.4.1 bestimmten Flammenfrontgeschwindigkeitskurven gemeinsam mit den entsprechenden Kurven

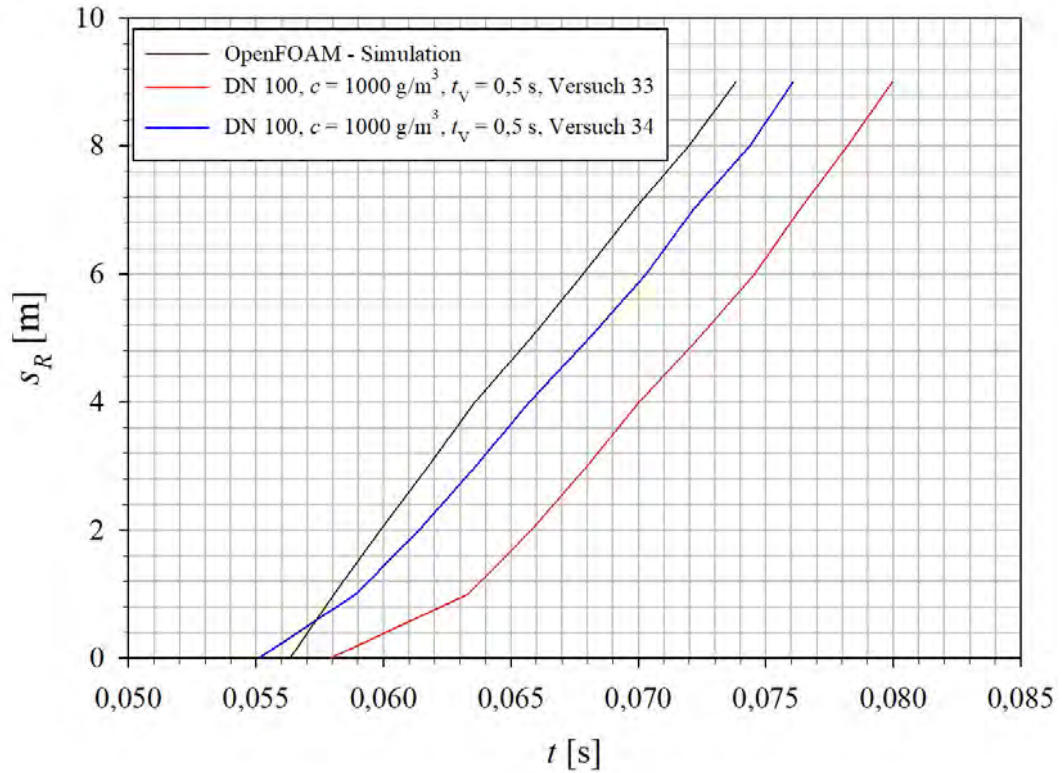


Abbildung 5.17: Weg-Zeit-Kurven der Versuche Nr. 27 und 28 und der entsprechenden Simulation mit OpenFOAM.

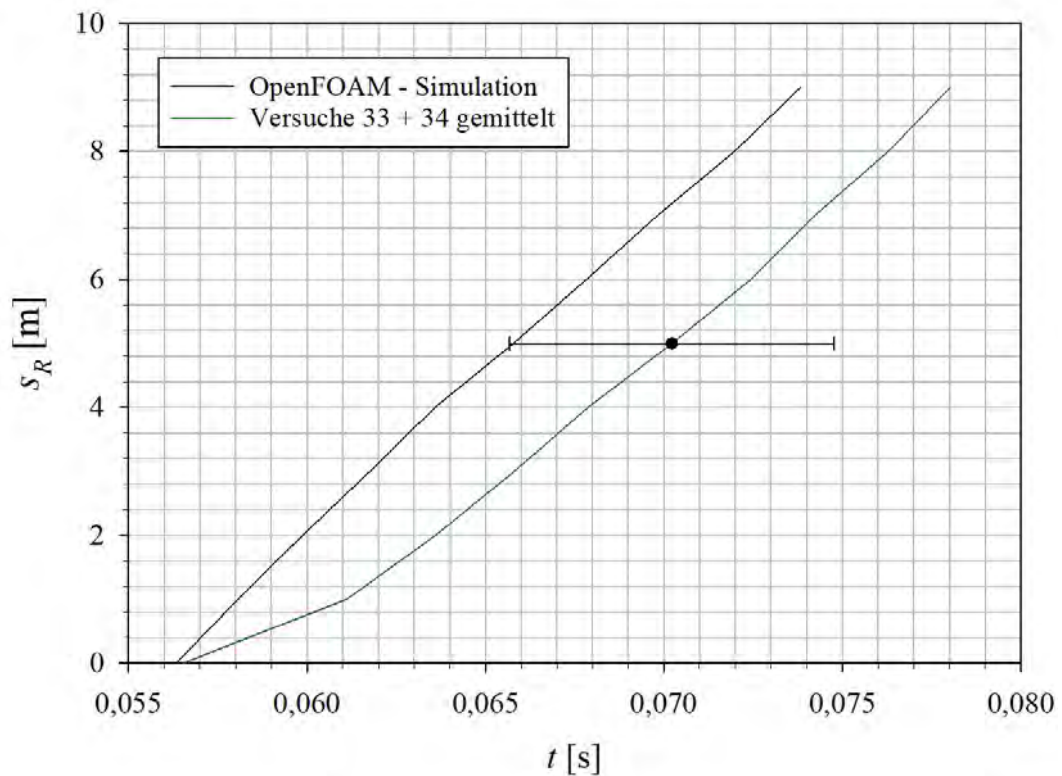


Abbildung 5.18: Gemittelte Weg-Zeit-Kurve aus den Versuchen Nr. 27 und 28 mit Messunsicherheit und Weg-Zeit-Kurve der entsprechenden Simulation mit OpenFOAM.

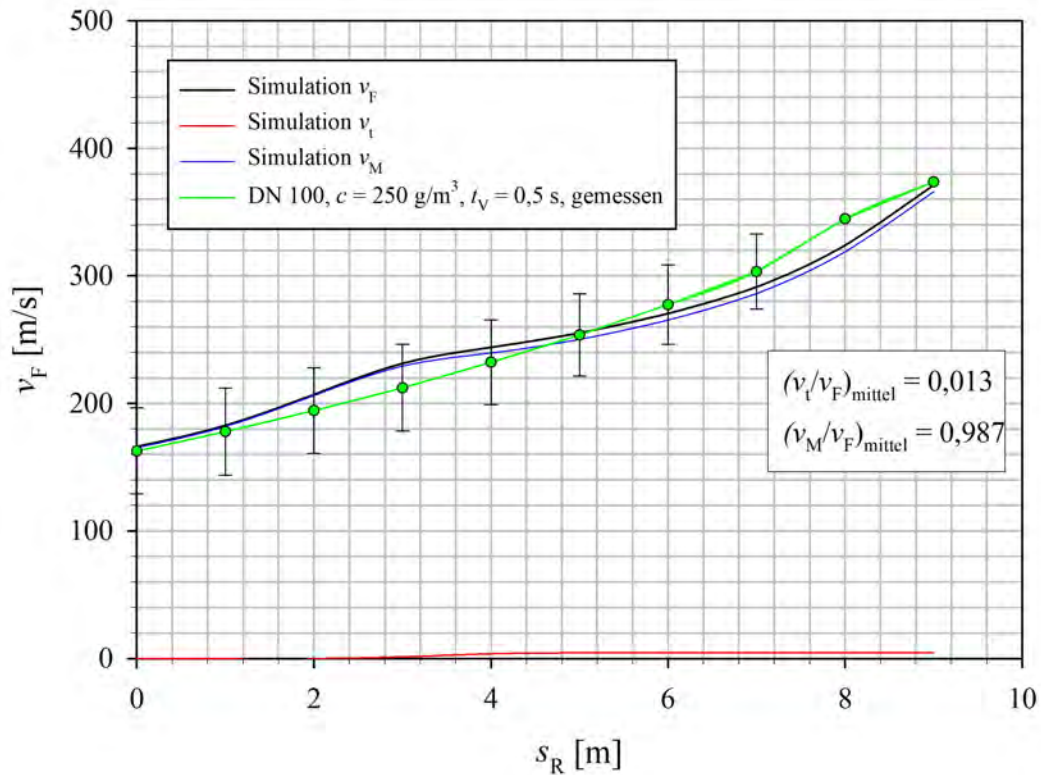


Abbildung 5.19: Mittlere Flammenfrontgeschwindigkeit \bar{v}_F der Versuche Nr. 21 und 22 mit Messunsicherheit und v_F aus der entsprechenden Simulation mit OpenFOAM. Weiterhin v_M und v_t mit mittlerem Anteil an v_F .

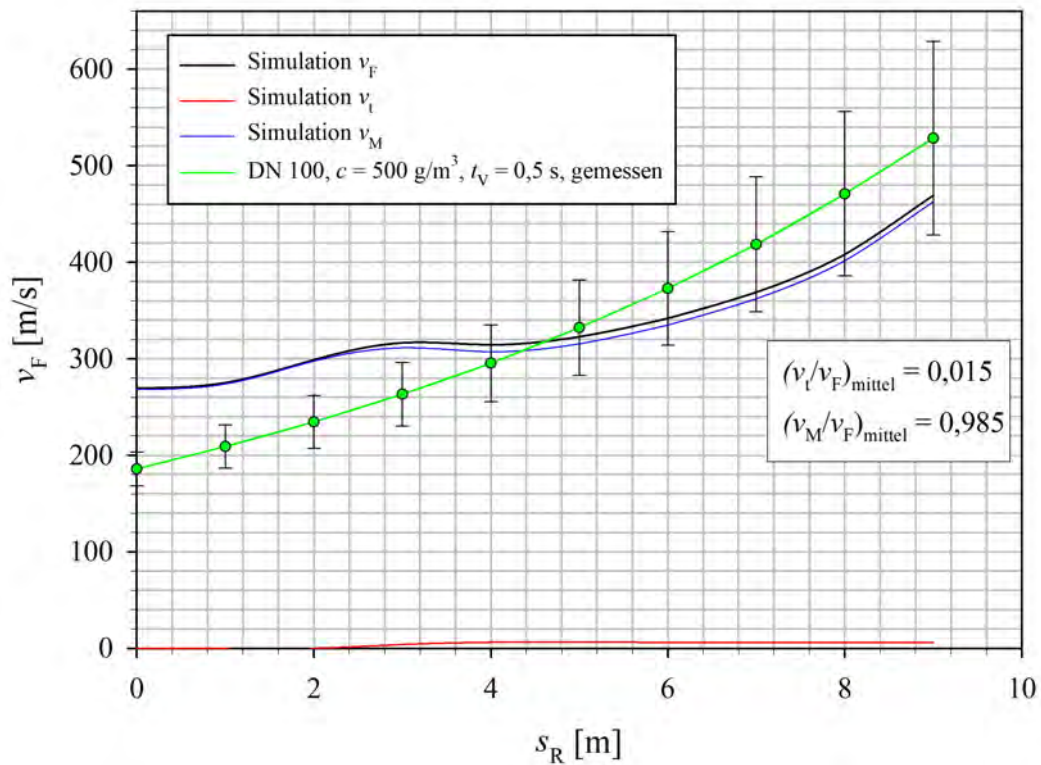


Abbildung 5.20: Mittlere Flammenfrontgeschwindigkeit \bar{v}_F der Versuche Nr. 27 und 28 mit Messunsicherheit und v_F aus der entsprechenden Simulation mit OpenFOAM. Weiterhin v_M und v_t mit mittlerem Anteil an v_F .

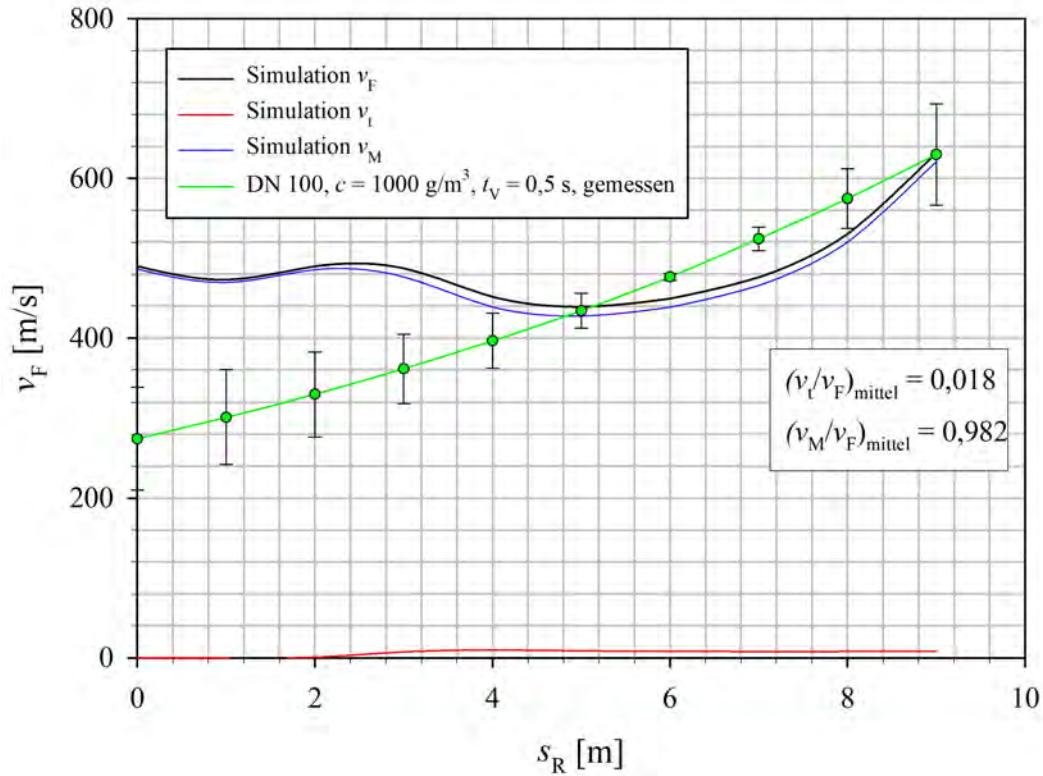


Abbildung 5.21: Mittlere Flammenfrontgeschwindigkeit \bar{v}_F der Versuche Nr. 33 und 34 mit Messunsicherheit und v_F aus der entsprechenden Simulation mit OpenFOAM. Weiterhin v_M und v_t mit mittlerem Anteil an v_F .

aus den OpenFOAM-Simulationen grafisch dargestellt. Das OpenFOAM-Modell ist dazu in der Lage, neben den Flammenfrontankunftszeitpunkten auch die zugehörigen Flammenfrontgeschwindigkeitswerte zu liefern. Dies gilt auch für die Geschwindigkeitsanteile der Materieströmung v_M und der turbulenten Flamme v_t . Aus dieser Analyse kann abgelesen werden, welche Anteile v_M und v_t an der gesamten Flammenfrontgeschwindigkeit besitzen. Diese Geschwindigkeitsinformationen wurden mit in die Diagramme aufgenommen. Letztgenannte finden sich in den Abbildungen 5.19 bis 5.21 sowie in Anhang B.2.

Aus den Abbildungen geht hervor, dass mit dem in OpenFOAM aufgesetzten alternativen Modell die Versuchsergebnisse größtenteils gut bis sehr gut wiedergegeben werden können. Die Übereinstimmung ist insbesondere bei kleinen Staubkonzentrationen sehr gut (Abbildung 5.19). Der Grad der Übereinstimmung zwischen Simulation und Messwerten nimmt im Mittel mit zunehmender Staubkonzentration ab. Tendenziell wird v_F vom Modell beim Eintritt in die Rohrleitung mit steigender Staubkonzentration überschätzt. Bemerkenswert ist, dass die Flammenfrontgeschwindigkeit bei 2 Simulationen mit $c = 1000 \text{ g/m}^3$ ($t_V = 0,35 \text{ s}$ und $0,5 \text{ s}$) im Verlauf der Rohrstrecke zeitweise deutlich sinkt (Abbildungen 5.21 und B.18). Die zugehörigen Druckkurven, die im virtuellen Behälter wirken, zeigen hingegen einen stetigen Anstieg, weshalb darin nicht die Ursache für dieses Verhalten von der simulierten v_F zu sehen ist.

Die Analyse der Anteile von v_M und v_t ergab, dass v_t zumindest bei dem hier verwendeten Versuchsaufbau mit 0,5 % - 2,4 % einen vernachlässigbar kleinen Anteil an der Flammenfrontgeschwindigkeit v_F hat. Die Strömungsgeschwindigkeit der Materie v_M ist mit 97,6 % - 99,5 % (!) der dominante Anteil an v_F .

5.2.4 Diskussion

Das in Abschnitt 5.2.1 charakterisierte und in OpenFOAM aufgebaute Modell zur Beschreibung der Flammenfrontgeschwindigkeit in Rohrleitungen mit brennbaren Staub/Luft-Gemischen liefert befriedigende bis sehr gute Simulationsergebnisse. Die Übereinstimmung zwischen Simulation und Versuchsergebnissen wird mit wachsender Staubkonzentration schlechter, wobei die Flammenfrontgeschwindigkeit vom Modell dabei zunehmend überschätzt wird. Die Simulationen eröffneten darüber hinaus Einblicke in die Zusammensetzung der Flammenfrontgeschwindigkeit aus den einzelnen Geschwindigkeitskomponenten.

Da im Modell die Strömung als einphasig angenommen wird, entstehen durch wachsende Staubkonzentration zunehmend Diskrepanzen zwischen Modell und Realität, z. B. in der Dichte der strömenden Materie. Dementsprechend bildet das Modell die Realität mit steigender Staubkonzentration stetig schlechter ab. Die erhöhte simulierte Flammenfrontgeschwindigkeit beim Rohreintritt bei $c = 1000 \text{ g/m}^3$ lässt sich durch das Zurücksetzen des Zündortes x_Z vom Rohreintritt erklären. Dadurch beschleunigt die simulierte Flammenfront bis zum ersten Messpunkt im Rohr auf eine größere v_F als im Versuch. Der Zündort wurde zurückgesetzt, um den Detektionszeitpunkt am Ort des ersten Monitorpunktes mit den experimentell bestimmten Detektionszeitpunkt an F1 möglichst zu synchronisieren.

Weiterhin berücksichtigt das Modell nicht die Wärmeproduktion der Verbrennungszone in der Rohrleitung. Im Experiment entsteht dadurch ein Überdruck im Bereich der Verbrennungszone, der in und entgegen der Bewegungsrichtung der Flammenfront wirkt. Auf den Videoaufnahmen der Hochgeschwindigkeitskamera ist dieser Effekt zu beobachten: Die Flammenfront bewegt sich schneller als die kurz danach folgende hellere Verbrennungszone. Nach der hellen Verbrennungszone bewegt sich die leuchtende Materie vorübergehend mit geringerer Geschwindigkeit.

Durch die Ableitung der Geschwindigkeitskomponenten v_M und v_t aus der simulierten Flammenfrontgeschwindigkeit wird gezeigt, dass v_F nahezu identisch mit v_M ist. Dies gilt zumindest für $p_{\text{red}} > 2 \text{ bar}$ und Rohrleitungen, die einseitig offen sind. Sollte sich durch weitere Versuchsreihen mit anderen Versuchssituationen (druckentlastete und/oder verbundene Behälter) und Simulationen mit verbesserten Modellen bestätigen, dass der Geschwindigkeitsanteil von v_M generell über 95% an v_F beträgt, kann der Geschwindigkeitsanteil von v_t vollständig vernachlässigt oder mit einem Mittelwert angesetzt werden. Die Modellierung von Flammenfronten in Rohrleitungen würde sich dadurch deutlich vereinfachen. In diesem Fall genüge eine empirische oder CFD-Modellierung des zeitlichen Druckverlaufes in geschlossenen und druckentlasteten Behältern, um v_M bzw. v_F zu berechnen. Diesbezüglich bietet das Programm SIMEK der FSA bereits verifizierte Methoden.

6 Diskussion und Ausblick

Das Thema dieser Arbeit ist die Untersuchung und Modellierung der Flammenfrontgeschwindigkeit in Rohrleitungen bei Maisstärke Explosionen im angeschlossenen 1 m^3 -Behälter. Hintergrund ist die Fragestellung, in welchen Einbauabständen Schutzsysteme wie Schnellschlussschieber in Rohrleitungen positioniert werden müssen, um einen Flammendurchschlag sicher zu unterbinden. Die genannten Rohrleitungen verbinden dabei Teile in staubexplosionsgefährdeten Anlagen. Die Modellierung der Flammenfrontgeschwindigkeit soll letztendlich ermöglichen, den gesuchten Einbauabstand auf rein theoretischem Wege bestimmen zu können. Zusammenfassend werden in diesem Kapitel die Zielerreichung bzw. die Qualität der gefundenen Lösungen diskutiert sowie Verbesserungspotential und notwendige weiterführende Untersuchungen aufgezeigt.

6.1 Diskussion

In Abschnitt 1.4 wurde als erstes Ziel der Arbeit definiert: Schaffung einer Messdatenbasis an einer einfachen Behältergeometrie, die als Grundlage der Modellierung herangezogen wird.

Das Ziel wurde erreicht indem 2 Versuchsreihen am geschlossenen 1 m^3 -Behälter mit und ohne angeschlossener Rohrleitung mit Maisstärke als brennbarem Staub durchgeführt wurden. Variiert wurden bei den beiden Versuchsreihen die Staubkonzentration und die Zündverzögerungszeit (als Maß für den Turbulenzzustand) sowie im Falle der Versuche mit Rohrleitungen der Rohrlungsdurchmesser. Bei den Versuchen am geschlossenen Behälter wurden die zeitlichen Druckverläufe gemessen, um damit später die CFD-Modelle zu kalibrieren. Bei den Versuchen mit angeschlossener Rohrleitung wurde die Flammenfrontgeschwindigkeit in Rohr und der Druckverlauf im Behälter und Rohr bestimmt. Zusätzlich wurden Bewegung und Struktur der Flammenfront mit einer Hochgeschwindigkeitskamera bildtechnisch erfasst. Die Ergebnisse sind in den Abschnitten 4.1 und 4.2 dargestellt. Die Versuchsergebnisse entsprachen den Erwartungen, was ihre Richtigkeit bestätigt. Es zeigte sich im geschlossenen Behälter, dass p_{ex} und $(dp/dt)_{\text{ex}}$ mit sinkender Zündverzögerungszeit t_V und wachsender Staubkonzentration c im Rahmen der Messunsicherheit ansteigen. Die im Abschnitt 4.2 dargestellten Ergebnissen der Versuche am 1 m^3 -Behälter mit angeschlossener Rohrleitung bestätigen die Ergebnisse von Roser et al. [24, 25] im Rahmen der Messunsicherheit. Es wird gezeigt, dass v_F in erster Näherung linear mit p_{red} und $(dp/dt)_{\text{red}}$ steigt. v_F steigt ebenfalls mit dem Rohrdurchmesser D_R . Da für jede Parameterkombination in den beiden Versuchsreihen nur zwei Versuche durchgeführt wurden, ist das Treffen von gesicherten Aussagen über die Abhängigkeit der Größen p_{ex} bzw. p_{red} und v_F von den variierten Größen c , t_V und D_R nicht sinnvoll möglich. Angesichts der großen Streubreite der Versuchsergebnisse ist dazu eine größere Anzahl an Versuchswiederholungen zwingend erforderlich. Dies war im Rahmen der vorgegebenen Zeit, der Auslastung auf dem Ver-

suchsfeld und der zum Zeitpunkt der Arbeit herrschenden Situation, bedingt durch die Corona-Pandemie, nicht möglich. Aufgrund ihrer Qualität sind die Ergebnisse der Untersuchungen als Modellierungsgrundlage jedoch geeignet.

Das zweite Ziel der Arbeit war die Weiterentwicklung der Messtechnik, insbesondere der Flammensensoren. Aufgrund der Form vorliegender Signale herkömmlicher Flammensensoren stand die Vermutung im Raum, dass die bisher verwendeten Flammensensoren die Flammenfront durch Streulicht zu früh detektieren oder bereits auf erwärmten Staub vor der Flammenfront ansprechen könnten. Außerdem waren die Befestigungsmechanismen der Flammen- auch Drucksensoren an den Rohrleitungen so strömungsungünstig gestaltet, dass an den Messorten Turbulenzen generiert wurden. Diese Missstände sollten behoben werden.

Das Ziel wurde erreicht, indem die in Abschnitt 3.3 dargestellten Veränderungen an den Sensoren und deren Befestigung an der Rohrleitung durchgeführt wurden. Es gelang, die Turbulenzerzeugung in der Rohrleitung durch die Anwesenheit der Sensoren zu minimieren, indem die Fotodiode des Flammensensors in eine bündig mit der Rohrrinnenwand abschließenden Hülse eingesetzt wird. Zudem wurden neue Fotodioden verwendet, die einen kleinen Strahlungsempfangskegel aufweisen. Diese Optimierung in Kombination mit dem Einsatz eines optischen Filters zur Blockade von Licht mit Wellenlängen oberhalb von 650 nm führte zu dem Ergebnis, dass die Flammenfront räumlich genauer detektiert werden kann. Bestätigt wird die Verbesserung in Abschnitt 4.2.4.4, wo der Vergleich der Sensorsignale mit Videoaufnahmen einer Hochgeschwindigkeitskamera zeigt, dass die Flammenfront zeitlich mit dem Sensorsignal korreliert ist. Nachteilig ist derzeit noch die schlechte Handhabbarkeit der Sensoren während der Explosionsversuche. Die Optiken der Sensoren müssen regelmäßig gereinigt und deshalb aus- und wieder eingebaut werden. Um dies zu bewerkstelligen, muss der Sensor vom zugehörigen Messkabel getrennt und eine Überwurfmutter entfernt werden, was aufgrund der aktuellen Konstruktion mit einem hohen zeitlichen Aufwand verbunden ist. Für die 10 eingesetzten Flammensensoren wurden ca. 30 Minuten zur Reinigung benötigt. Angesichts der stets knappen Zeit für Messkampagnen auf dem Versuchsfeld müssen Messabläufe zeitlich so effizient wie möglich gestaltet werden, was eine weitere Optimierung der Sensoren erfordert (Abschnitt 6.2).

Das dritte gesteckte Ziel war, das CFD-Programms FLACS DustEx (Firma Gexcon) zur Simulation von Staubexplosionen auf Eignung für die Modellierung der Flammenfrontgeschwindigkeit in Rohrleitungen zu prüfen. Hintergrund ist, dass mit einer funktionierenden Modellierung zahlreiche Versuche mit verschiedenen Parametern simuliert werden könnten, deren Durchführung aus Kosten- und Zeitgründen auf dem Versuchsfeld unmöglich ist. Auf diese Art und Weise entstünde ein umfangreicher virtueller Messdatensatz, der für die Erstellung empirischer Gleichungen zur Berechnung des Einbauabstandes von Flammensperren in Rohrleitungen herangezogen werden könnte. Im Rahmen der Arbeit wurden verschiedene Versuchsszenarien mit FLACS DustEx simuliert (Abschnitt 5.1). Zunächst wurden die Explosionsversuche im geschlossenen 1 m³-Behälter mit dem Ziel simuliert, geeignete und feste Anfangsbedingungen zu bestimmen. Dabei wurde die Behältergeometrie vereinfacht angenommen und Anfangsbedingungen nach Schiebler [27] herangezogen. Es gelang formal, Staubexplosionen zu simulieren, jedoch konnte keine Übereinstimmung mit den Messergebnissen erzielt

werden (Abschnitt 5.1.1.2). Die dadurch in 5.1.2 angestrengte Parameteranalyse zeigte ebenfalls, dass die Variation der Anfangsbedingung der kinetischen Turbulenzenergie k keinen Einfluss auf p_{ex} und (dp/dt) hat. Um das Ziel der Eignungsüberprüfung von FLACS DustEx vollständig zu erreichen, wurden auch die Explosionsversuche mit Rohrleitungen simuliert (Abschnitt 5.1.3). Daraus geht klar hervor, dass die Modellierung der Flammenfrontgeschwindigkeit mit Hilfe von FLACS DustEx mit hinreichend guter Übereinstimmung mit den Messdaten nicht möglich ist. Nach Rücksprache mit Gexcon, bei der systematische Schwächen im Programmcode eingeräumt wurden [11], wurde der Ansatz, Flammenfrontgeschwindigkeiten mit FLACS DustEx zu simulieren, verworfen.

Für den Fall, dass die Modellierung der Flammenfrontgeschwindigkeit mit FLACS DustEx scheitert, wurde als viertes Ziel der Arbeit die Entwicklung eigener Modellierungsansätze definiert. Der Sinn dieses Zieles entspricht demjenigen von Ziel 3.

Es wurde ein eigener Ansatz durch Aufgreifen der Hypothese von Schmidt [28] entwickelt. Laut Schmidt stellt sich die Flammenfrontgeschwindigkeit v_F als Summe der druckgetriebenen Strömungsgeschwindigkeit der Materie in der Rohrleitung v_M und der turbulenten Flammengeschwindigkeit v_t dar. Um damit v_F simulieren zu können, wurde ein Ansatz zur Berechnung von v_M und v_t benötigt. Zu diesem Zweck wurden der Cluster der FSA sowie das CFD-Programm OpenFOAM eingesetzt. In OpenFOAM wurde die Versuchssituation modelliert, Luft als Medium anstelle des Maisstärke/Luft-Gemisches angenommen und die Explosion im 1 m^3 -Behälter mit Hilfe der gemessenen Druckkurven simuliert. Zur Geschwindigkeit der entstehenden Rohrströmung wurde die Geschwindigkeit der turbulenten Flamme, berechnet nach (2.6), addiert. Der Zündort bzw. der Eintrittszeitpunkt der Flammenfront in die Rohrleitung wurde so variiert, dass sich die bestmögliche Übereinstimmung mit den Messdaten ergab (Abschnitte 5.2.1 und 5.2.2). Die gemessenen v_F werden für geringe Staubkonzentration ($c = 250\text{ g/m}^3$) sehr gut von den Simulationen wiedergegeben. Mit zunehmender Staubkonzentration sinkt der Grad der Übereinstimmung, ist jedoch immer noch gut bis befriedigend. Das Modell ermöglicht, die Anteile von v_t und v_M an v_F zu bestimmen. Es zeigte sich, dass v_M mit rund 99% fast identisch mit v_F ist. Sollte sich dies in nachfolgenden Untersuchungen bestätigen (Abschnitt 6.2), würde sich die Modellierung der Flammenfrontgeschwindigkeit auf die Modellierung des Druckverlaufes im Behälter reduzieren und dadurch deutlich vereinfachen. Das Modell hat bisher 3 Schwächen:

1. Das strömende Medium wird einphasig angenommen.
2. Der Eintrittszeitpunkt der Flammenfront in das Rohr ist unbekannt bzw. es ist noch kein Verbrennungsmodell im Behälter implementiert.
3. Die Wärmeproduktion der Flammenfront im Rohr wird nicht berücksichtigt.

Die ersten beiden Punkte führten dazu, dass das Modell die gemessenen Flammenfronten mit wachsender Staubkonzentration schlechter abbildete und zwar vor allem unmittelbar und kurz nach beim Eintritt der Flammenfront in das Rohr. Es ist derzeit noch unklar, welche quantitativen Abhängigkeiten bestehen, z. B. hinsichtlich der Auswirkung der Zündortverschiebung. Festgehalten werden kann, dass mit dem entwickelten Modellansatz die im Rahmen dieser Arbeit gewonnenen Messdaten in der

überwiegenden Zahl der Fälle gut bis sehr gut wiedergegeben werden können. Weitere Untersuchungen müssen durchgeführt sowie Modelloptimierungen entwickelt werden. Von besonderer Wichtigkeit ist die Frage, ob v_F generell so massiv von v_M dominiert wird wie hier festgestellt wurde (Abschnitt 6.2).

6.2 Ausblick

Die Ergebnisse der vorliegenden Arbeit liefern Grundlagen für weitere Untersuchungen. Wie bereits in Abschnitt 6.1 beschrieben, muss die Messdatenbasis durch weitere Versuchsreihen erweitert werden. Hintergrund ist dabei die Beantwortung der Frage, ob der Anteil von v_M generell mehr als ca. 95 % von v_F beträgt. Insbesondere sind Versuche an druckentlasteten sowie an verbundenen Behältern durchzuführen. Im erstgenannten Fall können p_{red} unter 0,2 bar auftreten, was gemäß Bohl [3] kleine v_M zur Folge hat. Wäre v_t dabei ähnlich groß wie in dieser Arbeit festgestellt, wäre ihr Anteil an v_F deutlich höher als die in Abschnitt 5.2.4 abgeleiteten rund 1 %. Eine Vernachlässigung von v_t bei der Modellierung von v_F ist dann gegebenenfalls nicht möglich. Ein ähnliches Szenario könnte sich bei gekoppelten Behältern ergeben weil dabei – abhängig von den Behältervolumina – ebenfalls nur kleine Druckdifferenzen an der Rohrleitung auftreten können. Bei der Durchführung weiterer Versuchsreihen ist wichtig, dass Rohrleitungen mit möglichst glatten Innenwänden sowie die im Rahmen dieser Arbeit weiterentwickelten Sensoren zum Einsatz kommen. Jegliche Quellen, die zu einer ungewollten Erhöhung der kinetischen Turbulenzenergie k führen, sind zu vermeiden, da die Größe von v_t sensibel von k abhängt.

Abhängig von den Ergebnissen der genannten Folgeuntersuchungen gestaltet sich das weitere Vorgehen zur Erreichung des Zieles, die Flammenfrontgeschwindigkeit in Rohrleitungen zu modellieren:

Stellt sich heraus, dass v_t tatsächlich generell vernachlässigt werden kann, reduziert sich die Modellierung von v_F auf die Modellierung des Druckverlaufs im Behälter und des Flammeneintritts in die Rohrleitung. Zu diesem Thema liegen bereits die Modelle von Schmidt [28] oder das Programm SIMEK [16] vor, die hierfür verwendet werden könnten. Die Durchführung einer Eignungsprüfung wäre indiziert und gegebenenfalls die Weiterentwicklung der Modelle. Zu diesem Zweck könnte die neu angeschaffte Hochgeschwindigkeitskamera der FSA eingesetzt werden in Kombination mit einem transparenten 1 m³-Behälter, um den Eintrittszeitpunkt der Flammenfront visuell zu untersuchen.

Sollte v_t nicht vernachlässigbar sein, bietet sich an, das in Abschnitt 5.2 dargelegte OpenFOAM-Modell zu optimieren, d. h. die in Abschnitt 6.1 genannten Mängel abzustellen und das Modell weiter zur Simulation von v_F einzusetzen. Zu diesem Zweck müsste z. B. die Materiedichte einstellbar sein und eine Mehrphasenströmung simuliert werden. Eine Untersuchung der virtuellen Flammenankunftszeitpunkte am ersten Monitorpunkt bei Variation von c bei konstant gehaltenem Zündort würde helfen, das Verhalten des Modells besser zu verstehen. Bei der Verwendung des OpenFOAM-Modells wird – wie oben bereits erwähnt – die Modellierung des Druckverlaufs im Behälter und des Flammeneintritts in die Rohrleitung benötigt. Darüber hinaus wäre die Berechnung von v_t gemäß (2.6) erforderlich, was die Kenntnis der laminaren Flammgeschwindig-

keiten zahlreicher Stäube voraussetzt. Folglich müsste eine bestehende Methode aus Abschnitt 2.3.1 verwendet oder eine neue Methode entwickelt oder genutzt werden, um v_1 – möglichst standardisiert – bestimmen zu können. Alternativ käme eine Weiterentwicklung von FLACS DustEx in Frage. Gegenwärtig wird ein Kooperationsvertrag zwischen der FSA und Gexcon verhandelt, dessen Inhalt eben dieses Ziel zum Gegenstand hat.

Im Falle des Scheiterns der genannten Ansätze bliebe eine allgemeingültige Worst-Case-Betrachtung, um die Einbauabstände von Flammensperren in Rohrleitungen zu berechnen. Hierzu müssten Versuche in einer kleinen Behältergeometrie mit einem hochreaktiven Staub/Luft-Gemisch durchgeführt werden, um möglichst große $(dp/dt)_{\text{red}}$ und p_{red} und damit Δp hervorzurufen. Sehr große und dominante v_M wären die Folge. Dabei sollte ein Rohr mit einem Durchmesser von mindestens DN 125 am Behälter angeschlossen sein, um den Strömungswiderstand so gering wie möglich zu halten. Im Rahmen einer solchen Untersuchung muss auch der Einfluss des Zündortes untersucht und letztendlich die bestimmte Worst-Case-Position verwendet werden. Mit dieser Konstellation als Basis und den daraus bestimmten Flammengeschwindigkeiten ließe sich ein Modell zur Beschreibung von v_F erzeugen, dass alle Explosionsfälle mit Nahrungsmittelstäuben abdeckt.

Des Weiteren sind Überlegungen zur Verbesserung der Sensorenhandhabung anzustellen. Deren Konstruktion könnte so umgestaltet werden, dass sie beispielsweise über eine Art Bajonettverschluss ohne größeren Aufwand von der Rohrleitung getrennt werden können. Diese bauartbedingte Veränderung hätte eine erhebliche Steigerung der Versuchsanzahl mit Flammen- und Drucksensoren pro Messtag zur Folge und damit eine effizientere Nutzung des Versuchsfeldes. Würde man darüber hinaus in 2 Wellenlängenbereichen gleichzeitig die Strahlungsintensität der Flammenfront messen, könnte man deren Temperatur abschätzen [15]. Dadurch wäre es möglich, in Kombination mit Videoaufnahmen der Hochgeschwindigkeitskamera, weitere Informationen zum Ablauf der Flammenfrontfortpflanzung in der Rohrleitung zu erhalten. Weitere Untersuchungen mit der Hochgeschwindigkeitskamera bei hohen Bildraten und kurzen Belichtungszeiten sollten durchgeführt werden, um die Strukturen der sich in der Rohrleitung fortpflanzenden Flamme deutlicher darzustellen und die eigentliche Verbrennungszone besser zu lokalisieren. Dadurch sollte eine genauere Analyse von v_M und v_t möglich sein. Bei den in Abschnitt 4.2.4.4 gezeigten Aufnahmen ließen sich einzelne, glimmende Partikel verfolgen. Mit Hilfe einer Längenskala als Referenz ließe sich dadurch direkt die Materiegeschwindigkeit im Rohr v_M bestimmen, gegebenenfalls aufgeschlüsselt nach Partikelgröße. Die Länge des Glasrohres sollte erweitert oder die Position des vorhandenen Glasrohres in der Leitung variiert werden, um dadurch die Veränderung der Flammenfront während ihres Weges durch das Rohr visuell verfolgen zu können. Dass eine solche Veränderung stattfindet, lassen die Messdaten in Abbildung 4.10 vermuten.

Unabhängig vom letztendlich einzuschlagenden Weg werden einige Jahre Arbeitszeit benötigt werden, um zu einer anwendbaren und abgesicherten Methode zur Berechnung der Einbauabstände von Flammensperren in Rohrleitungen bei staubexplosionsgefährdeten Anlagen zu gelangen.

Literaturverzeichnis

- [1] BARTKNECHT, W.: *Staubexplosionen*, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, 1987.
- [2] BARTKNECHT, W.: *Explosionsschutz*, Springer Verlag, Berlin Heidelberg, 1993.
- [3] BOHL, W.: *Technische Strömungslehre*, Vogel Buchverlag, 7. Auflage, Würzburg, 1986.
- [4] CHUPIN, P.: *Entwicklung und Realisierung einer Steuerung für ein Staubkonzentrationsmessgerät*, Bachelorarbeit, Wilhelm Büchner Hochschule und Forschungsgesellschaft für angewandte Systemsicherheit und Arbeitsmedizin, Darmstadt, Mannheim, 2016.
- [5] CHUPIN, P.: Persönliche Mitteilung, Berufsgenossenschaft Nahrungsmittel und Gastgewerbe, Mannheim. 2020.
- [6] DAHOE, A. E.: *Dust Explosions: A study of flame propagation*, Dissertation, Technische Universität Delft, Delft, 2000.
- [7] DIN EN 1333: *Flansche und ihre Verbindungen - Rohrleitungsteile - Definition und Auswahl von PN*, Beuth Verlag, Berlin, 2006.
- [8] DIN EN 13480-3: *Metallische industrielle Rohrleitungen – Teil 3: Konstruktion und Berechnung*, Beuth Verlag, Berlin, 2017.
- [9] FISCHER, W.: *Persönliche Mitteilung*, Berufsgenossenschaft Nahrungsmittel und Gastgewerbe, Mannheim, 2020.
- [10] COPYRIGHT ©2020 GEXCON AS: *FLACS-CFD User's Manual 20.1*, Norwegen, 2020.
- [11] GEXCON, TECHNISCHER SUPPORT: *Persönliche Mitteilung*, Gexcon, Norwegen, 2021
- [12] KASCH, T.: *Untersuchung zum Einfluss der Strömung auf Flammenausbreitungsvorgänge in Staub/Luft-Gemischen*, Dissertation, Universität Halle, 2000.
- [13] KLUG, M.: *Auswertung von Staubexplosionen in geschlossenen und druckentlasteten Behältern auf der Grundlage experimentell ermittelter Druckverläufe*, Diplomarbeit, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, 1991.
- [14] KRAUSE, U.: *Untersuchung zur laminaren Verbrennungsgeschwindigkeit von Staub/Luft-Gemischen*, Staub, Reinhaltung der Luft, 55, S. 315-319, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, 1995.
- [15] LORENZ, D.: *Persönliche Mitteilung*, Berufsgenossenschaft Nahrungsmittel und Gastgewerbe, Mannheim, 2021.

- [16] LORENZ, D.: *Modellgestützte Optimierung des Schutzsystems Explosionsklappe zur kontrollierten Druckentlastung verfahrenstechnischer Apparate bei Staubexplosionen*, Dissertation, Bergische Universität Wuppertal, 2020.
- [17] LORENZ, D., SCHIEBLER H.: *ExProtect - Ein Programm zur Beantwortung wichtiger Fragen zum angewandten Explosionsschutz*, VDI-Berichte 1601, VDI-Verlag, Düsseldorf, 2001.
- [18] MAZURKIEWICZ, J., JAROSINSKI, J.: *Investigation of burning properties of cornstarch dust-air flames*, Grain Dust Explosion and Control, S. 63-90, Warschau, 1993.
- [19] MAZURKIEWICZ, J., JAROSINSKI, J.: *Investigation of a laminar cornstarch dust-air flame front*, Proceedings of 6th International Colloquium on Dust Explosions, S. 179-185, Northeastern University Press, Shenyang, 1994.
- [20] NISSELE, S.: *Persönliche Mitteilung*, Berufsgenossenschaft Nahrungsmittel und Gastgewerbe, 2020.
- [21] PROUST, C.: *Experimental determination of the maximum flame temperatures and of the laminar burning velocities for some combustible dust-air mixtures*, Proceedings of 5th International Colloquium On Dust Explosions, S. 161-175, Pultusk bei Warschau, 1993.
- [22] PROUST, C.: *Flame propagation and combustion in some dust-air mixtures*, Journal of Loss Prevention in the Process Industries 19, S. 89-100, Elsevier-Verlag, Amsterdam, 2006.
- [23] PROUST, C.: *A few fundamental aspects about ignition and flame propagation in dust clouds*, Journal of Loss Prevention in the Process Industries 19, S. 104-120, Elsevier-Verlag, Amsterdam, 2006.
- [24] ROSER, M.: *Investigation of dust explosion phenomena in interconnected process vessels*, Dissertation, University of Loughborough, Vereinigtes Königreich, 1998.
- [25] ROSER, M., VOGL, A., RADANDT, S., MALALASEKERA, W., PARKIN, R.: *Investigations of flame front propagation between interconnected process vessels*, Journal of Loss Prevention in the Process Industries 12, S. 421-436, Elsevier-Verlag, Amsterdam, 1999.
- [26] SATTAR, H., ANDREWS, G. E., PHYLAKTOU, H. N., GIBBS, B. M.: *Turbulent flames speeds and laminar burning velocities of dusts using the 1 m³-method*, Chemical Engineering Transactions Nr. 36, AIDIC, Italien, 2014.
- [27] SCHIEBLER, H.: *Erfahrungen mit FLACS 9.1 / DESC 1.0*, Anleitung, Berufsgenossenschaft Nahrungsmittel und Gastgewerbe und Forschungsgesellschaft für angewandte Systemsicherheit und Arbeitsmedizin e. V., Mannheim, 2010.

- [28] SCHMIDT, B.: *Simulation der Flammenausbreitung in pneumatischen Förderleitung der Nahrungsmittelindustrie*, Bachelorarbeit, Hochschule Mannheim und Forschungsgesellschaft für angewandte Systemsicherheit und Arbeitsmedizin e. V., Mannheim, 2013.
- [29] SILVESTRINI, M., GENOVA, B., LEON TRUJILLO, F. J.: *Correlations for flame speed and explosion overpressure of dust clouds inside industrial enclosures*, Journal of Loss Prevention in the Process Industries 21, S. 374-392, Elsevier-Verlag, Amsterdam, 2008.
- [30] SKJOLD, T.: *Flame propagation in dust clouds. Numerical simulation and experimental investigation*, Dissertation, Universität Bergen, Norwegen, 2014
- [31] STEEN, H.: *Handbuch des Explosionsschutzes*, Wiley-vch, Weinheim, 2000.
- [32] TÖDT, J.-N.: *Persönliche Mitteilung*, Berufsgenossenschaft Nahrungsmittel und Gastgewerbe, Mannheim, 2021.
- [33] VAN DER WEL, P., LEMKOWITZ, S., SCARLETT, B., VAN WINGERDEN, C.: *A study of particle factors affecting dust explosions*, Particle & Particle Systems Characterization 8, S. 90-94, Wiley-Verlag, Weinheim, 1990.
- [34] VAN DER WEL, P.: *Ignition and Propagation of Dust Explosions*, Delft University Press, Delft, 1993.
- [35] VOGL, A.: *Persönliche Mitteilung*, Berufsgenossenschaft Nahrungsmittel und Gastgewerbe, Mannheim, 2021.
- [36] VOGL, A.: *Ablauf von Staubexplosionen in pneumatischen Saug-Flug-Förderanlagen*, Dissertation, RWTH Aachen, Asanger Verlag, Heidelberg, 1995.
- [37] VOGL, A.: *Flame propagation in pipes of pneumatic conveying systems and exhaust equipment*, American Institute of Chemical Engineers, Process Safety Progress, Vol. 15, No. 4, S. 219-226, 1996.
- [38] ATEX EXPLOSIONSSCHUTZ GMBH:
<https://www.atex100.com/explosionsschutz/explosionstechnischeentkopplung/schnellschlusschieber/?cn-reloaded=1>
 Zuletzt besucht: 12.04.2021, 9:11 Uhr.
- [39] https://www.cfd-online.com/Wiki/Turbulence_intensity
 Zuletzt besucht: 20.05.2021.
- [40] DE DIETRICH PROCESS SYSTEMS:
<https://www.dedietrich.com/de/loesungen-produkte/email-borosilikatglas/eigenschaften-von-borosilikatglas>
 Zuletzt besucht: 02.12.2020.

- [41] INSTITUT FÜR ARBEITSSICHERHEIT UND DER DEUTSCHEN GESETZLICHEN UNFALLVERSICHERUNG:
<https://staubex.ifa.dguv.de/HTML-Dokumente/ERLT5.htm>
Zuletzt besucht: 11.12.2020, 13:48.
- [42] FACHVERBAND DER KUNSTSTOFFROHR-INDUSTRIE:
<https://www.krv.de/artikel/kesselformel-kessel-formel-bockwurst-formel>
Zuletzt besucht: 02.12.2020.
- [43] PRÄZISIONS GLAS & OPTIK GMBH: <https://www.pgo-online.info/4dcgi/schott-filter-calculator/>
Zuletzt besucht: 16.04.2021.
- [44] COPYRIGHT REMBE (©REMBE[®]GMBH SAFETY + CONTROL):
<https://www.rembe.de/produkte/explosionsschutz/berstscheiben/>
Zuletzt besucht: 12.04.2021, 8:54 Uhr.
- [45] <https://www.vishay.com/docs/81520/bpw24r.pdf>
Zuletzt besucht: 16.04.2021.

Abbildungsverzeichnis

1.1	Gefahrendreieck.	2
1.2	Schnellschlusschieber der Firma Rembe [44].	3
2.1	Qualitative Darstellung des Druckverlaufs bei einer Explosion mit optimaler Staubkonzentration.	7
2.2	Darstellung der Volumenabhängigkeit des K_{St} -Wertes.	7
2.3	Momentaufnahme einer sich in einem Maisstärke/Luft-Gemisch fort-pflanzenden Flamme [22]	9
2.4	Schematische Darstellung des Unterschiedes zwischen einer laminaren (links) und einer turbulenten (rechts) Flammenfront.	10
2.5	K_{St} -Werte von Silikastaub (links) und Kartoffelstärke (rechts) in Abhängigkeit von Staubkonzentration und Medianwert [33].	11
2.6	K_{St} -Werte (links) und p_{max} (rechts) von Aktivkohle und Graphit (gestrichelt) in Abhängigkeit von Staubkonzentration und Medianwert [33].	12
2.7	Darstellung des Explosionsbereichs und der Explosionsgrenzen [4].	12
3.1	Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus zur Ermittlung der Flammenfrontgeschwindigkeit.	13
3.2	Mantelrohr mit eingeschobenem Glasrohr und Ausschnitt.	15
3.3	Fotodioden BPW34 (links) und BPW24r (rechts).	16
3.4	Spektrale Sensitivität der Photodiode BPW24r (links) [45] sowie Transmission des Schott BG61-Bandpassfilters (rechts) [43]. Der schraffierte Bereich im linken Bild markiert die Wellenlängen, die der Filter hindurch lässt.	17
3.5	Blockschaltbild eines optimierten Flammensensors mit Messkette.	17
3.6	Stationäre Simulation der turbulenten Luftströmung in einem DN 100-Rohr mit Nippel, Sensor und Totraum. Dargestellt ist die kinetische Energie k der turbulenten Strömung [32].	18
3.7	Schematisierte Turbulenzerzeugung in der Rohrleitung bei den herkömmlichen (links) und optimierten (rechts) Sensoren.	18
3.8	CAD-Konstruktion der optimierten Drucksensor-Befestigung.	19
3.9	CAD-Konstruktion des neuen Flammensensors mit optimierter Befestigung.	19

3.10	Optimierter Flammensensor zerlegt (oben), zusammgebaut mit geöffnetem Deckel (links unten) und Stirnseite mit Fenster und Wölbung (rechts unten).	20
3.11	Hülse des optimierten Drucksensors (links) und kompletter optimierter Drucksensor nach einem Test (rechts).	20
4.1	1 m ³ -Behälter (links), Zündlanze, Zünder und Zerstäubungsdüse im 1 m ³ -Behälter (Mitte) sowie zwei parallel geschaltete pyrotechnische Zünder mit insgesamt 10 kJ Energieinhalt (rechts).	21
4.2	Schematisierter Versuchsaufbau mit Blockschaltbild.	22
4.3	Mittlere Explosionsdrücke \bar{p}_{ex} mit Messunsicherheit und Regressionsgeraden in Abhängigkeit von Staubkonzentration c und Zündverzögerungszeit t_V	24
4.4	Mittlere Explosionsdrücke \bar{p}_{ex} in Abhängigkeit von Staubkonzentration c und Zündverzögerungszeit t_V mit Regressionsfunktion ($R^2 = 0,996$).	24
4.5	Mittlere Druckanstiegsgeschwindigkeiten $(\overline{dp/dt})_{\text{ex}}$ mit Messunsicherheit und Regressionsgeraden in Abhängigkeit von c und t_V	25
4.6	Mittlere Druckanstiegsgeschwindigkeiten $(\overline{dp/dt})_{\text{ex}}$ in Abhängigkeit von c und t_V mit Regressionsfunktion ($R^2 = 0,974$).	25
4.7	Druckkurven von Maisstärkeexplosionen im 1 m ³ -Behälter bei $t_V = 0,5$ s und $c = 250$ g/m ³ , $c = 500$ g/m ³ und $c = 1000$ g/m ³	26
4.8	Schematisierter Versuchsaufbau mit den Messketten für die Druck- und Flammensensoren.	27
4.9	Impressionen von der Messkampagne im Februar und März 2021: Rohrleitung mit Sensoren (oben), ausströmendes Maisstärke/Luft-Abgas mit Machknoten (Mitte), Behälter mit Rohrleitung (unten, links) und Transientenrekorder mit Rechner zur Aufnahme der Signale von den Flammensensoren (unten, rechts).	28
4.10	Screenshot der Messdatenaufnahme mit der Software imc Studio: Signale der Flammensensoren F1 - F10.	30
4.11	Durch Regressionsrechnung bestimmte analytische Funktion zur Beschreibung der Flammenfrontgeschwindigkeit (Screenshot aus TableCurve 2D).	31
4.12	Mittlere $v_{F,\text{max}}$ aller Versuche in Abhängigkeit der zugehörigen mittleren p_{red} und $(dp/dt)_{\text{red}}$ mit Regressionsfunktion $\bar{v}_{F,\text{max}} = 65,57 \bar{p}_{\text{red}} + 1,297 (\overline{dp/dt})_{\text{red}}$ ($R^2 = 0,656$). Die Messunsicherheiten fehlen in dieser Darstellung weil die für die Erstellung der Grafik verwendete Software SigmaPlot 14.0 diese Funktion für 3D-Grafiken nicht anbietet. Die Messunsicherheiten finden sich in den Tabellen A.5 bis A.7.	32
4.13	Mittlere $v_{F,\text{max}}$ aller Versuche in Abhängigkeit der zugehörigen mittleren p_{red} und $(dp/dt)_{\text{red}}$ mit Messunsicherheiten aufgeschlüsselt nach Rohrdurchmesser.	33

4.14	Zusammenspiel der Signale von Druck- und Flammensensoren in der Rohrleitung bei Versuch Nr. 27 (Tabelle A.2).	34
4.15	Zeitlicher Druckverlauf im Behälter und Signal von Flammensensor F10 bei Versuch Nr. 27 (Tabelle A.2).	35
4.16	Flammenfrontfortpflanzung bei Versuch Nr. 55 (DN 125, $c = 1000 \text{ g/m}^3$, $t_V = 0,5 \text{ s}$).	36
4.17	Gemessenes Spannungssignal an Flammensensor F7 bei Versuch Nr. 55 und bearbeitetes Videobild aus Abbildung 4.16.	37
4.18	Bildsequenz einer Flammenfrontfortpflanzung in einer knapp 6 m langen DN 125-Rohrleitung, aufgenommen beim Test einer neuen Hochgeschwindigkeitskamera. Die Bildrate betrug 20.000 fps. Die Tests wurden durchgeführt mit $c = 750 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,5 \text{ s}$	37
5.1	Vereinfachte Konstruktion des 1 m^3 -Behälters in CasdHelperNet (links) und im DESC-Simulationsraum (rechts).	40
5.2	Verifikation des Grids.	41
5.3	Grid-Informationen.	41
5.4	Druckverläufe einer simulierten Maisstärke/Luft-Explosion im geschlossenen 1 m^3 -Behälter mit $c = 500 \text{ g/m}^3$ und variierten t_V . Anfangsbedingungen: $u_c = 30 \text{ m/s}$, $I = 0,2$, $l = 0,07 \text{ m}$	43
5.5	Simulierte (links) und gemessene (rechts) Druckverläufe einer Maisstärke/Luft-Explosion im geschlossenen 1 m^3 -Behälter mit $c = 500 \text{ g/m}^3$ und variierten t_V (t_V wurde subtrahiert).	43
5.6	Simulierte und gemessene Druckverläufe einer Maisstärke/Luft-Explosion im 1 m^3 -Behälter mit $c = 500 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,35 \text{ s}$	44
5.7	Simulierte und gemessene Druckverläufe einer Maisstärke/Luft-Explosion im 1 m^3 -Behälter mit $c = 500 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,5 \text{ s}$	44
5.8	Simulierte und gemessene Druckverläufe einer Maisstärke/Luft-Explosion im 1 m^3 -Behälter mit $c = 500 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,8 \text{ s}$	45
5.9	Zeitlicher Verlauf von Druck p (oben) und kinetischer Turbulenzenergie k (unten) bei der Simulation von Maisstärke/Luft-Explosionen in einem geschlossenen 1 m^3 -Behälter. Parameter: $c = 500 \text{ g/m}^3$, $t_V = 0 \text{ s}$	48
5.10	Zeitlicher Verlauf von Druck p (oben) und kinetischer Turbulenzenergie k (unten) bei der Simulation von Maisstärke/Luft-Explosionen in einem geschlossenen 1 m^3 -Behälter. Parameter: $c = 500 \text{ g/m}^3$, $t_V = 0,3 \text{ s}$	49
5.11	Simulierte Druckverläufe unter Verwendung verschiedener Brennstoff-Dateien.	50
5.12	Vereinfachte Behältergeometrie mit Rohrleitung DN 100.	51
5.13	Bildsequenz aus der mit FLACS DustEx simulierten Flammenfrontfortpflanzung in einer Rohrleitung mit einem Maisstärke/Luft-Gemisch ($D_R = 100 \text{ mm}$, $c = 500 \text{ g/m}^3$, $t_V = 0,002 \text{ s}$).	53

5.14	Oben: Weg-Zeit-Diagramm der Flammenfront aus Versuch Nr. 27 mit Weg-Zeit-Diagrammen aus FLACS DustEx-Simulationen bei verschiedenen c und $D_R = 100$ mm. Unten: Zeitverschobene Weg-Zeit-Kurven aus dem oberen Diagramm.	54
5.15	Behälter (rechts), Rohrleitung (Mitte) und Ausschnitt der Umgebung (links) mit Grid modelliert in OpenFOAM [32].	57
5.16	Zeitliche Signalverläufe an den Flammensensoren bzw. Montitorpunkten F1, F5, F7 und F10 aus Versuch Nr. 33 und der entsprechenden OpenFOAM-Simulation.	58
5.17	Weg-Zeit-Kurven der Versuche Nr. 27 und 28 und der entsprechenden Simulation mit OpenFOAM.	59
5.18	Gemittelte Weg-Zeit-Kurve aus den Versuchen Nr. 27 und 28 mit Messunsicherheit und Weg-Zeit-Kurve der entsprechenden Simulation mit OpenFOAM.	59
5.19	Mittlere Flammenfrontgeschwindigkeit \bar{v}_F der Versuche Nr. 21 und 22 mit Messunsicherheit und v_F aus der entsprechenden Simulation mit OpenFOAM. Weiterhin v_M und v_t mit mittlerem Anteil an v_F	60
5.20	Mittlere Flammenfrontgeschwindigkeit \bar{v}_F der Versuche Nr. 27 und 28 mit Messunsicherheit und v_F aus der entsprechenden Simulation mit OpenFOAM. Weiterhin v_M und v_t mit mittlerem Anteil an v_F	60
5.21	Mittlere Flammenfrontgeschwindigkeit \bar{v}_F der Versuche Nr. 33 und 34 mit Messunsicherheit und v_F aus der entsprechenden Simulation mit OpenFOAM. Weiterhin v_M und v_t mit mittlerem Anteil an v_F	61
A.1	Zeitlicher Druckverlauf bei Maisstärke/Luft-Explosionen im geschlossenen 1 m ³ -Behälter mit $c = 250$ g/m ³ und Zündverzögerung $t_V = 0,35$ s.	80
A.2	Zeitlicher Druckverlauf bei Maisstärke/Luft-Explosionen im geschlossenen 1 m ³ -Behälter mit $c = 250$ g/m ³ und Zündverzögerung $t_V = 0,5$ s.	81
A.3	Zeitlicher Druckverlauf bei Maisstärke/Luft-Explosionen im geschlossenen 1 m ³ -Behälter mit $c = 250$ g/m ³ und Zündverzögerung $t_V = 0,8$ s.	81
A.4	Zeitlicher Druckverlauf bei Maisstärke/Luft-Explosionen im geschlossenen 1 m ³ -Behälter mit $c = 500$ g/m ³ und Zündverzögerung $t_V = 0,35$ s.	82
A.5	Zeitlicher Druckverlauf bei Maisstärke/Luft-Explosionen im geschlossenen 1 m ³ -Behälter mit $c = 500$ g/m ³ und Zündverzögerung $t_V = 0,5$ s.	82
A.6	Zeitlicher Druckverlauf bei Maisstärke/Luft-Explosionen im geschlossenen 1 m ³ -Behälter mit $c = 500$ g/m ³ und Zündverzögerung $t_V = 0,8$ s.	83
A.7	Zeitlicher Druckverlauf bei Maisstärke/Luft-Explosionen im geschlossenen 1 m ³ -Behälter mit $c = 1000$ g/m ³ und Zündverzögerung $t_V = 0,35$ s.	83
A.8	Zeitlicher Druckverlauf bei Maisstärke/Luft-Explosionen im geschlossenen 1 m ³ -Behälter mit $c = 1000$ g/m ³ und Zündverzögerung $t_V = 0,5$ s.	84

A.9	Zeitlicher Druckverlauf bei Maisstärke/Luft-Explosionen im geschlossenen 1 m ³ -Behälter mit $c = 1000 \text{ g/m}^3$ und Zündverzögerung $t_V = 0,8 \text{ s}$.	84
A.10	Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 14 und 15. Parameter: $D_R = \text{DN } 80$, $c = 250 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,8 \text{ s}$.	85
A.11	Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 7 und 8. Parameter: $D_R = \text{DN } 80$, $c = 500 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,35 \text{ s}$.	86
A.12	Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 1 und 2. Parameter: $D_R = \text{DN } 80$, $c = 500 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,5 \text{ s}$.	86
A.13	Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 13 und 16. Parameter: $D_R = \text{DN } 80$, $c = 500 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,8 \text{ s}$.	87
A.14	Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 11 und 12. Parameter: $D_R = \text{DN } 80$, $c = 1000 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,35 \text{ s}$.	87
A.15	Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 5 und 6. Parameter: $D_R = \text{DN } 80$, $c = 1000 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,5 \text{ s}$.	88
A.16	Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 17 und 18. Parameter: $D_R = \text{DN } 80$, $c = 1000 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,8 \text{ s}$.	88
A.17	Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 19 und 20. Parameter: $D_R = \text{DN } 100$, $c = 250 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,35 \text{ s}$.	89
A.18	Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 21 und 22. Parameter: $D_R = \text{DN } 100$, $c = 250 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,5 \text{ s}$.	89
A.19	Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 23 und 24. Parameter: $D_R = \text{DN } 100$, $c = 250 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,8 \text{ s}$.	90
A.20	Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 25 und 26. Parameter: $D_R = \text{DN } 100$, $c = 500 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,35 \text{ s}$.	90
A.21	Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 27 und 28. Parameter: $D_R = \text{DN } 100$, $c = 500 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,5 \text{ s}$.	91
A.22	Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 29 und 30. Parameter: $D_R = \text{DN } 100$, $c = 500 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,8 \text{ s}$.	91
A.23	Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 31 und 32. Parameter: $D_R = \text{DN } 100$, $c = 1000 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,35 \text{ s}$.	92
A.24	Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 33 und 34. Parameter: $D_R = \text{DN } 100$, $c = 1000 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,5 \text{ s}$.	92
A.25	Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 35 und 36. Parameter: $D_R = \text{DN } 100$, $c = 1000 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,8 \text{ s}$.	93
A.26	Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 45 und 46. Parameter: $D_R = \text{DN } 125$, $c = 250 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,35 \text{ s}$.	93
A.27	Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 43 und 44. Parameter: $D_R = \text{DN } 125$, $c = 250 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,5 \text{ s}$.	94
A.28	Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 47 und 48. Parameter: $D_R = \text{DN } 125$, $c = 250 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,8 \text{ s}$.	94

A.29	Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 39 und 40. Parameter: $D_R = \text{DN } 125$, $c = 500 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,35 \text{ s}$	95
A.30	Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 37 und 38. Parameter: $D_R = \text{DN } 125$, $c = 500 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,5 \text{ s}$	95
A.31	Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 41 und 42. Parameter: $D_R = \text{DN } 125$, $c = 500 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,8 \text{ s}$	96
A.32	Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 51 und 52. Parameter: $D_R = \text{DN } 125$, $c = 1000 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,35 \text{ s}$	96
A.33	Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 49 und 50. Parameter: $D_R = \text{DN } 125$, $c = 1000 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,5 \text{ s}$	97
A.34	Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 53 und 54. Parameter: $D_R = \text{DN } 125$, $c = 1000 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,8 \text{ s}$	97
B.1	Simulierte Druckkurven einer Staubexplosionen mit $c = 250 \text{ g/m}^3$ in Abhängigkeit von der Zündverzögerungszeit. Anfangsbedingungen: $u_c =$ 30 m/s , $I = 0,2$, $l = 0,07 \text{ m}$	102
B.2	Simulierte Druckkurven einer Staubexplosionen mit $c = 1000 \text{ g/m}^3$ in Abhängigkeit von der Zündverzögerungszeit. Anfangsbedingungen: $u_c =$ 30 m/s , $I = 0,2$, $l = 0,07 \text{ m}$	103
B.3	Zeitlicher Verlauf von Druck p (oben) und kinetischer Turbulenzenergie k (unten) bei der Simulation von Maisstärke/Luft-Explosionen in einem geschlossenen 1 m^3 -Behälter. Parameter: $c = 500 \text{ g/m}^3$, $t_V = 0,1 \text{ s}$	104
B.4	Zeitlicher Verlauf von Druck p (oben) und kinetischer Turbulenzenergie k (unten) bei der Simulation von Maisstärke/Luft-Explosionen in einem geschlossenen 1 m^3 -Behälter. Parameter: $c = 500 \text{ g/m}^3$, $t_V = 0,2 \text{ s}$	105
B.5	Weg-Zeit-Kurven der Versuche Nr. 1 und 2 und der entsprechenden Si- mulation mit OpenFOAM.	107
B.6	Gemittelte Weg-Zeit-Kurve aus den Versuchen Nr. 1 und 2 mit Mes- sunsicherheit und Weg-Zeit-Kurve der entsprechenden Simulation mit OpenFOAM.	107
B.7	Weg-Zeit-Kurven der Versuche Nr. 21 und 21 und der entsprechenden Simulation mit OpenFOAM.	108
B.8	Gemittelte Weg-Zeit-Kurve aus den Versuchen Nr. 21 und 22 mit Mes- sunsicherheit und Weg-Zeit-Kurve der entsprechenden Simulation mit OpenFOAM.	108
B.9	Weg-Zeit-Kurven der Versuche Nr. 31 und 32 und der entsprechenden Simulation mit OpenFOAM.	109
B.10	Gemittelte Weg-Zeit-Kurve aus den Versuchen Nr. 31 und 32 mit Mes- sunsicherheit und Weg-Zeit-Kurve der entsprechenden Simulation mit OpenFOAM.	109

B.11 Weg-Zeit-Kurven der Versuche Nr. 33 und 34 und der entsprechenden Simulation mit OpenFOAM.	110
B.12 Gemittelte Weg-Zeit-Kurve aus den Versuchen Nr. 33 und 34 mit Messunsicherheit und Weg-Zeit-Kurve der entsprechenden Simulation mit OpenFOAM.	110
B.13 Weg-Zeit-Kurven der Versuche Nr. 35 und 36 und der entsprechenden Simulation mit OpenFOAM.	111
B.14 Gemittelte Weg-Zeit-Kurve aus den Versuchen Nr. 35 und 36 mit Messunsicherheit und Weg-Zeit-Kurve der entsprechenden Simulation mit OpenFOAM.	111
B.15 Weg-Zeit-Kurven der Versuche Nr. 37 und 38 und der entsprechenden Simulation mit OpenFOAM.	112
B.16 Gemittelte Weg-Zeit-Kurve aus den Versuchen Nr. 37 und 38 mit Messunsicherheit und Weg-Zeit-Kurve der entsprechenden Simulation mit OpenFOAM.	112
B.17 Mittlere Flammenfrontgeschwindigkeit \bar{v}_F der Versuche Nr. 1 und 2 mit Messunsicherheit und v_F aus der entsprechenden Simulation mit OpenFOAM. Weiterhin v_M und v_t mit mittlerem Anteil an v_F	113
B.18 Mittlere Flammenfrontgeschwindigkeit \bar{v}_F der Versuche Nr. 31 und 32 mit Messunsicherheit und v_F aus der entsprechenden Simulation mit OpenFOAM. Weiterhin v_M und v_t mit mittlerem Anteil an v_F	113
B.19 Mittlere Flammenfrontgeschwindigkeit \bar{v}_F der Versuche Nr. 35 und 36 mit Messunsicherheit und v_F aus der entsprechenden Simulation mit OpenFOAM. Weiterhin v_M und v_t mit mittlerem Anteil an v_F	114
B.20 Mittlere Flammenfrontgeschwindigkeit \bar{v}_F der Versuche Nr. 37 und 38 mit Messunsicherheit und v_F aus der entsprechenden Simulation mit OpenFOAM. Weiterhin v_M und v_t mit mittlerem Anteil an v_F	114
C.1 Konstruktionszeichnung Flansch DN 80 [20].	116
C.2 Konstruktionszeichnung Flansch DN 100 [20].	117
C.3 Konstruktionszeichnung Flansch DN 125 [20].	118
C.4 Konstruktionszeichnung Flansch Mantelrohr Behälterseite [20].	119
C.5 Konstruktionszeichnung Flansch Mantelrohr Rohrseite [20].	120
C.6 Konstruktionszeichnung Rohr DN 80 zusammengebaut [20].	121
C.7 Konstruktionszeichnung Rohr DN 125 zusammengebaut [20].	122
C.8 Konstruktionszeichnung Mantelrohr zusammengebaut [20].	123
C.9 Konstruktionszeichnung gesamte Rohrstrecke DN 80 [20].	124
C.10 CAD-Grafik des Versuchsaufbaus mit Rohrstrecke DN 80 [20].	125

Tabellenverzeichnis

2.1	Laminare Flammgeschwindigkeit bei Maisstärke-Deflagrationen [29].	9
3.1	Innendurchmesser und Längen der verwendeten Rohrleitungen.	14
3.2	Vergleich wichtiger Kenndaten der Fotodioden BPW34 und BPW24r. Die vollständigen Datenblätter finden sich in Anhang C.	16
4.1	Staubkonzentration c und Zündverzögerungszeit t_V bei den Versuchen am geschlossenen Behälter.	23
4.2	\bar{p}_{ex} und $(\overline{dp/dt})_{\text{ex}}$ mit Messunsicherheit in Abhängigkeit von c und t_V . .	23
5.1	Simulationsmatrix bei der Turbulenzuntersuchung.	46
5.2	Matrix bei der Simulation der Versuche im Behälter mit Rohrleitung. .	52
A.1	Messergebnisse: p_{red} , $(dp/dt)_{\text{red}}$, $v_{\text{F,max}}$ für Rohrdurchmesser DN 80. . .	98
A.2	Messergebnisse: p_{red} , $(dp/dt)_{\text{red}}$, $v_{\text{F,max}}$ für Rohrdurchmesser DN 100. . .	99
A.3	Messergebnisse: p_{red} , $(dp/dt)_{\text{red}}$, $v_{\text{F,max}}$ für Rohrdurchmesser DN 125. . .	100
A.4	Parameter und p_{red} sowie $(dp/dt)_{\text{red}}$ der Versuche mit Glasrohr.	100
A.5	Mittelwerte: \bar{p}_{red} , $(\overline{dp/dt})_{\text{red}}$, $\bar{v}_{\text{F,max}}$ für Rohrdurchmesser DN 80.	101
A.6	Mittelwerte: \bar{p}_{red} , $(\overline{dp/dt})_{\text{red}}$, $\bar{v}_{\text{F,max}}$ für Rohrdurchmesser DN 100.	101
A.7	Mittelwerte: \bar{p}_{red} , $(\overline{dp/dt})_{\text{red}}$, $\bar{v}_{\text{F,max}}$ für Rohrdurchmesser DN 125.	101

A Messdaten

A.1 Druckkurven im geschlossenen Behälter

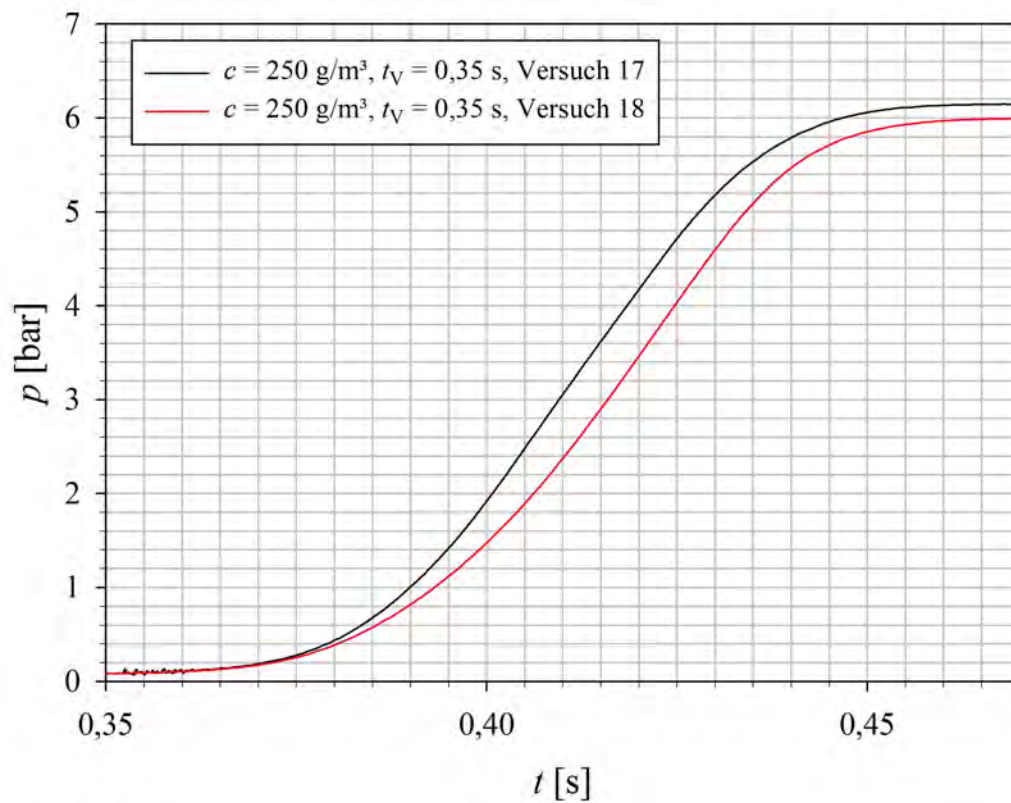


Abbildung A.1: Zeitlicher Druckverlauf bei Maisstärke/Luft-Explosionen im geschlossenen 1 m^3 -Behälter mit $c = 250 \text{ g/m}^3$ und Zündverzögerung $t_V = 0,35 \text{ s}$.

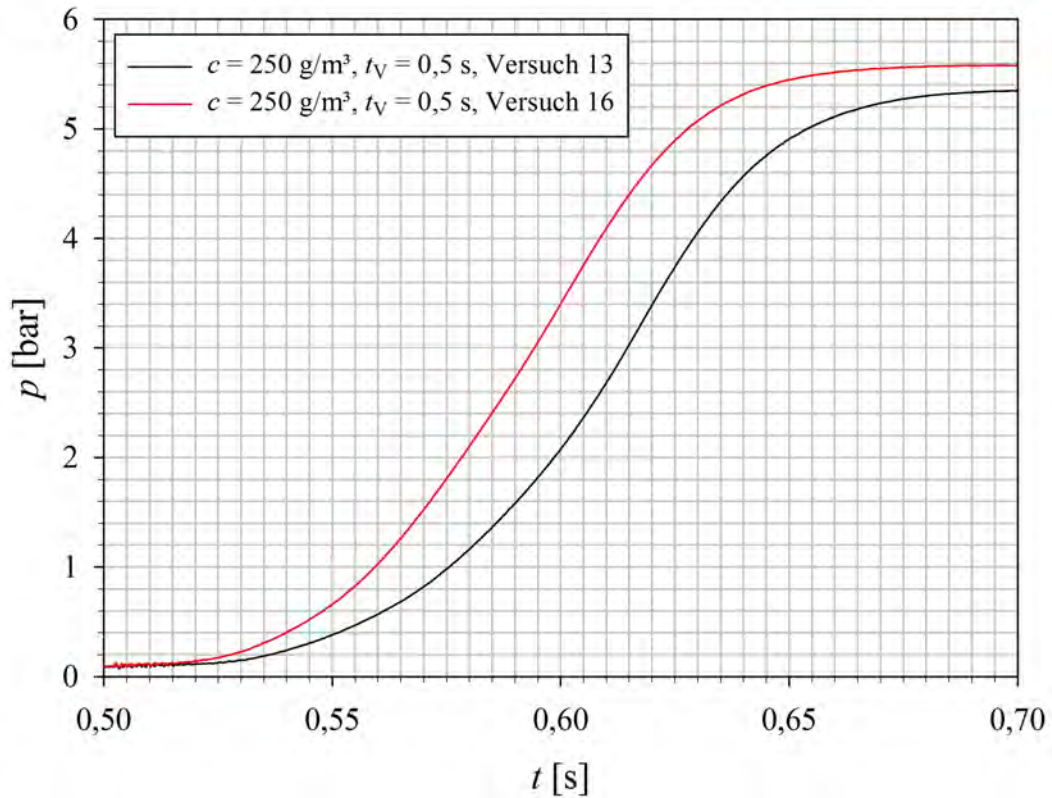


Abbildung A.2: Zeitlicher Druckverlauf bei Maisstärke/Luft-Explosionen im geschlossenen 1 m^3 -Behälter mit $c = 250 \text{ g/m}^3$ und Zündverzögerung $t_V = 0,5 \text{ s}$.

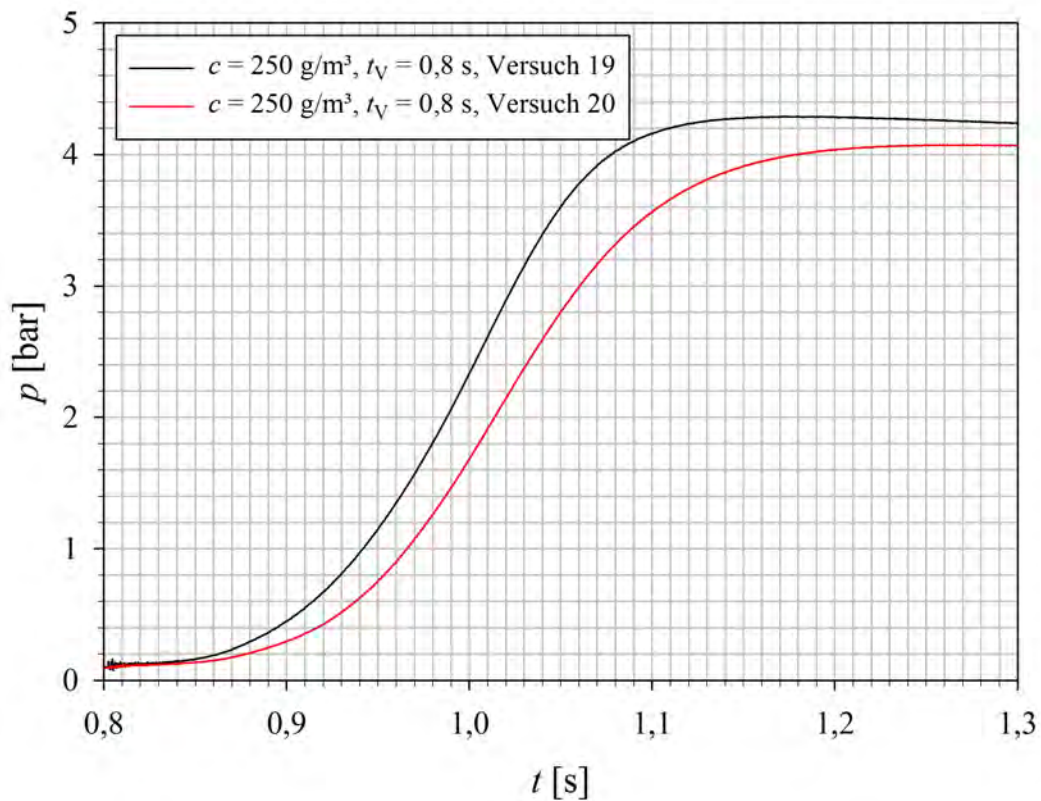


Abbildung A.3: Zeitlicher Druckverlauf bei Maisstärke/Luft-Explosionen im geschlossenen 1 m^3 -Behälter mit $c = 250 \text{ g/m}^3$ und Zündverzögerung $t_V = 0,8 \text{ s}$.

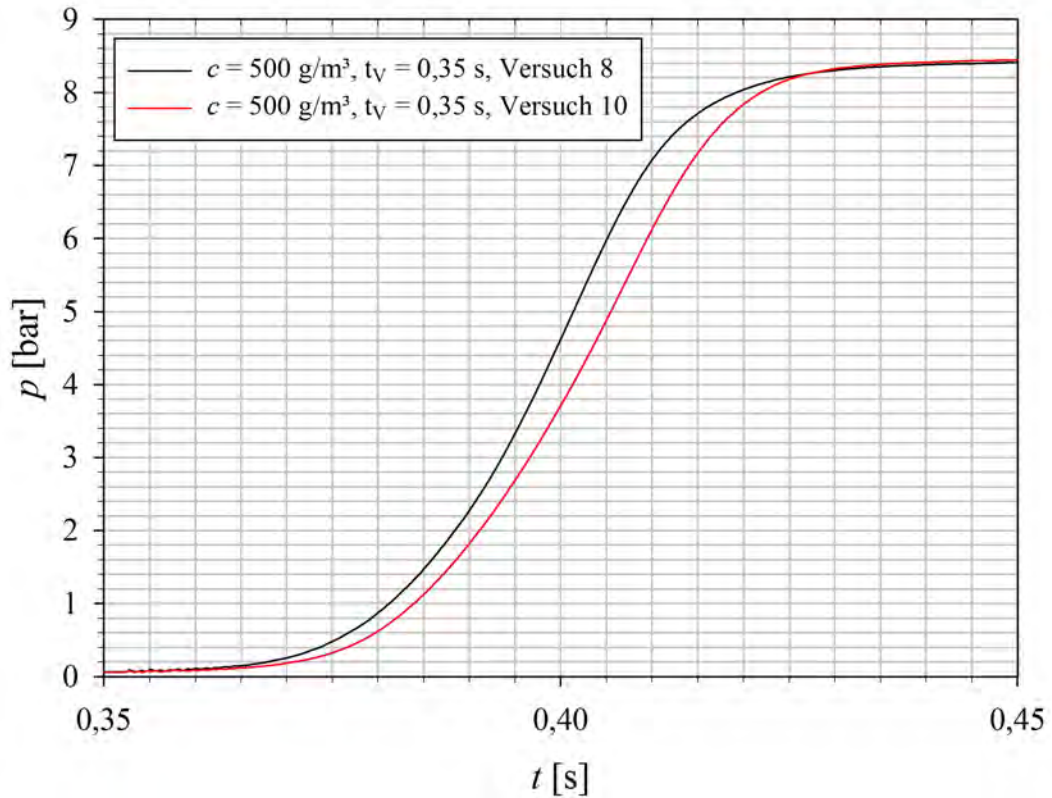


Abbildung A.4: Zeitlicher Druckverlauf bei Maisstärke/Luft-Explosionen im geschlossenen 1 m³-Behälter mit $c = 500 \text{ g/m}^3$ und Zündverzögerung $t_V = 0,35 \text{ s}$.

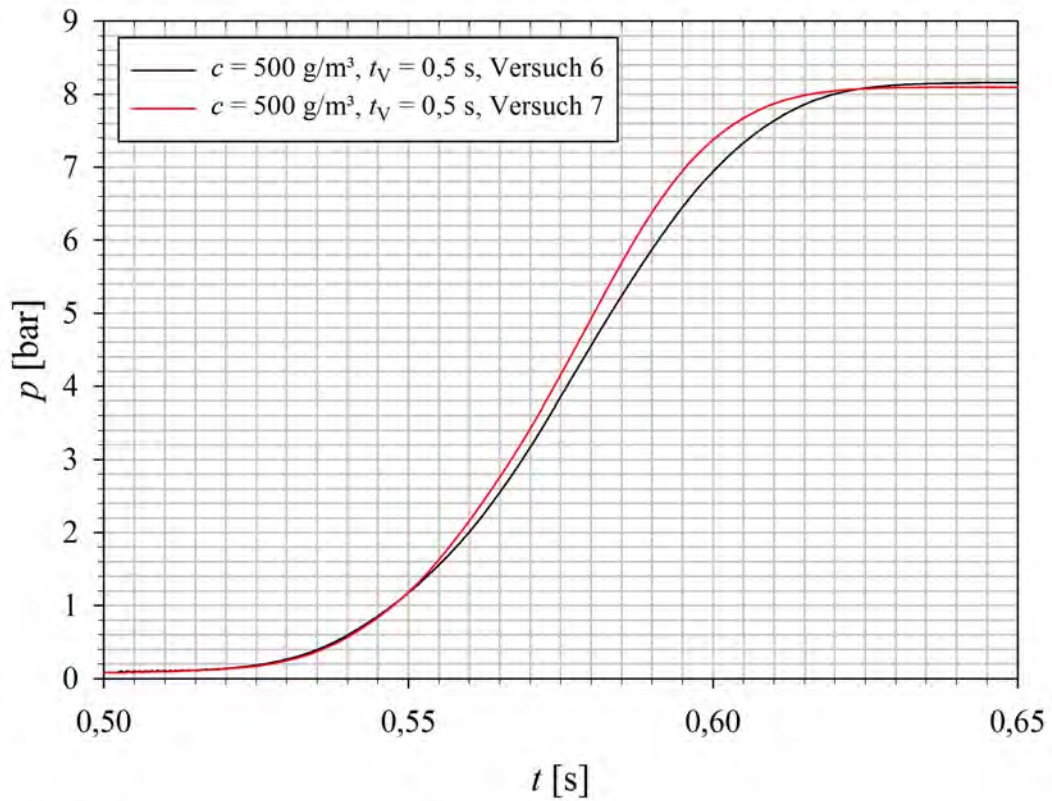


Abbildung A.5: Zeitlicher Druckverlauf bei Maisstärke/Luft-Explosionen im geschlossenen 1 m³-Behälter mit $c = 500 \text{ g/m}^3$ und Zündverzögerung $t_V = 0,5 \text{ s}$.

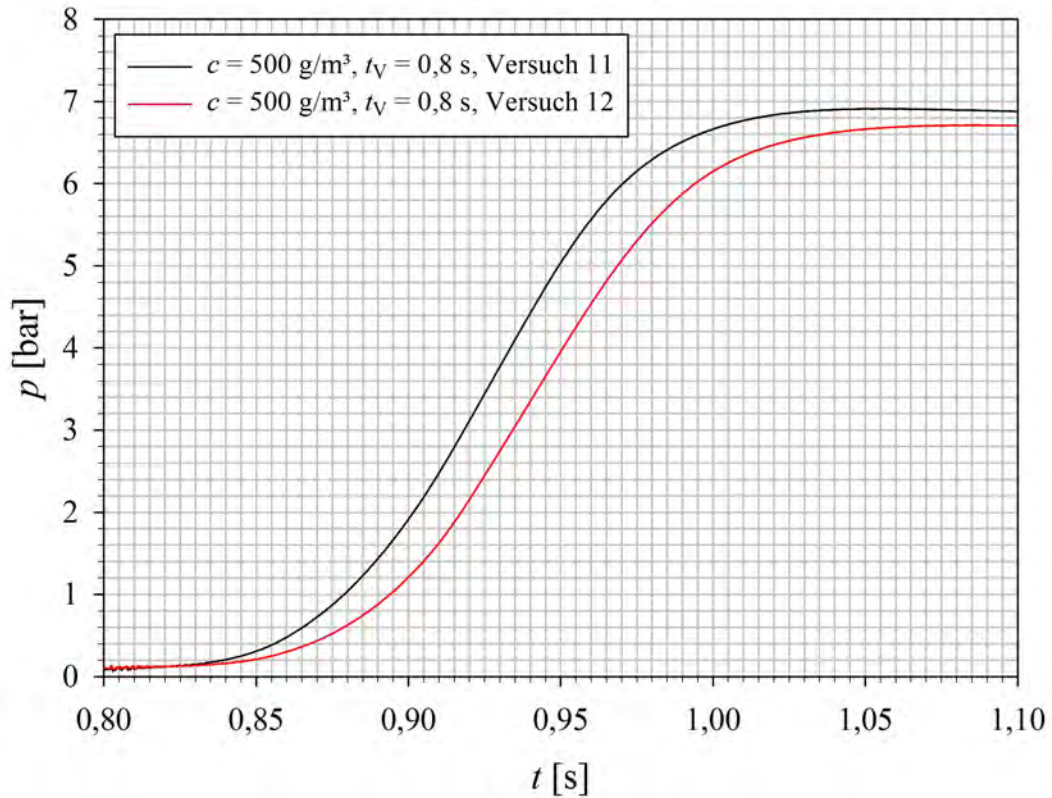


Abbildung A.6: Zeitlicher Druckverlauf bei Maisstärke/Luft-Explosionen im geschlossenen 1 m^3 -Behälter mit $c = 500 \text{ g/m}^3$ und Zündverzögerung $t_V = 0,8 \text{ s}$.

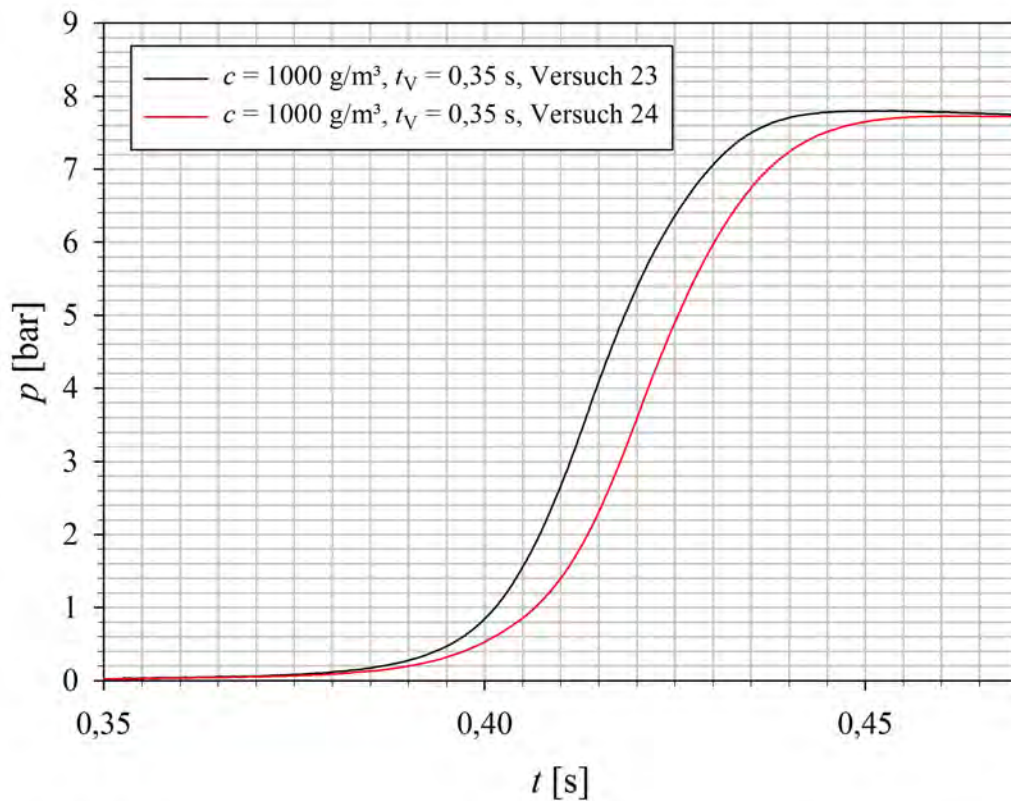


Abbildung A.7: Zeitlicher Druckverlauf bei Maisstärke/Luft-Explosionen im geschlossenen 1 m^3 -Behälter mit $c = 1000 \text{ g/m}^3$ und Zündverzögerung $t_V = 0,35 \text{ s}$.

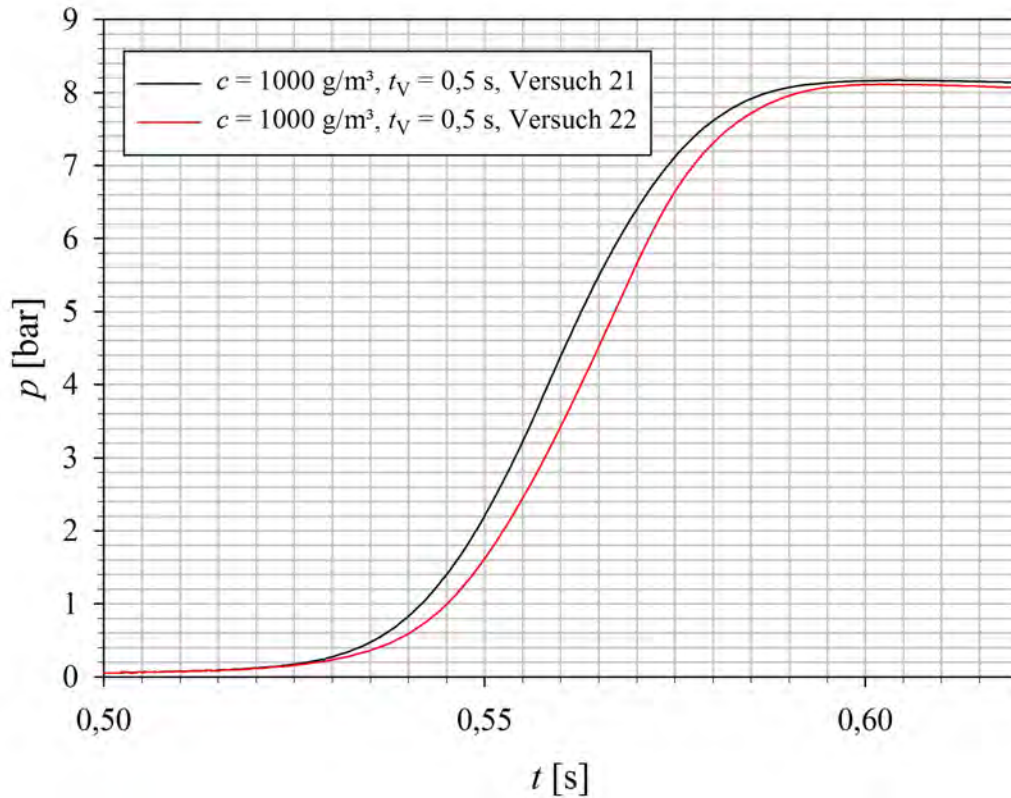


Abbildung A.8: Zeitlicher Druckverlauf bei Maisstärke/Luft-Explosionen im geschlossenen 1 m^3 -Behälter mit $c = 1000 \text{ g/m}^3$ und Zündverzögerung $t_V = 0,5 \text{ s}$.

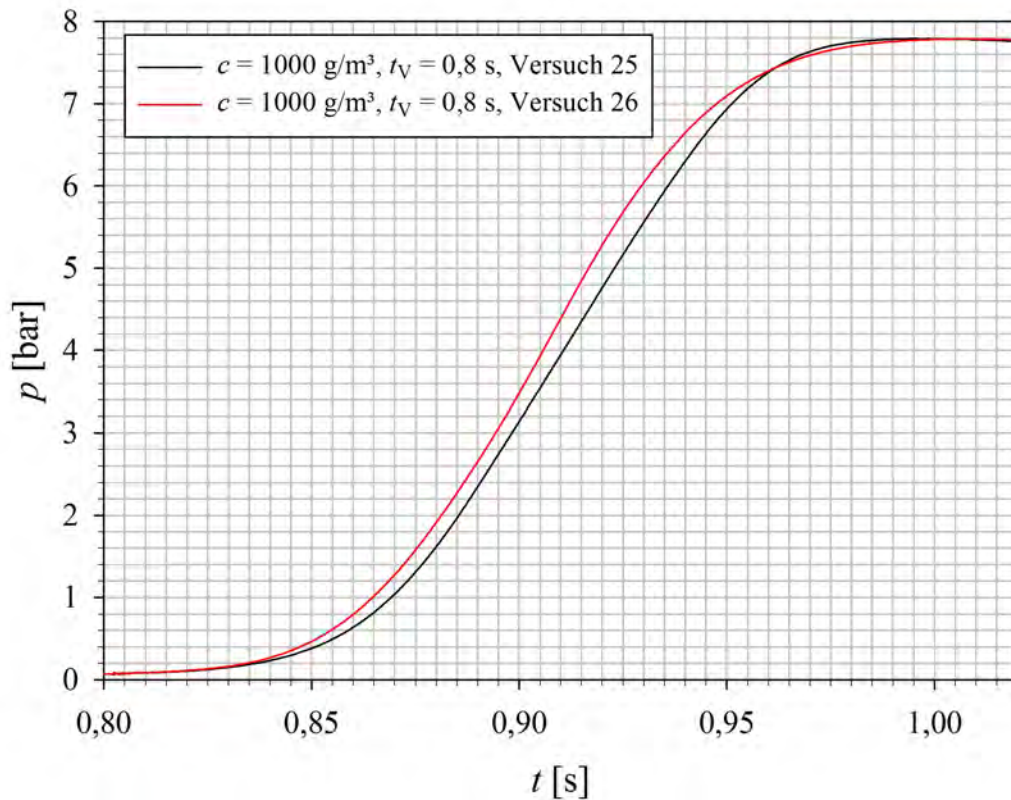


Abbildung A.9: Zeitlicher Druckverlauf bei Maisstärke/Luft-Explosionen im geschlossenen 1 m^3 -Behälter mit $c = 1000 \text{ g/m}^3$ und Zündverzögerung $t_V = 0,8 \text{ s}$.

A.2 Flammenfrontgeschwindigkeiten

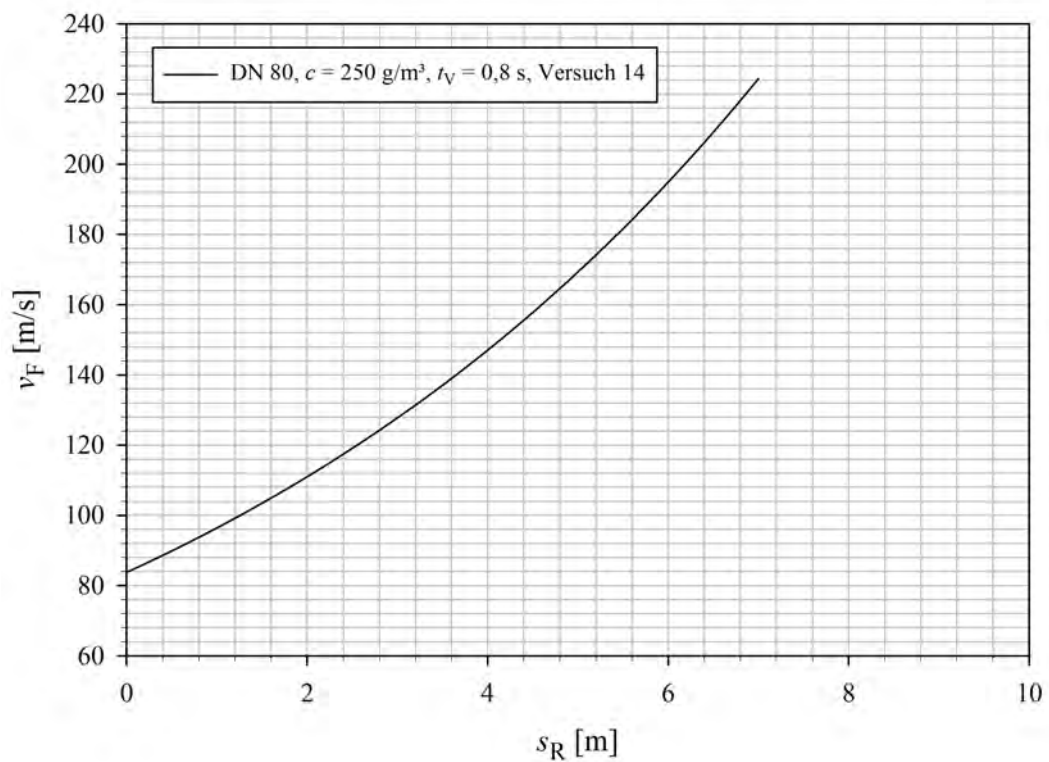


Abbildung A.10: Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 14 und 15. Parameter: $D_R = \text{DN } 80$, $c = 250 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,8 \text{ s}$.

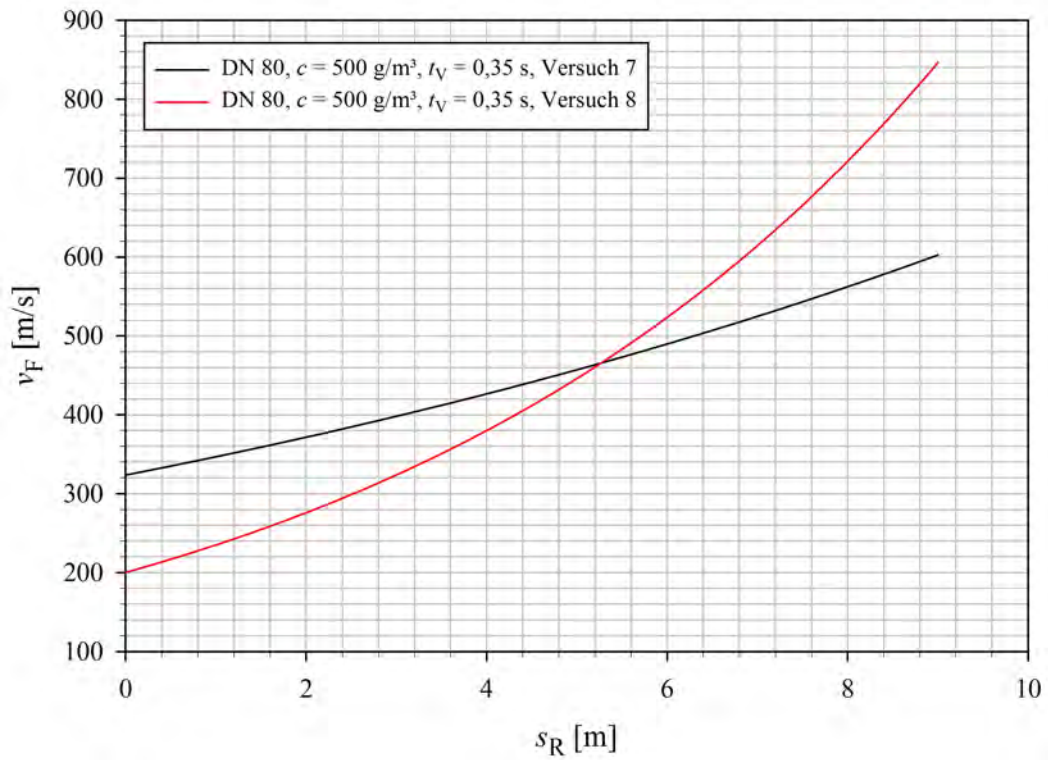


Abbildung A.11: Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 7 und 8. Parameter: $D_R = \text{DN } 80$, $c = 500 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,35 \text{ s}$.

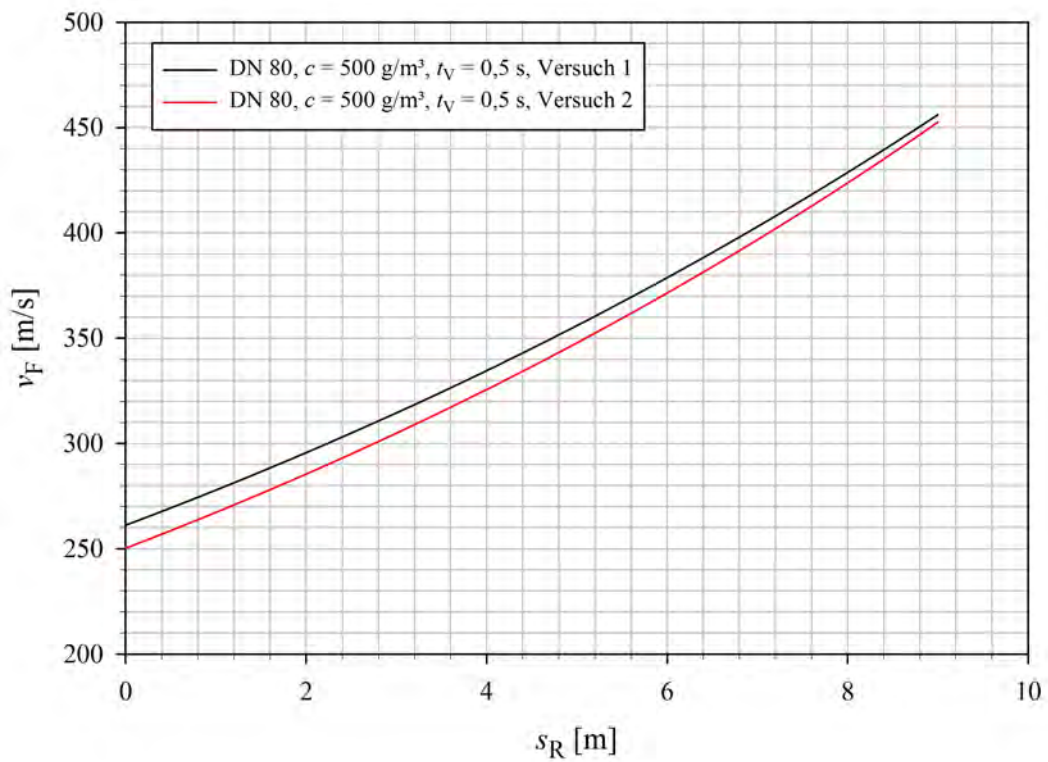


Abbildung A.12: Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 1 und 2. Parameter: $D_R = \text{DN } 80$, $c = 500 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,5 \text{ s}$.

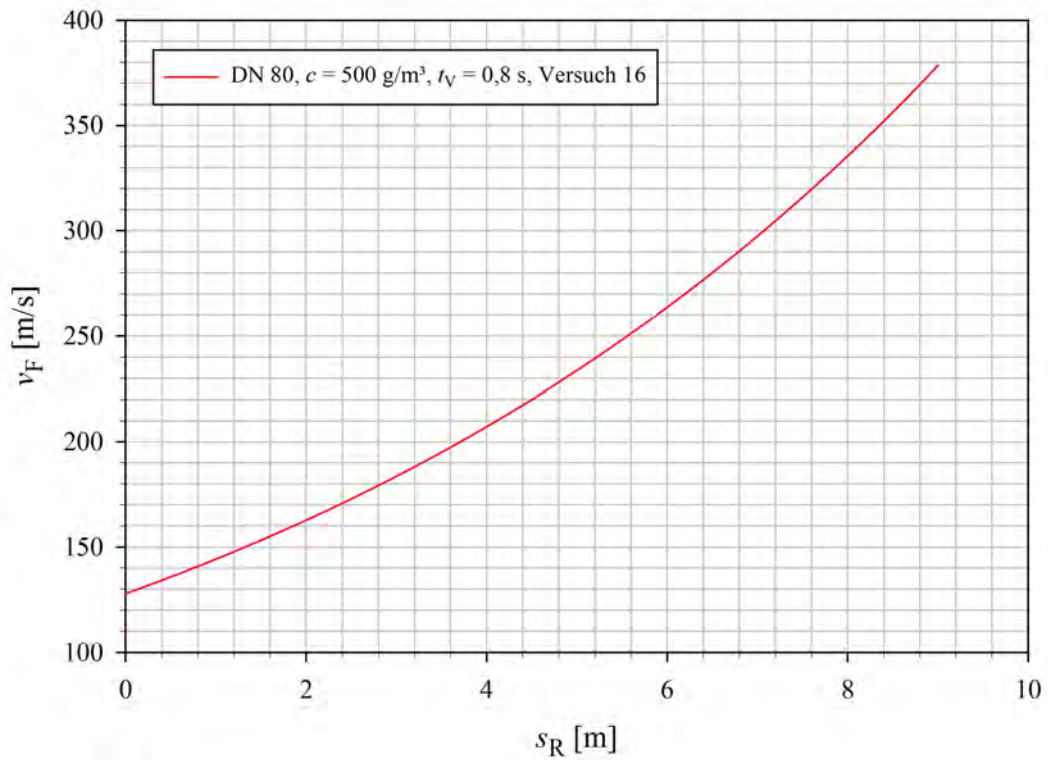


Abbildung A.13: Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 13 und 16. Parameter: $D_R = \text{DN } 80$, $c = 500 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,8 \text{ s}$.

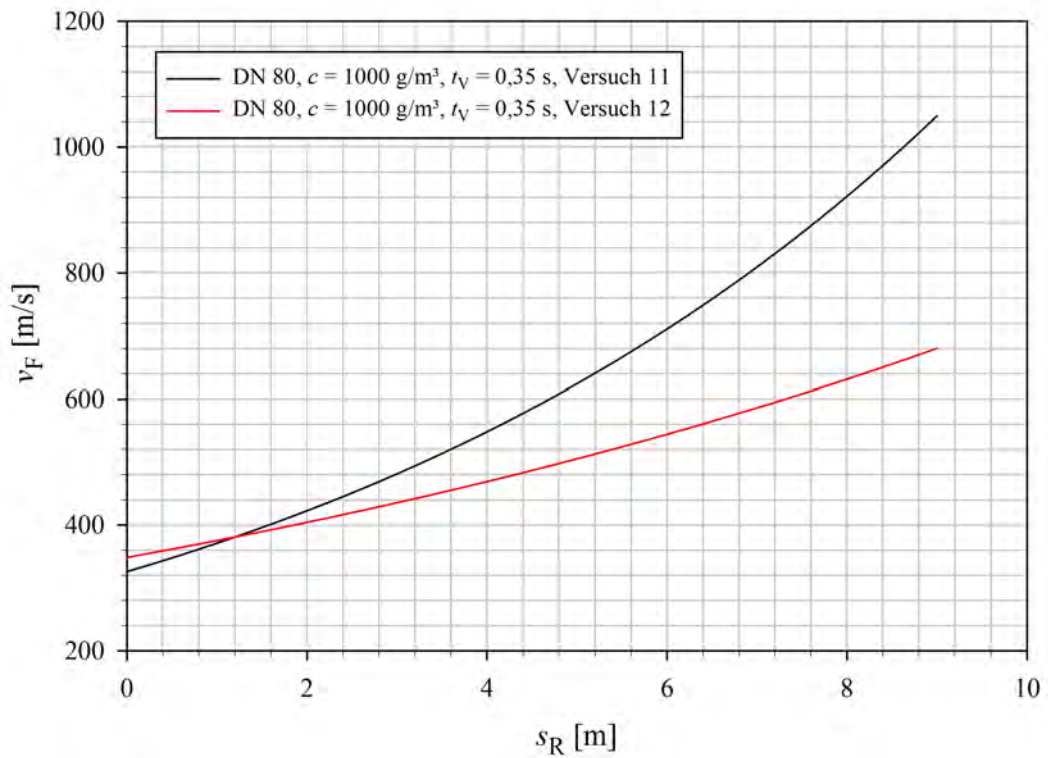


Abbildung A.14: Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 11 und 12. Parameter: $D_R = \text{DN } 80$, $c = 1000 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,35 \text{ s}$.

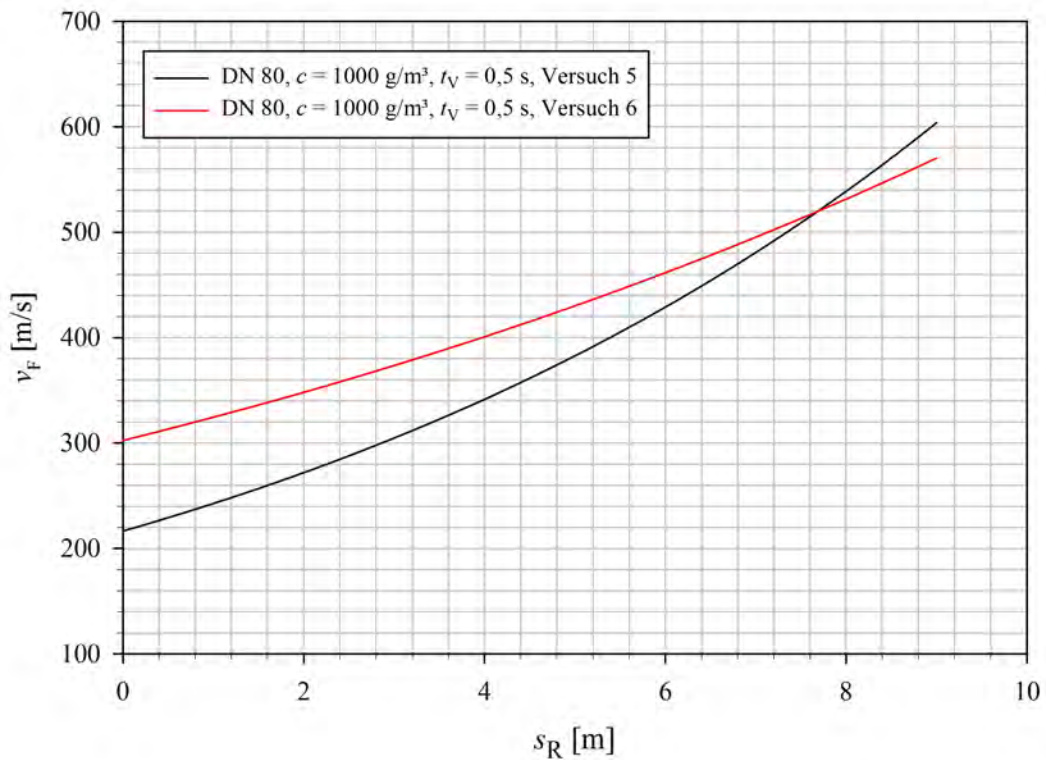


Abbildung A.15: Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 5 und 6. Parameter: $D_R = \text{DN } 80$, $c = 1000 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,5 \text{ s}$.

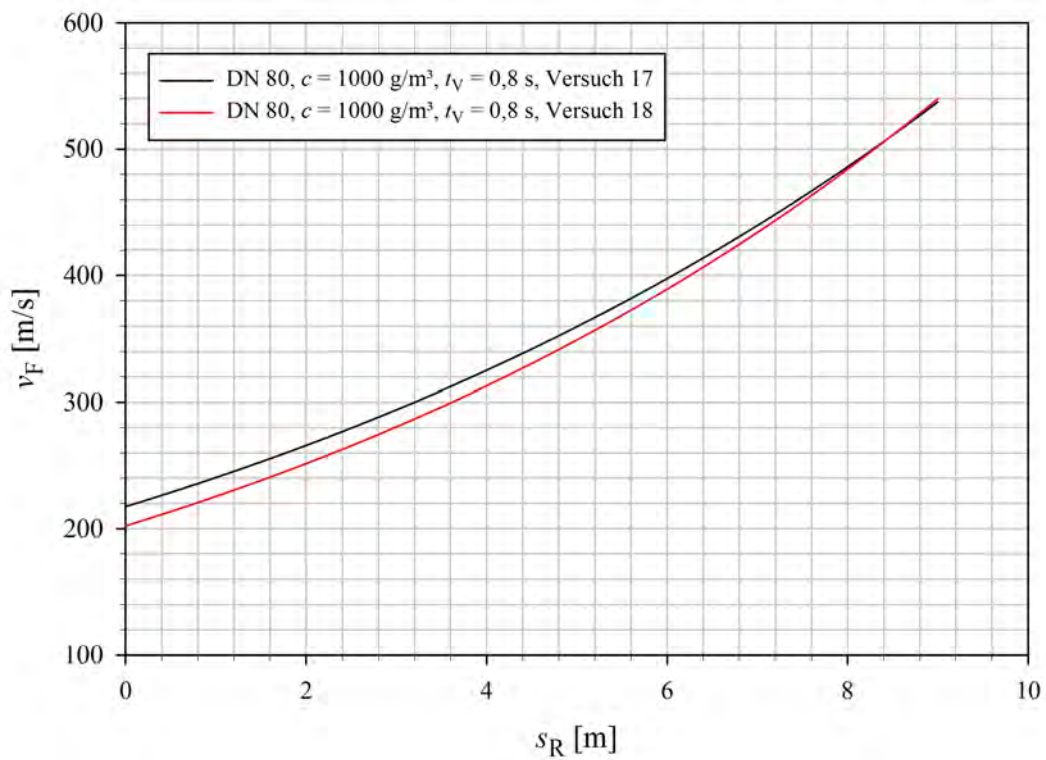


Abbildung A.16: Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 17 und 18. Parameter: $D_R = \text{DN } 80$, $c = 1000 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,8 \text{ s}$.

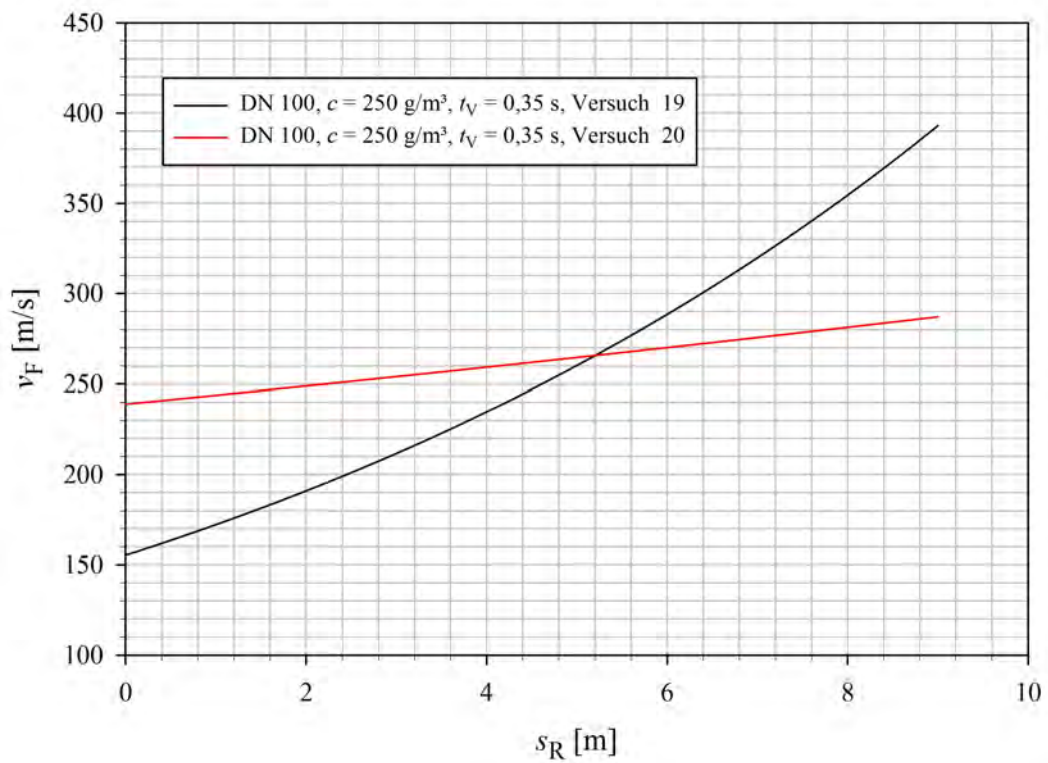


Abbildung A.17: Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 19 und 20. Parameter: $D_R = \text{DN } 100$, $c = 250 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,35 \text{ s}$.

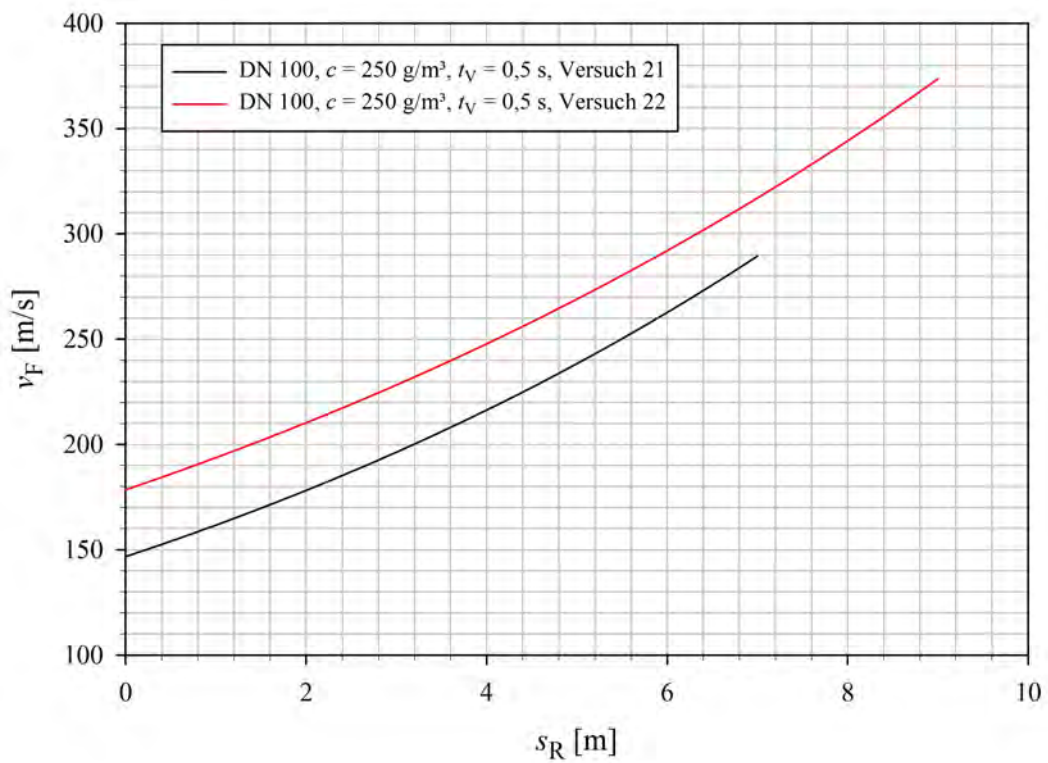


Abbildung A.18: Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 21 und 22. Parameter: $D_R = \text{DN } 100$, $c = 250 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,5 \text{ s}$.

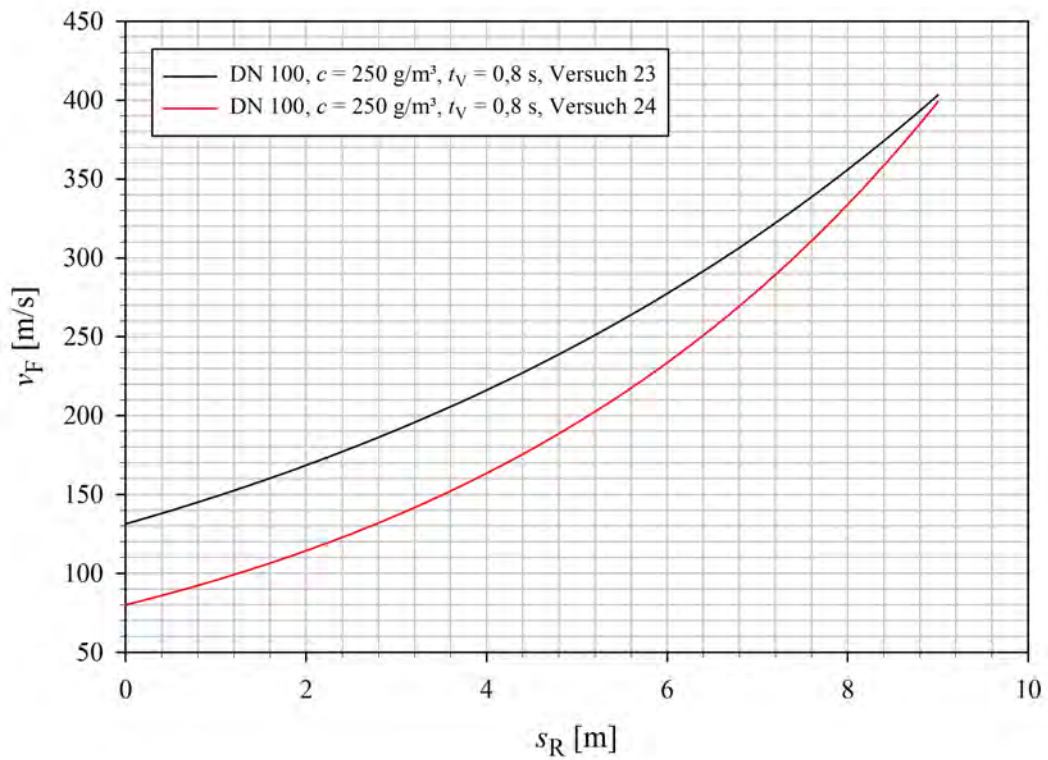


Abbildung A.19: Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 23 und 24. Parameter: $D_R = \text{DN } 100$, $c = 250 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,8 \text{ s}$.

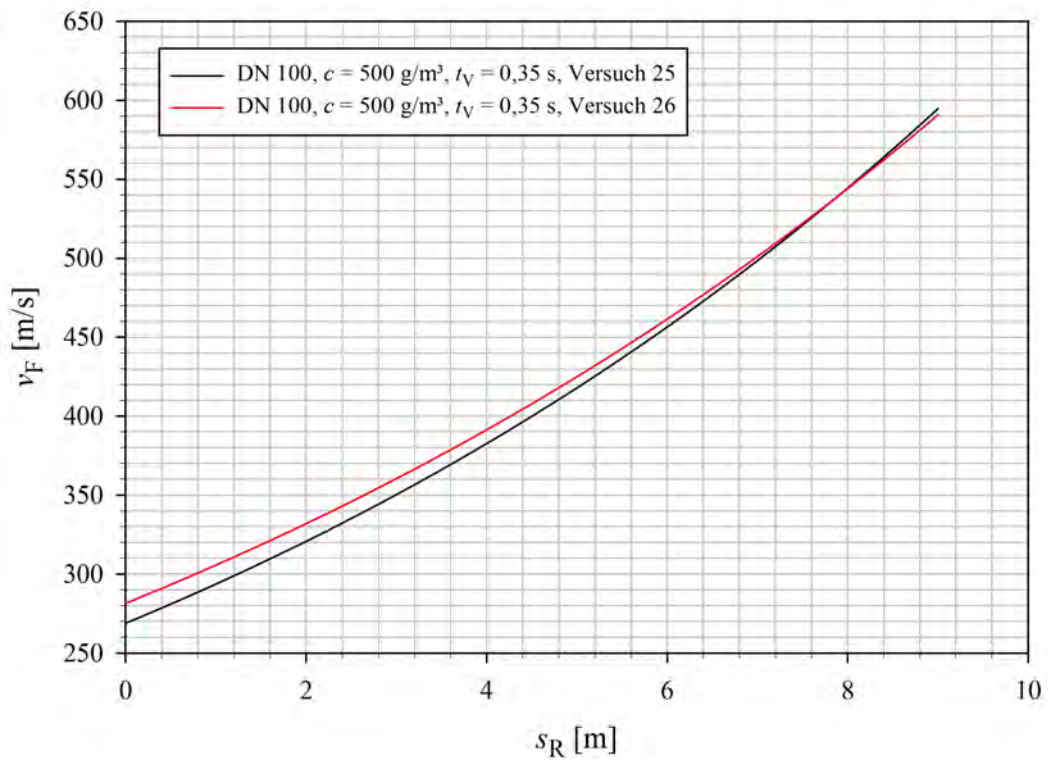


Abbildung A.20: Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 25 und 26. Parameter: $D_R = \text{DN } 100$, $c = 500 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,35 \text{ s}$.

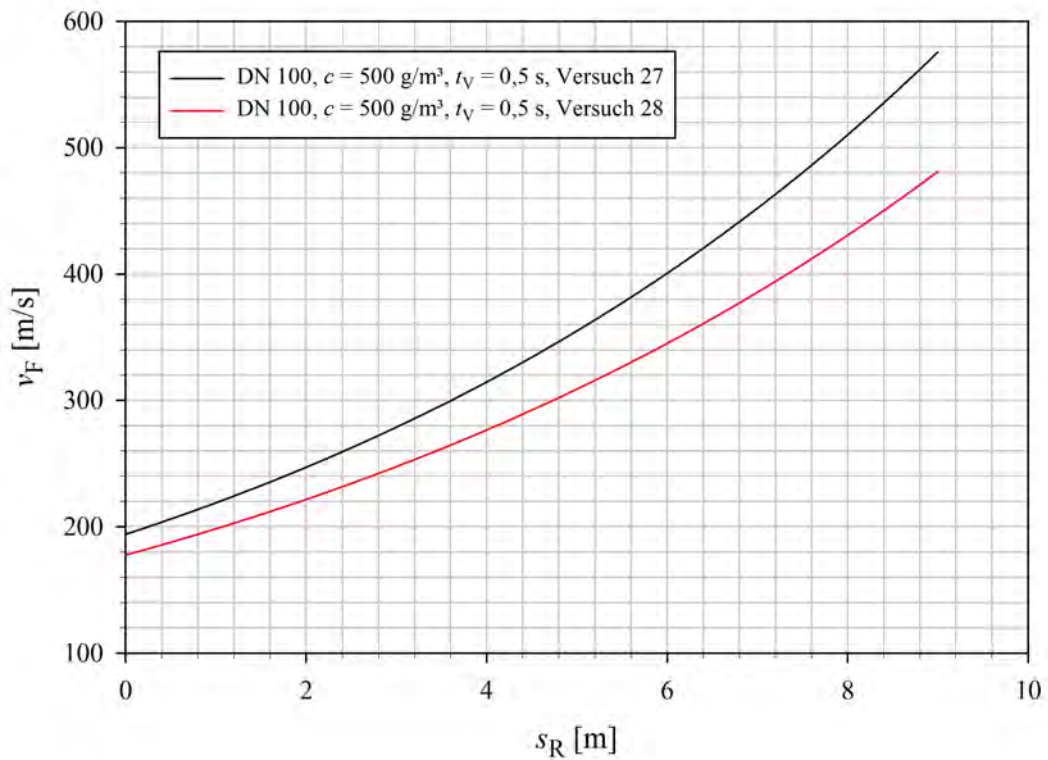


Abbildung A.21: Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 27 und 28. Parameter: $D_R = \text{DN } 100$, $c = 500 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,5 \text{ s}$.

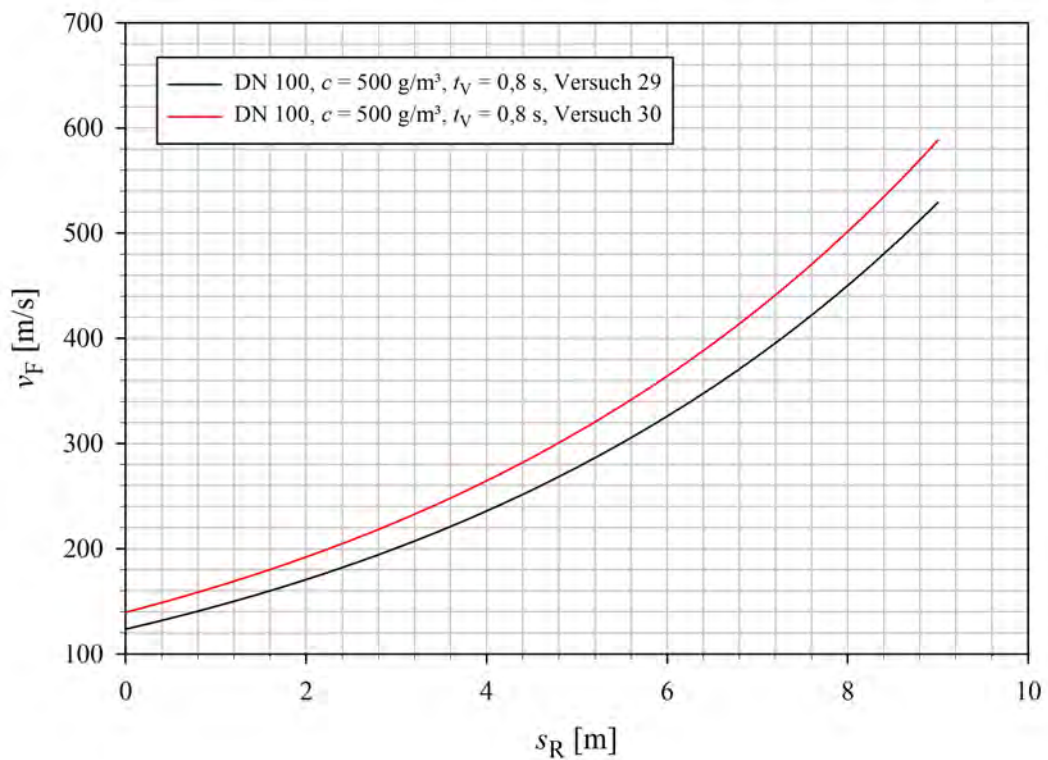


Abbildung A.22: Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 29 und 30. Parameter: $D_R = \text{DN } 100$, $c = 500 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,8 \text{ s}$.

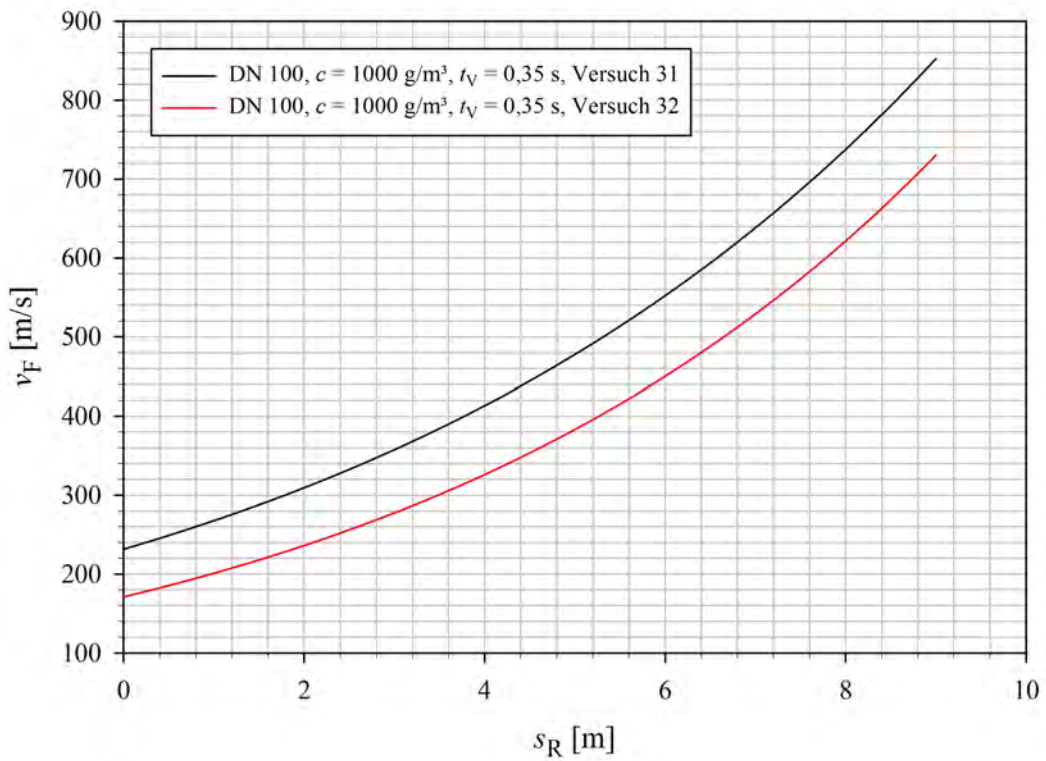


Abbildung A.23: Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 31 und 32. Parameter: $D_R = \text{DN } 100$, $c = 1000 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,35 \text{ s}$.

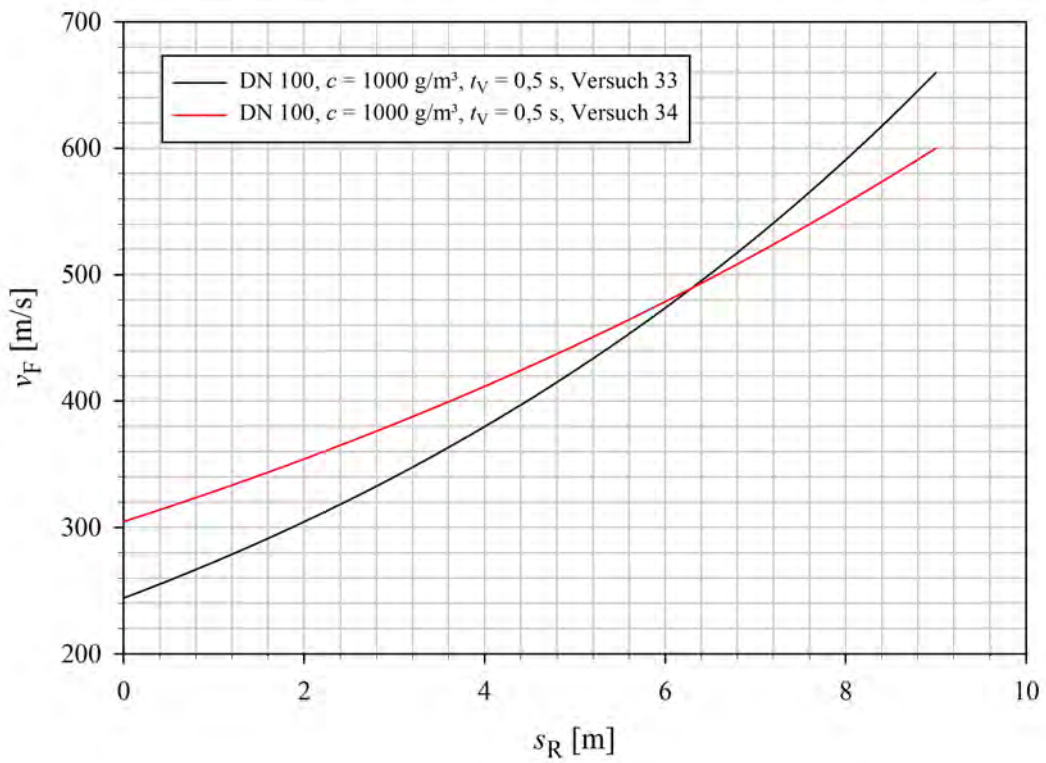


Abbildung A.24: Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 33 und 34. Parameter: $D_R = \text{DN } 100$, $c = 1000 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,5 \text{ s}$.

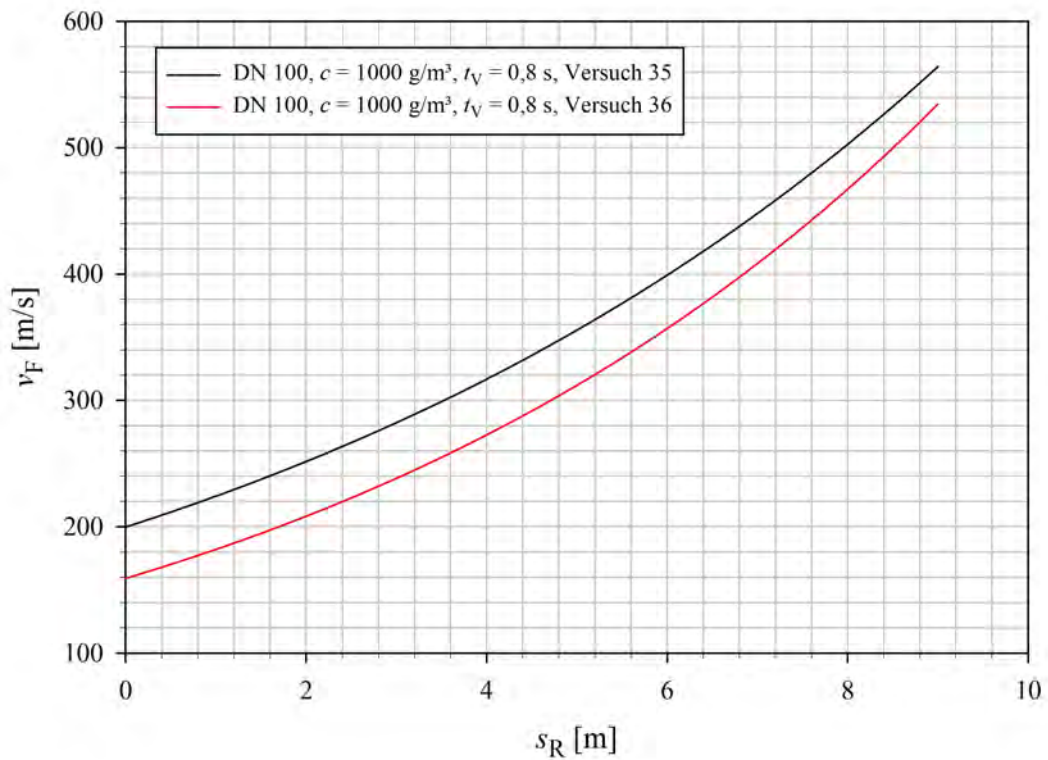


Abbildung A.25: Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 35 und 36. Parameter: $D_R = \text{DN } 100$, $c = 1000 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,8 \text{ s}$.

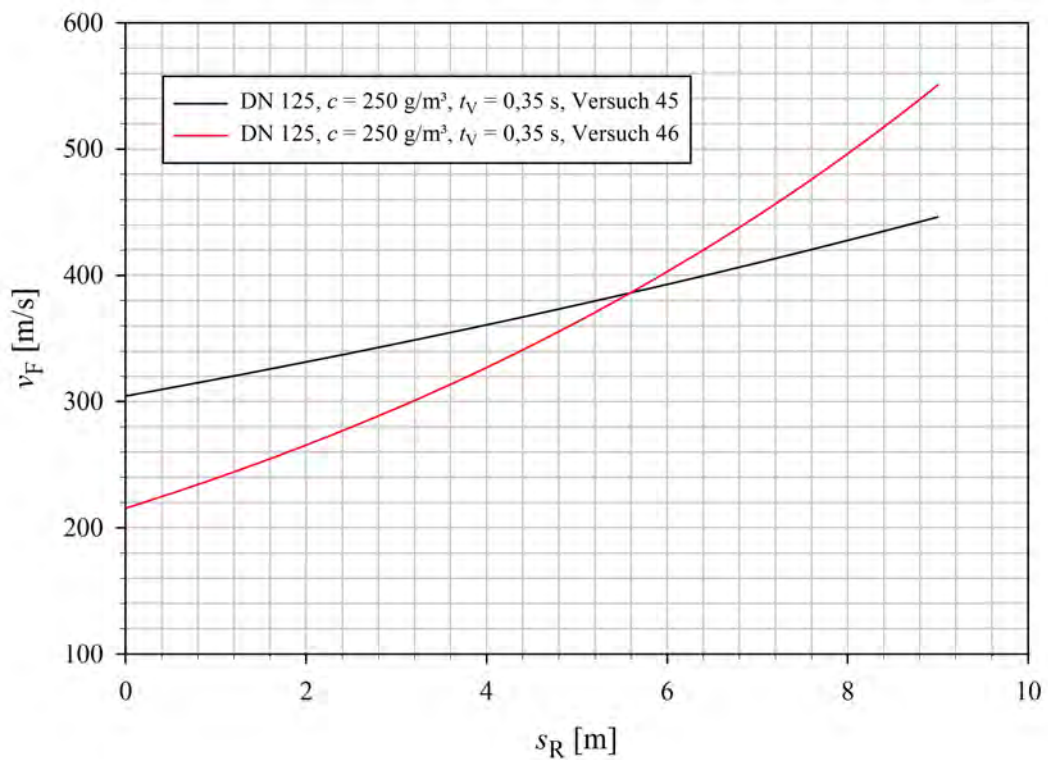


Abbildung A.26: Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 45 und 46. Parameter: $D_R = \text{DN } 125$, $c = 250 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,35 \text{ s}$.

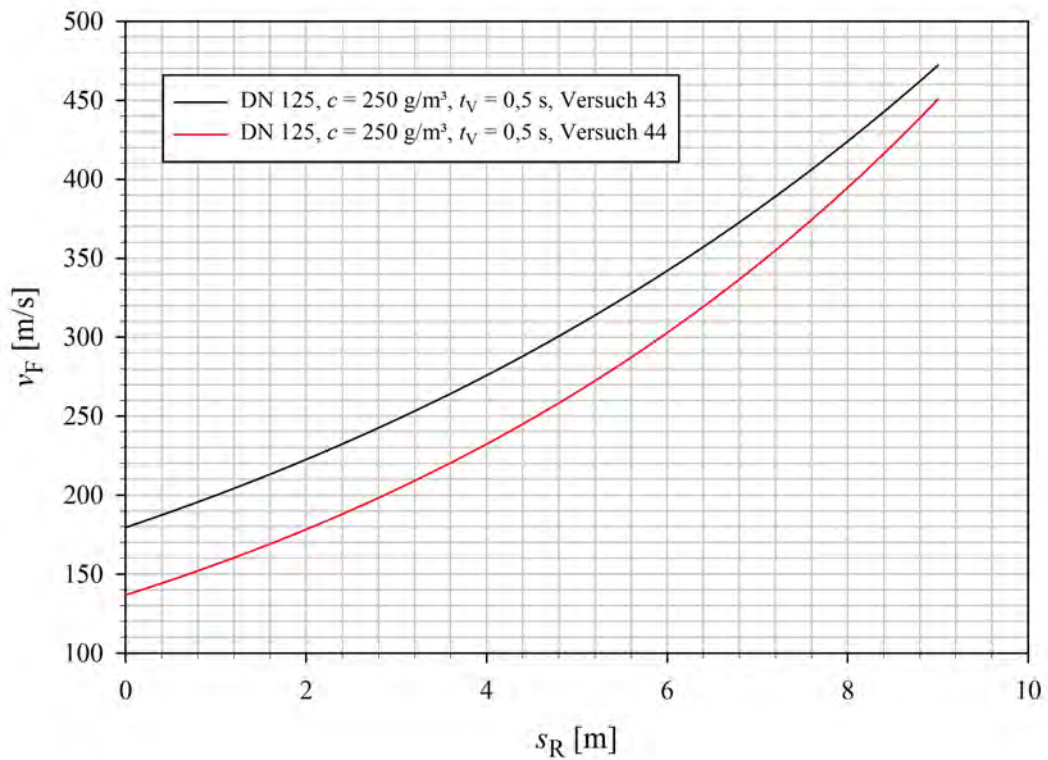


Abbildung A.27: Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 43 und 44. Parameter: $D_R = \text{DN } 125$, $c = 250 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,5 \text{ s}$.

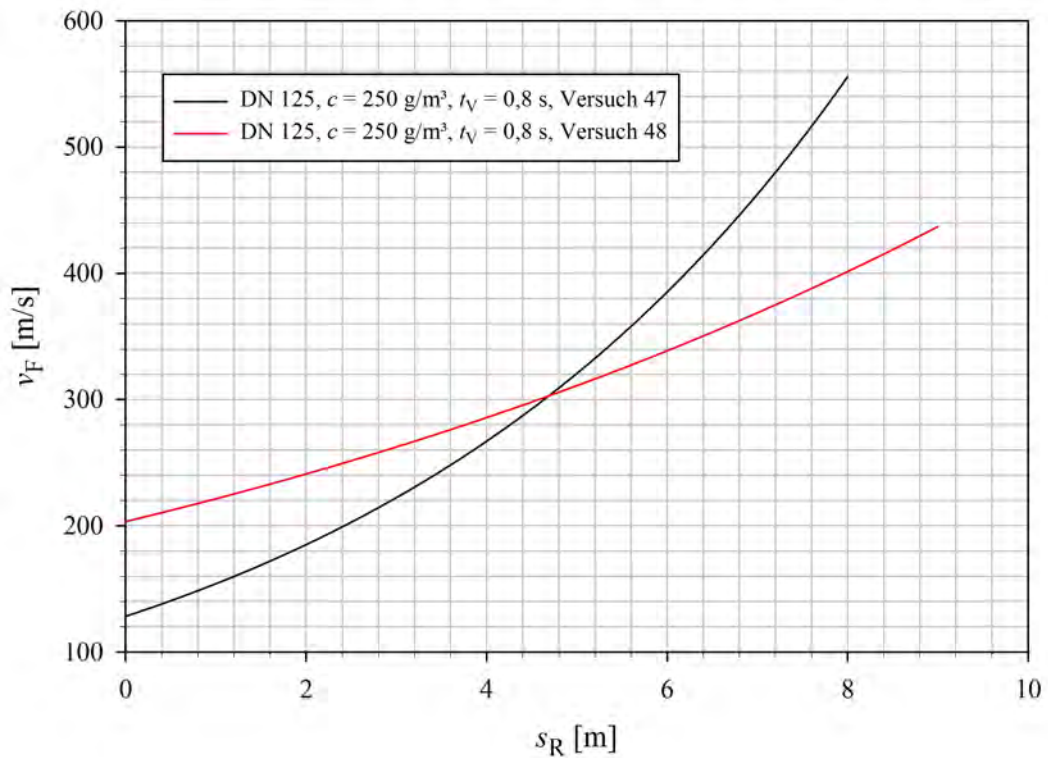


Abbildung A.28: Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 47 und 48. Parameter: $D_R = \text{DN } 125$, $c = 250 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,8 \text{ s}$.

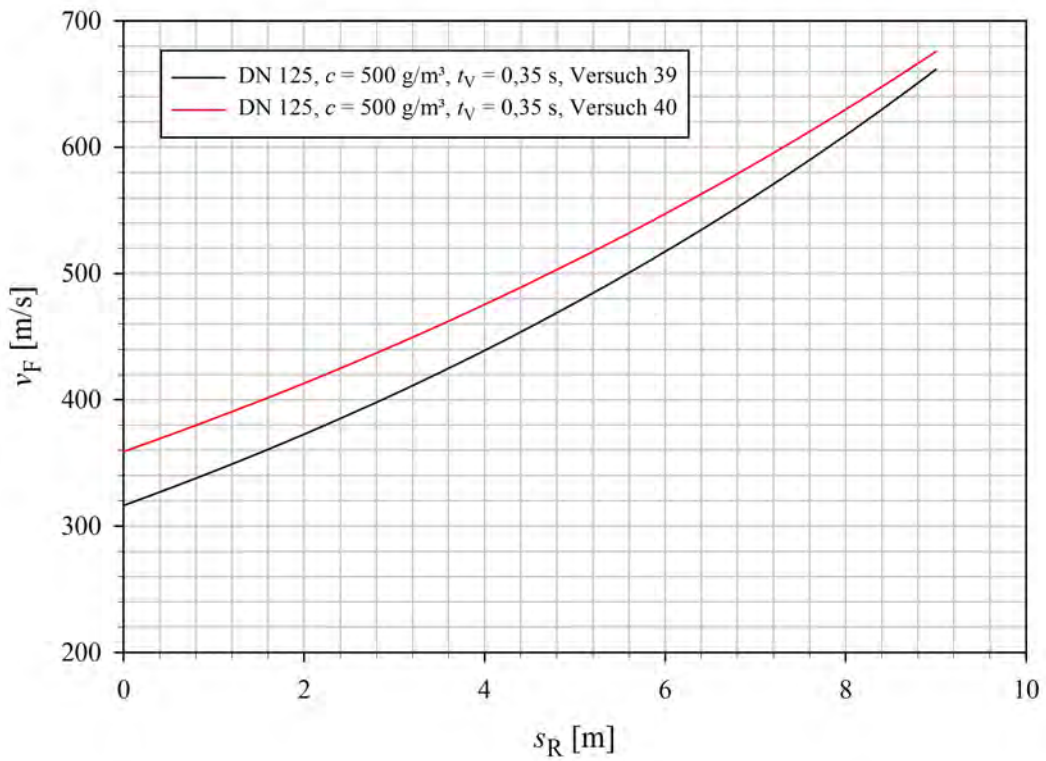


Abbildung A.29: Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 39 und 40. Parameter: $D_R = \text{DN } 125$, $c = 500 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,35 \text{ s}$.

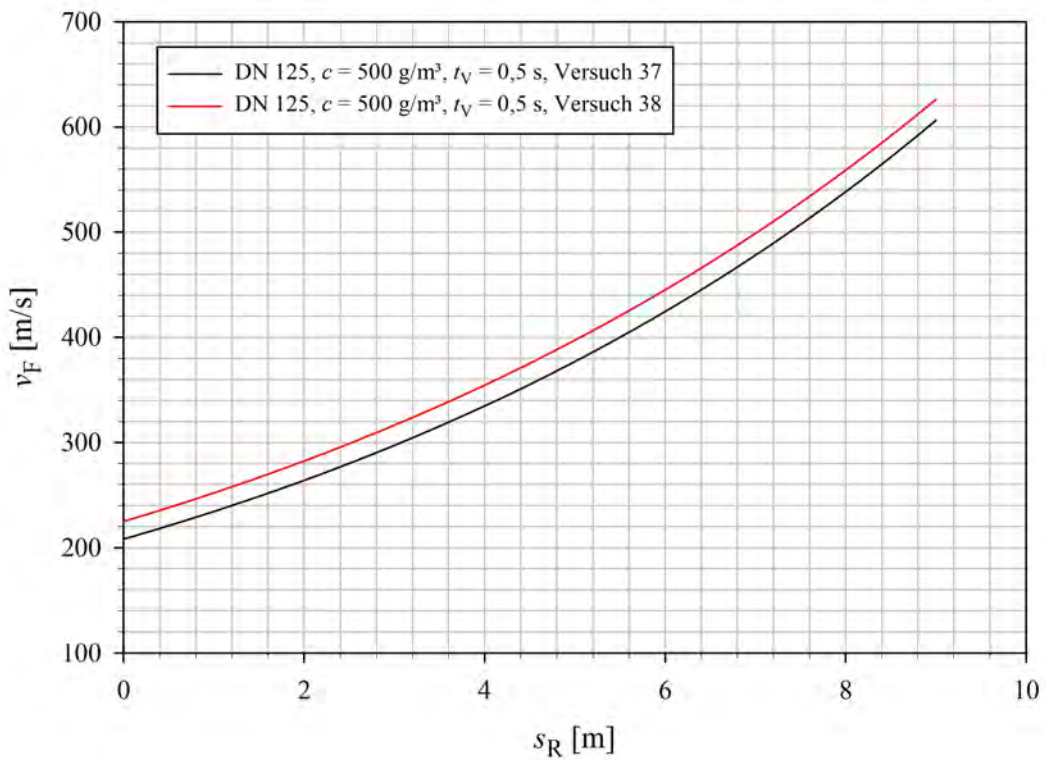


Abbildung A.30: Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 37 und 38. Parameter: $D_R = \text{DN } 125$, $c = 500 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,5 \text{ s}$.

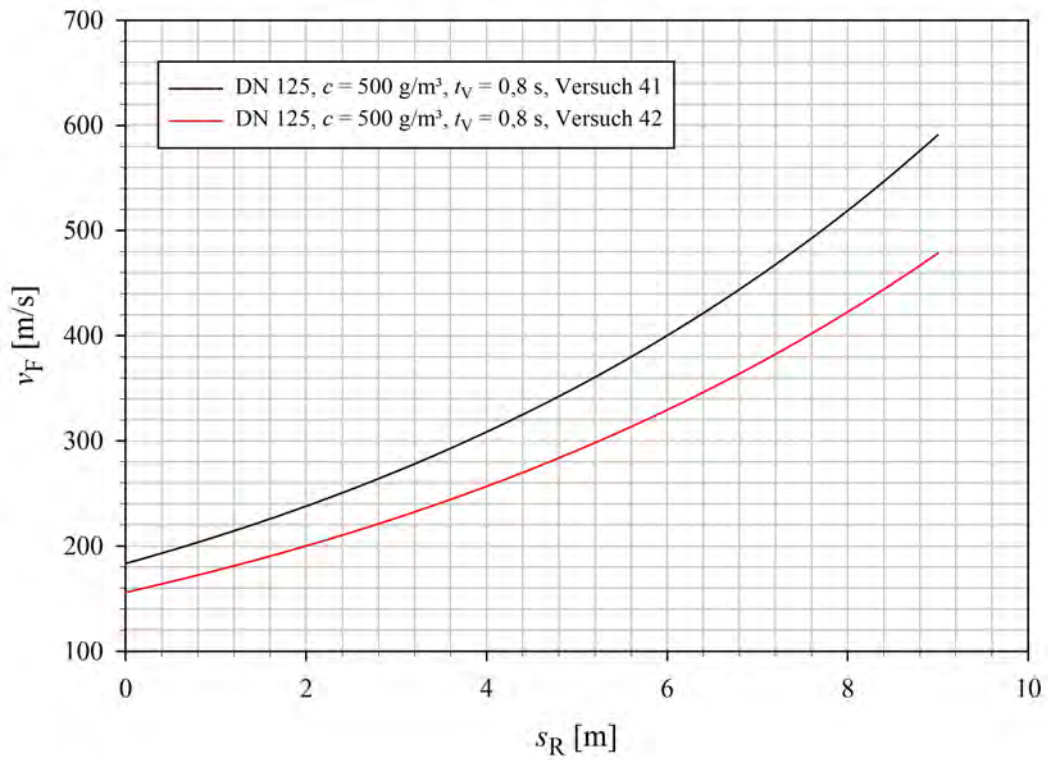


Abbildung A.31: Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 41 und 42. Parameter: $D_R = \text{DN } 125$, $c = 500 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,8 \text{ s}$.

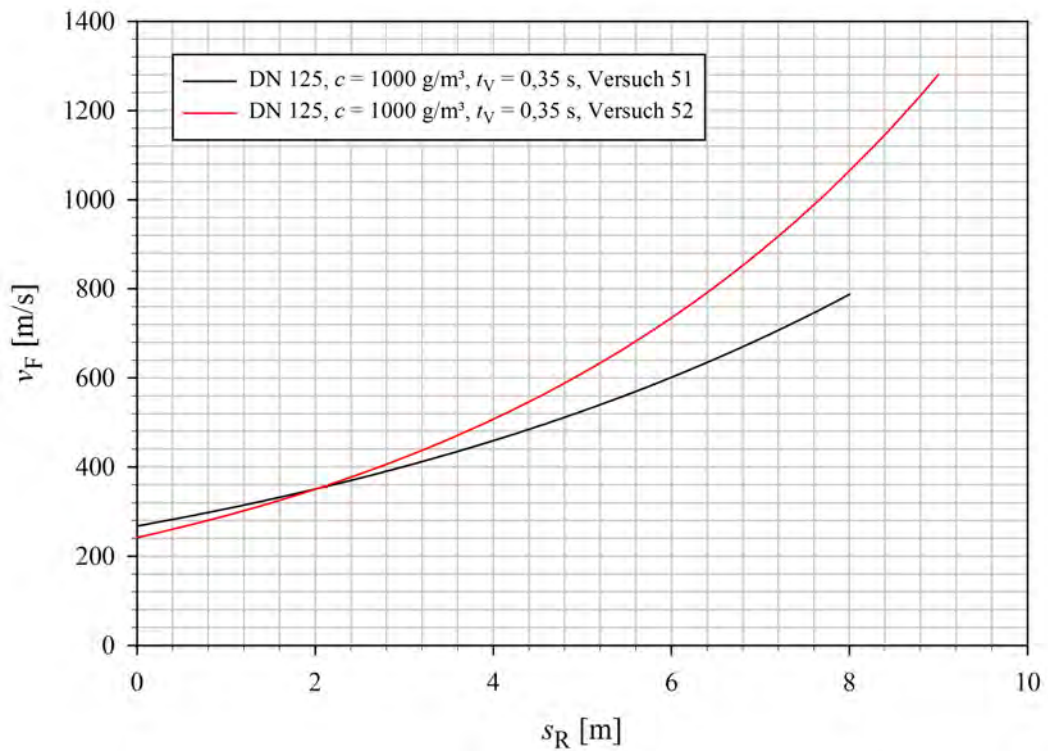


Abbildung A.32: Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 51 und 52. Parameter: $D_R = \text{DN } 125$, $c = 1000 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,35 \text{ s}$.

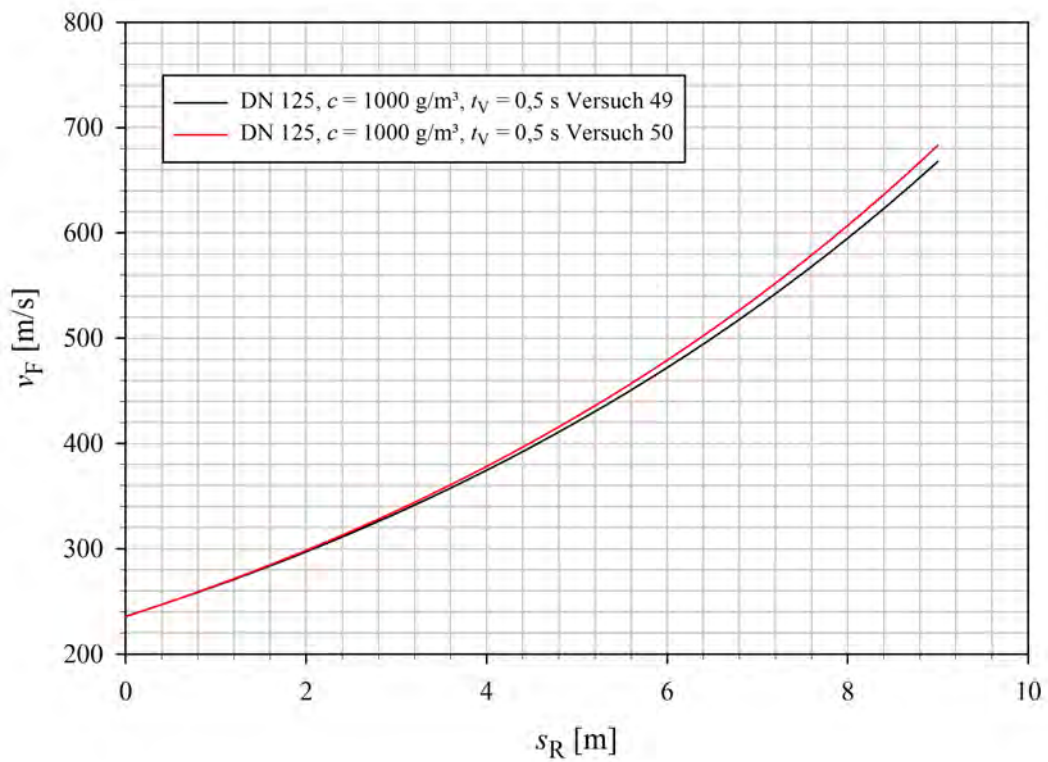


Abbildung A.33: Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 49 und 50. Parameter: $D_R = \text{DN } 125$, $c = 1000 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,5 \text{ s}$.

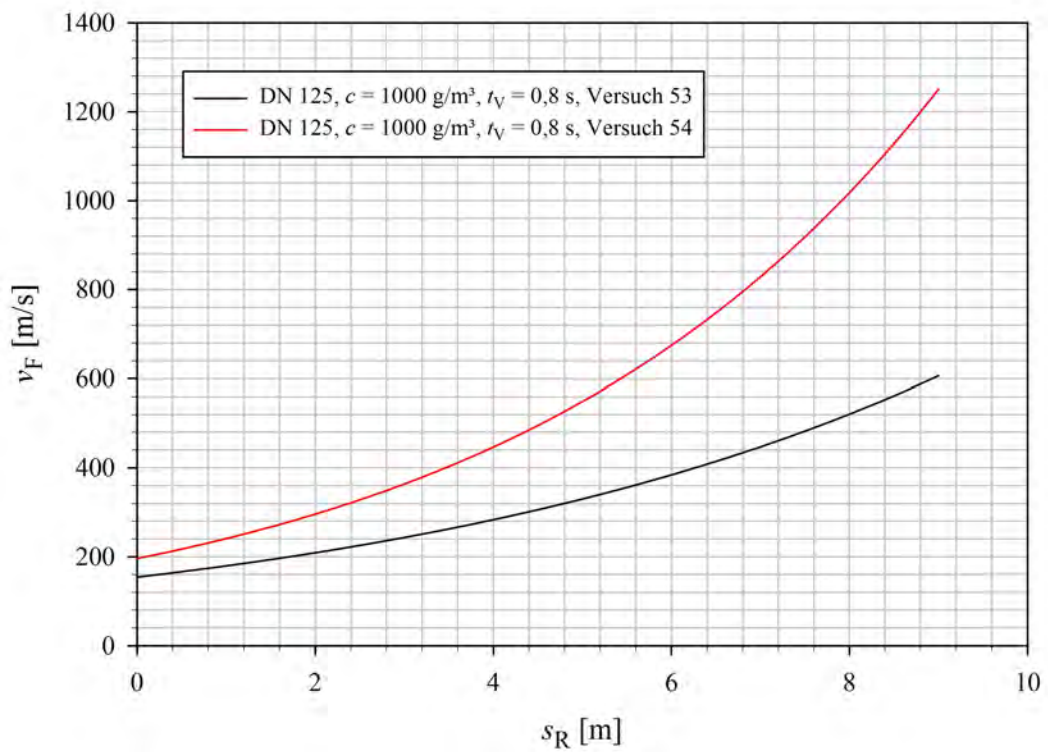


Abbildung A.34: Flammenfrontgeschwindigkeit bei Versuch Nr. 53 und 54. Parameter: $D_R = \text{DN } 125$, $c = 1000 \text{ g/m}^3$ und $t_V = 0,8 \text{ s}$.

Tabelle A.1: Messergebnisse: p_{red} , $(dp/dt)_{\text{red}}$, $v_{\text{F,max}}$ für Rohrdurchmesser DN 80.

Versuch	c [g/m ³]	t_V [s]	p_{red} [bar]	$(dp/dt)_{\text{red}}$ [bar/s]	$v_{\text{F,max}}$ [m/s]
1	500	0,5	7,10	158,70	456,12
2			6,63	125,74	452,60
3	250	0,5	4,39	61,65	-
4			4,20	59,82	-
5	1000	0,5	7,47	213,03	603,89
6			7,46	235,61	570,32
7	500	0,35	7,81	250,87	602,58
8			7,80	269,79	846,37
9	250	0,35	5,99	126,96	-
10			5,55	114,14	-
11	1000	0,35	8,06	273,45	1049,50
12			7,64	256,37	680,04
14	250	0,8	2,32	45,14	224,36
15			-	-	-
13	500	0,8	-	-	-
16			4,91	50,05	378,55
17	1000	0,8	6,53	115,97	537,40
18			6,34	114,75	539,92

Tabelle A.2: Messergebnisse: p_{red} , $(dp/dt)_{\text{red}}$, $v_{\text{F,max}}$ für Rohrdurchmesser DN 100.

Versuch	c [g/m ³]	t_V [s]	p_{red} [bar]	$(dp/dt)_{\text{red}}$ [bar/s]	$v_{\text{F,max}}$ [m/s]
19	250	0,35	4,84	85,45	393,02
20			4,64	84,24	287,12
21	250	0,5	3,54	48,83	289,47
22			4,56	68,97	373,63
23	250	0,8	2,67	47,00	403,18
24			2,77	51,88	399,06
25	500	0,35	6,91	192,28	594,69
26			6,89	191,05	590,77
27	500	0,5	6,05	119,03	575,71
28			6,09	112,93	481,17
29	500	0,8	3,88	53,1	529,24
30			4,86	72,64	588,40
31	1000	0,35	6,59	229,50	1852,54
32			6,33	183,73	730,28
33	1000	0,5	6,18	186,17	659,88
34			6,33	209,98	600,01
35	1000	0,8	6,2	147,1	564,15
36			5,72	120,86	534,50

Tabelle A.3: Messergebnisse: p_{red} , $(dp/dt)_{\text{red}}$, $v_{\text{F,max}}$ für Rohrdurchmesser DN 125.

Versuch	c [g/m ³]	t_V [s]	p_{red} [bar]	$(dp/dt)_{\text{red}}$ [bar/s]	$v_{\text{F,max}}$ [m/s]
37	500	0,5	5,95	148,94	606,30
38			6,07	156,87	626,24
39	500	0,35	6,65	242,32	661,55
40			6,54	249,04	676,66
41	500	0,8	4,29	84,84	591,10
42			4,26	86,06	478,68
43	250	0,5	4,45	92,78	472,15
44			4,17	84,24	450,60
45	250	0,35	5,12	162,97	446,20
46			5,21	152,00	550,80
47	250	0,8	2,87	52,49	555,72
48			3,50	76,91	437,00
49	1000	0,5	6,55	285,66	667,95
50			6,43	244,77	683,20
51	1000	0,35	6,38	271,02	787,72
52			6,64	330,83	1280,98
53	1000	0,8	5,93	147,1	606,40
54			5,85	208,75	1250,62

Tabelle A.4: Parameter und p_{red} sowie $(dp/dt)_{\text{red}}$ der Versuche mit Glasrohr.

Versuch	c [g/m ³]	t_V [s]	p_{red} [bar]	$(dp/dt)_{\text{red}}$
55	1000	0,5	6,88	274,68
56	500		6,88	159,38
57	500		5,87	164,13

Tabelle A.5: Mittelwerte: \bar{p}_{red} , $(\overline{dp/dt})_{\text{red}}$, $\bar{v}_{\text{F,max}}$ für Rohrdurchmesser DN 80.

c [g/m ³]	t_V [s]	\bar{p}_{red} [bar]	$(\overline{dp/dt})_{\text{red}}$ [bar/s]	$\bar{v}_{\text{F,max}}$ [m/s]
250	0,35	$5,77 \pm 0,46$	$120,55 \pm 13,60$	-
500		$7,81 \pm 0,02$	$260,33 \pm 20,07$	$724,49 \pm 258,61$
1000		$7,85 \pm 0,45$	$264,91 \pm 18,11$	$864,77 \pm 391,87$
250	0,5	$4,3 \pm 0,19$	$60,74 \pm 1,94$	-
500		$6,87 \pm 0,51$	$142,22 \pm 34,96$	$454,36 \pm 3,73$
1000		$7,46 \pm 0,01$	$224,32 \pm 23,95$	$587,10 \pm 35,61$
250	0,8	$2,323 \pm 0,00$	$45,17 \pm 0,00$	$224,36 \pm 0,00$
500		$4,91 \pm 0,00$	$50,05 \pm 0,00$	$378,55 \pm 0,00$
1000		$6,44 \pm 0,20$	$115,36 \pm 1,29$	$538,66 \pm 2,67$

Tabelle A.6: Mittelwerte: \bar{p}_{red} , $(\overline{dp/dt})_{\text{red}}$, $\bar{v}_{\text{F,max}}$ für Rohrdurchmesser DN 100.

c [g/m ³]	t_V [s]	\bar{p}_{red} [bar]	$(\overline{dp/dt})_{\text{red}}$ [bar/s]	$\bar{v}_{\text{F,max}}$ [m/s]
250	0,35	$4,74 \pm 0,22$	$84,85 \pm 1,28$	$340,07 \pm 112,32$
500		$6,90 \pm 0,02$	$191,67 \pm 1,30$	$592,73 \pm 4,16$
1000		$6,46 \pm 0,27$	$206,62 \pm 48,55$	$791,40 \pm 129,68$
250	0,5	$4,05 \pm 1,07$	$58,90 \pm 21,364$	$331,55 \pm 89,27$
500		$6,07 \pm 0,04$	$115,98 \pm 6,47$	$528,44 \pm 100,27$
1000		$6,26 \pm 0,16$	$198,08 \pm 25,25$	$659,88 \pm 63,49$
250	0,8	$2,72 \pm 0,11$	$49,44 \pm 5,18$	$401,1 \pm 4,70$
500		$4,37 \pm 1,03$	$62,87 \pm 20,73$	$558,82 \pm 62,75$
1000		$5,97 \pm 0,52$	$133,98 \pm 27,83$	$549,32 \pm 31,45$

Tabelle A.7: Mittelwerte: \bar{p}_{red} , $(\overline{dp/dt})_{\text{red}}$, $\bar{v}_{\text{F,max}}$ für Rohrdurchmesser DN 125.

c [g/m ³]	t_V [s]	\bar{p}_{red} [bar]	$(\overline{dp/dt})_{\text{red}}$ [bar/s]	$\bar{v}_{\text{F,max}}$ [m/s]
250	0,35	$5,17 \pm 0,09$	$157,48 \pm 11,65$	$498,50 \pm 110,94$
500		$6,60 \pm 0,112$	$245,68 \pm 7,12$	$668,61 \pm 14,99$
1000		$6,51 \pm 0,27$	$300,925 \pm 63,49$	$1034,35 \pm 523,17$
250	0,5	$4,31 \pm 0,29$	$88,51 \pm 9,06$	$461,37 \pm 22,85$
500		$6,01 \pm 0,12$	$152,91 \pm 8,41$	$616,27 \pm 21,15$
1000		$6,49 \pm 0,12$	$265,22 \pm 43,37$	$675,57 \pm 16,17$
250	0,8	$3,18 \pm 0,67$	$64,7 \pm 25,90$	$496,36 \pm 125,91$
500		$4,27 \pm 0,03$	$85,45 \pm 1,29$	$534,89 \pm 119,24$
1000		$5,89 \pm 0,08$	$177,93 \pm 65,39$	$928,51 \pm 683,30$

B Simulationsergebnisse

B.1 Druckkurven im geschlossenen Behälter

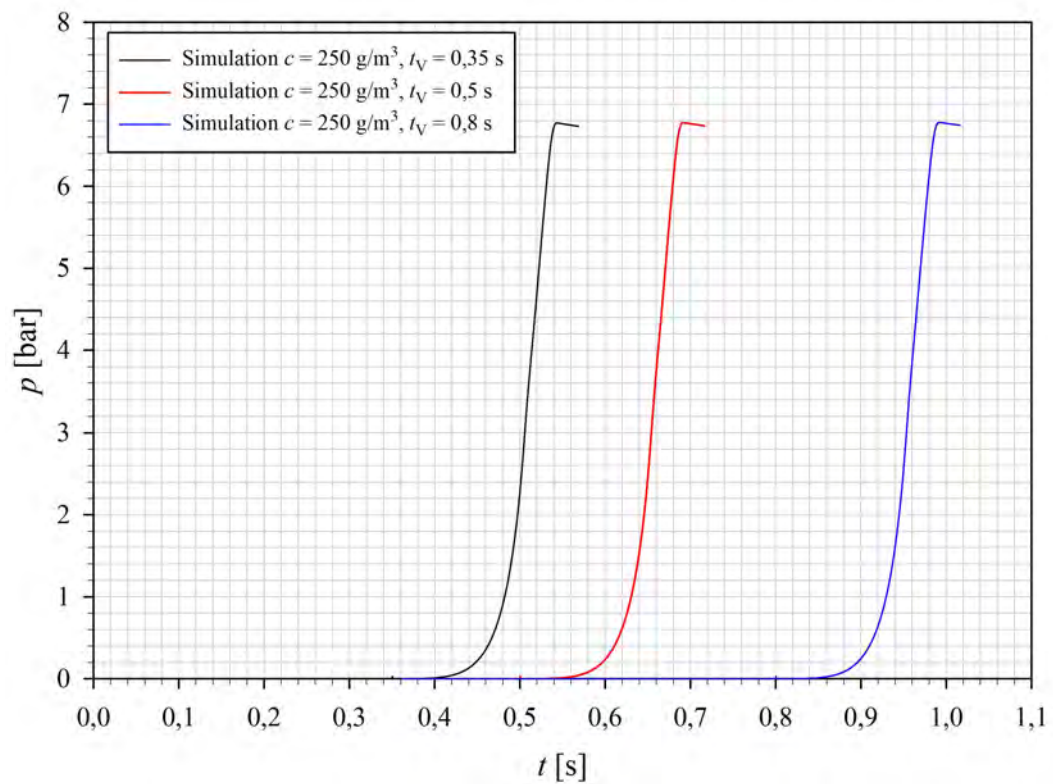


Abbildung B.1: Simulierte Druckkurven einer Staubexplosionen mit $c = 250 \text{ g/m}^3$ in Abhängigkeit von der Zündverzögerungszeit. Anfangsbedingungen: $u_c = 30 \text{ m/s}$, $I = 0,2$, $l = 0,07 \text{ m}$.

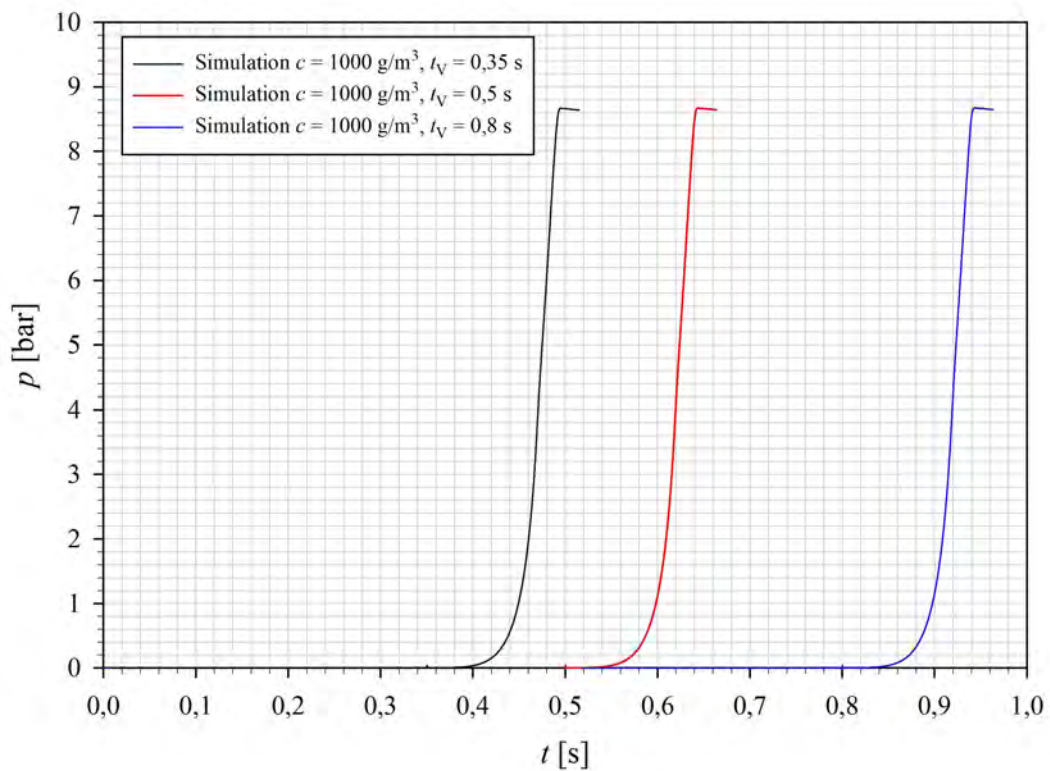


Abbildung B.2: Simulierte Druckkurven einer Staubexplosionen mit $c = 1000 \text{ g/m}^3$ in Abhängigkeit von der Zündverzögerungszeit. Anfangsbedingungen: $u_c = 30 \text{ m/s}$, $I = 0,2$, $l = 0,07 \text{ m}$.

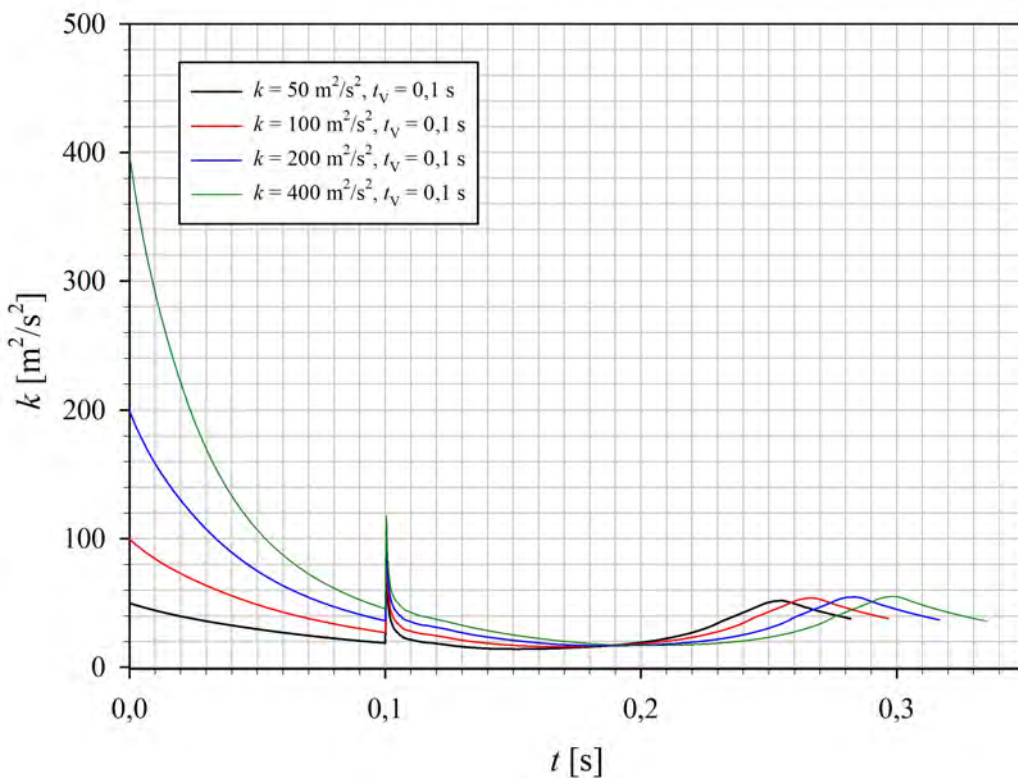
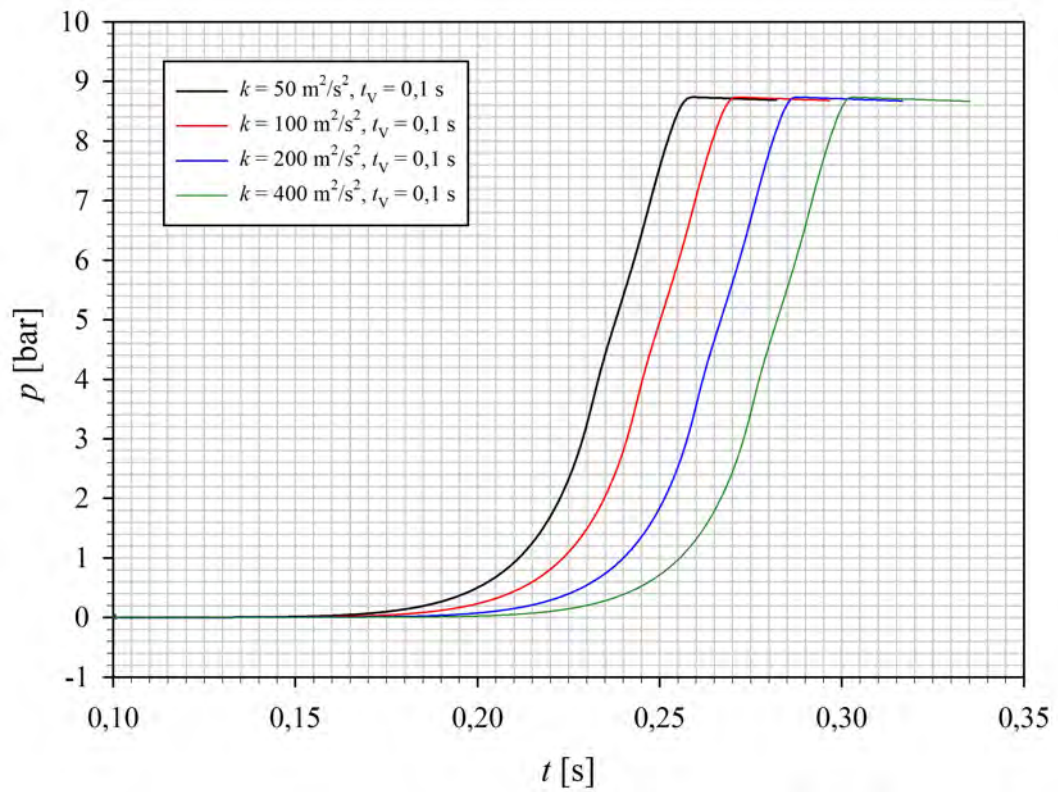


Abbildung B.3: Zeitlicher Verlauf von Druck p (oben) und kinetischer Turbulenzenergie k (unten) bei der Simulation von Maisstärke/Luft-Explosionen in einem geschlossenen 1 m^3 -Behälter. Parameter: $c = 500 \text{ g}/\text{m}^3$, $t_V = 0,1 \text{ s}$.

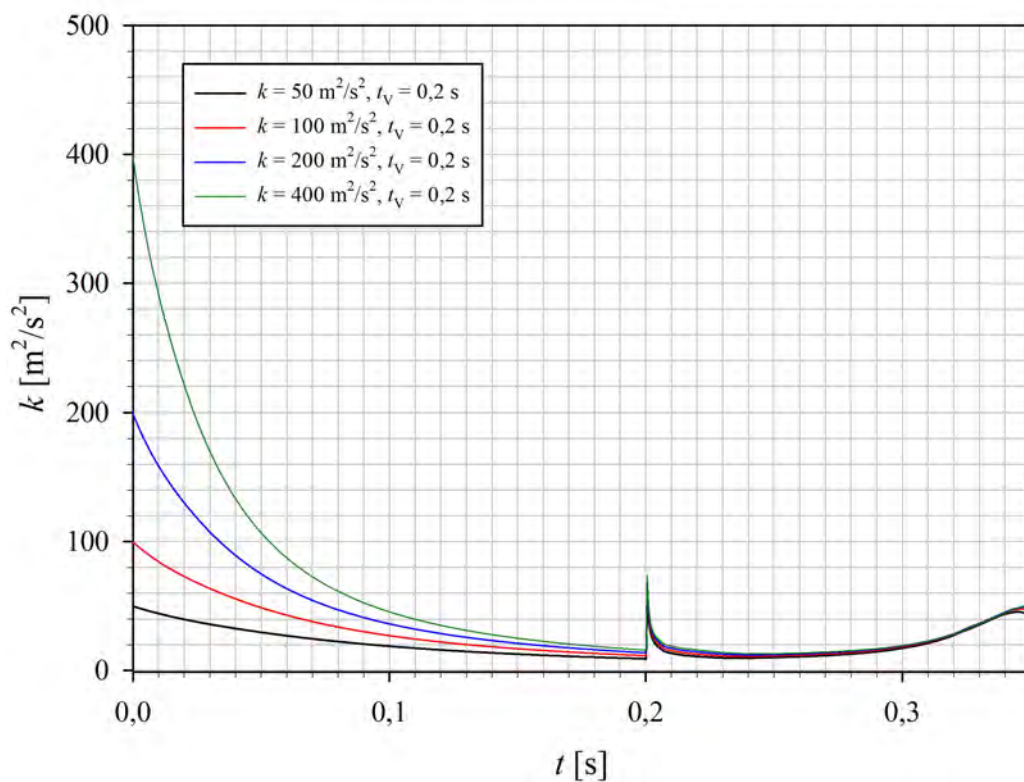
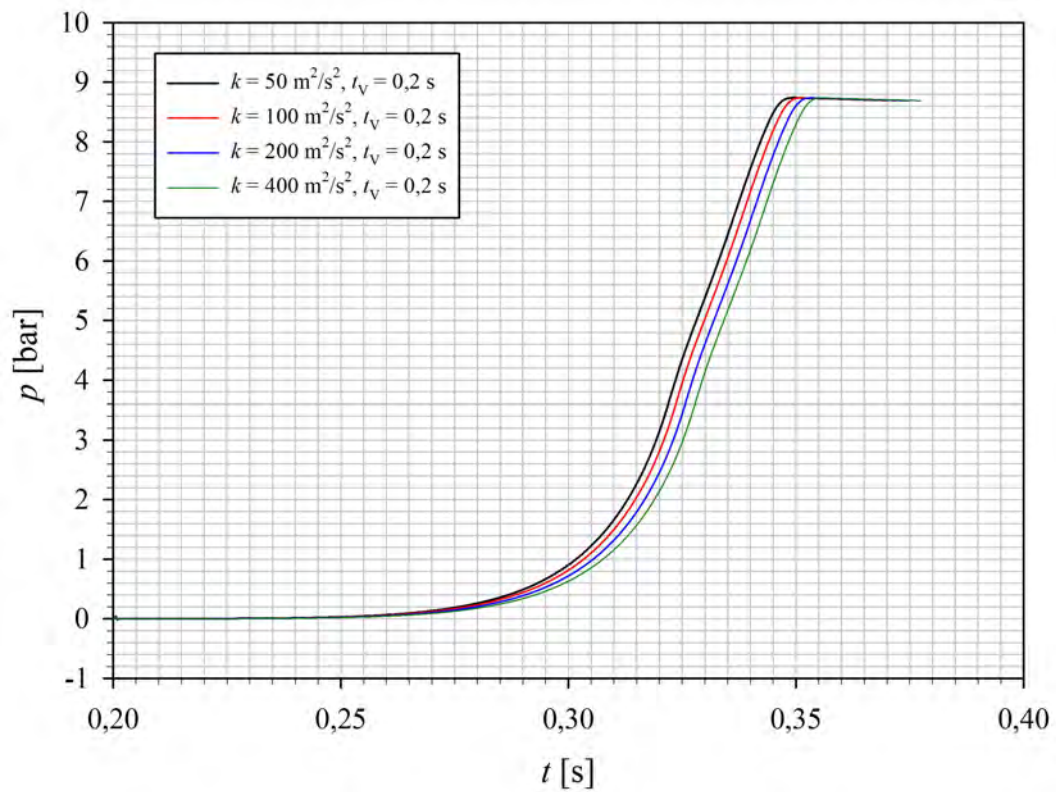


Abbildung B.4: Zeitlicher Verlauf von Druck p (oben) und kinetischer Turbulenzenergie k (unten) bei der Simulation von Maisstärke/Luft-Explosionen in einem geschlossenen 1 m^3 -Behälter. Parameter: $c = 500 \text{ g}/\text{m}^3$, $t_V = 0,2 \text{ s}$.

B.2 Modellierung mit OpenFOAM

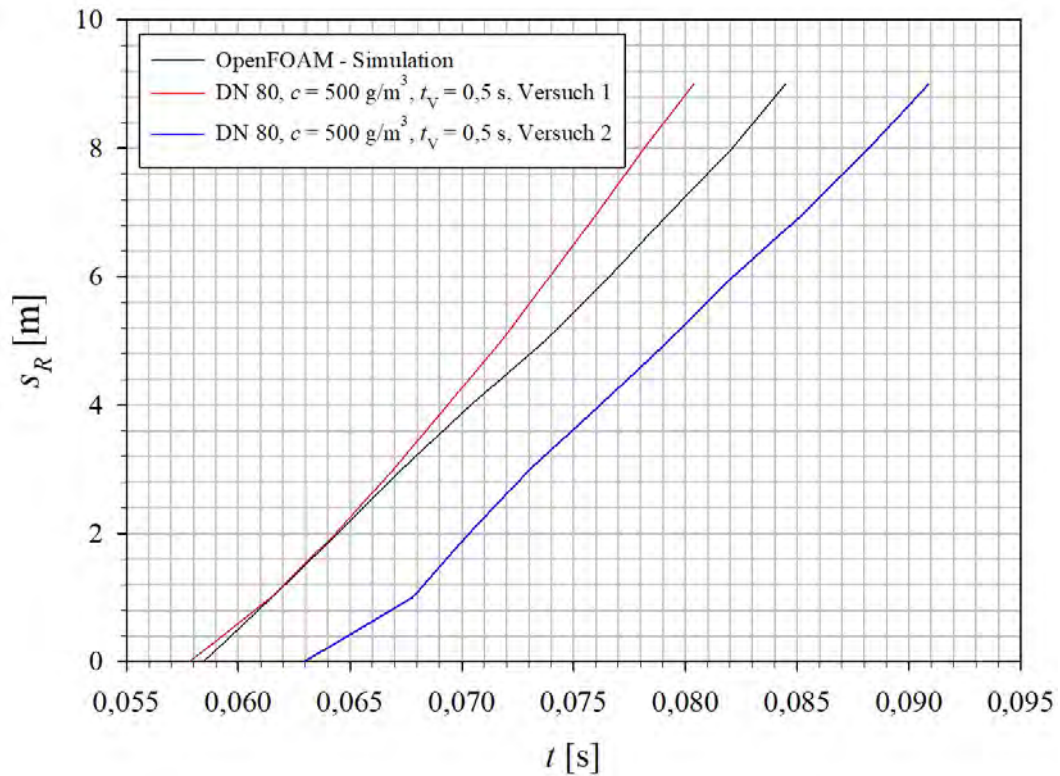


Abbildung B.5: Weg-Zeit-Kurven der Versuche Nr. 1 und 2 und der entsprechenden Simulation mit OpenFOAM.

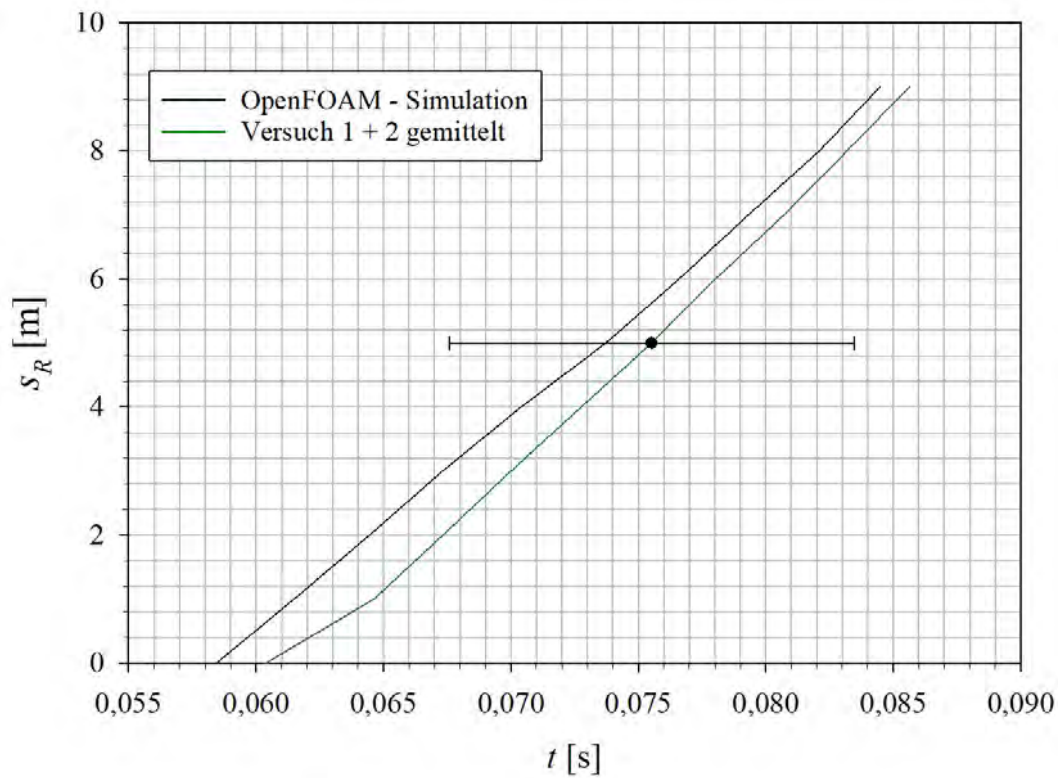


Abbildung B.6: Gemittelte Weg-Zeit-Kurve aus den Versuchen Nr. 1 und 2 mit Messunsicherheit und Weg-Zeit-Kurve der entsprechenden Simulation mit OpenFOAM.

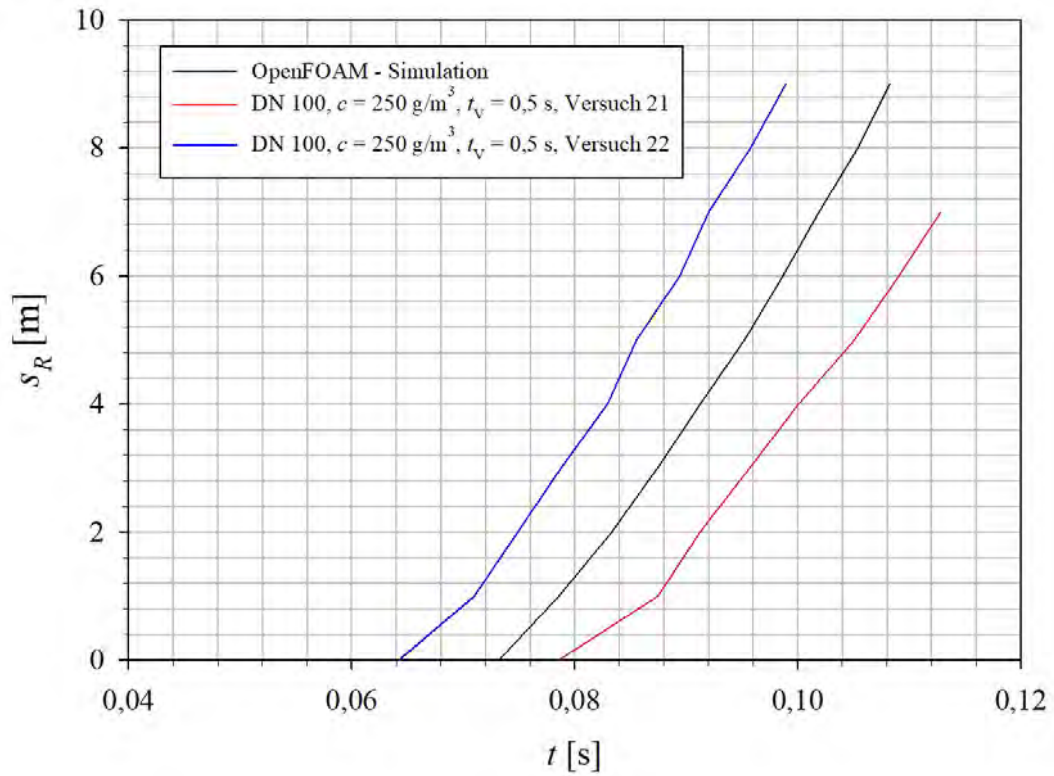


Abbildung B.7: Weg-Zeit-Kurven der Versuche Nr. 21 und 21 und der entsprechenden Simulation mit OpenFOAM.

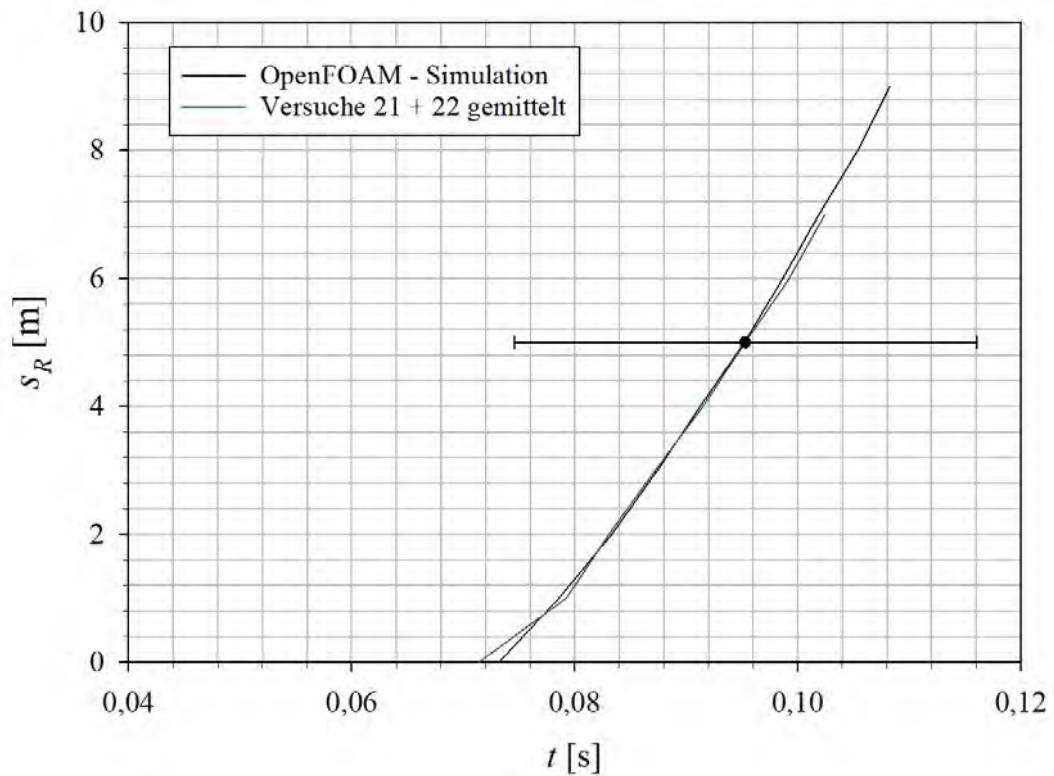


Abbildung B.8: Gemittelte Weg-Zeit-Kurve aus den Versuchen Nr. 21 und 22 mit Messunsicherheit und Weg-Zeit-Kurve der entsprechenden Simulation mit OpenFOAM.

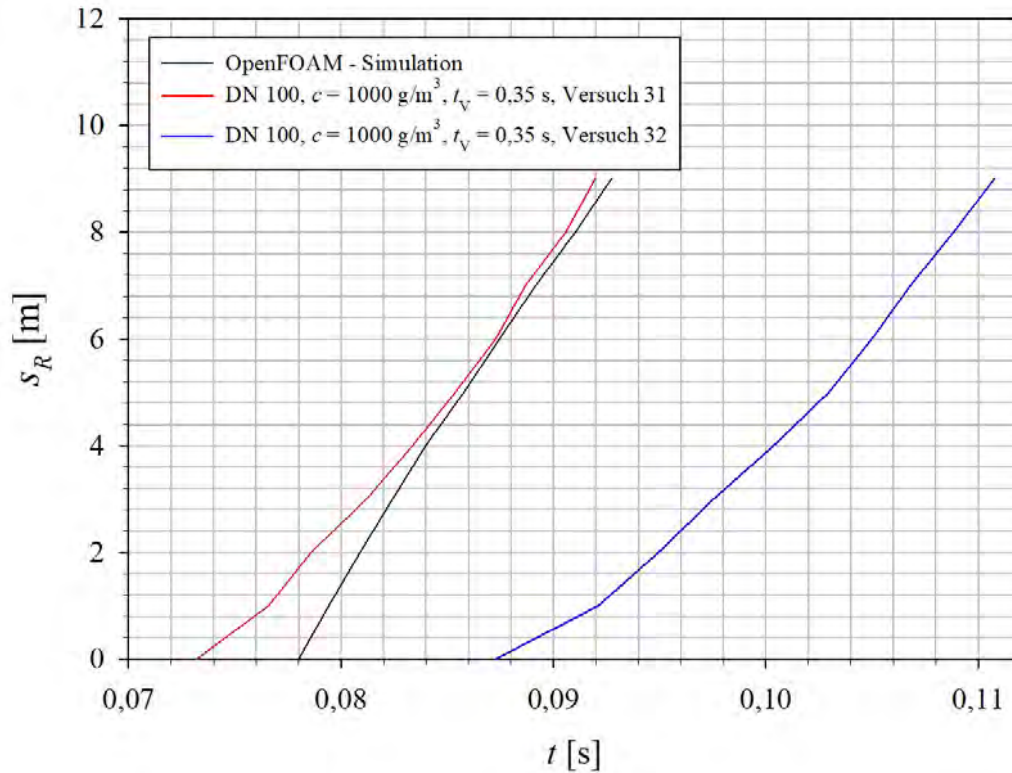


Abbildung B.9: Weg-Zeit-Kurven der Versuche Nr. 31 und 32 und der entsprechenden Simulation mit OpenFOAM.

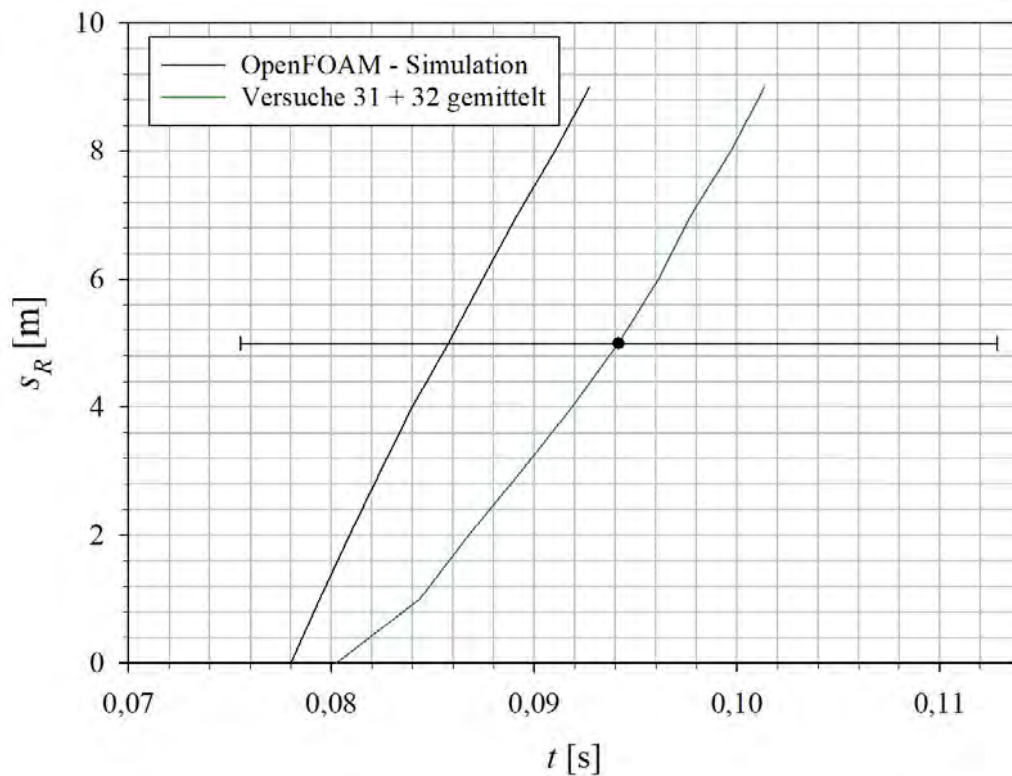


Abbildung B.10: Gemittelte Weg-Zeit-Kurve aus den Versuchen Nr. 31 und 32 mit Messunsicherheit und Weg-Zeit-Kurve der entsprechenden Simulation mit OpenFOAM.

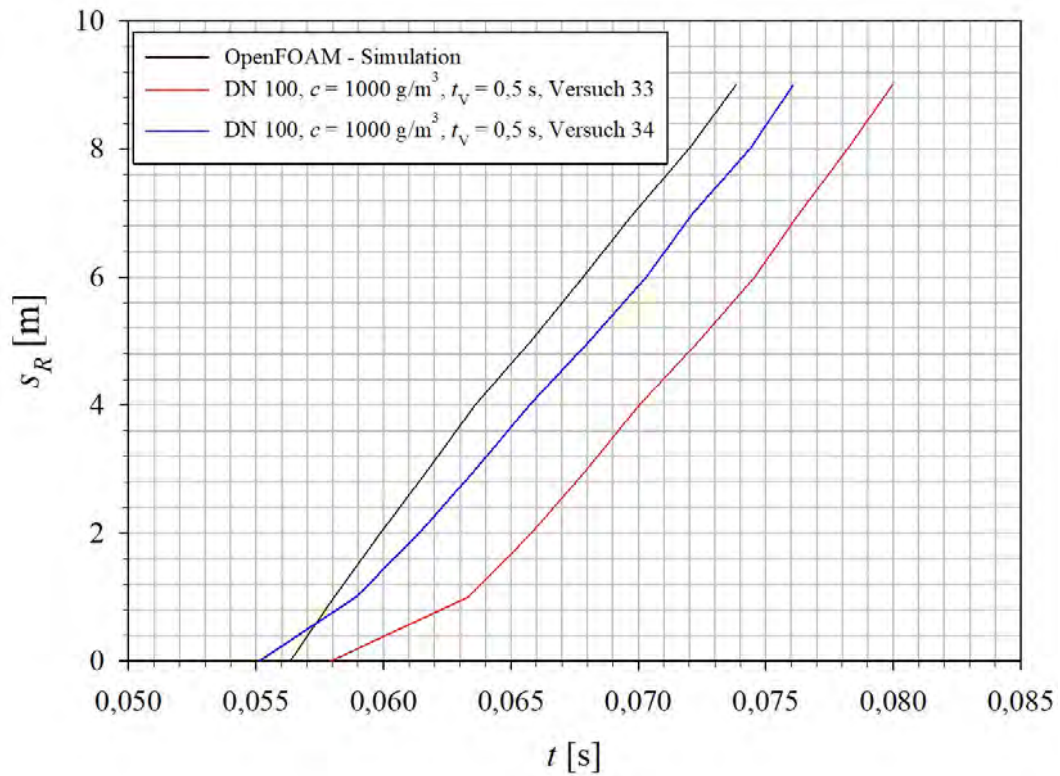


Abbildung B.11: Weg-Zeit-Kurven der Versuche Nr. 33 und 34 und der entsprechenden Simulation mit OpenFOAM.

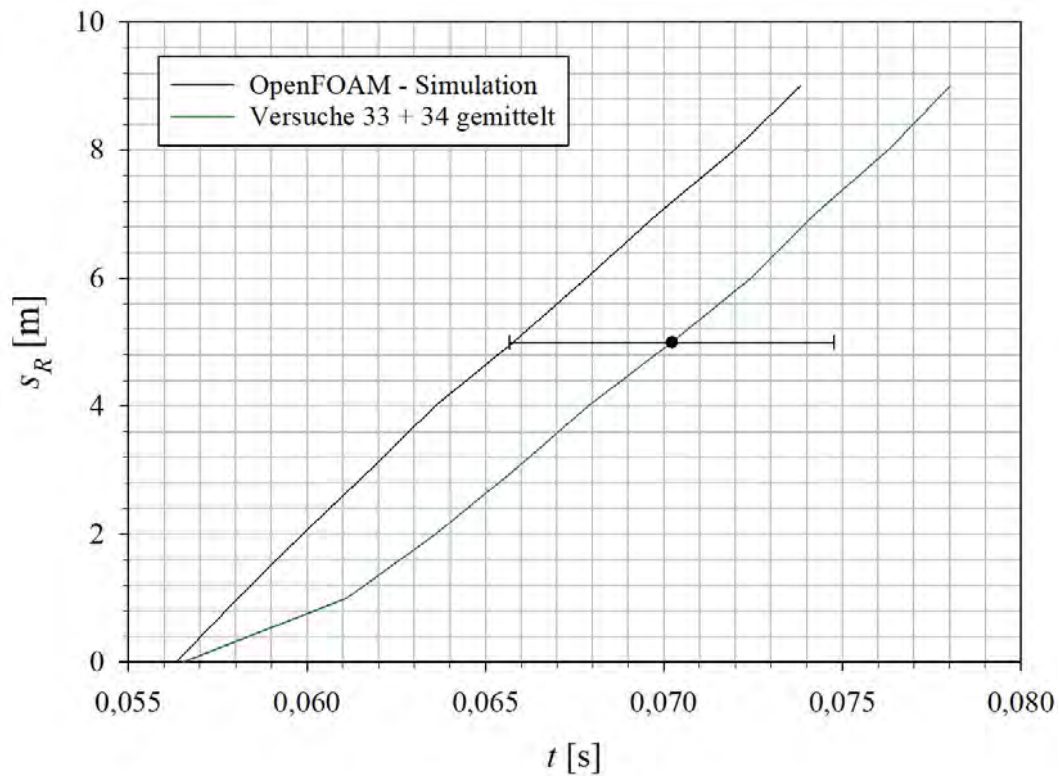


Abbildung B.12: Gemittelte Weg-Zeit-Kurve aus den Versuchen Nr. 33 und 34 mit Messunsicherheit und Weg-Zeit-Kurve der entsprechenden Simulation mit OpenFOAM.

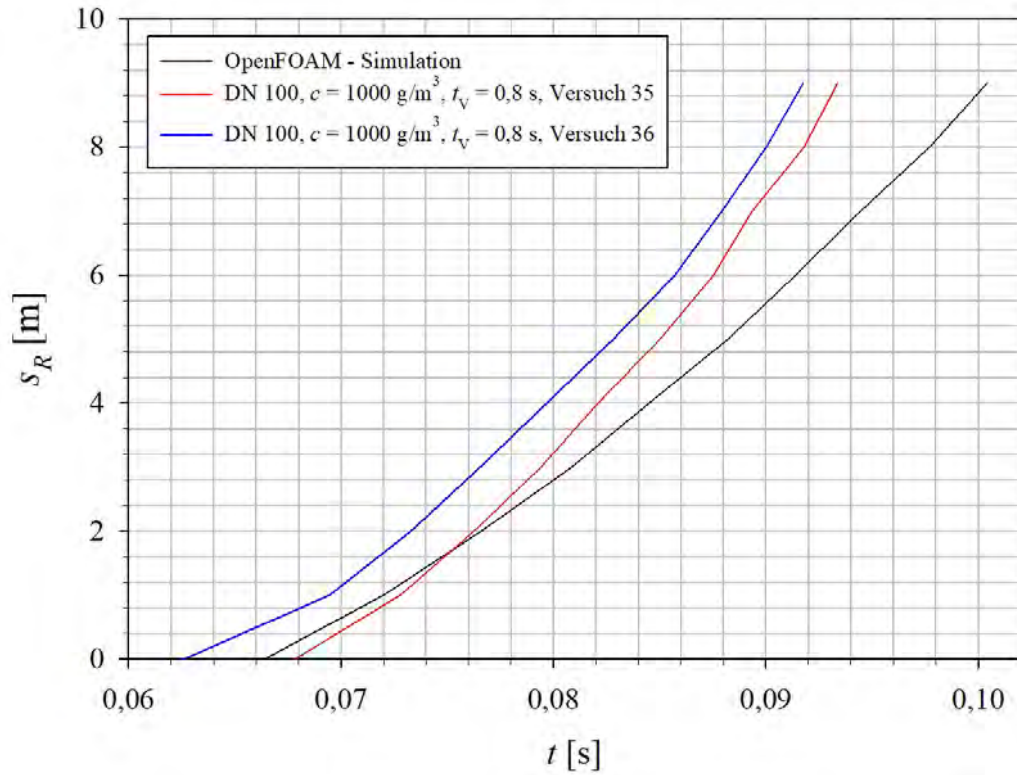


Abbildung B.13: Weg-Zeit-Kurven der Versuche Nr. 35 und 36 und der entsprechenden Simulation mit OpenFOAM.

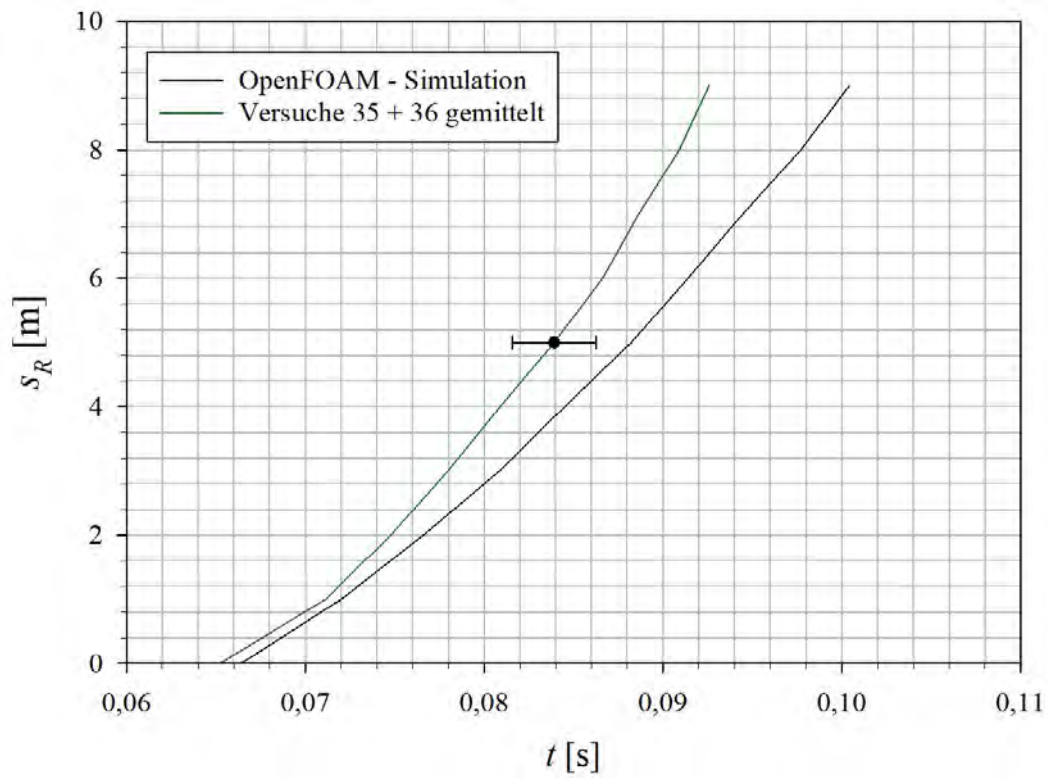


Abbildung B.14: Gemittelte Weg-Zeit-Kurve aus den Versuchen Nr. 35 und 36 mit Messunsicherheit und Weg-Zeit-Kurve der entsprechenden Simulation mit OpenFOAM.

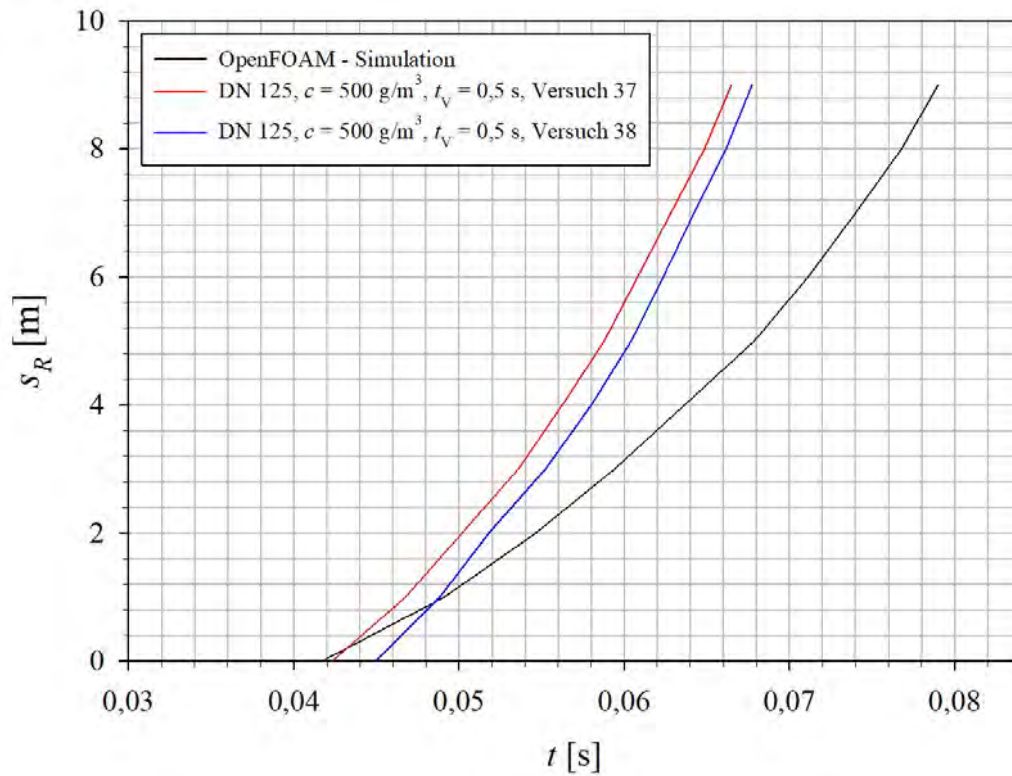


Abbildung B.15: Weg-Zeit-Kurven der Versuche Nr. 37 und 38 und der entsprechenden Simulation mit OpenFOAM.

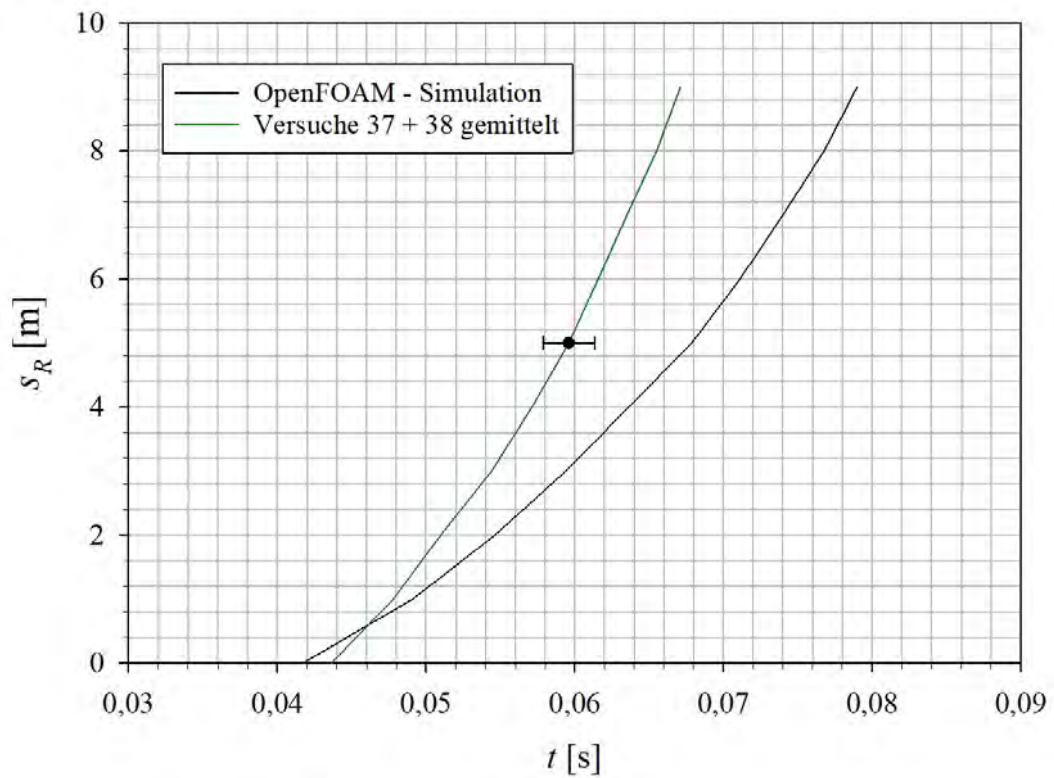


Abbildung B.16: Gemittelte Weg-Zeit-Kurve aus den Versuchen Nr. 37 und 38 mit Messunsicherheit und Weg-Zeit-Kurve der entsprechenden Simulation mit OpenFOAM.

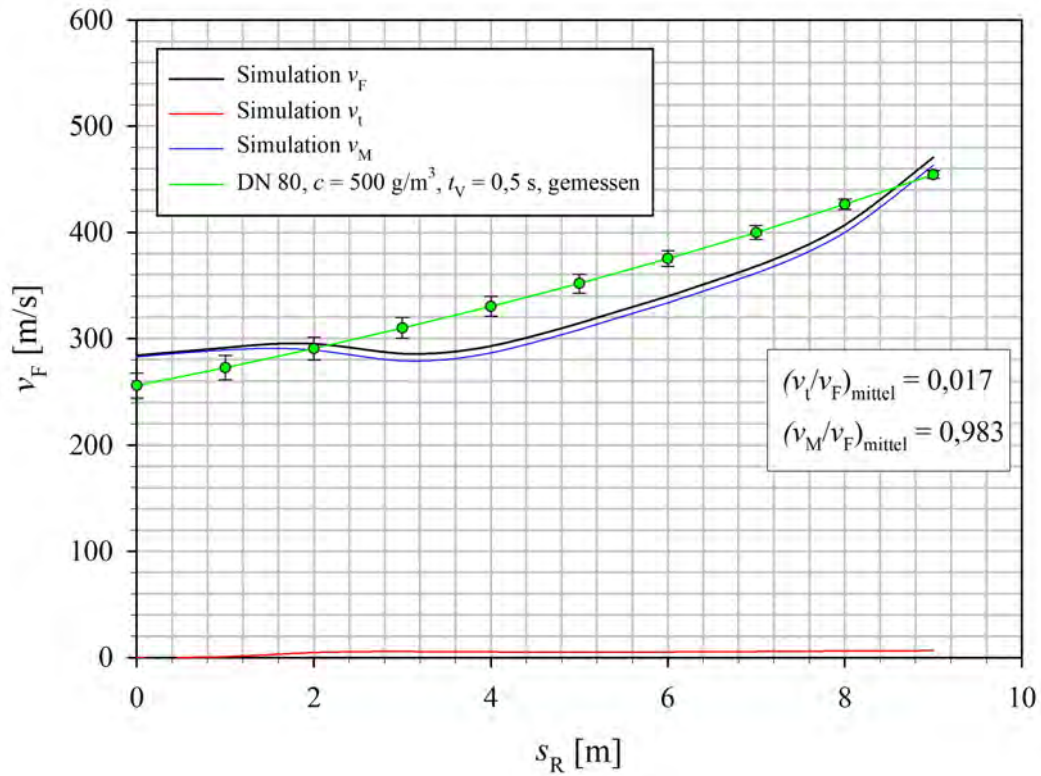


Abbildung B.17: Mittlere Flammenfrontgeschwindigkeit \bar{v}_F der Versuche Nr. 1 und 2 mit Messunsicherheit und v_F aus der entsprechenden Simulation mit OpenFOAM. Weiterhin v_M und v_t mit mittlerem Anteil an v_F .

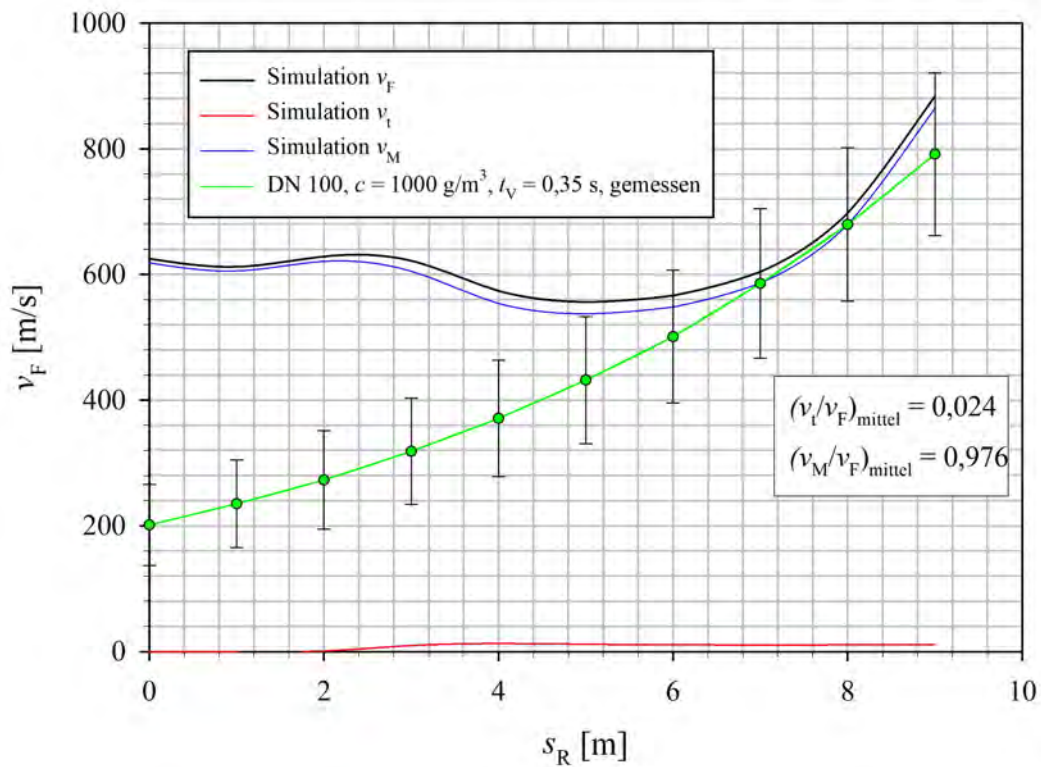


Abbildung B.18: Mittlere Flammenfrontgeschwindigkeit \bar{v}_F der Versuche Nr. 31 und 32 mit Messunsicherheit und v_F aus der entsprechenden Simulation mit OpenFOAM. Weiterhin v_M und v_t mit mittlerem Anteil an v_F .

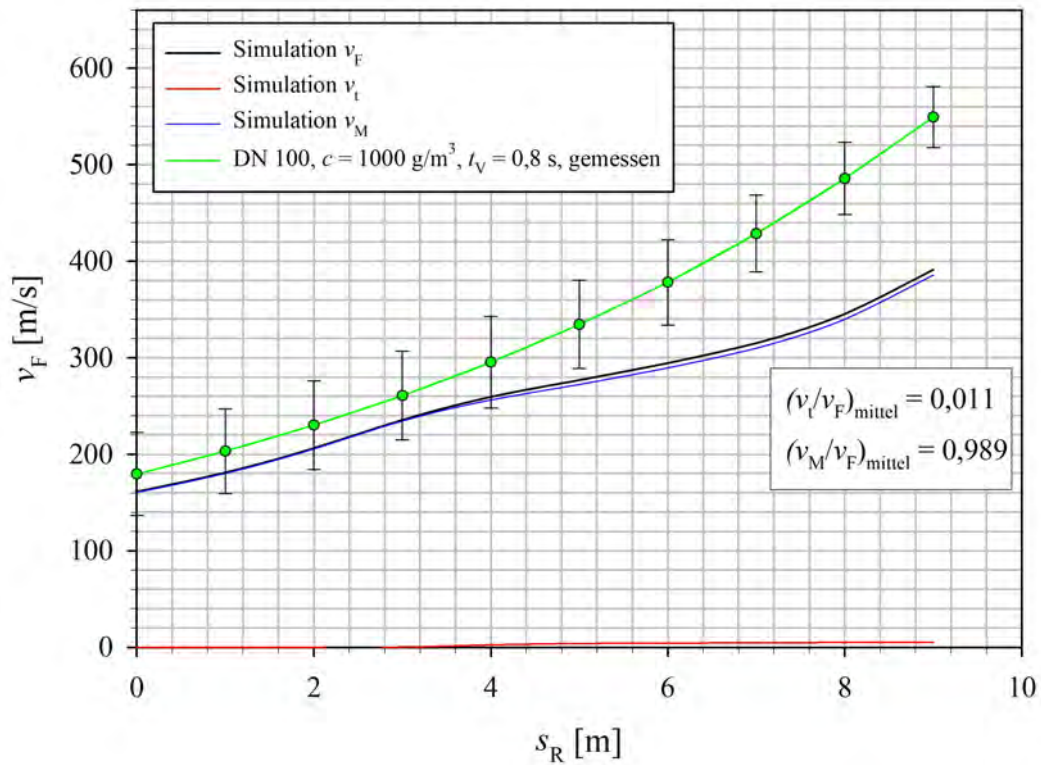


Abbildung B.19: Mittlere Flammenfrontgeschwindigkeit \bar{v}_F der Versuche Nr. 35 und 36 mit Messunsicherheit und v_F aus der entsprechenden Simulation mit OpenFOAM. Weiterhin v_M und v_t mit mittlerem Anteil an v_F .

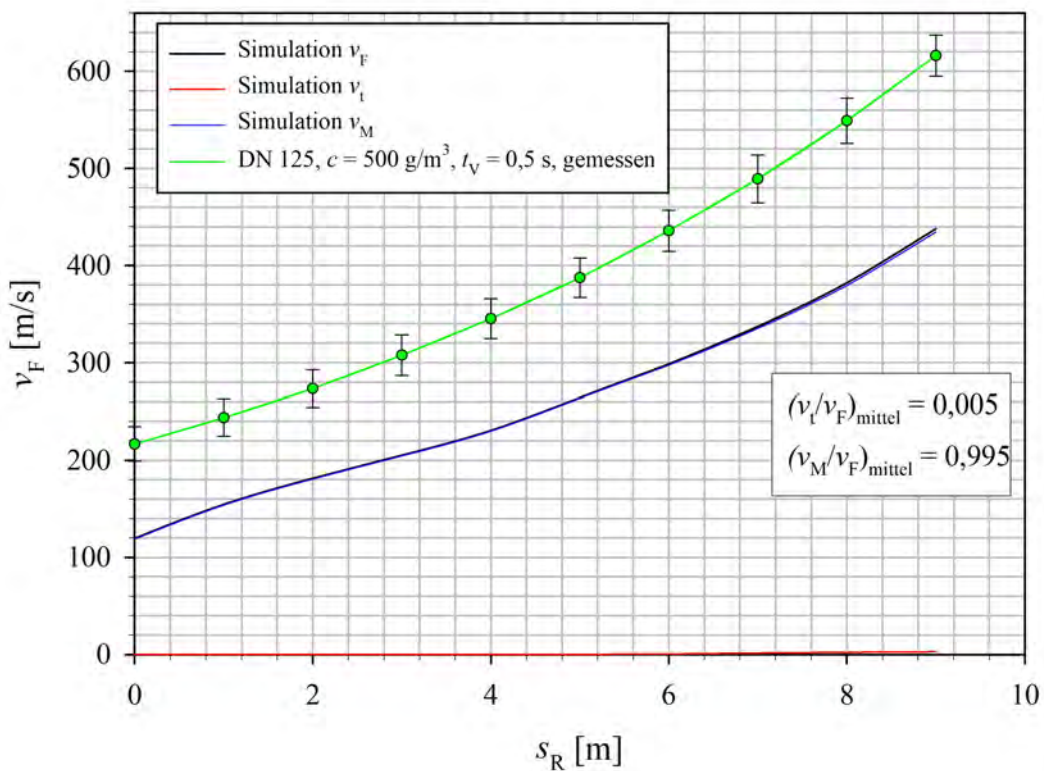


Abbildung B.20: Mittlere Flammenfrontgeschwindigkeit \bar{v}_F der Versuche Nr. 37 und 38 mit Messunsicherheit und v_F aus der entsprechenden Simulation mit OpenFOAM. Weiterhin v_M und v_t mit mittlerem Anteil an v_F .

C Konstruktionszeichnungen

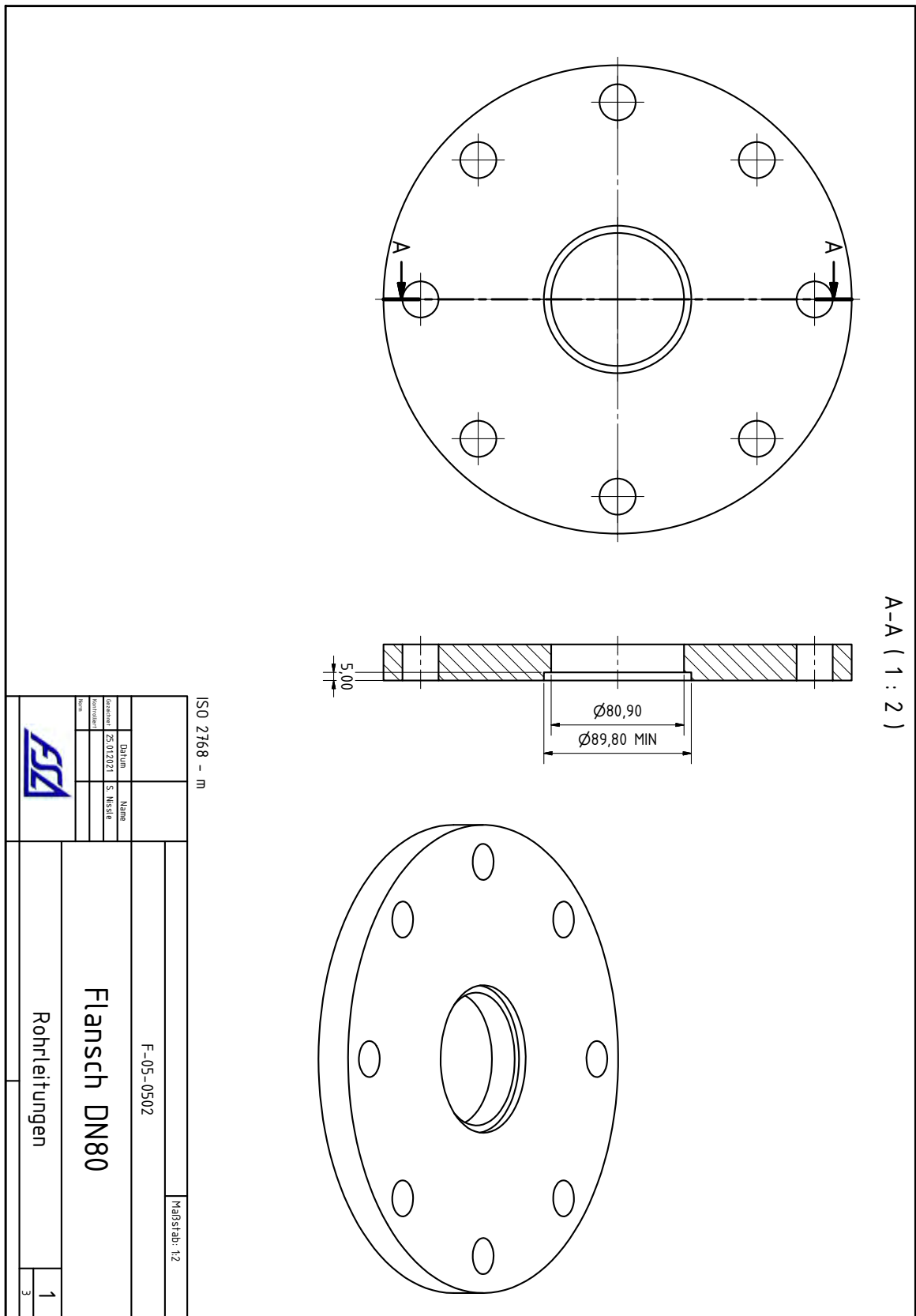


Abbildung C.1: Konstruktionszeichnung Flansch DN 80 [20].

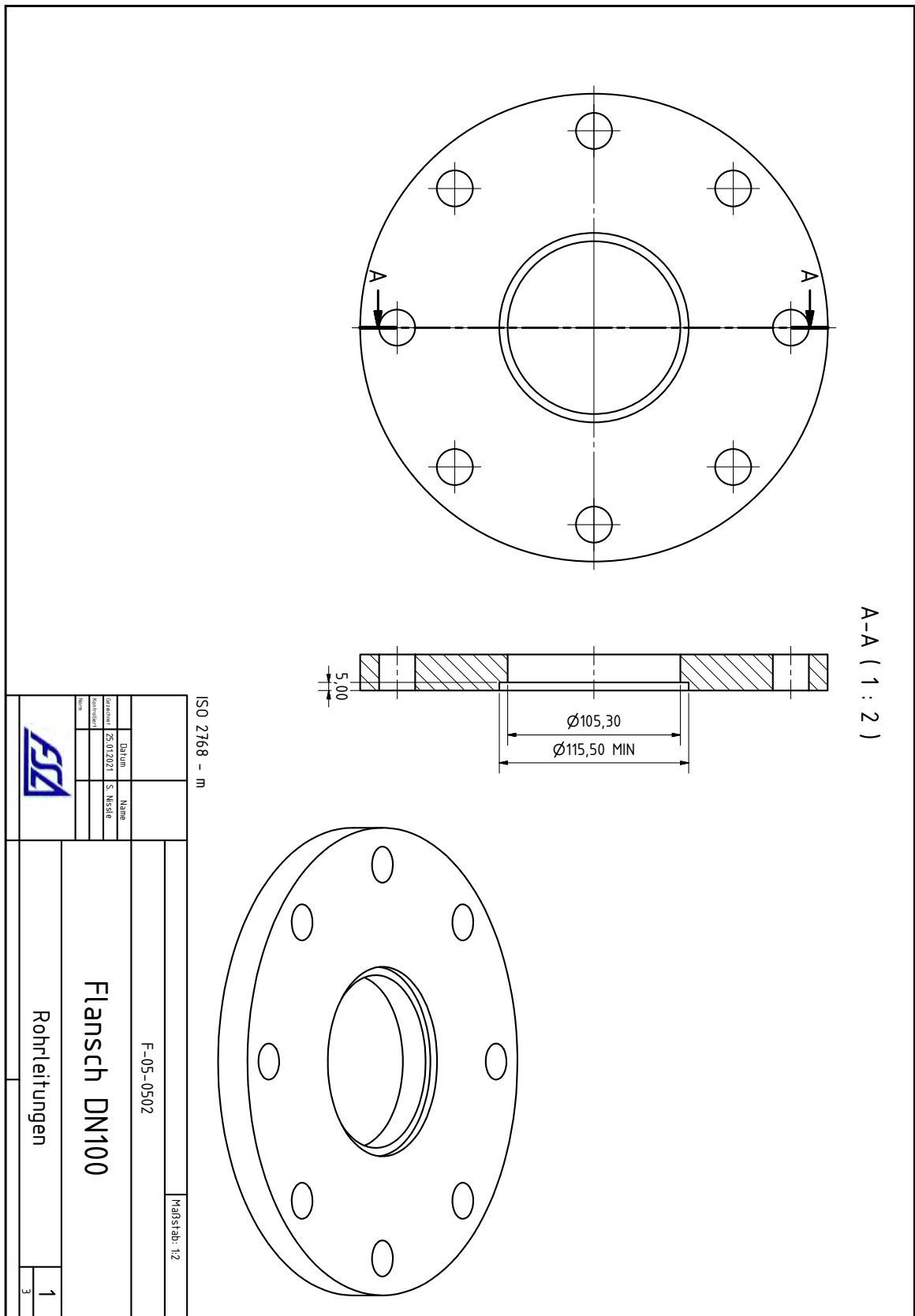


Abbildung C.2: Konstruktionszeichnung Flansch DN 100 [20].

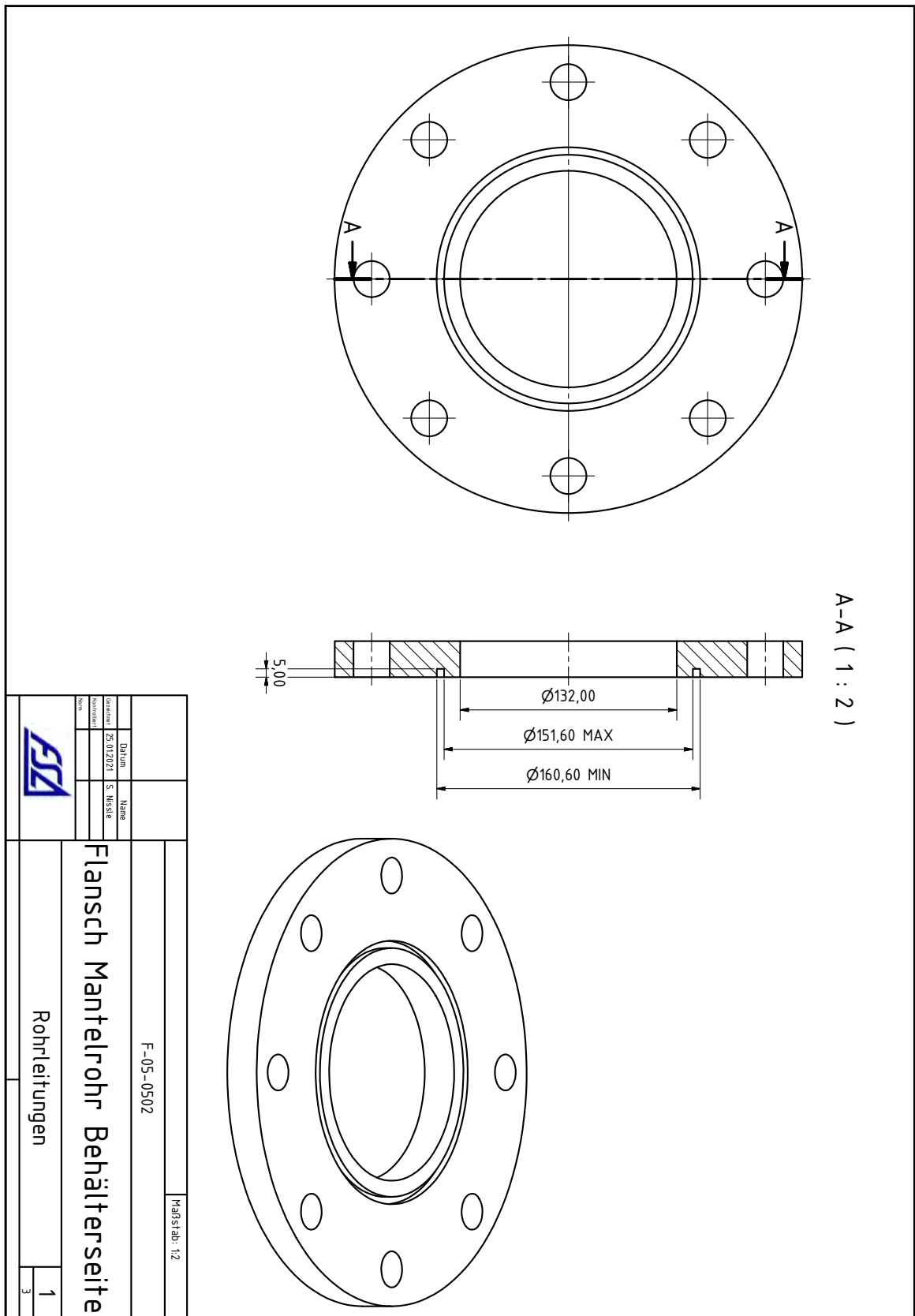


Abbildung C.4: Konstruktionszeichnung Flansch Mantelrohr Behälterseite [20].

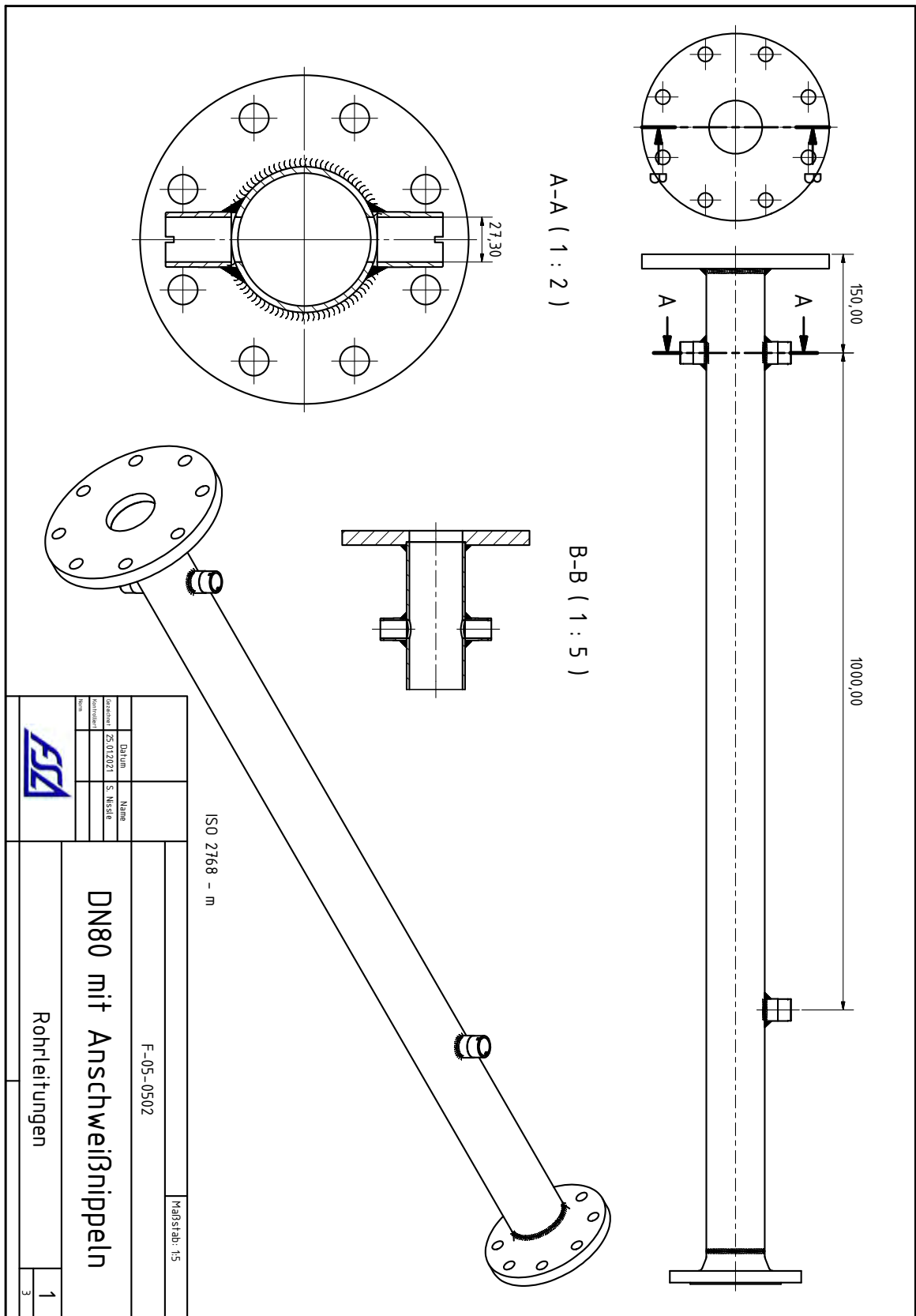


Abbildung C.6: Konstruktionszeichnung Rohr DN 80 zusammengebaut [20].

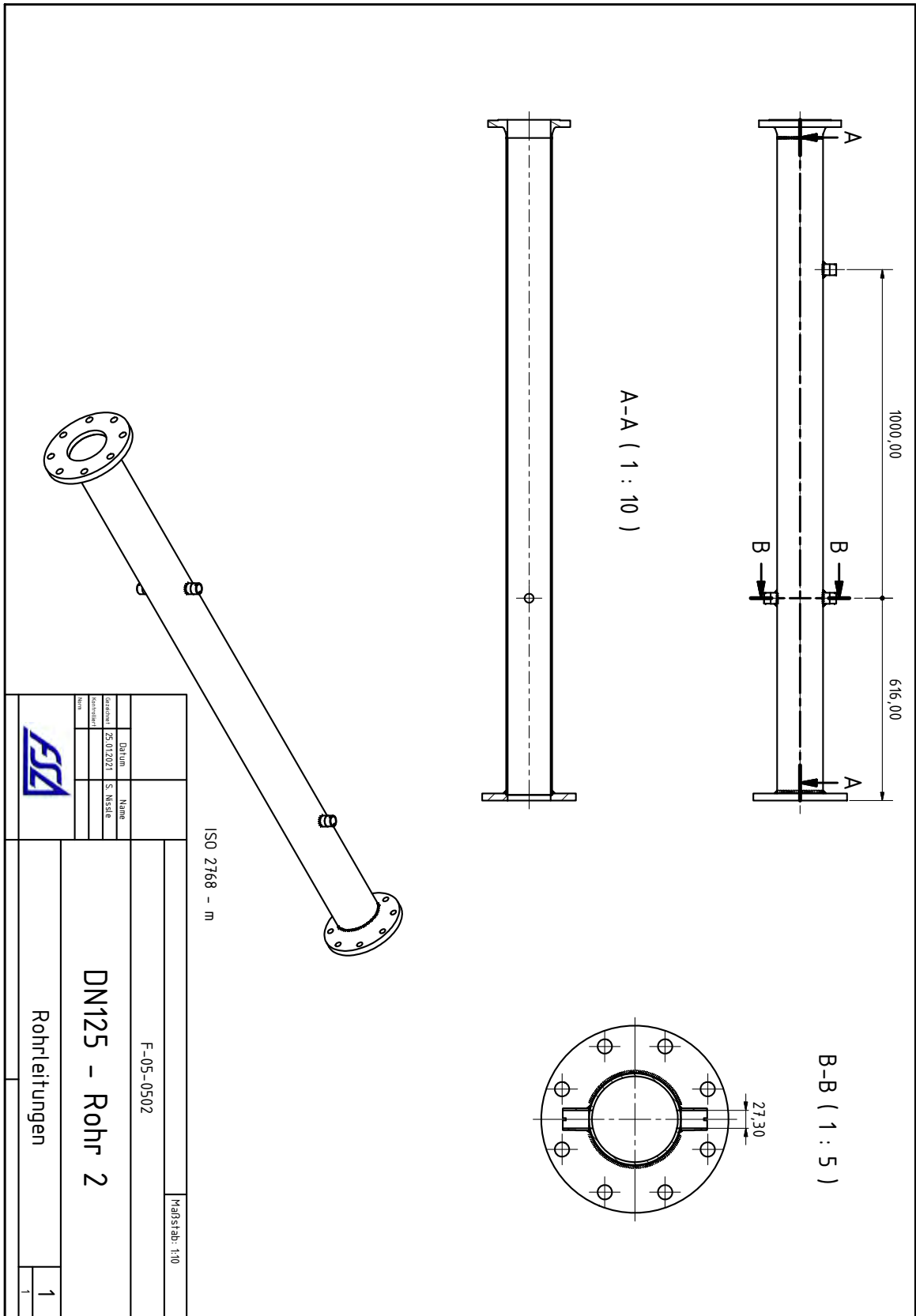


Abbildung C.7: Konstruktionszeichnung Rohr DN 125 zusammgebaut [20].

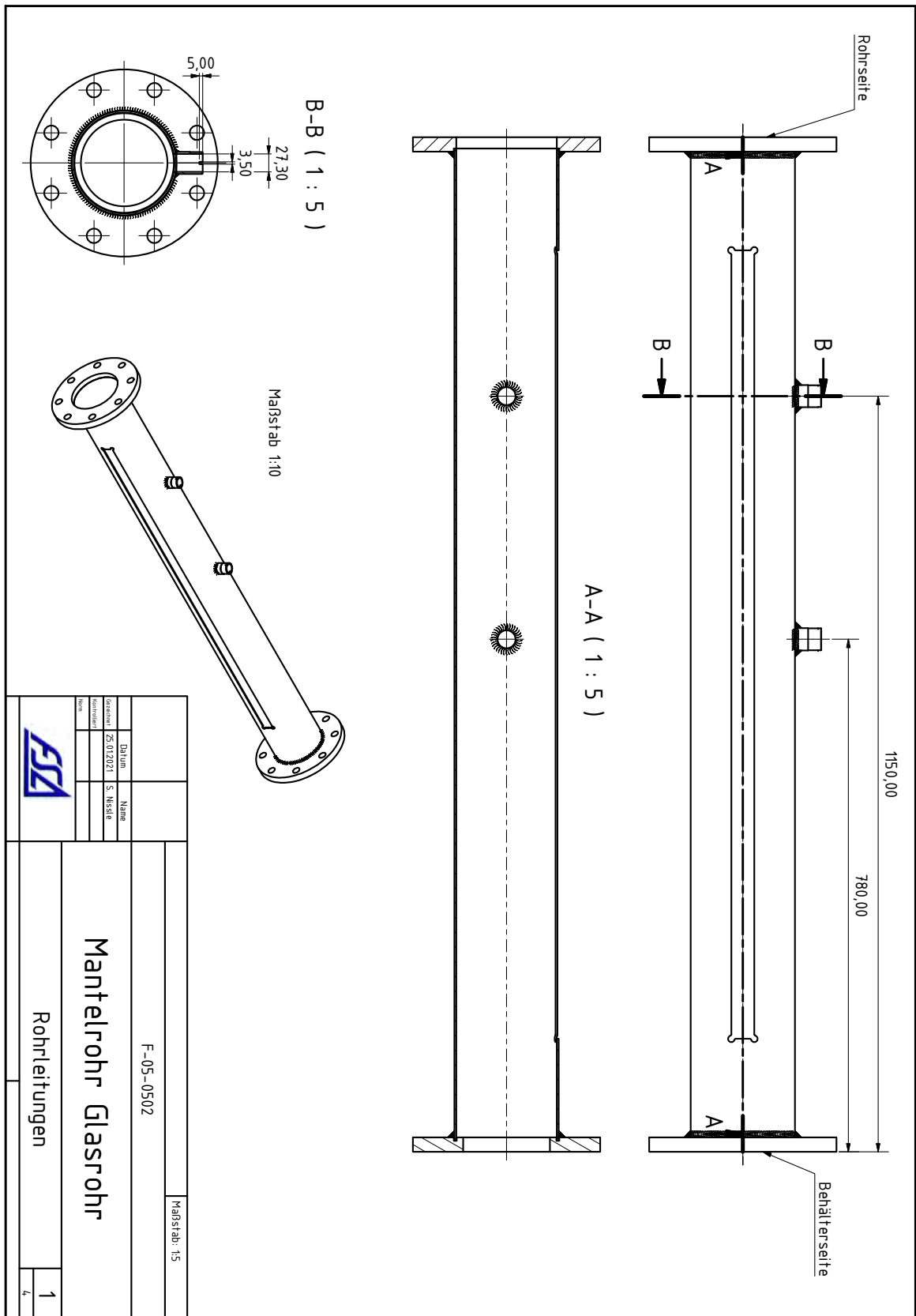


Abbildung C.8: Konstruktionszeichnung Mantelrohr zusammengebaut [20].

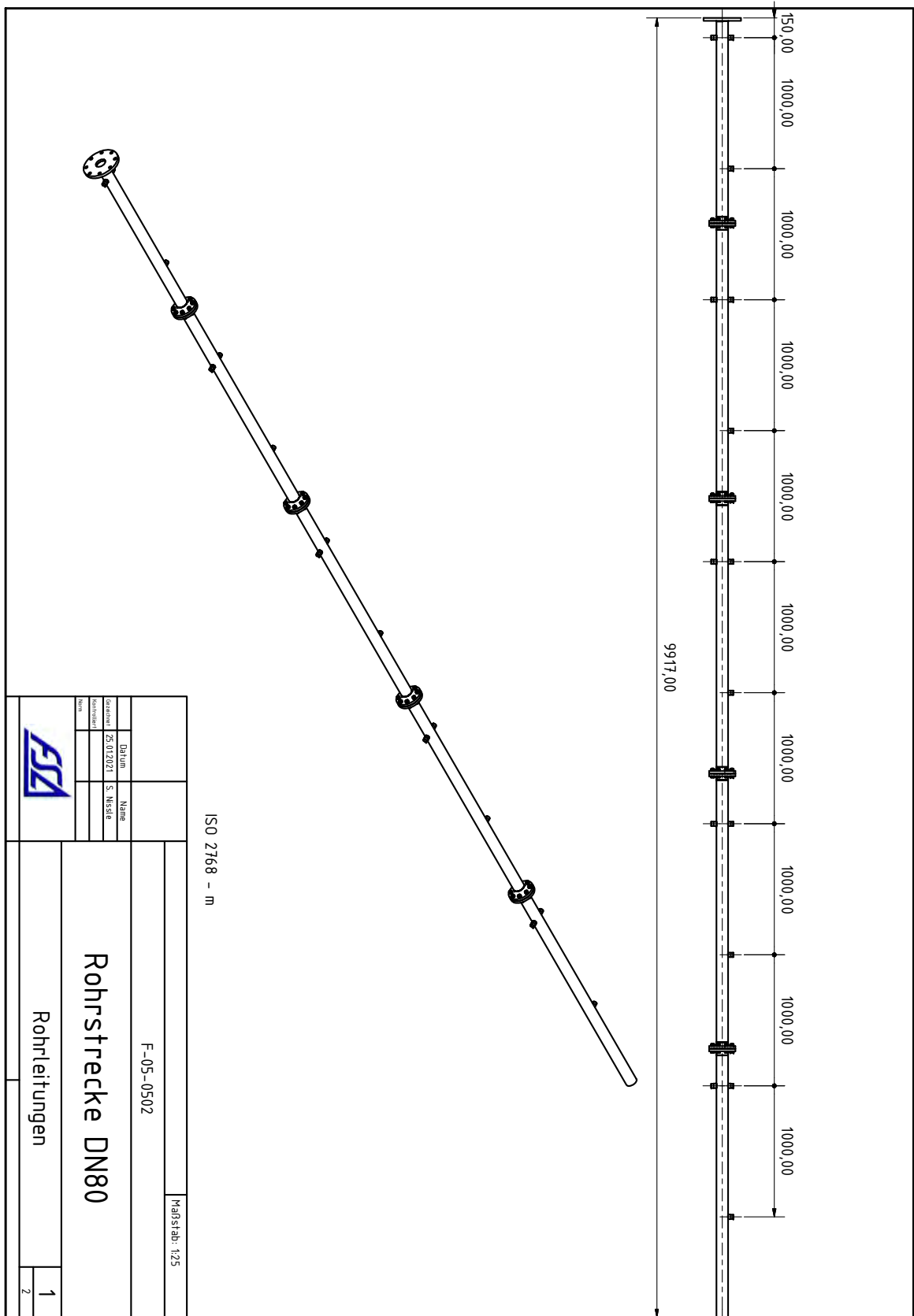


Abbildung C.9: Konstruktionszeichnung gesamte Rohrstrucke DN 80 [20].

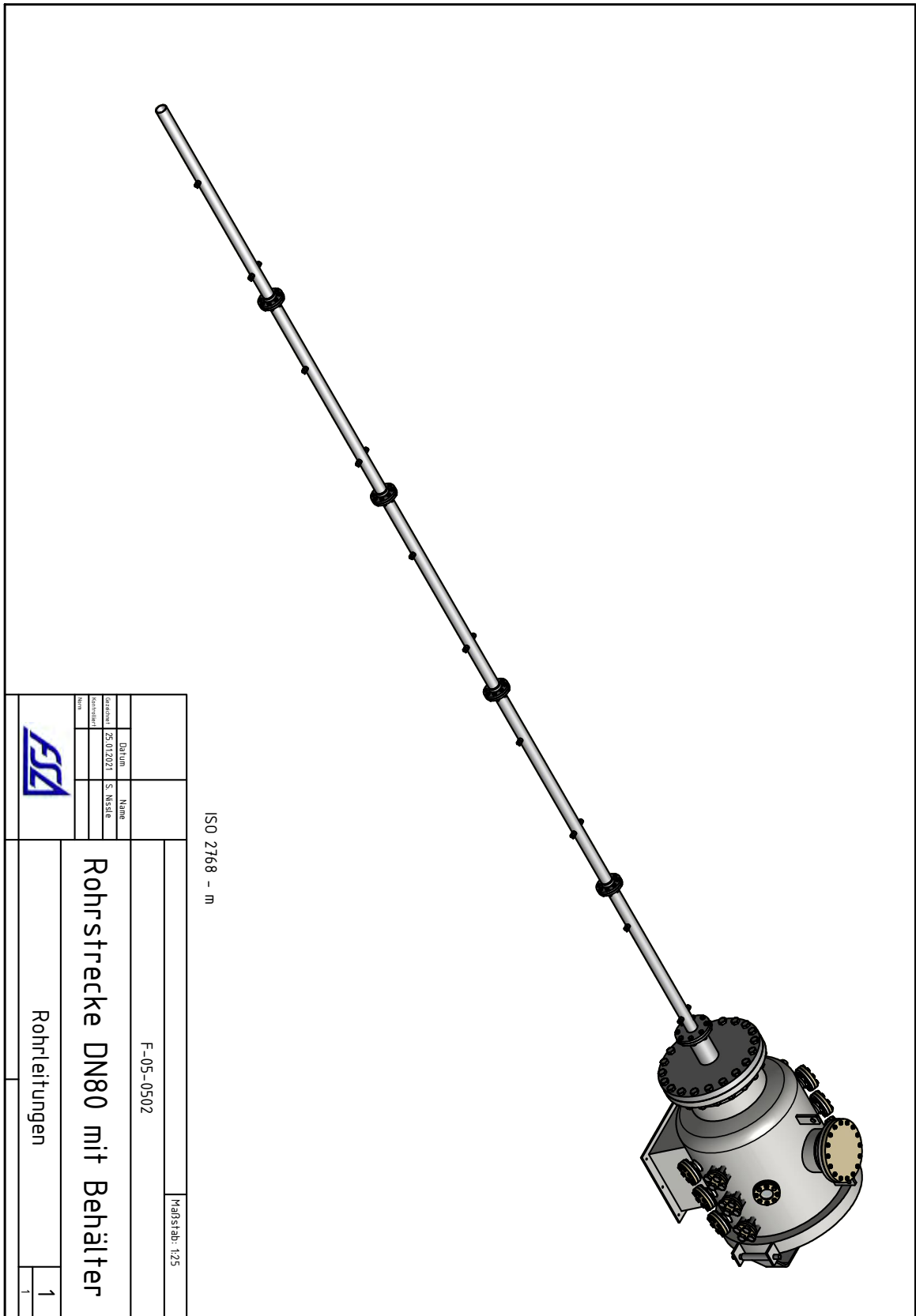
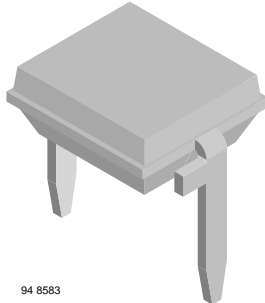


Abbildung C.10: CAD-Grafik des Versuchsaufbaus mit Rohrstrecke DN 80 [20].

D Datenblätter



Silicon PIN Photodiode



94 8583

FEATURES

- Package type: leaded
- Package form: top view
- Dimensions (L x W x H in mm): 5.4 x 4.3 x 3.2
- Radiant sensitive area (in mm²): 7.5
- High photo sensitivity
- High radiant sensitivity
- Suitable for visible and near infrared radiation
- Fast response times
- Angle of half sensitivity: $\phi = \pm 65^\circ$
- Compliant to RoHS Directive 2002/95/EC and in accordance to WEEE 2002/96/EC



DESCRIPTION

BPW34 is a PIN photodiode with high speed and high radiant sensitivity in miniature, flat, top view, clear plastic package. It is sensitive to visible and near infrared radiation. BPW34S is packed in tubes, specifications like BPW34.

Note

** Please see document "Vishay Material Category Policy": www.vishay.com/doc?99902

APPLICATIONS

- High speed photo detector

PRODUCT SUMMARY			
COMPONENT	I_{ra} (μA)	ϕ (deg)	$\lambda_{0.1}$ (nm)
BPW34	50	± 65	430 to 1100
BPW34S	50	± 65	430 to 1100

Note

- Test condition see table "Basic Characteristics"

ORDERING INFORMATION			
ORDERING CODE	PACKAGING	REMARKS	PACKAGE FORM
BPW34	Bulk	MOQ: 3000 pcs, 3000 pcs/bulk	Top view
BPW34S	Tube	MOQ: 1800 pcs, 45 pcs/tube	Top view

Note

- MOQ: minimum order quantity

ABSOLUTE MAXIMUM RATINGS ($T_{amb} = 25^\circ C$, unless otherwise specified)				
PARAMETER	TEST CONDITION	SYMBOL	VALUE	UNIT
Reverse voltage		V_R	60	V
Power dissipation	$T_{amb} \leq 25^\circ C$	P_V	215	mW
Junction temperature		T_j	100	$^\circ C$
Operating temperature range		T_{amb}	- 40 to + 100	$^\circ C$
Storage temperature range		T_{stg}	- 40 to + 100	$^\circ C$
Soldering temperature	$t \leq 3$ s	T_{sd}	260	$^\circ C$
Thermal resistance junction/ambient	Connected with Cu wire, 0.14 mm ²	R_{thJA}	350	K/W



BASIC CHARACTERISTICS ($T_{amb} = 25\text{ }^{\circ}\text{C}$, unless otherwise specified)						
PARAMETER	TEST CONDITION	SYMBOL	MIN.	TYP.	MAX.	UNIT
Breakdown voltage	$I_R = 100\text{ }\mu\text{A}$, $E = 0$	$V_{(BR)}$	60			V
Reverse dark current	$V_R = 10\text{ V}$, $E = 0$	I_{ro}		2	30	nA
Diode capacitance	$V_R = 0\text{ V}$, $f = 1\text{ MHz}$, $E = 0$	C_D		70		pF
	$V_R = 3\text{ V}$, $f = 1\text{ MHz}$, $E = 0$	C_D		25	40	pF
Open circuit voltage	$E_e = 1\text{ mW/cm}^2$, $\lambda = 950\text{ nm}$	V_o		350		mV
Temperature coefficient of V_o	$E_e = 1\text{ mW/cm}^2$, $\lambda = 950\text{ nm}$	TK_{V_o}		- 2.6		mV/K
Short circuit current	$E_A = 1\text{ klx}$	I_k		70		μA
	$E_e = 1\text{ mW/cm}^2$, $\lambda = 950\text{ nm}$	I_k		47		μA
Temperature coefficient of I_k	$E_e = 1\text{ mW/cm}^2$, $\lambda = 950\text{ nm}$	TK_{I_k}		0.1		%/K
Reverse light current	$E_A = 1\text{ klx}$, $V_R = 5\text{ V}$	I_{ra}		75		μA
	$E_e = 1\text{ mW/cm}^2$, $\lambda = 950\text{ nm}$, $V_R = 5\text{ V}$	I_{ra}	40	50		μA
Angle of half sensitivity		ϕ		± 65		deg
Wavelength of peak sensitivity		λ_p		900		nm
Range of spectral bandwidth		$\lambda_{0.1}$		430 to 1100		nm
Noise equivalent power	$V_R = 10\text{ V}$, $\lambda = 950\text{ nm}$	NEP		4×10^{-14}		$\text{W}/\sqrt{\text{Hz}}$
Rise time	$V_R = 10\text{ V}$, $R_L = 1\text{ k}\Omega$, $\lambda = 820\text{ nm}$	t_r		100		ns
Fall time	$V_R = 10\text{ V}$, $R_L = 1\text{ k}\Omega$, $\lambda = 820\text{ nm}$	t_f		100		ns

BASIC CHARACTERISTICS ($T_{amb} = 25\text{ }^{\circ}\text{C}$, unless otherwise specified)

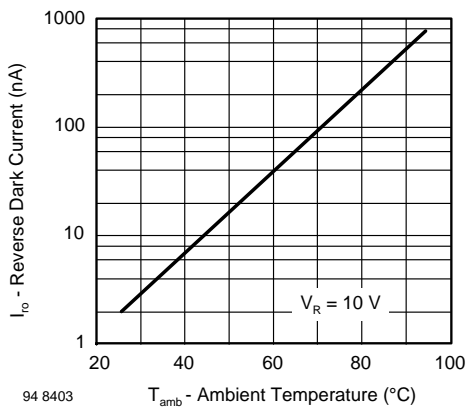


Fig. 1 - Reverse Dark Current vs. Ambient Temperature

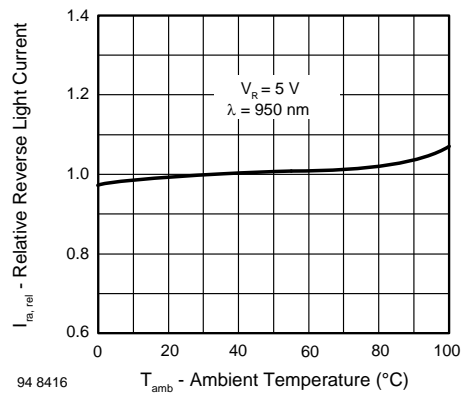


Fig. 2 - Relative Reverse Light Current vs. Ambient Temperature

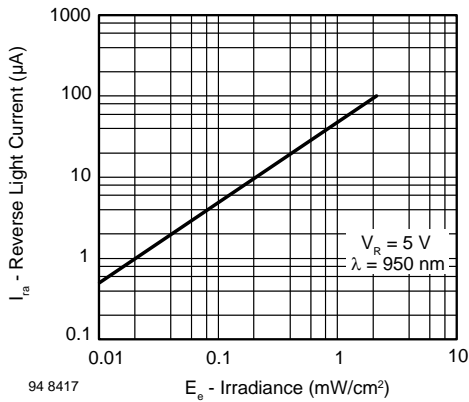


Fig. 3 - Reverse Light Current vs. Irradiance

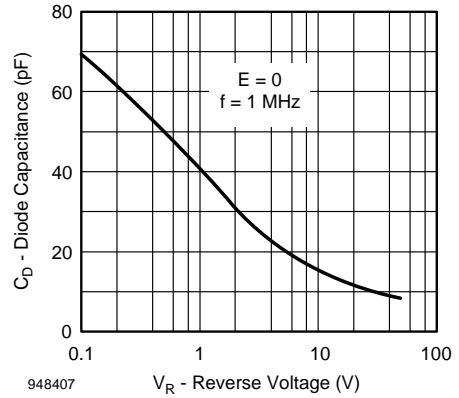


Fig. 6 - Diode Capacitance vs. Reverse Voltage

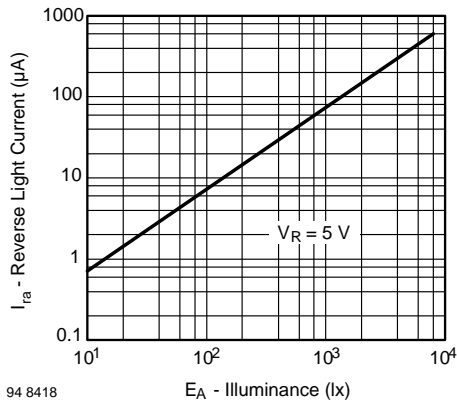


Fig. 4 - Reverse Light Current vs. Illuminance

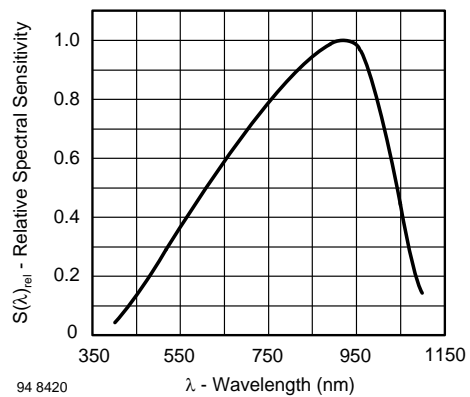


Fig. 7 - Relative Spectral Sensitivity vs. Wavelength

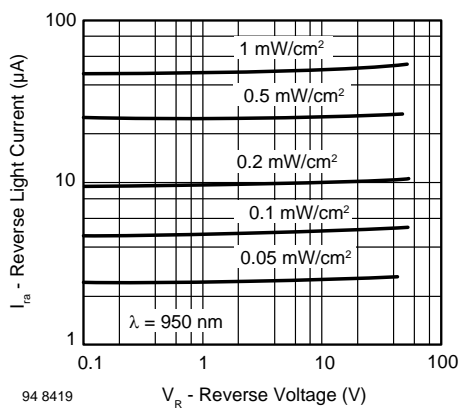


Fig. 5 - Reverse Light Current vs. Reverse Voltage

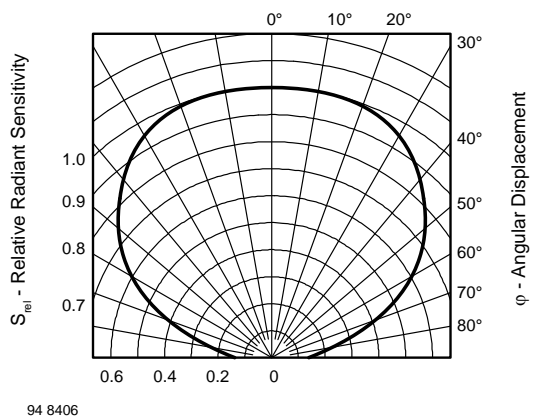
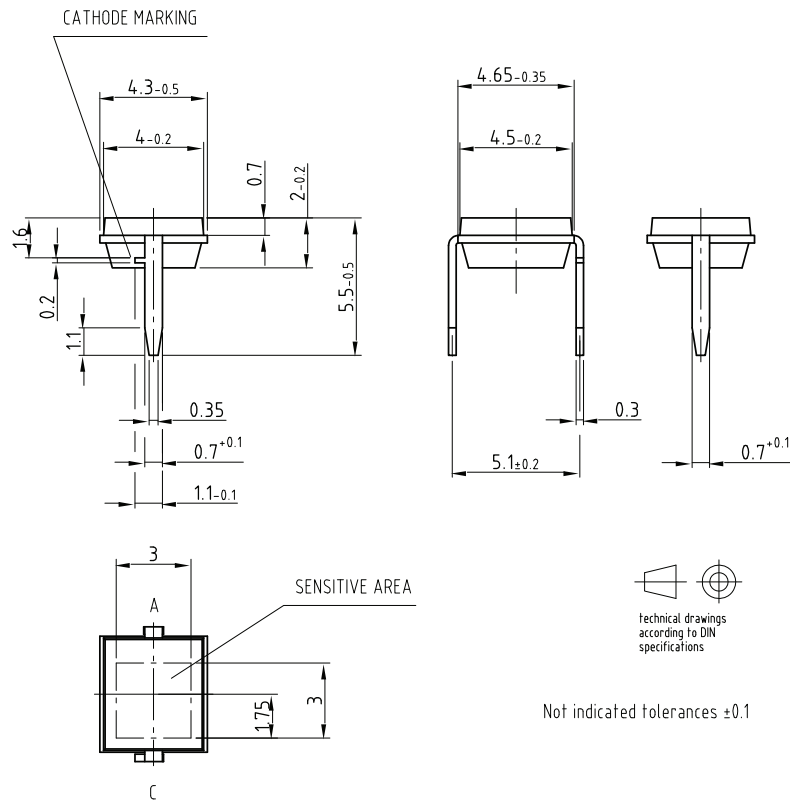


Fig. 8 - Relative Radiant Sensitivity vs. Angular Displacement

PACKAGE DIMENSIONS in millimeters



Drawing-No.: 6.544-5315.01-4
Issue: 1; 19.10.07
96 12186

TUBE PACKAGING DIMENSIONS in millimeters

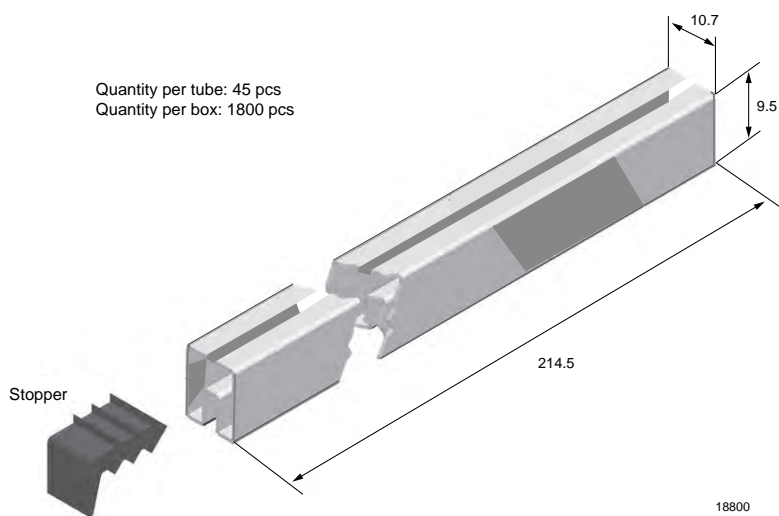


Fig. 9 - Drawing Proportions not scaled



Disclaimer

ALL PRODUCT, PRODUCT SPECIFICATIONS AND DATA ARE SUBJECT TO CHANGE WITHOUT NOTICE TO IMPROVE RELIABILITY, FUNCTION OR DESIGN OR OTHERWISE.

Vishay Intertechnology, Inc., its affiliates, agents, and employees, and all persons acting on its or their behalf (collectively, "Vishay"), disclaim any and all liability for any errors, inaccuracies or incompleteness contained in any datasheet or in any other disclosure relating to any product.

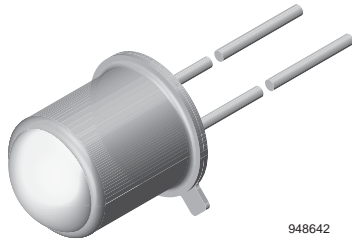
Vishay makes no warranty, representation or guarantee regarding the suitability of the products for any particular purpose or the continuing production of any product. To the maximum extent permitted by applicable law, Vishay disclaims (i) any and all liability arising out of the application or use of any product, (ii) any and all liability, including without limitation special, consequential or incidental damages, and (iii) any and all implied warranties, including warranties of fitness for particular purpose, non-infringement and merchantability.

Statements regarding the suitability of products for certain types of applications are based on Vishay's knowledge of typical requirements that are often placed on Vishay products in generic applications. Such statements are not binding statements about the suitability of products for a particular application. It is the customer's responsibility to validate that a particular product with the properties described in the product specification is suitable for use in a particular application. Parameters provided in datasheets and / or specifications may vary in different applications and performance may vary over time. All operating parameters, including typical parameters, must be validated for each customer application by the customer's technical experts. Product specifications do not expand or otherwise modify Vishay's terms and conditions of purchase, including but not limited to the warranty expressed therein.

Except as expressly indicated in writing, Vishay products are not designed for use in medical, life-saving, or life-sustaining applications or for any other application in which the failure of the Vishay product could result in personal injury or death. Customers using or selling Vishay products not expressly indicated for use in such applications do so at their own risk. Please contact authorized Vishay personnel to obtain written terms and conditions regarding products designed for such applications.

No license, express or implied, by estoppel or otherwise, to any intellectual property rights is granted by this document or by any conduct of Vishay. Product names and markings noted herein may be trademarks of their respective owners.

Silicon PIN Photodiode, RoHS Compliant



948642

DESCRIPTION

BPW24R is a high sensitive silicon planar photodiode in a standard TO-18 hermetically sealed metal case with a glass lens.

A precise alignment of the chip gives a good coincidence of mechanical and optical axes. The device features a low capacitance and high speed even at low supply voltages.

FEATURES

- Package type: leaded
- Package form: TO-18
- Dimensions (in mm): \varnothing 4.7
- Radiant sensitive area (in mm²): 0.78
- High photo sensitivity
- High radiant sensitivity
- Suitable for visible and near infrared radiation
- Fast response times
- Angle of half sensitivity: $\varphi = \pm 12^\circ$
- Hermetically sealed package
- Cathode connected to package
- Central chip alignment
- Compliant to RoHS Directive 2002/95/EC and in accordance with WEEE 2002/96/EC


RoHS
COMPLIANT

APPLICATIONS

- High speed photo detector

PRODUCT SUMMARY

COMPONENT	I_{ra} (A)	φ (deg)	$\lambda_{0.1}$ (nm)
BPW24R	60	± 12	400 to 1100

Note

- Test condition see table "Basic Characteristics"

ORDERING INFORMATION

ORDERING CODE	PACKAGING	REMARKS	PACKAGE FORM
BPW24R	Bulk	MOQ: 1000 pcs, 1000 pcs/bulk	TO-18

Note

- MOQ: minimum order quantity

ABSOLUTE MAXIMUM RATINGS ($T_{amb} = 25^\circ\text{C}$, unless otherwise specified)

PARAMETER	TEST CONDITION	SYMBOL	VALUE	UNIT
Reverse voltage		V_R	60	V
Power dissipation	$T_{amb} \leq 25^\circ\text{C}$	P_V	210	mW
Junction temperature		T_j	125	$^\circ\text{C}$
Operating temperature range		T_{amb}	- 40 to + 125	$^\circ\text{C}$
Storage temperature range		T_{stg}	- 40 to + 125	$^\circ\text{C}$
Soldering temperature	$t \leq 5$ s	T_{sd}	260	$^\circ\text{C}$
Thermal resistance junction/ambient	Connected with Cu wire, 0.14 mm ²	R_{thJA}	350	K/W



BASIC CHARACTERISTICS ($T_{amb} = 25\text{ }^{\circ}\text{C}$, unless otherwise specified)						
PARAMETER	TEST CONDITION	SYMBOL	MIN.	TYP.	MAX.	UNIT
Breakdown voltage	$I_R = 100\text{ }\mu\text{A}$, $E = 0$	$V_{(BR)}$	60	200		V
Reverse dark current	$V_R = 5\text{ V}$, $E = 0$	I_{ro}		2	10	nA
Diode capacitance	$V_R = 0\text{ V}$, $f = 1\text{ MHz}$, $E = 0$	C_D		11		pF
	$V_R = 5\text{ V}$, $f = 1\text{ MHz}$, $E = 0$	C_D		3.8		pF
	$V_R = 20\text{ V}$, $f = 1\text{ MHz}$, $E = 0$	C_D		2.5		pF
Open circuit voltage	$E_e = 1\text{ mW/cm}^2$, $\lambda = 950\text{ nm}$	V_o		450		mV
Temperature coefficient of V_o	$E_e = 1\text{ mW/cm}^2$, $\lambda = 950\text{ nm}$	TK_{V_o}		- 2		mV/K
Short circuit current	$E_e = 1\text{ mW/cm}^2$, $\lambda = 950\text{ nm}$	I_k		55		μA
Temperature coefficient of I_k	$E_A = 1\text{ klx}$	TK_{I_k}		0.1		%/K
Reverse light current	$E_e = 1\text{ mW/cm}^2$, $\lambda = 950\text{ nm}$, $V_R = 20\text{ V}$	I_{ra}	45	60		μA
Absolute Spectral Sensitivity	$V_R = 5\text{ V}$, $\lambda = 870\text{ nm}$	$s(\lambda)$		0.60		A/W
	$V_R = 5\text{ V}$, $\lambda = 900\text{ nm}$	$s(\lambda)$		0.55		A/W
Angle of half sensitivity		ϕ		± 12		deg
Wavelength of peak sensitivity		λ_p		900		nm
Range of spectral bandwidth		$\lambda_{0.1}$	400		1100	nm
Rise time	$V_R = 20\text{ V}$, $R_L = 50\text{ }\Omega$, $\lambda = 820\text{ nm}$	t_r		7		ns
Fall time	$V_R = 20\text{ V}$, $R_L = 50\text{ }\Omega$, $\lambda = 820\text{ nm}$	t_f		7		ns

BASIC CHARACTERISTICS ($T_{amb} = 25\text{ }^{\circ}\text{C}$, unless otherwise specified)

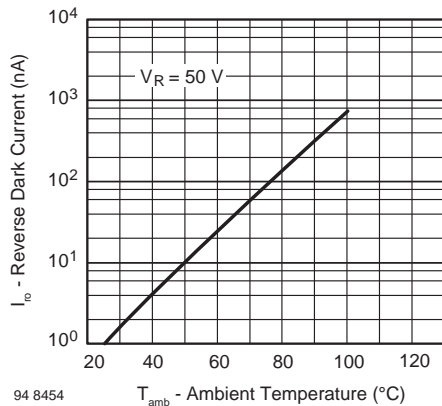


Fig. 1 - Reverse Dark Current vs. Ambient Temperature

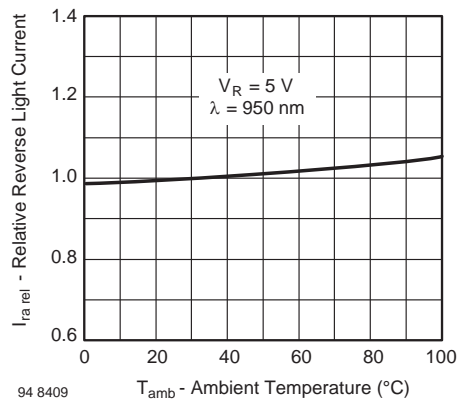


Fig. 2 - Relative Reverse Light Current vs. Ambient Temperature

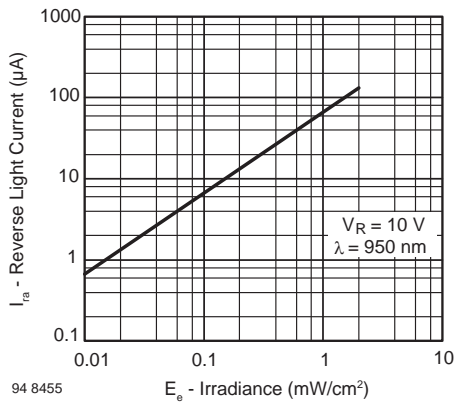


Fig. 3 - Reverse Light Current vs. Irradiance

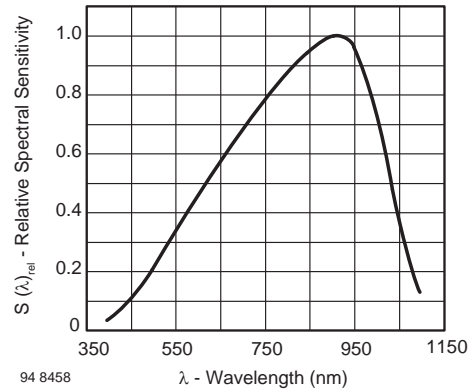


Fig. 6 - Relative Spectral Sensitivity vs. Wavelength

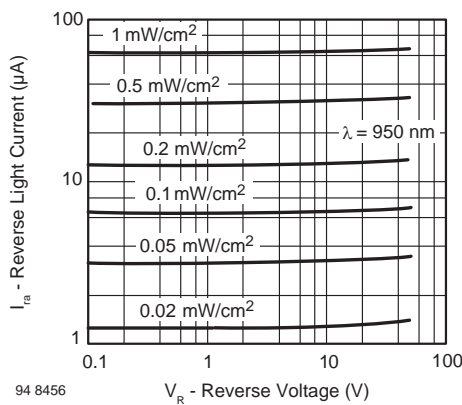


Fig. 4 - Reverse Light Current vs. Reverse Voltage

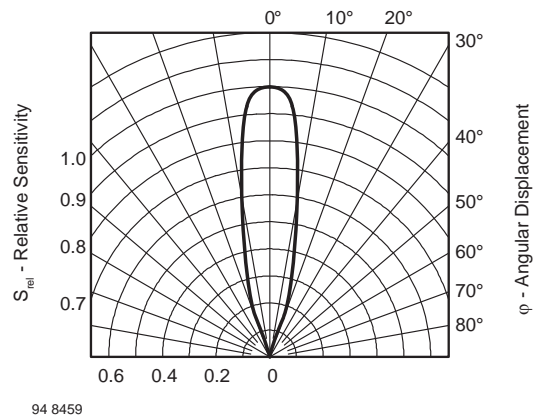


Fig. 7 - Relative Radiant Sensitivity vs. Angular Displacement

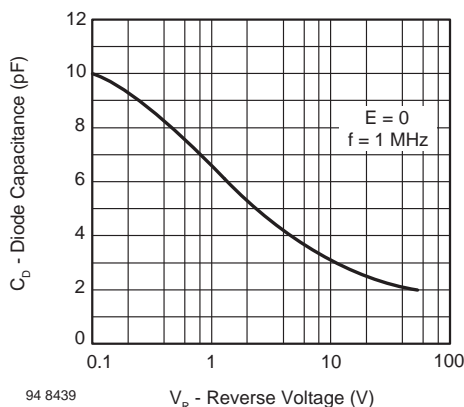
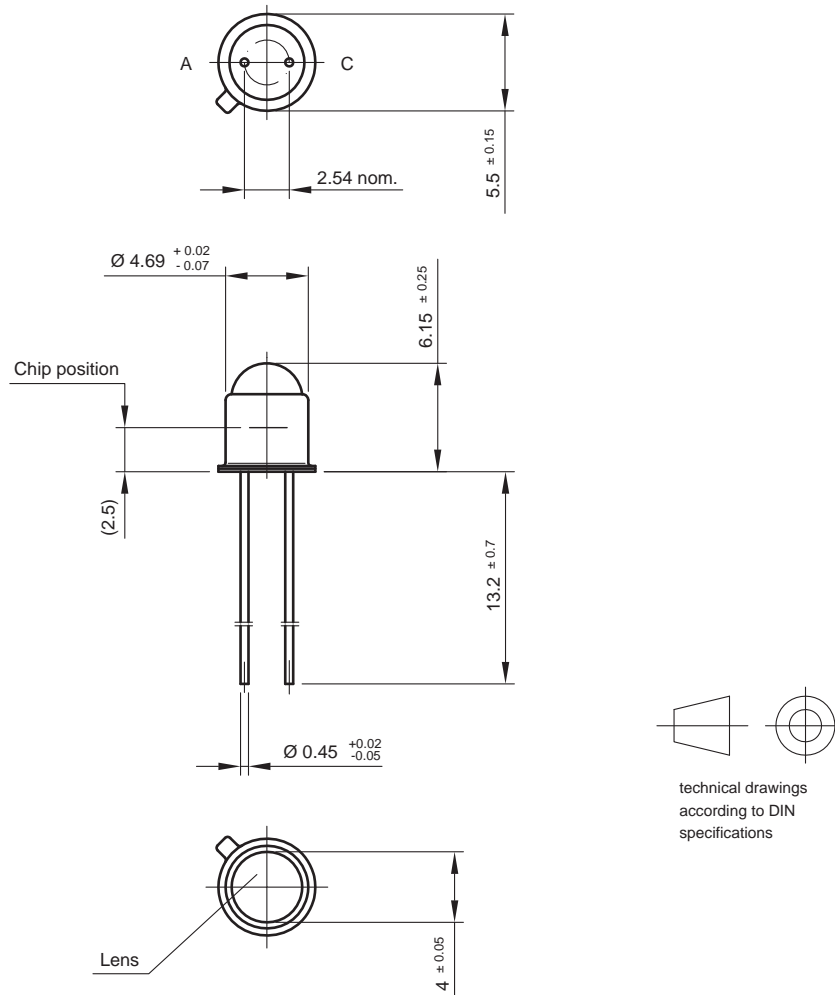


Fig. 5 - Diode Capacitance vs. Reverse Voltage



PACKAGE DIMENSIONS in millimeters



Drawing-No.: 6.503-5022.02-4

Issue: 1; 24.08.98

14487



Disclaimer

ALL PRODUCT, PRODUCT SPECIFICATIONS AND DATA ARE SUBJECT TO CHANGE WITHOUT NOTICE TO IMPROVE RELIABILITY, FUNCTION OR DESIGN OR OTHERWISE.

Vishay Intertechnology, Inc., its affiliates, agents, and employees, and all persons acting on its or their behalf (collectively, "Vishay"), disclaim any and all liability for any errors, inaccuracies or incompleteness contained in any datasheet or in any other disclosure relating to any product.

Vishay makes no warranty, representation or guarantee regarding the suitability of the products for any particular purpose or the continuing production of any product. To the maximum extent permitted by applicable law, Vishay disclaims (i) any and all liability arising out of the application or use of any product, (ii) any and all liability, including without limitation special, consequential or incidental damages, and (iii) any and all implied warranties, including warranties of fitness for particular purpose, non-infringement and merchantability.

Statements regarding the suitability of products for certain types of applications are based on Vishay's knowledge of typical requirements that are often placed on Vishay products in generic applications. Such statements are not binding statements about the suitability of products for a particular application. It is the customer's responsibility to validate that a particular product with the properties described in the product specification is suitable for use in a particular application. Parameters provided in datasheets and / or specifications may vary in different applications and performance may vary over time. All operating parameters, including typical parameters, must be validated for each customer application by the customer's technical experts. Product specifications do not expand or otherwise modify Vishay's terms and conditions of purchase, including but not limited to the warranty expressed therein.

Except as expressly indicated in writing, Vishay products are not designed for use in medical, life-saving, or life-sustaining applications or for any other application in which the failure of the Vishay product could result in personal injury or death. Customers using or selling Vishay products not expressly indicated for use in such applications do so at their own risk. Please contact authorized Vishay personnel to obtain written terms and conditions regarding products designed for such applications.

No license, express or implied, by estoppel or otherwise, to any intellectual property rights is granted by this document or by any conduct of Vishay. Product names and markings noted herein may be trademarks of their respective owners.