



Bergische
Universität
Wuppertal

Modellgestützte Optimierung des Schutzsystems Explosionsklappe zur kontrollierten Druckentlastung verfahrenstechnischer Apparate bei Staubexplosionen

Dissertation
zur Erlangung eines Doktorgrades

in der
Fakultät für Maschinenbau und Sicherheitstechnik

der
Bergischen Universität Wuppertal

vorgelegt von
Diplom-Physiker Dirk Lorenz
aus Witzenhausen

Wuppertal 2020

Die Dissertation kann wie folgt zitiert werden:

urn:nbn:de:hbz:468- urn:nbn:de:hbz:468-20200406-080147-8

[<http://nbn-resolving.de/urn/resolver.pl?urn=urn%3Anbn%3Ade%3Ahbz%3A468-20200406-080147-8>]

DOI: 10.25926/ctpa-yk19

[<https://doi.org/10.25926/ctpa-yk19>]

Meinen Eltern gewidmet.

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand im Rahmen meiner langjährigen Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter des Zentrallabors der Berufsgenossenschaft Nahrungsmittel und Gastgewerbe (BGN) und der Forschungsgesellschaft für angewandte Systemsicherheit und Arbeitsmedizin e. V. (FSA e. V.) sowie mbH (FSA GmbH).

Für seine Anregung, diese Dissertation zu schreiben und die Promotion gleichzeitig an seinem Lehrstuhl zu betreuen sowie mir mit nützlichen Ratschlägen zur Seite zu stehen, danke ich Herrn Prof. Dr. Uli Barth herzlich.

Herzlicher Dank geht auch an die weiteren Mitglieder meiner Prüfungskommission, namentlich an die Herren Prof. Dr. Ulrich Krause (Zweitgutachter), Prof. Dr. Ralf Pieper (Vorsitz) und Prof. Dr. Eberhard Schmidt (Dekan der Fakultät).

Den Herren Prof. Dr. Friedrich-Wilhelm Wittbecker und Prof. Dr. Ralf Pieper danke ich für die Bereitschaft zur Unterstützung des Promotionsvorhabens.

Weiterhin danke ich Frau Ing. Katharina Maiwald, M. Sc. sowie den Herren Ing. Ralf Jahn, M. Sc. und Ing. Nils Schewe, M. Sc. für ihre Unterstützung, die bei der Lösung organisatorischer Aufgaben hilfreich war.

Mein besonderer Dank geht an Herrn Prof. Dr. Radandt. In seiner langjährigen Funktion als Leiter der FSA e. V. hat er die Bearbeitung einiger der im Rahmen dieser Arbeit behandelten Fragestellungen in Form von FSA-Projekten veranlasst und mich damit beauftragt. Darüber hinaus danke ich ihm für manchen wertvollen Hinweis aus seinem sehr umfangreichen Wissens- und Erfahrungsschatz.

Frau Isabel Dienstbühl danke ich für die Genehmigung, von mir im Rahmen von Forschungs- und Entwicklungsprojekten der FSA e. V. generierten Ergebnisse für diese Arbeit verwenden zu dürfen.

Außerordentlich dankbar bin ich dem Leiter des Zentrallabors der BGN Herrn Dr. Albrecht Vogl, von dem ich über nahezu drei Jahrzehnte hinweg viel über das Thema Explosionsschutz lernen konnte.

Den Herren Pavlo Chupin, Michael Seithel, Hermann Schiebler und Helmut Ott danke ich für die Unterstützung bei der Entwicklung von Elektronik, Messtechnik und Software und für die Anfertigung von technischen Zeichnungen sowie für die Unterstützung bei der Durchführung von Versuchsreihen auf dem Versuchsfeld in Kappelrodeck. Für Letztgenanntes danke ich auch den Herren Johannes Wolf, Markus Roth, Wendelin Fischer, Dorel Schneider, Peter Schepp, Benjamin Schmidt und Michael Metzner.

Für das Korrekturlesen dieser Arbeit danke ich Herrn Dr. Sebastian Nissle.

Abschließend danke ich meiner Frau Marie-Luise Lorenz für ihre Liebe und die uneingeschränkte und unermüdliche Unterstützung.

Neckarsteinach, im Februar 2020

Dirk Lorenz

Inhaltsverzeichnis

Symbolverzeichnis	IV
Glossar	XIV
Kurzfassung	1
Abstract	2
1 Einleitung	3
1.1 Wissenschaftliche Einordnung	3
1.2 Grundlagen	4
1.3 Zielsetzung	7
1.4 Darstellung der Lösungswege	9
2 Stand der Arbeitsgebiete	13
2.1 Dimensionierung von Explosionsklappenscharnieren	13
2.2 Abschätzung von Entlastungsfähigkeiten	16
2.3 Vermeidung von Deckenaufbauten	17
2.4 Reproduzierbarkeit des Ansprechverhaltens	18
2.5 Prüfbarkeit großer Explosionsklappen	18
2.6 Wurfweitenberechnung abgerissener Explosionsklappen	18
3 Dimensionierung von Explosionsklappenscharnieren	20
3.1 Ansatz	21
3.2 Theoretische Grundlagen	22
3.3 Experimentelle Untersuchung	23
3.4 Modellierung	46
3.5 Vergleich der Ergebnisse mit dem DIN-Fachbericht 140	59
4 Abschätzung von Entlastungsfähigkeiten	67
5 Vermeidung von Deckenaufbauten	73
5.1 Ansatz	73
5.2 Dimensionierung der Explosionsklappe	74
5.3 Funktionsprüfung der Explosionsklappe	77
5.4 Optimierung des Klappenverschlusses	84

6	Reproduzierbarkeit des Ansprechverhaltens	85
6.1	Ansatz	86
6.2	Realisierung der Explosionsklappe	89
6.3	Funktionsprüfung der Explosionsklappe	102
7	Prüfbarkeit großer Explosionsklappen	123
7.1	Darlegung des Verfahrens	123
7.2	Exemplarische Verifizierung des Verfahrens	124
8	Wurfweitenberechnung abgerissener Explosionsklappen	126
8.1	Bestimmung der Anfangsbedingungen	126
8.2	Berechnung der Klappenflugbahn	127
8.3	Prognosequalität des Verfahrens	129
9	Ergebnisse, Ausblick und Schlusswort	132
9.1	Aufzeigen einer Berechnungsmethode zur Auslegung von Explosionsklappenscharnieren	133
9.2	Darlegen einer einfachen Berechnungsmethode zur Abschätzung der Entlastungsfähigkeit von Explosionsklappen	135
9.3	Erarbeiten einer einfachen und preiswerten Lösung, um Explosionsklappen ohne Aufbauten auf Decken, Dächern und Dachböden von Silos und Gebäuden realisieren zu können	137
9.4	Entwickeln einer Explosionsklappe mit reproduzier- und einstellbarem Ansprechverhalten sowie einer Entlastungsfähigkeit von 100 %	138
9.5	Aufzeigen eines Verfahrens, mit dessen Hilfe EU-Baumusterprüfungen von Explosionsklappen mit großen Abmessungen durchgeführt werden können	141
9.6	Darlegen eines Verfahrens zur Berechnung der Wurfweiten abgerissener Explosionsklappen	142
9.7	Schlusswort	144
	Literaturverzeichnis	145
	Bilderverzeichnis	150
	Tabellenverzeichnis	156
	Anhang	160
	Erklärung des Verfassers	179
	Lebenslauf	180

Symbolverzeichnis

Symbol	Einheit	Bedeutung
a	m; m/s ² ; diverse	zur Rotationsachse parallele Seite einer rechteckigen Druckentlastungsöffnung; Betrag der Beschleunigung; Variable
\vec{a}	m/s ²	Vektor der Beschleunigung
A	m ²	Fläche
A_E	m ²	Druckentlastungsfläche
a_K	m	zur Rotationsachse parallele Seite einer rechteckigen Explosionsklappe
A_K	m ²	Fläche einer Explosionsklappe
A_{KA}	m ²	zeitabhängige Fläche eines Kreisabschnitts
a_r, \vec{a}_r	m/s ²	Betrag und Vektor der radialen Beschleunigung
a_t, \vec{a}_t	m/s ²	Betrag und Vektor der tangentialen Beschleunigung
A_{RA}	m ²	zeitabhängige Fläche eines Rechteckabschnitts
$A_{\ddot{O}}$	m ²	zeitabhängige Druckentlastungsfläche während des Öffnungsvorganges einer Explosionsklappe
A_w	m ²	Fläche einer Druckentlastungseinrichtung, die die gleiche Wirkung hat wie eine trägheitslose Druckentlastungseinrichtung mit der Entlastungsfläche A_E
A_x, A_y	m ²	orthogonale Querschnittsflächen eines Körpers parallel zu dessen Hauptträgheitsachsen
b	m; diverse	zur Rotationsachse orthogonale Seite einer rechteckigen Druckentlastungsöffnung; Variable
b_B	m	Breite eines Explosionsklappenhalterungsbügels
b_K	m	zur Rotationsachse orthogonale Seite einer rechteckigen Explosionsklappe
B_{HW}	s	Halbwertsbreite einer Peak-Funktion
c	g/m ³ ; -	Staubkonzentration in Luft; Variable
c_B	-	Sicherheitsfaktor bei der Auslegung von Scharnieren
c_E	-	Widerstandsbeiwert einer senkrecht angeströmten rechteckigen Klappe
c_R	-	Widerstandsbeiwert einer senkrecht angeströmten kreisförmigen Klappe
c_w	-	Widerstandsbeiwert bei der Newton-Reibung
$c_w(t)$	-	zeitlich veränderlicher Widerstandsbeiwert bei der Newton-Reibung
$c_{w,x}, c_{w,y}$	-	Widerstandsbeiwerte für die Koordinatenrichtungen x und y bei der Newton-Reibung
c_W	-	Sicherheitsfaktor bei der Wurfweitenberechnung abgerissener Explosionsklappen

C	-	Proportionalitätskonstante
d	m	Stärke einer Stahlplatte
D	m; kg m ²	Durchmesser eines Silos; Betrag des Drehmoments
\vec{D}	kg m ²	Vektor des Drehmoments
D_A	m	Durchmesser einer runden Druckentlastungsfläche
d_B	m	Stärke eines Explosionsklappenhalterungsbügels
D_b	Nm	Bremsmoment
D_B	Nm	Biegemoment
$D_{D,Ex}$	Nm	Betrag des Drehmoments auf eine Explosionsklappe aufgrund der direkten Druckwirkung auf die Klappenfläche
D_{Ex}, \vec{D}_{Ex}	Nm	Betrag und Vektor des Drehmoments auf eine Explosionsklappe aufgrund einer Staubexplosion im Behälterinneren
D_F	Nm	Betrag eines von Torsionsfedern erzeugten Drehmoments
D_G	Nm	Betrag des Drehmoments aufgrund der Gleitreibungskraft im Explosionsklappenscharnier
D_{Gr}, \vec{D}_{Gr}	Nm	Betrag und Vektor des Drehmoments, das eine Explosionsklappe durch die Erdbeschleunigung erfährt
D_K	m	Durchmesser einer kreisförmigen Explosionsklappe
D_{LR}, \vec{D}_{LR}	Nm	Betrag und Vektor des Drehmoments, das die Explosionsklappe durch den Luftwiderstand erfährt
D_M	Nm	Betrag des Drehmoments, das Haltemagnete auf eine Explosionsklappe ausüben
$D_{\ddot{o}}$	Nm	Betrag eines klappenöffnend wirkenden Drehmomentes
$D_{R,Ex}$	Nm	Betrag des Drehmoments auf eine Explosionsklappe aufgrund der Reibung, welche die Klappe im Abgasstrom erfährt
D_S	Nm	Betrag des resultierenden Explosionsklappen-drehmomentes bezogen auf das Klappenscharnier
D_{SR}, \vec{D}_{SR}	Nm	Betrag und Vektor des Drehmoments, das eine Explosionsklappe durch die Reibung im Klappenscharnier erfährt
D_{St}	Nm	Betrag des Drehmoments, das die Explosionsklappe beim Zusammenstoß mit einem Fangbügel auf diesen ausübt
D_x	Nm	Betrag eines Drehmoments unbekannter Größe
dm	kg	infinitesimales Massenelement
dp/dt	bar/s	Druckanstiegsgeschwindigkeit bei einer Staubexplosion
$(dp/dt)_{ex}$	bar/s	maximale Druckanstiegsgeschwindigkeit bei einer Staubexplosion im geschlossenen Behälter
$(dp/dt)_{max}$	bar/s	maximale Druckanstiegsgeschwindigkeit bei einer Staubexplosion im geschlossenen Behälter bei optimaler Staubkonzentration
$(dp/dt)_{red}$	bar/s	maximale Druckanstiegsgeschwindigkeit bei einer Staubexplosion im druckentlasteten Behälter
$(dp/dt)_{red,max}$	bar/s	maximale Druckanstiegsgeschwindigkeit bei einer Staubexplosion im druckentlasteten Behälter bei optimaler Staubkonzentration

$(dp/dt)_{\text{stat}}$	bar/s	Druckanstiegsgeschwindigkeit zum Triggerzeitpunkt einer Explosionsklappe
dV	m^3	infinitesimales Volumenelement
$E_{\text{b,max}}$	J	maximale Spannenergie, die eine Blattfeder beim Abbremsen einer Explosionsklappe aufnimmt
E_{f}	%	Entlastungsfähigkeit einer Explosionsklappe
$E_{\text{f}}^{\triangleleft}$	%	experimentell bestimmte Entlastungsfähigkeiten unter Verwendung des statischen Ansprechdrucks
$E_{\text{f}}^{\triangleright}$	%	experimentell bestimmte Entlastungsfähigkeiten unter Verwendung des dynamischen Ansprechdrucks
$E_{\text{f,M}}$	%	mit dem Modell von Siwek und Skov [55] bestimmte Entlastungsfähigkeiten
$E_{\text{f,S}}$	%	mit SIMEK berechnete Entlastungsfähigkeiten
E_{V}	J	gesamte Deformationsenergie bei der Explosionsklappe ohne Deckenaufbauten
$E_{\text{V,B}}$	J	Deformationsenergie der Bügel bei der Explosionsklappe ohne Deckenaufbauten
$E_{\text{V,P}}$	J	Deformationsenergie der Stahlplatte bei der Explosionsklappe ohne Deckenaufbauten
$E_{\text{f,VS}}$	%	von Siwek und Skov [55] experimentell bestimmte Entlastungsfähigkeiten
\vec{e}_{r}	m	Einheitsvektor in radialer Richtung
E_{rot}	J	Rotationsenergie einer Explosionsklappe
$E_{\text{rot,max}}$	J	maximale Rotationsenergie einer Explosionsklappe
\vec{e}_{t}	m	Einheitsvektor in tangentialer Richtung
$f, f(t)$	-; m	Funktion; Teil des Klappendruckmessers D_{K} , der sich nicht im Abgasstrom befindet
F	N	Kraft
F_{b}	N	Betrag der Bremskraft an einer Klappenfangvorrichtung
$F_{\text{Ex}}, \vec{F}_{\text{Ex}}$	N	Betrag und Vektor der klappenöffnend wirkenden Kraft
$F_{\text{g}}, \vec{F}_{\text{g}}$	N	Betrag und Vektor der Scharnierbelastung bzw. Zwangskraft, die ein Scharnier auf eine Explosionsklappe ausübt
$F_{\text{g,max}}, \vec{F}_{\text{g,max}}$	N	Betrag und Vektor der maximalen Scharnierbelastung
$F_{\text{g,max,V}}$	N	aus Messdaten abgeleiteter Betrag der maximalen Scharnierbelastung
$F_{\text{g,max,S}}$	N	aus einer Modellrechnung abgeleiteter Betrag der maximalen Scharnierbelastung
$F_{\text{Gr}}, \vec{F}_{\text{Gr}}$	N	Betrag und Vektor der Gravitationskraft
$F_{\text{h,Ex}}$	N	Betrag der Kraft, die im Mittelpunkt des sich im Abgasstroms befindlichen Teiles einer Explosionsklappe angreift
$F_{\text{LR}}, \vec{F}_{\text{LR}}$	N	Betrag und Vektor des Luftwiderstands
$\vec{F}_{\text{LR+SR}}$	N	Vektorsumme aus Luftwiderstand und Scharnierreibung
F_{M}	N	maximale Magnetkraft
$F_{\text{ö}}$	N	klappenöffnend wirkende Kraft

F_r, \vec{F}_r	N	Betrag und Vektor der radialen Scharnierbelastung auf ein Explosionsklappenscharnier
$F_{r,D}$	N	Betrag der radialen Scharnierbelastung auf ein Explosionsklappenscharnier berechnet mit dem DIN-Fachbericht 140
$F_{r,max}$	N	Betrag der maximalen radialen Scharnierbelastung auf ein Explosionsklappenscharnier
$F_{r,S}$	N	Betrag der radialen Scharnierbelastung auf ein Explosionsklappenscharnier berechnet mit SIMEK
F_S, \vec{F}_S	N	Betrag und Vektor der am Klappenschwerpunkt angreifenden resultierenden Kraft
$F_{S,max}$	N	Betrag der am Klappenschwerpunkt angreifenden maximalen resultierenden Kraft
F_{SR}, \vec{F}_{SR}	N	Betrag und Vektor der Scharnierreibung
F_{St}	N	Stoßkraft beim Aufprall der Explosionsklappe auf einen Fangbügel
F_t, \vec{F}_t	N	Betrag und Vektor der tangentialen Scharnierbelastung auf ein Explosionsklappenscharnier
g, \vec{g}	m/s ²	Betrag und Vektor der Erdbeschleunigung
h	m	Höhe; Abstand zwischen der Klappenscharnierachse und dem Mittelpunkt einer runden oder rechteckigen Entlastungsöffnung; Abstand zwischen der Klappenscharnierachse und dem Stoßpunkt von Klappe und Fangbügel
h_a	m	Starthöhe einer abreißenen Explosionsklappe
h_b	m	Abstand zwischen der Klappenscharnierachse und dem Angriffspunkt der Bremskraft F_b
h_n	m	Abstand zwischen der Klappenscharnierachse und dem Zentrum des n -ten Schraubenloches in der Klappe
h_{KA}	m	Höhe eines Kreisabschnittes
H	m	Höhe eines Silos
H/D	-	Höhe/Durchmesser-Verhältnis eines Silos
i	-	Index
k	diverse	Proportionalitätskonstante
k°	Nm/rad	Winkelrichtgröße
K	m	Abstand zwischen Scharnierachse und dazu entferntestem Rand einer Explosionsklappe
K_m	kg ^{1/2} bar ^{5/4} m ^{3/8} s ^{-5/4}	Parameter aus dem DIN-Fachbericht 140
K_p	m ^{3/2} bar/s	Parameter aus dem DIN-Fachbericht 140
K_ω	kg ^{1/2} bar ^{-1/2} m ^{-1/2} s	Parameter aus dem DIN-Fachbericht

K_{St}	bar m/s	sicherheitstechnische Kenngröße zur Beschreibung der Druckanstiegsgeschwindigkeit bei Staubexplosionen in Behältern und Räumen
l	m	Abstand zwischen Klappenwellenachse und dazu nächstem Rand der Klappe; Länge eines Seiles
L	kg m ² /s; m	Betrag des Drehimpulses; längst mögliche Strecke, die eine Flamme entlang der Mittelachse des Behältervolumens bis zum höheren Rand der Entlastungsfläche zurücklegen kann
n	-	Index
n	-	Anzahl von Explosionsklappen, Teilen oder Versuchen
\aleph	-	Tensor für den Widerstandsbeiwert bei der Newton-Reibung
n_S	-	Anzahl von Schrauben
m	kg	Masse
m_E	kg/m ²	Masse einer Explosionsklappe bezogen auf die Größe der zugehörigen Entlastungsfläche
m_g	kg	Gesamtmasse aus Explosionsklappe und Fangbügeln
m_i	kg	Masse des i -ten Teiles einer Explosionsklappe
o	m	Maß an der Aufhängung einer Explosionsklappe
\emptyset	m	Durchmesser
P	W	Leistung
p	bar	Druck
$p(t)$	bar	zeitlicher Druckverlauf in einem Behälter während einer darin stattfindenden Staubexplosion
p_{dyn}	bar	dynamischer Ansprechdruck einer Druckentlastungseinrichtung
p_{ex}	bar	maximaler Überdruck bei einer Staubexplosion im geschlossenen Behälter
p_{max}	bar	maximaler Überdruck bei einer Staubexplosion im geschlossenen Behälter bei optimaler Staubkonzentration
p_{red}	bar	maximaler Überdruck bei einer Staubexplosion im druckentlasteten Behälter
$p_{red,D}$	bar	maximaler Überdruck bei einer Staubexplosion im druckentlasteten Behälter bei optimaler Staubkonzentration berechnet mit dem DIN-Fachbericht 140
$p_{red,max}$	bar	maximaler Überdruck bei einer Staubexplosion im druckentlasteten Behälter bei optimaler Staubkonzentration
$p_{red,S}$	bar	maximaler Überdruck bei einer Staubexplosion im druckentlasteten Behälter bei optimaler Staubkonzentration berechnet mit SIMEK

p_{stat}	bar	statischer Ansprechdruck einer Druckentlastungs-einrichtung
q	-	Größenverhältnis Realität/Modell
Q	kg/m	Klappenwiderstand
r, \vec{r}	m	Betrag und Vektor des Ortes
$\dot{r}, \dot{\vec{r}}$	m/s	Betrag und Vektor der Geschwindigkeit
R	m	Höhe des Randes einer Explosionsklappe; Radius; Korrelationskoeffizient
r_B	m	Abstand zwischen Rotationsachse und Beschleunigungsmesser
r_K	m	Radius einer kreisförmigen Explosionsklappe
R_{ref}	Ω	Referenz-Widerstand
R_{var}	Ω	variabler Widerstand
s	m	Länge bzw. Weg
S	m	Abstand zwischen Rotationsachse und Schwerpunkt bei einer Explosionsklappe
S_e	m	Abstand zwischen Rotationsachse und Schwerpunkt bei einer Explosionsklappe, experimentell bestimmt
S_t	m	Abstand zwischen Rotationsachse und Schwerpunkt bei einer Explosionsklappe, theoretisch bestimmt
S_g	m	Abstand zwischen Rotationsachse und Schwerpunkt der Gesamtheit aus Explosionsklappe und Fangbügeln
\vec{S}	m	Ortsvektor des Klappenschwerpunktes
\vec{S}_i	m	Schwerpunktortsvektor des i -ten Teiles einer Explosionsklappe
S_{KA}	m	Länge der Sehne eines Kreisabschnitts
t	s	Zeit
T	K, °C; s	Temperatur; Schwingungsperiode
t_a	s	Ansprechdauer einer Explosionsklappe, d. h. die Zeitspanne zwischen Komparatorsignal und erstem Lichtschrankensignal
\bar{t}_a	s	Mittelwert über alle Lichtschrankenansprechdauern für eine Parameterkombination
$\bar{t}_{a,i}$		Mittelwert über die Ansprechdauern der i -ten Lichtschranke
$t_{\ddot{o}}$	s	Klappenöffnungsdauer, d. h. Zeitspanne von $\varphi = 0^\circ$ bis $\varphi = 90^\circ$
t_r	s	Abrisszeitpunkt einer Explosionsklappe
t_v	s	Zündverzögerungszeit, d. h. Zeitspanne zwischen Beginn des Staubeintrages in ein Silo und der Zündung
u	diverse	Messunsicherheit $u = 3\sigma/\sqrt{n}$
u_r	%	relative Messunsicherheit u/\bar{x}
U	V	elektrische Spannung
U_K	V	Kondensatorspannung
v, \vec{v}	m/s	Betrag und Vektor der Geschwindigkeit

V	m^3	Volumen
v_a, \vec{v}_a	m/s	Betrag und Vektor einer Anfangsgeschwindigkeit
v_A	m/s	Austrittsgeschwindigkeit eines Staub/Gas-Gemisches aus einer Druckentlastungsöffnung
v_{rel}	m/s	Relativgeschwindigkeit
v_W	m/s	Windgeschwindigkeit
W	m	Wurfweite einer abgerissenen Explosionsklappe
W^+	m	Wurfweite einer abgerissenen Explosionsklappe bei gegenüber W erhöhter Scharnierbruchlast
W_{pl}	m^3	plastisches Widerstandsmoment
x	m	x -Komponente des Ortsvektors
\dot{x}	m/s	x -Komponente des Geschwindigkeitsvektors
\ddot{x}	m/s^2	x -Komponente des Beschleunigungsvektors
\bar{x}	diverse	Mittelwert der Messgröße x
y	m	y -Komponente des Ortsvektors
\dot{y}	m/s	y -Komponente des Geschwindigkeitsvektors
\ddot{y}	m/s^2	y -Komponente des Beschleunigungsvektors
z	m	z -Komponente des Ortsvektors
\dot{z}	m/s	z -Komponente des Geschwindigkeitsvektors
\ddot{z}	m/s^2	z -Komponente des Beschleunigungsvektors
Z	N	Bruchlast einer Schraube
Z_n	N	Bruchlast der n -ten Schraube
α	$^\circ$	Winkel
β	$^\circ, \text{rad}$	Winkel zur Horizontalen
δ	$\text{Nm s/rad}; ^\circ$	Reibungskoeffizient bei einer Schwingung; Winkel
ΔE_f	$\%$	Differenz zwischen zwei Entlastungsfähigkeitswerten
ΔL	$\text{kg m}^2/\text{s}$	Betrag einer Drehimpulsdifferenz
Δp	mbar	Differenz zwischen dynamischem und statischem Ansprechdruck
Δp_{max}	mbar	maximale Differenz zwischen dynamischem und statischem Ansprechdruck
$\Delta p_{\text{max},r}$	$\%$	Δp_{max} bezogen auf den statischen Ansprechdruck
Δt	s	Zeitdifferenz oder Zeitspanne
$\Delta t_{\ddot{O}}$	s	Differenz zweier Klappenöffnungsdauern
ΔW	$\%$	Differenz zwischen W^+ und W in Relation zu W multipliziert mit 100
ε	rad/s^2	Winkelbeschleunigung
ζ	-	Variable
Θ_B	kg m^2	Trägheitsmoment eines Fang- oder Halterungsbügels einer Explosionsklappe bezogen auf die Klappenscharnierachse
Θ_g	kg m^2	Trägheitsmoment einer Explosionsklappe mitsamt Fangbügeln bezogen auf die Klappenscharnierachse
Θ_S	kg m^2	Trägheitsmoment einer Explosionsklappe bezogen auf eine Rotationsachse durch den Klappenschwerpunkt

Θ_K	kg m^2	Trägheitsmoment einer Explosionsklappe bezogen auf die Klappenscharnierachse
$\Theta_{K,e}$	kg m^2	Trägheitsmoment einer Explosionsklappe bezogen auf die Klappenscharnierachse, experimentell bestimmt
$\Theta_{K,i}$	kg m^2	Trägheitsmoment des i -ten Teiles einer Explosionsklappe bezogen auf die Klappenscharnierachse
$\Theta_{K,t}$	kg m^2	Trägheitsmoment einer Explosionsklappe bezogen auf die Klappenscharnierachse, theoretisch bestimmt
Θ_l	kg m^2	Trägheitsmoment einer Explosionsklappe bezogen auf eine Rotationsachse im Abstand $S + l$ vom Klappenschwerpunkt
κ	N/m; 1/s	Federkonstante; Proportionalitätskonstante
λ	m	Proportionalitätskonstante
ξ	-	Strömungsbeiwert
π	-	Kreiszahl
ρ	kg/m^3	Dichte
$\rho_A(t)$	kg/m^3	Dichte der aus einer Druckentlastungsöffnung abströmenden Verbrennungsprodukte am Ort der Entlastungsöffnung bei einer Staubexplosion
ρ_L	kg/m^3	Dichte der Luft
$\rho_S(t)$	kg/m^3	zeitabhängige Materiedichte in einem Silo
σ	diverse	Standardabweichung
σ_B	N/m^2	Biegespannung
τ	N/m^2	mechanische Spannung
φ	rad	Klappenöffnungswinkel
$\dot{\varphi}$	rad/s	Winkelgeschwindigkeit
$\ddot{\varphi}$	rad/s^2	Winkelbeschleunigung
φ_0	rad, °	Amplitude einer ungedämpften harmonischen Schwingung
φ_a	rad	Winkelstellung einer Explosionsklappe zum Zeitpunkt des Klappenabrisses
φ_{ab}	$^\circ, \text{rad}$	Winkelstellung der Explosionsklappe zu Beginn des Bremsvorganges
$\varphi_{b,\max}$	$^\circ, \text{rad}$	maximaler Winkel beim Bremsvorgang einer Explosionsklappe
χ	-	Seitenverhältnis bei einer rechteckigen Explosionsklappe
ω	rad/s	Winkelgeschwindigkeit
ω_a	rad/s	Winkelgeschwindigkeit einer Explosionsklappe zum Zeitpunkt des Klappenabrisses
ω_{St}	rad/s	Winkelgeschwindigkeit der Explosionsklappe beim Auftreffen auf einen Fangbügel

Glossar

Begriff	Definition
Apparat	Technisches Gebilde von höherer Komplexität zur Umsetzung von Stoffen und/oder Energie, wobei keine mechanische Arbeit abgegeben oder aufgenommen wird bzw. keine Signale verarbeitet werden.
Betriebsmittel	Gegenstände oder Rechte, die für die Herstellung von Produkten herangezogen werden, d. h. dem Betrieb eines Gebäudes, einer Anlage, eines Fahrzeugs oder eines Objekts dienen.
Deflagration	Schneller Verbrennungsvorgang bei dem die Fortpflanzungsgeschwindigkeit kleiner als die Schallgeschwindigkeit ist [60].
DESC	Akronym für <u>D</u> ust <u>E</u> xplosion <u>S</u> imulation <u>C</u> ode. DESC ist die ursprüngliche, ältere Bezeichnung für die Software FLACS-DustEx.
Druckentlastungseinrichtung	Einrichtung zum Schutz eines Behälters oder eines anderweitig umschlossenen Volumens durch Entlastung des Explosionsdrucks [10]. Druckentlastungseinrichtungen für den konstruktiven Explosionsschutz sind Teil der Schutzsysteme.
dynamischer Ansprechdruck	Differenzdruck, bei dem sich der Verschluss einer Explosionsklappe öffnet, wobei die Druckanstiegs geschwindigkeit größer als 1 bar/s ist.
Entlastungsfähigkeit	Prozentualer Anteil der Druckentlastungsfläche einer Explosionsklappe, welcher der äquivalenten Druckentlastungsfläche einer trägheitslosen Entlastungseinrichtung entspricht.
Entwicklung	Entstehungsprozess von Geräten, Schutzsystemen und Software.
Entwicklungsprojekt	Projekt zum Aufbau von Geräten und Schutzsystemen sowie zur Programmierung von Software.

EU-Baumusterprüfung	Teil einer Konformitätsbewertung, bei der eine notifizierte Stelle den technischen Entwurf eines Produktes untersucht, prüft und bescheinigt, dass er die für das Produkt geltenden Anforderungen der Richtlinie 2014/34/EU erfüllt [14].
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 [61].
FLACS	Akronym für <u>F</u> lame <u>A</u> ccelARATION <u>S</u> imulator.
FLACS-DustEx	Akronym für <u>F</u> lame <u>A</u> ccelARATION <u>S</u> imulator- <u>D</u> ust <u>E</u> xplosion.
Forschung	Untersuchung natur- und ingenieurwissenschaftlicher Zusammenhänge.
Forschungsprojekt	Projekt zur Untersuchung natur- und ingenieurwissenschaftlicher Zusammenhänge.
Gerät	Maschinen, Betriebsmittel, stationäre oder ortsbewegliche Vorrichtungen, Steuerungs- und Ausrüstungsteile sowie Warn- und Vorbeugungssysteme, die einzeln oder kombiniert zur Erzeugung, Übertragung, Speicherung, Messung, Regelung und Umwandlung von Energien und/oder zur Verarbeitung von Werkstoffen bestimmt sind und die eigene potentielle Zündquelle aufweisen und dadurch Explosion verursachen können [14].
Komponente	Bauteile, die für den sicheren Betrieb von Geräten und Schutzsystemen erforderlich sind, ohne jedoch selbst eine autonome Funktion zu erfüllen [14].
Konformitätsbewertung	Verfahren zur Bewertung, ob die wesentlichen Gesundheits- und Sicherheitsanforderungen der Richtlinie 2014/34/EU an ein Produkt erfüllt worden sind [14].
Maschine	Mit einem Antriebssystem ausgestattete oder dafür vorgesehene Gesamtheit miteinander verbundener Teile oder Vorrichtungen, von denen mindestens eine(s) beweglich ist und die für eine bestimmte Anwendung zusammengefügt sind [12].

maximaler Explosionsdruck	Maximaler Überdruck bei einer Staubexplosion im geschlossenen Behälter bei optimaler Staubkonzentration [1, 2].
notifizierte Stelle	Staatlich benannte private Organisation, die nachweislich die in der Richtlinie 2014/34/EU genannten Aufgaben einer Konformitätsbewertung bewältigen kann.
Prüfprojekt	Projekt zur Durchführung einer EU-Baumusterprüfung von Schutzsystemen.
reduzierter maximaler Explosionsdruck	Maximaler Überdruck bei einer Staubexplosion im druckentlasteten Behälter bei optimaler Staubkonzentration [1, 2].
reduzierter Explosionsdruck	Maximaler Überdruck bei einer Staubexplosion im druckentlasteten Behälter [1, 2].
reduzierte maximale 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.
reduzierte Druckanstiegsgeschwindigkeit	Synonym für den reduzierten zeitlichen Druckanstieg, welcher in [1, 2] als maximaler zeitlicher Druckanstieg bei einer Staubexplosion im druckentlasteten Behälter definiert ist.
Schutzsystem	Alle Vorrichtungen mit Ausnahme der Komponenten von Geräten, die anlaufende Explosionen umgehend stoppen und/oder den von einer Explosion betroffenen Bereich begrenzen sollen und als autonome Systeme gesondert auf dem Markt bereitgestellt werden [14].
SIMEK	Akronym für <u>S</u> imulationsrechnung zur <u>M</u> echanik von <u>E</u> xplosions <u>k</u> lappen.
statischer Ansprechdruck	Differenzdruck, bei dem sich der Verschluss einer Explosionsklappe öffnet, wobei die Druckanstiegsgeschwindigkeit kleiner als 1 bar/min ist.

Kurzfassung

Die Explosionsdruckentlastung mit Hilfe von Explosionsklappen ist eine weit verbreitete Technik, um die schädigende Wirkung von (Staub)explosionen auf Anlagen oder Gebäude zu begrenzen. Explosionsklappen haben Vor- und Nachteile gegenüber alternativen Systemen wie z. B. Berstscheiben. Solche Nachteile sind die Massenträgheit der Klappen, die Gefahr des Klappenabrisses aufgrund zu schwach ausgelegter Scharniere, störende Aufbauten auf Decken, Dächern oder Dachböden aufgrund der Präsenz von Explosionsklappen oder etwa Klappenverschlüsse, deren mechanische Eigenschaften das reproduzierbare, präzise Öffnen von Explosionsklappen bei einem definierten Ansprechdruck unmöglich machen.

Gegenstand dieser Arbeit ist die Entwicklung von Lösungen, um Explosionsklappen im Hinblick auf die genannten Nachteile zu optimieren.

Basierend auf einer experimentellen Untersuchung der Kraftwirkung auf Explosionsklappenscharniere in Abhängigkeit von Klappenträgheitsmoment und Explosionsheftigkeit wird eine Modellrechnung entwickelt, mit der die mechanischen Größen, die während des Druckentlastungsvorganges an einer Explosionsklappe auftreten, beschrieben werden können. Unter anderem liefert das Modell für jeden Zeitpunkt Winkelgeschwindigkeit und -beschleunigung der Klappe und damit die an den Klappenscharnieren angreifenden Kräfte. Dadurch ist es möglich, bereits während der Konstruktion von Explosionsklappen die zugehörigen Scharniere ausreichend stark auszulegen.

Ein Verfahren für die Reichweitenberechnung abgerissener Explosionsklappen wird aufgezeigt: Sind Scharnierbruchlasten bekannt, liefert das Modell definierte Anfangsbedingungen für eine numerische Flugbahnberechnung.

Darüber hinaus liefert das Modell den bei einer Staubexplosion in einem Behälter auftretenden reduzierten maximalen Explosionsdruck als Funktion der Explosionsklappeneigenschaften. Diese Daten werden für eine theoretische Abschätzung der Wirksamkeit bzw. Entlastungsfähigkeit von Explosionsklappen genutzt.

Der Entstehungsprozess eines Explosionsklappentypus wird beschrieben, der ohne Aufbauten auf und um die Entlastungsöffnung herum auskommt. Für die Planung dieser Explosionsklappe wird die oben erwähnte Modellrechnung genutzt.

Eine neuartige Explosionsklappe mit einem elektromagnetischen Verschluss wird unter Anwendung des eingangs beschriebenen Modells entwickelt. Die elektronische Klappensteuerung nutzt ein vom zu schützenden Behälter kommendes Druckmesssignal, um den Klappenverschluss bei Erreichen des Ansprechdrucks sehr schnell abzuschalten. Mit dieser Technik ist der Ansprechdruck präzise einstell-, realisier- und sehr gut reproduzierbar.

Weiterhin wird dargelegt, wie mit Hilfe der eingangs erwähnten Modellrechnung EU-Baumusterprüfungen von Explosionsklappen großer Dimension im Modellmaßstab durchgeführt werden können.

Abstract

Explosion pressure venting with the help of explosion doors is a widely used technique to contain the destructive consequences of (dust)explosions for installations, industrial plants or buildings. Like all technical devices, explosion doors have advantages and disadvantages as compared with alternative systems, such as rupture disks, to name just one example. Such disadvantages are the inertia of the explosion doors, the risk that an explosion door may be torn away due to the weak design of the hinges, or inconvenient structures on roofs, attics or lofts as a result of explosion doors or door locks being installed there, the mechanical properties of which prevent their reproducible, precise opening at a defined activation pressure.

This paper deals with the development of solutions aimed at overcoming some of the disadvantages of explosion doors as referred to above.

Based on an experimental study of the force acting on the hinges of explosion doors depending on their moment of inertia and blast intensity, a model calculation will be developed to describe the mechanical parameters occurring during the pressure venting at an explosion door. The model will, among other things, provide the explosion door's angular velocity and acceleration for each point in time and thus the forces acting on the hinges of the explosion doors. This will make it possible, as early as during the design phase, to construct sufficiently strong hinges for the explosion doors.

The paper shows one method for calculating the reach of torn-off explosion doors: If the hinges' breaking loads are known, the model will provide the initial conditions for calculating the accurate trajectory.

In addition to that, the model will also provide the maximum reduced overpressure occurring at a dust explosion in a container as a function of the explosion door's properties. These data will be used for a theoretical estimation of the effectiveness or the venting capability of explosion doors.

The paper describes the development of a type of explosion door that can do without any structures on or around the venting opening. The above mentioned model calculation will be used for planning and designing this explosion door.

A novel explosion door with an electromagnetic locking device will be developed with the help of the model described above. The electronic door control uses a pressure measurement signal transmitted from the container to be protected, so that the locking mechanism of the explosion door can be deactivated very quickly, when the activation pressure has been reached. This technique and the relevant hardware make it possible to set the activation pressure precisely, realizable and very well reproducible.

The paper also explains how type examinations of very large explosion doors can be carried out with the help of the above model calculation in the model scale.

1 Einleitung

1.1	Wissenschaftliche Einordnung	3
1.2	Grundlagen	4
1.3	Zielsetzung	7
1.3.1	Dimensionierung von Explosionsklappenscharnieren	7
1.3.2	Abschätzung von Entlastungsfähigkeiten	7
1.3.3	Vermeidung von Deckenaufbauten	8
1.3.4	Reproduzierbarkeit des Ansprechverhaltens	8
1.3.5	Prüfbarkeit großer Explosionsklappen	9
1.3.6	Wurfweitenberechnung abgerissener Explosionsklappen	9
1.4	Darstellung der Lösungswege	9
1.4.1	Dimensionierung von Explosionsklappenscharnieren	9
1.4.2	Abschätzung von Entlastungsfähigkeiten	10
1.4.3	Vermeidung von Deckenaufbauten	11
1.4.4	Reproduzierbarkeit des Ansprechverhaltens	11
1.4.5	Prüfbarkeit großer Explosionsklappen	11
1.4.6	Wurfweitenberechnung abgerissener Explosionsklappen	12

Die vorliegende Arbeit liefert pränormative Antworten auf Fragestellungen rund um die Auslegung und *EU-Baumusterprüfung*¹ von Explosionsklappen. Auch die in diesem Zusammenhang häufig auftretende Frage nach den Wurfweiten von abgerissenen Explosionsklappen wird beantwortet. Im Folgenden wird dies konkretisiert.

1.1 Wissenschaftliche Einordnung

In der Nahrungsmittelindustrie werden pulver- oder staubförmige Produkte verarbeitet oder entstehen während des Produktionsprozesses. Vom überwiegenden Teil dieser Stäube geht Explosionsgefahr aus [1]. Obwohl seit etwa Mitte des vorigen Jahrhunderts zunehmend daran gearbeitet wurde, Ursachen und Abläufe von Staubexplosionen sowie das Phänomen an sich systematisch zu erforschen und Schutzmaßnahmen gegen ihr Auftreten und ihre Auswirkungen zu entwickeln [68], kommen Staubexplosionen auch heute noch immer wieder vor [46, 50, 69]. Staubexplosionen können verheerenden Folgen für Personal, Produktionsanlagen und angrenzende Gebäude haben [1, 7, 20, 33, 68]. Weil gemäß [22] Stör- und Schadensfälle an (Industrie)anlagen prinzipiell nicht ausgeschlossen werden können, deren Eintrittswahrscheinlichkeit und Schwere aber stets verringert werden kann, ist das weitere Vorantreiben von *Forschung* und *Entwicklung* auf dem Gebiet des Staubexplosionsschutzes sinnvoll und auch geboten.

¹ *Kursiv* gestellte Begriffe sind im Glossar erläutert.

Folgende drei Bedingungen müssen in räumlicher und zeitlicher Koinzidenz notwendig vorliegen, damit eine Staubexplosion auftreten kann:

1. Mindestens ein brennbarer Staub muss aufgewirbelt im Konzentrationsbereich innerhalb seiner unteren und oberen *Explosionsgrenze* in einem sauerstoffhaltigen Gas (in der Regel Luft) vorliegen.
2. Das Staub/Gas-Gemisch muss einen ausreichend hohen Sauerstoffgehalt besitzen.
3. Eine Zündquelle mit ausreichend hoher zeitlicher Energiefreisetzung muss im Inneren des Staub/Gas-Gemisches wirksam werden.

Diese drei Punkte werden als Gefahrendreieck bezeichnet und oft auch als geometrisches Dreieck bildlich dargestellt [2].

Um Staubexplosionen vorzubeugen, bedarf es lediglich des Ausschlusses einer der drei genannten Bedingungen. Beispielsweise kann durch Inertisierung oder organisatorische Maßnahmen die Bildung einer explosionsfähigen Atmosphäre wirksam unterbunden werden. Ein weiterer Ansatz des vorbeugenden Explosionsschutzes ist die Vermeidung von Zündquellen. Dabei werden elektrische Geräte eingesetzt, deren Zündpotential beseitigt wurde. Auch *Schutzsysteme* kommen zum Einsatz, welche Zündquellen wie elektrische Funken oder Glimmnester detektieren, so dass diese aus dem Produktionsprozess ausgeschleust werden, bevor sie aktiv werden [2, 31].

Sind die Maßnahmen des vorbeugenden Explosionsschutzes an einer Anlage nicht realisier- oder ökonomisch vertretbar, kommen diejenigen des konstruktiven Explosionsschutzes zum Einsatz. Darunter sind alle Maßnahmen zu verstehen, welche die Auswirkungen einer Staubexplosion auf ein unbedenkliches Maß reduzieren. So kann z. B. explosionsdruckstoßfest gebaut werden, so dass auf diese Art gefertigte Behälter eine Staubexplosion in ihrem Inneren unbeschadet überstehen. Flammensperren, Schnellschlussventile und Löschmittelsperren verhindern dagegen die Ausbreitung von Flammenfronten von einem Anlagenteil auf andere. Explosionsunterdrückungssysteme löschen anlaufende Staubexplosionen frühzeitig. Weit verbreitet ist auch die Explosionsdruckentlastung. Dabei werden Berstscheiben oder Explosionsklappen in die Außenwand eines Behälters oder Gebäudes integriert. Kommt es im Inneren des Behälters/Gebäudes zu einer Explosion, geben die Berstscheiben oder Explosionsklappen beim Überschreiten eines fest eingestellten *statischen Ansprechdrucks* p_{stat} eine definierte Druckentlastungsfläche frei, über die der sich im Behälter/Gebäude aufbauende Überdruck durch Ausströmen von Materie nach außen reduziert wird. Behälter bzw. Gebäude überstehen die Explosion hierdurch ohne größere Schäden [2, 62].

1.2 Grundlagen

Staubexplosionen in einem Behälter oder Gebäude sind in der Regel *Deflagrationen* [2]. Dabei verbrennen entweder nur die flüchtigen Bestandteile der Staubpartikel oder es finden Verbrennungsreaktionen an der Oberfläche der Partikel statt. Selten verbrennen die Staubkörnchen vollständig. Häufig treten Mischformen aus den genannten

Verbrennungsmechanismen auf [7, 65]. Weil diese Verbrennungsvorgänge vergleichsweise langsam ablaufen, kann ihrer schädigenden Wirkung z. B. mit Hilfe des Konzepts der Explosionsdruckentlastung über Explosionsklappen entgegen gewirkt werden [2].

Explosionsklappen bestehen gewöhnlich aus einer Platte von zumeist rechteckiger oder runder Form. Diese Platte – im Folgenden als Klappe bezeichnet – ist entweder aus einem einzigen Werkstoff² gefertigt oder aber aus einem Werkstoffverbund. Der Einsatz eines Werkstoffverbundes dient dem Ziel, die Klappe mit so wenig Masse wie möglich zu behaften und dabei gleichzeitig eine hohe Stabilität zu gewährleisten. In Bild 1.1 ist eine solche Explosionsklappe schematisiert dargestellt.

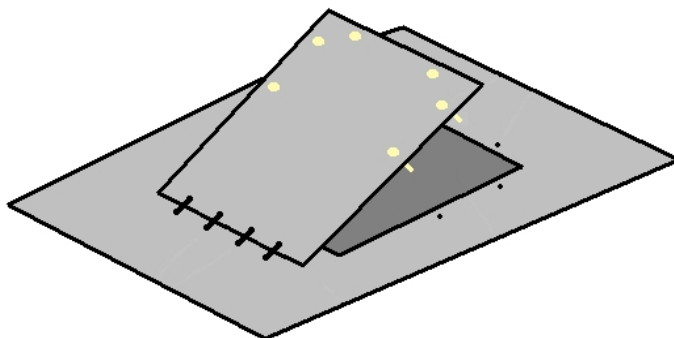


Bild 1.1: Skizze einer Explosionsklappe. Angedeutet sind 4 Scharniere sowie Bohrungen und Kunststoffschrauben zum Verschließen der Klappe [Dirk Lorenz, 2017].

Die Klappe ist einseitig über ein oder mehrere Scharniere oder mit Seilen/Ketten an einer Gebäude- oder Behälterwand bzw. Gebäude- oder Behälterdecke in unmittelbarer Nähe zur Druckentlastungsöffnung befestigt. Im geschlossenen Zustand bedeckt die Klappe die Druckentlastungsöffnung vollständig. Werden Scharniere zum Zwecke der Klappenfixierung gewählt, so sollten diese möglichst leichtgängig sein, d. h. den Öffnungsvorgang der Klappe minimal behindern. Allgemein gilt, dass die Klappenbefestigungen das Abreißen und Fortschleudern der Klappe sicher verhindern müssen!

Die allermeisten Explosionsklappen verfügen über einen Schließmechanismus. Dieser Schließmechanismus muss mehrere Aufgaben gleichzeitig erfüllen: Zum einen muss die Klappe ausreichend fest verschlossen sein, so dass betriebsbedingt auftretende kleinere Druckschwankungen im Inneren des Gebäudes/Behälters nicht zum Anheben der Klappe führen. Befindet sich die Explosionsklappe im Freien, muss dieser Verschluss darüber hinaus zumeist wasserdicht ausgeführt sein, um das Eindringen von Regenwasser zu verhindern. Zum anderen muss der Mechanismus die Klappe möglichst schnell freigeben, wenn der statische Ansprechdruck p_{stat} im Inneren des Gebäudes/Behälters erreicht wird. Im letztgenannten Fall ist eine Explosion im Gebäude/Behälter angelauten. Die Zeitspanne zwischen dem Erreichen des p_{stat} und der vollständigen Freigabe der Druckentlastungsfläche durch die Klappe muss nun möglichst kurz sein. Je besser dies gelingt, desto geringer ist der *reduzierte Explosionsdruck* p_{red} bzw. der *reduzierte maximale Explosionsdruck* $p_{\text{red,max}}$.

² Stahl oder Beton sind häufig verwendete Werkstoffe, insbesondere dann, wenn keine kommerziellen Explosionsklappen zum Einsatz kommen, sondern Eigenkonstruktionen von Anlagenbetreibern.

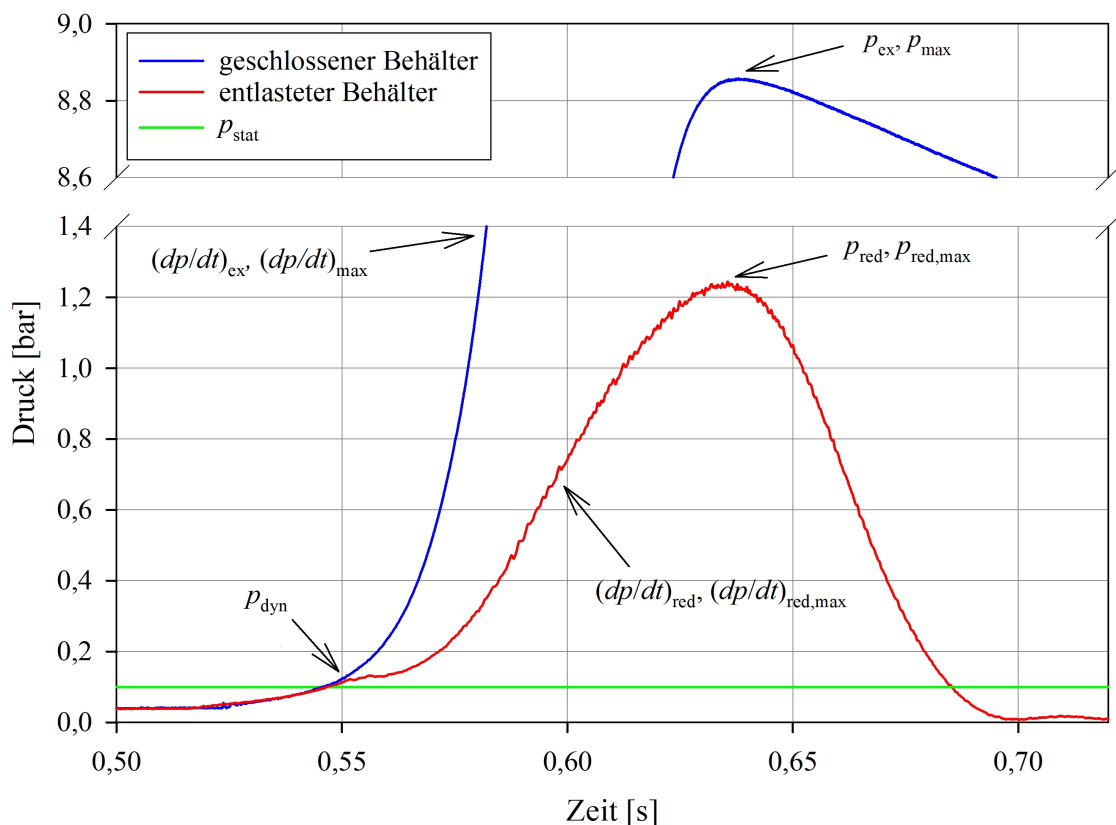


Bild 1.2: Druckverlauf bei einer Staubexplosion im 1 m^3 -Behälter mit und ohne Explosionsklappe. Die Messdaten stammen vom Versuchsfeld der BGN/FSA [Dirk Lorenz, 2017].

Das Diagramm in Bild 1.2 veranschaulicht einen typischen Druckverlauf einer via Explosionsklappe druckentlasteten Staubexplosion in einem 1 m^3 -Behälter. Zum Vergleich ist die zeitliche Druckentwicklung bei einer gleichartigen Staubexplosion ohne Druckentlastung gezeigt. Der Druckentlastungsvorgang kann am Kurvenverlauf in Bild 1.2 verfolgt werden und läuft im Detail wie folgt ab:

Das brennbare Staub/Luft-Gemisch wird gezündet und die Verbrennung der Staubwolke läuft an. Der Druck im Behälterinneren beginnt zu steigen. Wenn der Wert des statischen Ansprechdrucks p_{stat} erreicht wird, beginnt sich der Schließmechanismus der Explosionsklappe zu öffnen. Weil dieser Öffnungsvorgang eine gewisse Zeitspanne in Anspruch nimmt und weil während dieser Dauer der Druck im Behälter weiter zunimmt, besteht eine Differenz zwischen dem statischen Ansprechdruck p_{stat} der Klappe und dem *dynamischen Ansprechdruck* p_{dyn} , bei dem die Klappe vollständig freigegeben ist. Das Erreichen des dynamischen Ansprechdrucks macht sich im Druckverlauf häufig durch eine kurze Störung im ansonsten glatten zeitlichen Druckverlauf bemerkbar. Unmittelbar nach Erreichen des dynamischen Ansprechdrucks öffnet sich die Explosionsklappe, erkennbar an einem kurzen Abfall oder an der Ausbildung eines Plateaus im zeitlichen Druckverlauf. Die verbrannte Staubmasse pro Zeiteinheit steigt nun weiter stetig an. Das Ausströmen von verbranntem und unverbranntem Material aus der zunehmend freiwerdenden Entlastungsöffnung kann den dadurch hervorgerufenen starken Druckanstieg nur abschwächen, nicht verhindern. Dieser Prozess gipfelt im

Erreichen der *reduzierten Druckanstiegsgeschwindigkeit* $(dp/dt)_{\text{red}}$ bzw. der *reduzierten maximalen Druckanstiegsgeschwindigkeit* $(dp/dt)_{\text{red,max}}$. Anschließend sinkt die Druckanstiegsgeschwindigkeit durch den Verlust von Brennstoff und heißen Verbrennungsprodukten durch die Entlastungsöffnung bis auf den Wert 0 bar/s ab, d. h. der reduzierte Explosionsdruck p_{red} bzw. der reduzierte maximale Explosionsdruck $p_{\text{red,max}}$ wird erreicht. Schließlich erlischt der Verbrennungsvorgang im Behälter, während weiterhin heiße Verbrennungsprodukte aus der Entlastungsöffnung strömen. Letztendlich sinkt der Druck im Behälter wieder auf das Umgebungsniveau ab.

1.3 Zielsetzung

In den nachfolgenden Unterpunkten sind einige typische Herausforderungen beschrieben, die bei der Entwicklung, Auslegung und Anwendung von Explosionsklappen immer wieder auftreten. Das Ziel dieser Arbeit ist es, diesbezüglich Lösungen aufzuzeigen, wobei die Einzelergebnisse teilweise aufeinander aufbauen (siehe hierzu auch Abschnitt 1.4 sowie Bild 1.3).

1.3.1 Dimensionierung von Explosionsklappenscharnieren

Wie in Abschnitt 1.2 erläutert wurde, werden an die Befestigungen von Explosionsklappen zwei wichtige Anforderungen gestellt: Zum einen dürfen sie den Öffnungsvorgang im Entlastungsfall nicht behindern (z. B. durch Schwergängigkeit), zum anderen müssen sie die Klappe gegen Abriss sichern. Vor allem letztgenannter Punkt stellt die Hersteller von Explosionsklappen immer wieder vor große Herausforderungen, wie zahlreiche EU-Baumusterprüfungen auf dem Versuchsgelände der BGN/FSA in Kappelrodeck zeigten. Bei EU-Baumusterprüfungen von Explosionsklappen versagen häufig die Klappenbefestigungen, was zu Klappenabrissen und damit zu gefährlichem Trümmerflug führt (Bild 2.1).

Ziel 1: Aufzeigen einer Berechnungsmethode zur korrekten Auslegung von Explosionsklappenscharnieren.

1.3.2 Abschätzung von Entlastungsfähigkeiten

Eine Explosionsklappe ist stets mit einer Masse behaftet, die dem Öffnungsvorgang der Klappe im Explosionsfalle einen Widerstand entgegenbringt. Physikalisch äußert sich dies im Trägheitsmoment der Klappe bei deren Drehbewegung um die Rotationsachse. Das hat zur Folge, dass die geometrische Entlastungsöffnung im Explosionsfalle nicht sofort bei Erreichen des statischen bzw. dynamischen Ansprechdrucks der Klappe freigegeben wird, sondern mit einer gewissen zeitlichen Verzögerung. In der Praxis bedeutet das, dass für die Druckentlastung von Anlagen, Gebäuden oder Behältern mit Explosionsklappen größere Entlastungsflächen benötigt werden, als dies der Fall wäre, wenn nahezu masselose Entlastungselemente eingesetzt würden. Ausgedrückt wird dies durch die *Entlastungsfähigkeit* E_f der Explosionsklappe. Zur korrekten Auslegung von

Explosionsklappen für den konstruktiven Explosionschutz ist die Kenntnis der Entlastungsfähigkeit zwingend erforderlich. Sie muss wegen [14] bis heute mit Hilfe der aufwändigen EU-Baumusterprüfung experimentell ermittelt werden.

Ziel 2: Darlegen einer möglichst einfachen Berechnungsmethode zur Abschätzung der Entlastungsfähigkeit von Explosionsklappen.

1.3.3 Vermeidung von Deckenaufbauten

Der Einsatz von Explosionsklappen auf Decken, Dächern und Dachböden von Silos und Gebäuden ist in der Regel gleichbedeutend mit der Existenz von mechanischen Aufbauten auf diesen Flächen. Oft sind solche Aufbauten jedoch unerwünscht, da diese Flächen befahren und begangen werden müssen oder der von den Klappenaufbauten eingenommene Raum für andere Anlagenteile benötigt wird.

Ziel 3: Erarbeiten einer möglichst einfachen und preiswerten Lösung, um Explosionsklappen ohne Aufbauten auf Decken, Dächern und Dachböden von Silos und Gebäuden realisieren zu können.

1.3.4 Reproduzierbarkeit des Ansprechverhaltens

In den zurückliegenden 25 Jahren wurden zahlreiche Explosionsklappen auf dem Versuchsgelände der BGN/FSA EU-Baumusterprüfungen unterzogen. Dabei wurden stets Streuungen im dynamischen Ansprechdruck der Klappen gemessen, die oberhalb von 10 % lagen. Dieses Verhalten zeigen auch massenträgheitslose *Druckentlastungseinrichtungen* wie z. B. Kunststofffolien, die bei EU-Baumusterprüfungen von Explosionsklappen für Referenzversuche oder auch bei *Forschungsprojekten* zum Thema Staubexplosionsschutz eingesetzt werden. Die Schwankungen im dynamischen Ansprechdruck wirken sich erheblich auf den gemessenen reduzierten Explosionsdruck im zu schützenden Behältnis aus. Je höher der dynamische Ansprechdruck ist, desto höher ist der reduzierte Explosionsdruck und umgekehrt. Diese Streuung ist höchst unerwünscht und führt bei EU-Baumusterprüfungen von Explosionsklappen auf begrenztere Einsatzmöglichkeiten der Klappen, weil im ausgestellten Prüfzertifikat die Daten des Versuches ihren Niederschlag finden, welche die ungünstigsten Eigenschaften der Explosionsklappe (z. B. in Bezug auf die Klappenentlastungsfähigkeit) ergeben. Auch bei vielen Forschungsprojekten zum Thema Staubexplosionsschutz wirkt sich die Streuung im dynamischen Ansprechdruck negativ aus, denn dabei wird in der Regel experimentell die Frage nach der Abhängigkeit des reduzierten Explosionsdrucks von anderen Parametern gestellt. Zu diesem Zweck werden fast immer druckentlastete Behälter eingesetzt, wodurch die Schwankung in p_{dyn} die zu untersuchenden Zusammenhänge verschleiert.

Ziel 4: Entwickeln einer Explosionsklappe, die folgende Anforderungen erfüllt:

1. Der dynamische Ansprechdruck ist möglichst exakt reproduzierbar.
2. Die Entlastungsfähigkeit liegt bei 100 %.
3. Der statische Ansprechdruck ist einstellbar.

1.3.5 Prüfbarkeit großer Explosionsklappen

Explosionsklappen gehören zu den Druckentlastungseinrichtungen und stellen autonome Schutzsysteme im Sinne der Europäischen Richtlinie 2014/34/EU dar. Deshalb müssen sie vor Inverkehrbringen eine EU-Baumusterprüfung durchlaufen [14]. Letztgenannte beinhaltet eine experimentelle technische Funktionsprüfung. Sollen Explosionsklappen mit Kantenlängen oder Durchmessern größer als ca. 2 m geprüft werden, stoßen die *notifizierten Stellen* an die Grenzen ihrer technischen Möglichkeiten. Diese Beschränkung gilt auch für das Versuchsfeld der BGN/FSA.

Ziel 5: Aufzeigen eines Verfahrens, mit dessen Hilfe EU-Baumusterprüfungen von Explosionsklappen mit großen Abmessungen mit den vorhandenen Mitteln der notifizierten Stellen dennoch durchgeführt werden können.

1.3.6 Wurfweitenberechnung abgerissener Explosionsklappen

Wenn produzierende Anlagen, in denen Staubexplosionen auftreten können, in Wohngebieten lokalisiert sind, steht immer auch die Frage nach möglichen Trümmerwurfweiten im Fokus. Dies gilt auch für Explosionsklappen, die im Falle eines Explosionsereignisses aus ihrer Verankerung reißen können.

Ziel 6: Darlegen eines Verfahrens zur Berechnung der Wurfweiten abgerissener Explosionsklappen.

1.4 Darstellung der Lösungswege

Die Lösungsfindungsstrategie ist modular aufgebaut. So greifen alle Lösungswege zur Erreichung der unter 1.3.2 bis 1.3.6 beschriebenen Ziele in irgendeiner Form auf das Modell zurück, welches zur Dimensionierung von Explosionsklappenscharnieren entwickelt wurde. Letztgenanntes ist deshalb von zentraler Bedeutung in dieser Arbeit. Bild 1.3 zeigt in schematisierter Form den Informationsfluss, der zur Zielerreichung führte.

1.4.1 Dimensionierung von Explosionsklappenscharnieren

Um die Befestigung einer Explosionsklappe stabil auslegen zu können, wurde bereits in den Jahren 1993-1996 ein Forschungsprojekt vom Verfasser et al. durchgeführt: Aufbauend auf den Ergebnissen einer durchgeführten Literatur- und Rechercharbeit wurde ein speziell an die Fragestellung angepasster Versuchsaufbau entwickelt und eine aufwendige Versuchsreihe durchgeführt. An einem 9,4 m³-Behälter wurden Explosionsversuche mit Maisstärke/Luft-Gemischen unter systematischer Variation von Explosionsheftigkeit und Klappenträgheitsmoment durchgeführt. Die Bewegung der Klappe über der Zeit wurde messtechnisch erfasst. Aus der Klappenbewegung ließen sich alle auf die Klappenbefestigungen wirkenden Kräfte als Funktion der Zeit ableiten. Eine rechnergestützte, mathematische Modellierung der gemessenen zeitlichen

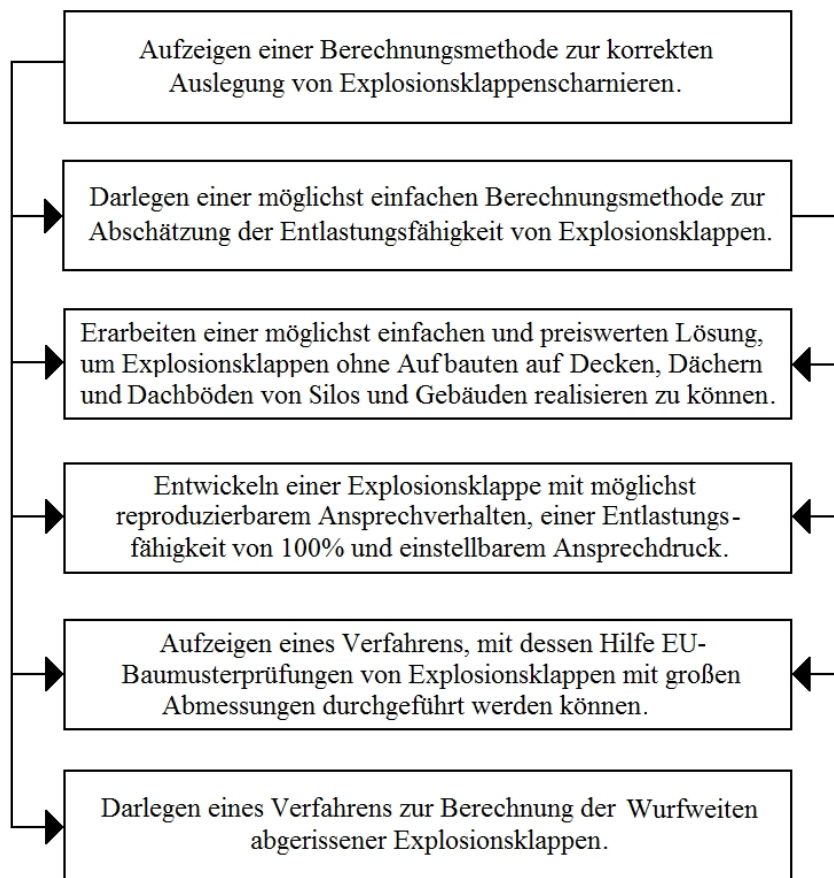


Bild 1.3: Schematisierte Darstellung des Informationsflusses zur Erreichung der Ziele dieser Arbeit [Dirk Lorenz, 2017].

Kraftverläufe an den Explosionsklappenscharnieren wurde schließlich zur Auslegung hinreichend starker Befestigungen herangezogen. Das entwickelte Berechnungsverfahren wurde abschließend an Messdaten geprüft, die sich über die Jahre auf dem Versuchsfeld der BGN/FSA angesammelt hatten (Kapitel 3). Dieses Resultat dient als Grundlage für die Erreichung der anderen Ziele dieser Dissertation (Bild 1.3).

1.4.2 Abschätzung von Entlastungsfähigkeiten

Die Messdaten aus der im vorigen Abschnitt 1.4.1 beschriebenen Versuchsreihe wurden für die Berechnung der Entlastungsfähigkeiten der Explosionsklappe in Abhängigkeit von den Versuchsparametern genutzt. Daraus konnte ein empirischer mathematischer Zusammenhang für die Abschätzung der Entlastungsfähigkeit von Explosionsklappen abgeleitet werden (Kapitel 4). Die abgeleitete Gleichung wurde an Messdaten, die aus anderen Versuchsreihen stammen, geprüft.

1.4.3 Vermeidung von Deckenaufbauten

Im Rahmen eines *Entwicklungsprojektes* während der Zeit von 2002-2005 wurde eine möglichst einfache und kostengünstige Explosionsklappe ohne das Vorhandensein von Aufbauten auf Decken, Dächern und Dachböden aufgebaut (Kapitel 5). Die erreichte Lösung beruht auf zwei Ansätzen:

1. Die Klappenscharniere befinden sich im Inneren des Silos, also unterhalb der sich öffnenden Klappe.
2. Die Klappe ist über zwei U-förmige Bügel mit ihren Scharnieren verbunden. Die Bügelstärke ist so bemessen, dass die beim Druckentlastungsvorgang aufgenommene Rotationsenergie der beweglichen Klappenteile durch Biegung der Bügel dissipiert wird.

Zur Dimensionierung der Klappe und Klappenbügel sowie für energetische Betrachtungen wurde auf die Ergebnisse aus Kapitel 3 und 4 zurückgegriffen.

1.4.4 Reproduzierbarkeit des Ansprechverhaltens

Entwürfe für die Entwicklung von Explosionsklappen mit reproduzierbarem und einstellbarem dynamischen Ansprechdruck werden erarbeitet. Zwei Ansätze werden verfolgt:

1. Der Verschluss der Explosionsklappe soll mit Elektromagneten realisiert werden. Die Magnete werden durch eine schnelle Elektronik angesteuert, wobei das Drucksignal aus dem Silo als Triggersignal verwendet wird. Das Triggerniveau ist regelbar.
2. Der Öffnungsvorgang der Explosionsklappe wird durch Federn aktiv beschleunigt. Das Öffnungsverhalten und die Entlastungsfähigkeit der Klappe soll dadurch verbessert werden.

Eine Machbarkeitsstudie wird mit Hilfe eines experimentellen Aufbaus im Labor durchgeführt. Anschließend werden die Erkenntnisse aus den Kapiteln 3 und 4 dazu genutzt, um die Klappenscharniere auszulegen, die Entlastungsfähigkeit der Klappe zu berechnen und das Öffnungsverhalten der Klappe zu simulieren. Schließlich werden die Klappe und die Steuerelektronik gebaut und zunächst im Labor getestet. Abschließend wird die Klappe einer Funktionsprüfung in Form von Explosionsversuchen auf dem Versuchsgelände der BGN/FSA unterzogen (Kapitel 6).

1.4.5 Prüfbarkeit großer Explosionsklappen

Im Jahr 2008 entwickelte der Verfasser ein Verfahren, mit der EU-Baumusterprüfungen von großformatigen Explosionsklappen durchgeführt werden können (Kapitel 7). Die Hypothese war, die zu prüfende Explosionsklappe maßstäblich so zu verkleinern, dass sie auf einem der vorhandenen Silos des Versuchsgeländes der BGN/FSA einer technischen Funktionsprüfung unterzogen werden kann. Mit Hilfe einer Literaturrecherche

wurde erarbeitet, wie sich – bei einem gegebenen Verkleinerungsfaktor q – die Geometrien und andere physikalische Größen wie Winkelbeschleunigung $\ddot{\varphi}$, Kraft F oder die Zeit t verändern müssen, damit der Druckentlastungsvorgang im Modell richtig wiedergegeben wird. Um die physikalischen Größen für die experimentelle Prüfung richtig einstellen zu können, wird die Modellrechnung verwendet, die in den Kapiteln 3 und 4 beschrieben ist.

Das entwickelte Verfahren zur Prüfung großer Explosionsklappen im Modellmaßstab wurde im Rahmen einer vom Verfasser betreuten Masterarbeit³ experimentell verifiziert.

1.4.6 Wurfweitenberechnung abgerissener Explosionsklappen

Mit Hilfe der in Kapitel 3 beschriebenen Modellrechnung kann der Öffnungsvorgang einer Explosionsklappe simuliert werden. Aus der Modellrechnung können die Anfangsbedingungen Startgeschwindigkeit v_a , Startwinkel φ_a sowie die Starthöhe h_a einer durch Scharnierversagen abgerissenen Klappe abgeleitet werden. Diese Daten fließen anschließend in die numerische Lösung der Differentialgleichung für den schiefen Wurf mit Newton-Reibung unter Berücksichtigung des Rotationsverhaltens des Flugobjektes in der Luft sowie Luftbewegung ein. Für die Durchführung der Berechnungen wurde eine Software entwickelt.

³ Diese Masterarbeit wurde mit dem Carl-Isambert-Preis vom TÜV Süd ausgezeichnet.

2 Stand der Arbeitsgebiete

2.1	Dimensionierung von Explosionsklappenscharnieren	13
2.2	Abschätzung von Entlastungsfähigkeiten	16
2.3	Vermeidung von Deckenaufbauten	17
2.4	Reproduzierbarkeit des Ansprechverhaltens	18
2.5	Prüfbarkeit großer Explosionsklappen	18
2.6	Wurfweitenberechnung abgerissener Explosionsklappen	18

2.1 Dimensionierung von Explosionsklappenscharnieren

Als zu Beginn des Jahres 1993 ein Forschungsprojekt zur Untersuchung von Belastungen auf Explosionsklappenscharniere bei Staubexplosionen vom Verfasser initiiert wurde, war in den großen Standardwerken über Gas- und Staubexplosionen von Bartknecht [2], Eckhoff [7], Freytag [17] etc. sowie in den einschlägigen nationalen und internationalen Regelwerken [42, 62] keine Information über die Auslegung von Explosionsklappenscharnieren zu finden. Entsprechend häufig haben Explosionsklappen die technischen Funktionsprüfungen im Rahmen ihrer EU-Baumusterprüfungen aufgrund von Klappenabrissen nicht bestanden. Bild 2.1 zeigt zwei Beispiele dafür.

Zwar entwickelte Rust [49] bereits 1979 in den USA auf theoretischem Wege ein Berechnungsverfahren für die Dimensionierung massebehafteter Druckentlastungseinrichtungen, welche auch Explosionsklappenwinkelgeschwindigkeiten – und damit Scharnierbelastungen – liefern kann, sein Modell gilt jedoch nur für brennbare Gase und beinhaltet zahlreiche, zum Teil erhebliche Vereinfachungen. So geht Rust stets von einer zentralen Zündung und einer sich sphärisch, mit konstanter Geschwindigkeit ausbreitenden Verbrennungsfront aus. Der erhebliche Einfluss von Turbulenz auf die Verbrennungsgeschwindigkeit wird nicht berücksichtigt. Zur Ableitung der Winkel-Zeit-Abhängigkeit einer Klappe setzt er als beschleunigende Kraft zu jedem Zeitpunkt den momentanen Druck im Behälter multipliziert mit der Entlastungsflächenöffnung an, was nicht mehr richtig ist, wenn sich die Klappe bereits merklich von der Entlastungsöffnung entfernt hat. Die genannten Vereinfachungen führen dazu, dass die Ergebnisse der Modellrechnung von experimentell ermittelten Daten abweichen, was insbesondere für niedrige Explosionsüberdrücke gilt [49].

1988 berechneten Siwek und Skov [55] in ihrer Arbeit über die Dimensionierung von Explosionsklappenflächen bei Staubexplosionen die Klappenbewegung über der Zeit, lieferten jedoch keinerlei Details oder Berechnungsverfahren, mit deren Hilfe die Dimensionierung von Klappenscharnieren möglich wäre. Sie führten das Konzept des Klappenwiderstandes ein, welches vom Verfasser aufgegriffen wurde.



Bild 2.1: Momentaufnahmen aus Videosequenzen von zwei verschiedenen technischen Funktionsprüfungen von Explosionsklappen, die auf dem Versuchsgelände der BGN/FSA durchgeführt wurden [Dirk Lorenz, 2019].

Anfang der 1990er Jahre untersuchte Seithel [53] experimentell die Kräfte, welche in Stahlseilen und deren Verankerungen bei Deckelabspregungen von Silos auftreten. Die Seile nebst Verankerungen dienten dabei dem Abfangen der abgesprengten Deckel. Seithel fand bei seinen Versuchen mit Maisstärke/Luft-Gemischen an einem 1 m^3 -Behälter gewaltige Kraftspitzen bis zur Größenordnung 10^6 N . Da bei den Versuchen die Halteseile an allen vier Ecken der quadratischen Deckel befestigt waren, führten die abgesprengten Deckel eine Translations- und keine Rotationsbewegung aus. Die sinnvolle Ableitung von Scharnierbelastungen bei Explosionsklappen war daraus nicht möglich.

Eibl und Leukel [8] arbeiteten etwa zur gleichen Zeit an der Entwicklung von Nomogrammen, mit deren Hilfe der zu erwartende maximale reduzierte Explosionsdruck bei entlasteten Staubexplosionen unter Einsatz von massebehafteten Deckeln oder Klappen abgeleitet werden kann. In ihrem 1993 fertiggestellten Abschlussbericht finden sich auch Nomogramme zur Bestimmung der Rotationsgeschwindigkeit von Explosionsklappen bei der Winkelstellung $\varphi = 90^\circ$. Die Bereitstellung dieser Größen ermöglicht die Berechnung der Scharnier- oder Seilbelastung für die genannten Randbedingungen. Nachteilig an diesem Verfahren ist der Mangel an Präzision, die der Umgang mit den Nomogrammen mit sich bringt. Des weiteren existieren nur Nomogramme für einzelne Höhen- zu Durchmesserverhältnisse von Silos, nämlich $H/D = 2, 4, 8, \text{ und } 12$. Die allgemeine Bestimmung von exakten Scharnierbelastungen ist damit nicht möglich.

Die eingangs erwähnte Arbeit des Verfassers et al. [32], die im Februar 1996 abgeschlossen, jedoch nicht in Fachzeitschriften etc. publiziert wurde, schloss folglich eine wichtige Lücke bei der sicherheitstechnischen Auslegung von Explosionsklappen. Die darin entwickelte Modellrechnung liefert aus einfach zugänglichen Daten unter anderem die zeitlichen Verläufe verschiedener Kräfte, die an der Explosionsklappe und deren Scharnieren angreifen. Damit können Explosionsklappenscharniere hinreichend stabil ausgelegt werden. Die Resultate der Arbeit waren die Grundlage für die Entwicklung einer einschlägigen Software [33–35], die bis heute Anwendung findet und auch für diese Dissertation eingesetzt wurde.

In den Folgejahren erschienen weitere wichtige Arbeiten zum Thema, z. B. die Arbeit von Höchst [25]. Darin greift Höchst die Arbeiten von Eibl, Leukel [8] und Rust [49] auf und entwickelt daraus ein verbessertes Verbrennungsmodell für Gas/Luft- und Staub/Luft-Gemische in druckentlasteten Behältern, indem er z. B. den Einfluss der Turbulenz auf die Verbrennungsgeschwindigkeit berücksichtigt. Die Bewegung von Klappen behandelt er wie Rust. Die von Höchst geschaffene Modellrechnung wurde an Daten aus Versuchen geprüft, deren Durchführung an einem langgestreckten Silo mit $H/D = 4$ und $V = 50 \text{ m}^3$ stattfand. Die Modellrechnung bietet – wie bei Eibl und Leukel – die Möglichkeit, die Klappenwinkelgeschwindigkeit bei einer Winkelstellung von $\varphi = 90^\circ$ zu ermitteln.

Die Arbeiten von Eibl, Leukel und Höchst gingen schließlich im DIN-Fachbericht 140 [9] auf, der in seiner aktuellen Version aus dem Jahre 2005 stammt. Mit Hilfe von im DIN-Fachbericht 140 veröffentlichten Formeln und Nomogrammen können reduzierte maximale Explosionsdrücke und Scharnierbelastungen ($\varphi = 90^\circ$) bei druckentlasteten Staubexplosionen bestimmt werden, wenn Explosionsklappen zum Einsatz kommen. Die mit Hilfe des DIN-Fachberichts bestimmten Scharnierbelastungen können jedoch erheblich hinter real auftretenden Scharnierbelastungen zurück bleiben, wie in Abschnitt 3.5 dieser Dissertation gezeigt wird.

In der Ausgabe der NFPA 68 von 2002 [43] findet man auf Seite 38 Ausführungen, wie Scharniere von Explosionsklappen auszulegen sind. Dort heißt es lediglich ganz allgemein, dass Reibung in den Scharnieren zu minimieren ist und dass Scharniere so zu bemessen sind, dass Explosionsklappen nicht abreißen.

Noch immer ist der Einfluss von massebehafteten Druckentlastungseinrichtungen auf den reduzierten Explosionsdruck und das zeitliche Verhalten von Druckentlastungselementen Gegenstand der Forschung, wie z. B. die Veröffentlichungen von Song et. al. [59] zeigt. Wie die meisten Veröffentlichungen dieser Art beschränken sich jedoch auch Song et. al. bei ihren Untersuchungen auf Gasexplosionen.

Im Jahr 2016 untersuchten Middha et al. [41] die Veränderung des reduzierten Explosionsdrucks bei Staubexplosionen durch Variation der Entlastungseinrichtungsanzahl bei insgesamt gleicher Druckentlastungsfläche. Sie fanden am Beispiel zweier Biomasse-Silos, dass der reduzierte Explosionsdruck mit wachsender Anzahl der massenträgheitslos angenommenen Entlastungseinrichtungen steigen kann. Weil die Untersuchung auf rein theoretischem Wege unter Nutzung des *FLACS-DustEx* Codes [56] erfolgte, können diese Ergebnisse nicht als gesichert angesehen werden. Dennoch gibt diese Arbeit einen Hinweis darauf, dass weitere Parameter – hier die Explosionsklap-

penanzahl – existieren könnten, die einen Einfluss auf den reduzierten Explosionsdruck und damit auf die Belastung von Explosionsklappenscharnieren haben.

Ein weiteres Beispiel für einen solchen Parameter ist die geometrische Form der Entlastungsfläche. Bloching et al. [3, 4] untersuchen gegenwärtig den Einfluss dieses Parameters auf den reduzierten Explosionsdruck. In ersten Versuchen mit trägheitslosen Entlastungselementen fanden sie, dass kreisförmige Entlastungsflächen höhere reduzierte Explosionsdrücke hervorrufen als viereckige Entlastungsflächen mit verschiedenen Seitenverhältnissen.

2.2 Abschätzung von Entlastungsfähigkeiten

Die Entwicklung von Modellrechnungen zur Bestimmung der Entlastungsfähigkeit von masseträgen Druckentlastungssystemen ist seit vielen Jahren eines der zentralen Themen im angewandten Explosionsschutz. Im Wesentlichen ist dies gleichbedeutend mit der theoretischen Vorhersage von reduzierten maximalen Explosionsdrücken, wenn Explosionsklappen oder -deckel als Druckentlastungselemente eingesetzt werden. Nahezu alle der im vorigen Abschnitt 2.1 genannten Arbeiten beschäftigen sich mit dieser Fragestellung.

Die Modellrechnung von Rust [49] beschränkt sich auf Gasexplosionen und gibt experimentelle Daten nur bedingt gut wieder.

Siwek und Skov [55] kamen 1988 zu dem Ergebnis, dass die Entlastungsfähigkeit von Explosionsklappen bei Staubexplosionen generell mit dem K_{St} -Wert steigt, wenn alle anderen Parameter konstant bleiben. Dieses Ergebnis widerspricht teilweise experimentellen Erfahrungen, die der Verfasser und andere über viele Jahre gesammelt haben.

Harmanny's Arbeit von 1992 [19] weist in die entgegengesetzte Richtung: Harmanny leitet aus theoretischen Überlegungen ab, dass die Entlastungsfähigkeit mit steigendem K_{St} -Wert fällt, weil die Explosionsklappenträgheit sich bei schnellen Druckanstiegen stärker bemerkbar macht als bei langsamen. Experimentell konnte Harmanny seine Vorhersage ebenso wenig nachweisen wie die generelle Aussage von Siwek und Skov. Harmanny erwähnt in seiner Arbeit ein Modell zur Entlastungsfähigkeitsberechnung von Explosionsklappen bei Staubexplosionen und prüft dieses an experimentell gewonnenen Daten. Es konnte eine befriedigende Übereinstimmung festgestellt werden. Leider gibt Harmanny keinerlei Details über das Modell preis.

Aus der im vorigen Abschnitt erwähnten Arbeit des Verfassers et al. [32] ging unter anderem eine analytische, empirische Formel zur Berechnung der Entlastungsfähigkeit von Explosionsklappen bei Staubexplosionen hervor. Diese Formel lehnt sich an bekannte Gleichungen aus dem nationalen und europäischen Regelwerk an [11, 62–64]. Für kubische Behälter und $p_{red,max} < 1$ bar sowie $V \leq 25$ m³ gibt die Formel das Gros der auf dem Versuchsfeld der BGN/FSA gewonnen Entlastungsfähigkeiten ausreichend gut wieder. Werden die gegebenen Grenzen überschritten, liefert die Gleichung tendenziell zu kleine Entlastungsfähigkeiten.

Die Arbeiten von Eibl, Leukel und Höchst [8, 25] führten zum DIN-Fachbericht 140 [9], der zur theoretischen Ermittlung von reduzierten maximalen Explosionsdrücken

bei Staubexplosionen geeignet ist, wenn massebehaftete Druckentlastungselementen eingesetzt werden. Dadurch können mit dem Fachbericht auch die zugehörigen Entlastungsfähigkeiten abgeleitet werden. Besonders für Behälter mit kleinem Höhen- zu Durchmesser Verhältnis und relativ leichte Explosionsklappen ergibt das Bestimmungsverfahren des DIN-Fachberichtes 140 zu große reduzierte maximale Explosionsdrücke bzw. zu kleine Entlastungsfähigkeiten (siehe Abschnitt 3.5 der vorliegenden Arbeit).

Auch die finite Elemente Methode (*DESC*, *FLACS-DustEx*) kommt inzwischen zum Einsatz, um reduzierte maximale Explosionsdrücke bei druckentlasteten Explosionsvorgängen zu berechnen, wie z. B. die Arbeiten von Middha et al. [41], Sippel [54] oder Skjold [56] zeigen. Weil der Ablauf von Staubexplosionen aufgrund der Eigenschaften von Staub/Luft-Gemischen erheblich komplexer als derjenige von Gasexplosionen ist, steht die Modellierung von Staubexplosionen auch gegenwärtig noch vor erheblichen Herausforderungen. Starke Vereinfachungen sind deshalb erforderlich, wie z. B. die Betrachtung eines Staub/Luft-Gemisches als ein Gemisch aus einem dichten Gas und Luft [56]. Manche Versuchssituationen können damit in guter Näherung reproduziert werden, was jedoch eine Kalibrierung des Modells an experimentellen Daten voraussetzt. Exakte Vorhersagen von reduzierten maximale Explosionsdrücken oder Entlastungsfähigkeiten von Explosionsklappen im Sinne des Wortes sind daher heute mit der finiten Elemente Methode noch nicht möglich [54, 57].

Der Abschluss der bereits im vorigen Abschnitt erwähnten Arbeit von Bloching et al. [3] wird zeigen, ob allein die geometrische Form von Entlastungsflächen zu unterschiedlichen reduzierten Explosionsdrücken führt. Sollten sich die bisher erzielten Versuchsergebnisse final bestätigen, wird es einen weiteren Parameter geben, der die Entlastungsfähigkeit von Druckentlastungseinrichtungen beeinflussen kann.

2.3 Vermeidung von Deckenaufbauten

Am Markt verfügbare Druckentlastungseinrichtungen schließen nicht eben mit ihrer Einbauebene ab oder sind nicht stabil genug, Menschen oder Fahrzeuge zu tragen. Der Wunsch vieler Anlagenbetreiber, begehbare und befahrbare Druckentlastungseinrichtungen auf Dachböden von Silos einzusetzen, führte deshalb zur gängigen Praxis, Druckentlastungsöffnungen mit Riffelblechen aus Stahl abzudecken und diese einseitig mit Stahlseilen an der Unterkonstruktion zu befestigen. Der statische Ansprechdruck dieser Konstruktion wurde häufig durch Polyamid-Schrauben mit entsprechender Anzahl und Bruchlast bezogen auf die Entlastungsflächengröße realisiert. Dies war der Stand der Technik bis kurz nach der Jahrtausendwende [30, 38, 46, 66].

Gemäß Richtlinie 2014/34/EU [14] dürfen nur EU-baumustergeprüfte und zertifizierte Druckentlastungseinrichtungen als autonome Schutzsysteme in der industriellen Praxis eingesetzt werden. Aus diesem Grund sind die oben erwähnten Eigenkonstruktionen der Betreiber nicht mehr zulässig. EU-Baumusterprüfungen solcher Systeme sind sehr kostenintensiv und offenbaren – wenn durchgeführt – häufig das Versagen der Klappenbefestigungen mit Stahlseilen (siehe z. B. Bild 2.1).

Im Jahr 2003 begann der Verfasser et al. [38] mit der Entwicklung eines Explosionsklappentypus, der ohne Aufbauten auf Decken, Dächern und Dachböden auskommt und

dennoch stabil genug ist, Personen und Fahrzeuge zu tragen. Die neuartige Explosionsklappe bestand alle Funktionstests und wurde seitdem vereinzelt in Mitgliedsbetrieben der BGN eingesetzt. Ein Projektabschlussbericht wurde erst 2013 fertig gestellt, jedoch nicht in Fachzeitschriften publiziert.

2.4 Reproduzierbarkeit des Ansprechverhaltens

Einige der in Abschnitt 1.3 aufgeworfenen Fragestellungen sind auch ein Thema bei kommerziellen Herstellern von Explosionsklappen. Dementsprechend werden dort Forschungs- und Entwicklungsanstrengungen unternommen, um die sich aus den genannten Fragestellungen ergebenden Anforderungen möglichst effizient, elegant und kostengünstig zu erfüllen. Ziel ist es dabei, durch innovative Produkte zu möglichst niedrigeren Preisen die größtmöglichen Marktanteile zu besetzen. Das setzt Geheimhaltung oder Patentierung voraus. Folglich findet man lediglich vereinzelte Patente wie z. B. [13] zum Thema, die jedoch nicht zur Erreichung des in Abschnitt 1.3.4 definierten Zieles geeignet sind. Ergebnisse aus EU-Baumusterprüfungen von Explosionsklappen, die bei der FSA GmbH von Herstellern in Auftrag gegeben wurden, unterliegen der Geheimhaltung und dürfen deshalb hier nicht verwendet oder veröffentlicht werden. Es soll an dieser Stelle genügen, aus der Erfahrung des Verfassers heraus und aufgrund von [46, 48, 51, 67, 69] festzustellen, dass nach wie vor keine technische Lösung existiert, um das in 1.3.4 formulierte Ziel zu erreichen.

2.5 Prüfbarkeit großer Explosionsklappen

Die Methode, Vorgänge in der Natur im Modellmaßstab ablaufen zu lassen, um ein tieferes Verständnis dieser Vorgänge zu erhalten, ist seit langem bekannt. Eine Einführung findet man zum Beispiel in [24, 58].

Für EU-Baumusterprüfungen großer Druckentlastungseinrichtungen wurde die Methode jedoch erst ab 2009 durch die Arbeiten des Verfassers und Chupin [6, 39, 44, 45] zugänglich. Während der Verfasser in [39] ein Verfahren unter Anwendung der Ergebnisse aus [32–35] aufzeigt, verifizierte Chupin [6] die Anwendbarkeit des Verfahrens experimentell.

2.6 Wurfweitenberechnung abgerissener Explosionsklappen

Das Problem des schnellen Fluges von Festkörpern durch die Luft kann heute durch den Einsatz rechnergestützter, numerischer Verfahren vergleichsweise einfach gelöst werden. Voraussetzung dafür ist, dass die Anfangsbedingungen bekannt sind.

Der Verfasser et al. [36, 37] veröffentlichte 1996 ein Verfahren, mit dessen Hilfe die Berechnung der maximal möglichen Wurfweite von Trümmern bei einem durch Staub-

explosion berstenden Behälter/Gebäude durchgeführt werden kann. Die Startgeschwindigkeit wird aus dem Berstdruck des Behälters bzw. Gebäudes abgeleitet und die Trümmerwurfweite durch Aufsuchen der optimalen Starthöhe und des optimalen Startwinkels maximiert.

Hauptmanns [22, 23] verwendet neben energetischen Betrachtungen die stochastische Methode der Monte-Carlo-Simulation, um die Anfangsbedingungen für Trümmerwurfweiten bei Explosionsereignissen festzulegen.

Die bereits in Abschnitt 2.1 genannte Modellrechnung zur Dimensionierung von Explosionsklappenscharnieren des Verfassers et al. [32] ist bestens dafür geeignet, die Anfangsbedingungen für die Flugbahnberechnung abreißender Klappen ohne Anwendung stochastischer Methoden zu liefern. Ist die Bruchlast der Klappenscharniere bekannt, sind damit alle Anfangsbedingungen festgelegt und eine Berechnung der Klappenflugbahn wird möglich. Darüber hinaus liefert die Modellrechnung auch das Rotationsverhalten der durch die Luft fliegenden Klappe, weshalb diese – ebenso wie Luftbewegung (Wind) – bei der Flugbahnberechnung Berücksichtigung findet.

3 Dimensionierung von Explosionsklappenscharnieren

3.1	Ansatz	21
3.2	Theoretische Grundlagen	22
3.2.1	Kraftwirkung auf eine Explosionsklappe	22
3.2.2	Kraftwirkung auf das Klappenscharnier	22
3.3	Experimentelle Untersuchung	23
3.3.1	Aufbau	23
3.3.1.1	Beschaffenheit der Explosionsklappe	24
3.3.1.2	Erfassung der Klappenbewegung	25
3.3.1.3	Charakterisierung des Versuchsbehälters	25
3.3.1.4	Funktionsweise der Messkette	25
3.3.2	Vorbereitung	27
3.3.2.1	Bestimmung des Klappenschwerpunktes	27
3.3.2.2	Bestimmung des Klappenträgheitsmomentes	28
3.3.2.3	Einstellung der Zündverzögerungszeiten	29
3.3.3	Durchführung	30
3.3.4	Messergebnisse	31
3.3.5	Auswertung	32
3.3.5.1	Mathematische Beschreibung der Messdaten	32
3.3.5.2	Kraftverläufe an Klappe und Scharnieren	36
3.3.5.3	Rotationsenergie	42
3.3.5.4	Bremsmechanismus	42
3.4	Modellierung	46
3.4.1	Bewegungsgleichung einer Explosionsklappe	46
3.4.1.1	Herleitung für eine runde Explosionsklappe	47
3.4.1.2	Herleitung für eine rechteckige Explosionsklappe	51
3.4.2	Scharnierbelastung und Normalkraft	52
3.4.3	Rotationsenergie	52
3.4.4	Bremskraft und -moment	52
3.4.5	Zeitlicher Druckverlauf in druckentlasteten Behältern	53
3.4.6	Übertragung der Ergebnisse auf die EN 14491	57
3.4.7	Anwendung des Modells in Form einer Software	58
3.4.8	Prognosequalität des Modells	58
3.5	Vergleich der Ergebnisse mit dem DIN-Fachbericht 140	59
3.5.1	Vergleich des reduzierten maximalen Explosionsdrucks	60
3.5.2	Vergleich der Scharnierbelastung	64

Um schädigenden Druckanstiegen in Silos und ähnlichen Behältern im Falle einer Staubexplosion zu begegnen, werden in deren Wände und/oder Dächer Druckentlastungseinrichtungen wie Berstscheiben oder Explosionsklappen und -deckel eingebaut. In der Praxis werden aus Kostengründen häufig konstruktiv sehr einfache Explosionsklappen oder -deckel verwendet, die teils eklatante Mängel aufweisen. Oft werden solche Einrichtungen durch eine oder mehrere Metall- oder Betonplatten verwirklicht, die mit Seilen oder Ketten am Behältnis verankert sind. Weil die im Explosionsfall auftretende Belastung auf diese Seile bzw. Ketten von den Konstrukteuren vielfach unterschätzt wird, besteht die Gefahr von reißenden Verankerungen. Losgerissene Explosionsklappen bzw. -deckel tragen eine sehr hohe kinetische Energie mit sich fort und sind deshalb hochgefährliche Wurfgeschosse.

Ein schweres Explosionsereignis dieser Art Anfang der 1990er Jahre war der Anlass dafür, die im Entlastungsfall auftretenden Kräfte in den Verankerungen von Druckentlastungsdeckeln experimentell zu untersuchen [53]. Auf dem Versuchsgelände der BGN/FSA in Kappelrodeck (Schwarzwald) wurde eine Versuchsreihe durchgeführt, bei der das Verhalten abgesprengter und mit Stahlseilen abgefangener Explosionsdeckel unter verschiedenen Randbedingungen im Fokus stand. Die Explosionsdeckel wurden dazu mit Stahlseilen über Kraftmessdosen am Silo verankert, so dass die von den Sicherungsseilen auf den Deckel ausgeübte Bremskraft nach der Deckelabsprengung direkt als Funktion der Zeit gemessen werden konnte. Es zeigte sich, dass die eingesetzte Messtechnik mit dieser Aufgabe überfordert war und beschädigt wurde. Kräfte von einigen 100 kN wurden gemessen.

Als Folge daraus wurde vom Verfasser ein neues Konzept erarbeitet und dieses in Form eines Forschungsprojektes, welches sich theoretisch und experimentell mit der Mechanik von Explosionsklappen und -deckeln auseinandersetzt, abgearbeitet [32]. Der Teil der Arbeit, welcher die Mechanik der Explosionsklappen behandelt, ist in diesem Kapitel 3 beschrieben. Die Ergebnisse sind für die nachfolgenden Kapitel von erheblicher Bedeutung.

3.1 Ansatz

Wie die Ergebnisse in [53] gezeigt haben, lassen sich Kraftspitzen auf Halteseile oder -ketten beim Fangvorgang von abgesprengten Explosionsdeckeln nicht direkt messen. Es ist jedoch möglich, aus der Rotationsbewegung einer Explosionsklappe, d. h. ihrer Winkelstellung als Funktion der Zeit, auf die auf die Klappe und deren Scharniere wirkenden Kräfte zu schließen. Daraus wiederum sollte sich die Beschleunigung eines Explosionsdeckels über der Zeit abschätzen lassen. Ist die Bewegungsenergie eines Explosionsdeckels bzw. die Rotationsenergie einer Explosionsklappe in Abhängigkeit der Zeit bekannt, können daraus auftretende Bremskräfte je nach Art des Bremsmechanismus berechnet werden. Wird folglich bei Explosionsversuchen mit Druckentlastung die zeitliche Winkelstellung der verwendeten Explosionsklappe erfasst und dabei die Explosionsheftigkeit (K_{St} -Wert) und das Klappenträgheitsmoment systematisch variiert, sollten sich Messergebnisse gewinnen lassen, mit deren Hilfe die Entwicklung all-

gemein gültiger Berechnungsverfahren für das Beschleunigungs- und Bremsverhalten von Explosionsklappen und -deckeln sowie die Kraftentwicklung auf deren Halterungen möglich ist [32].

3.2 Theoretische Grundlagen

3.2.1 Kraftwirkung auf eine Explosionsklappe

Kommt es in einem Behälter mit integrierter Explosionsklappe zu einer Staubexplosion, so treten an der Klappe und deren Scharnier verschiedene Kräfte auf. In Bild 3.1 sind diese schematisch dargestellt. Die genannten Kräfte haben eine ungleichförmige Rotationsbewegung der Klappe um ihre Scharnierachse zur Folge.

Zur möglichst einfachen Beschreibung rotierender, starrer Körper wird häufig das Konzept des Massenschwerpunktes angewandt. Im Folgenden wird deshalb die gesamte Masse der Explosionsklappe als in ihrem Schwerpunkt \vec{S} konzentriert angenommen. Am Schwerpunkt greifen vier Kräfte an, die teils beschleunigend und teils bremsend auf die Rotationsbewegung der Klappe wirken:

1. Durch Überdruck im Behälter und ausströmendes Staub/Luft-Gemisch entsteht die zeitabhängige, beschleunigend wirkende Kraft \vec{F}_{Ex} .
2. Die Gravitationskraft \vec{F}_{Gr} wirkt \vec{F}_{Ex} entgegen.
3. Ebenfalls bremsend wirkt der Luftwiderstand \vec{F}_{LR} der Klappe.
4. Auch das Scharnier leistet einen (meist geringen) Reibungswiderstand \vec{F}_{SR} .

Zusammen ergeben diese vier Kräfte die zeitabhängige resultierende Kraft \vec{F}_{S} , die orthogonal zur Klappenoberfläche ist und am Klappenschwerpunkt \vec{S} angreift. Diese Kraft erzeugt das Drehmoment

$$D_{\text{S}} = S F_{\text{S}} = \varepsilon \Theta_{\text{K}} \quad (3.1)$$

mit $\varepsilon = \varepsilon(t) = \ddot{\varphi}(t)$ als zeitabhängige Winkelbeschleunigung der Klappe.

3.2.2 Kraftwirkung auf das Klappenscharnier

Das Scharnier der Explosionsklappe und die Kraft \vec{F}_{S} zwingen die einseitig gelagerte Klappe in eine Rotationsbewegung, d. h. das Scharnier übt eine Zwangskraft $-\vec{F}_{\text{g}}$ auf die Klappe aus. Diese Zwangskraft setzt sich aus den zwei Anteilen $-\vec{F}_{\text{r}}$ und $-\vec{F}_{\text{t}}$ zusammen, die radial und tangential zur Kreisbahn orientiert sind.

Umgekehrt übt die Klappe dem Betrag nach eine genau gleich große Zugkraft \vec{F}_{g} auf das Scharnier aus. Der radiale Anteil dieser Zugkraft ist die bekannte Zentrifugalkraft

$$\vec{F}_{\text{r}} = m \omega^2 S \vec{e}_{\text{r}} \quad (3.2)$$

mit $\omega = \omega(t) = \dot{\varphi}(t)$ als zeitabhängige Winkelgeschwindigkeit der Klappe und \vec{e}_{r} als Einheitsvektor in radialer Richtung.

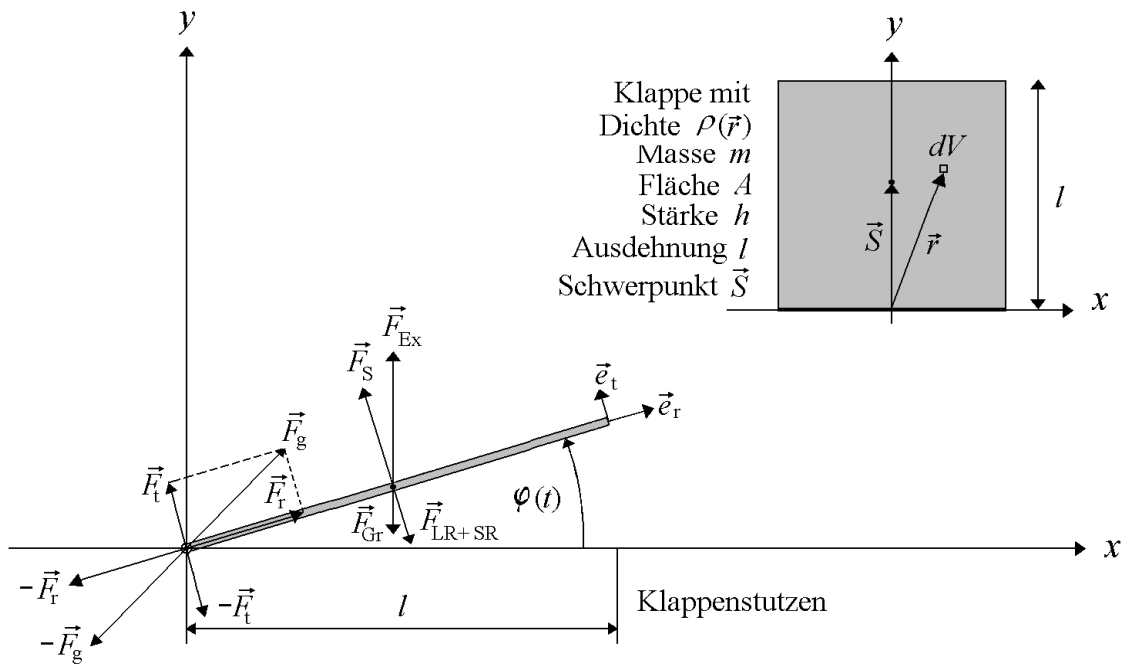


Bild 3.1: Skizze der Kraftverhältnisse an einer Explosionsklappe [Dirk Lorenz, 2017].

Für den tangentialen Anteil der Zugkraft \vec{F}_g gilt

$$\vec{F}_t = \frac{\Theta_S}{\Theta_K} \vec{F}_S = \frac{\Theta_S \varepsilon}{S} \vec{e}_t \quad (3.3)$$

mit \vec{e}_t als Einheitsvektor in tangentialer Richtung. Θ_S ist das Trägheitsmoment der Klappe bezogen auf die parallel zur Scharnierachse laufende Rotationsachse durch den Klappenschwerpunkt \vec{S} .

Für den Betrag der Scharnierbelastung ergibt sich damit aus (3.2) und (3.3)

$$F_g = \sqrt{(m \omega^2 S)^2 + \left(\frac{\Theta_S \varepsilon}{S}\right)^2} \quad (3.4)$$

3.3 Experimentelle Untersuchung

3.3.1 Aufbau

Für die geplante experimentelle Untersuchung wurde eine Explosionsklappe vom Typ TT 800 Uni-K der Firma Silo Thorwesten verwendet (Bild 3.2). Mit ihrer Entlastungsfläche von $A_E = 0,484 \text{ m}^2$ war sie ideal geeignet für Versuche am $9,4 \text{ m}^3$ -Silo, welches sich auf dem Versuchsgelände der BGN/FSA in Kappelrodeck/Schwarzwald befindet.

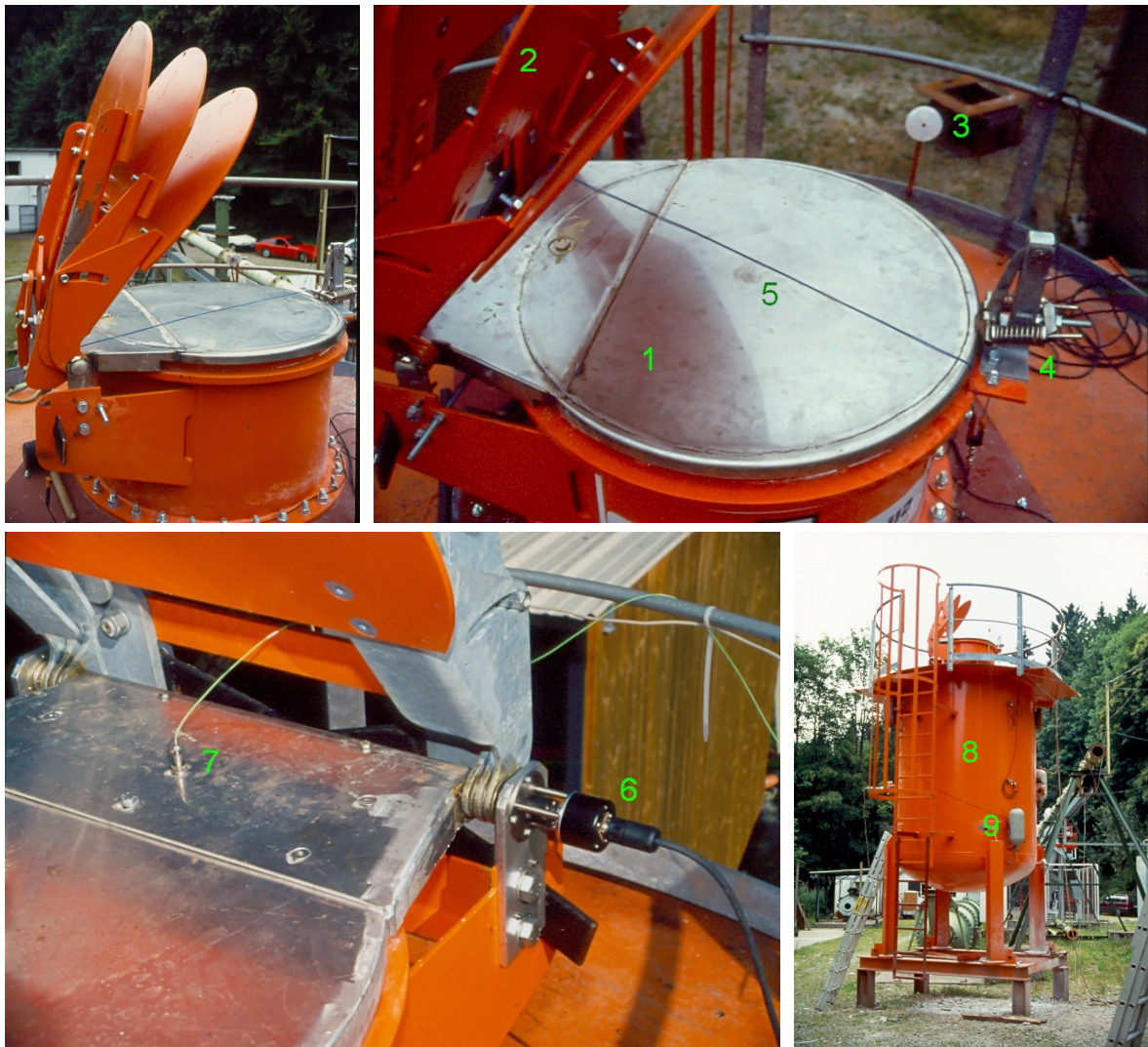


Bild 3.2: Fotografien des Versuchsaufbaus mit der Explosionsklappe TT 800 Uni-K. 1: Aluminium-Klappe, 2: Klappenfangvorrichtung, 3: Reflektor der Lichtschranke, 4: mechanische Schließvorrichtung, 5: Reißdraht, 6: Inkremental-Drehgeber, 7: Beschleunigungsmesser, 8: 9,4 m³-Behälter und 9: Staubvorratsbehälter [Dirk Lorenz, 1994].

3.3.1.1 Beschaffenheit der Explosionsklappe

Die runde Klappe aus Aluminium (1 in Bild 3.2, rechts oben) sitzt auf einem Rohrstützen. Zur Realisierung des statischen Ansprechdrucks dient eine spezielle Mechanik (4 in Bild 3.2, rechts oben.) Diese besteht aus zwei Stahlrollen, die mit Hilfe einer justierbaren Spannvorrichtung gegen die Klappenkante gepresst werden und die Klappe so verschlossen halten. Wird der eingestellte statische Ansprechdruck im Siloinneren erreicht, drückt die Klappe die beiden Rollen zurück und öffnet sich.

Erreicht die Klappe während des Öffnungsvorganges eine Winkelstellung von ca. 70°, schlägt sie gegen die erste von drei drehbar gelagerten Fangplatten (2 in Bild 3.2, rechts oben). Diese Fangplatten verringern stufenweise die Winkelgeschwindigkeit der Klappe.

Die letzte der Fangplatten ist mit Blattfedern versehen, in denen die Rotationsenergie der Klappe und Fangplatten beim Bremsvorgang gespeichert wird. Nach erfolgtem Bremsvorgang werden Klappe und Fangplatten in die entgegengesetzte Richtung beschleunigt und die Klappe schlägt wieder zu.

In den Tabellen B.1 und B.2 in Anhang B sind die wichtigsten physikalischen Eigenschaften der Explosionsklappe zusammenfassend aufgelistet.

3.3.1.2 Erfassung der Klappenbewegung

Gemäß Abschnitt 3.1 war die messtechnische Erfassung des Klappenöffnungswinkels über der Zeit von zentraler Bedeutung. Aus diesem Grund wurde $\varphi(t)$ mit zwei voneinander unabhängigen Systemen bestimmt. So konnte durch Messdatenvergleich gewährleistet werden, dass die gemessene Klappenbewegung mit hoher Sicherheit der Realität entspricht.

Die Aluminium-Klappe ist mit Hilfe einer Welle drehbar am zugehörigen Rohrstutzen befestigt. Welle und Klappe sind starr miteinander verbunden, so dass die Welle der Rotationsbewegung der Klappe folgt. Ein Ende der Welle ist mit der Messachse eines Inkremental-Drehgebers verschraubt (6 in Bild 3.2, links unten). Im Falle einer Rotationsbewegung der Klappe gibt der Drehgeber Spannungsimpulse ab, wobei auf jedes Zehntel Grad Drehung ein Impuls kommt.

Als zweites Messsystem ist im Abstand r_B von der Drehachse ein piezoelektrischer Beschleunigungsmesser so auf der Klappe angebracht, dass die Beschleunigung in Richtung der Kreisbahntangente der sich öffnenden Klappe als Funktion der Zeit gemessen wird (7 in Bild 3.2, links unten).

Der Zeitpunkt der beginnenden Klappenöffnung zur Bestimmung des dynamischen Ansprechdrucks wird durch eine knapp oberhalb der Klappe montierte Lichtschranke erfasst (3 in Bild 3.2, rechts oben). Ein Reißdraht dient der Kontrolle dieses Messwertes (5 in Bild 3.2, rechts oben).

3.3.1.3 Charakterisierung des Versuchsbehälters

Der Silobehälter mit einem Volumen von $V = 9,4 \text{ m}^3$ und einem Höhe/Durchmesser-Verhältnis von $H/D = 1,5$ (8 in Bild 3.3 und 3.2, rechts unten) ist mit vier, über den Umfang und in der Höhe versetzten Staubvorratsbehältern ($V = 12,31$) versehen. Aus diesen wird, über ferngesteuerte Sprengkapsel-Ventile und halbkreisförmig im Innern des Silobehälters angeordnete Ringdüsen, Maisstärke mit 20 bar Ausgangsdruck in den Behälter eingeblasen (9 in Bild 3.3 und 3.2, rechts unten).

Zentral im Silo sitzen zwei pyrotechnische Zünder (11 in Bild 3.3).

Der Druckverlauf im Silo wird über drei piezoelektrische Drucksonden verfolgt, die äquidistant über die Höhe des Silos verteilt montiert sind (10 in Bild 3.3).

3.3.1.4 Funktionsweise der Messkette

Das Einblasen des Staubes wird durch einen Impuls aus einem speziellen Steuergerät ausgelöst. Nach einer am Steuergerät einstellbaren Zeitspanne (Zündverzögerungszeit)

wird die Explosion des Staub/Luft-Gemisches durch Aktivierung der pyrotechnischen Zünder ($2 \times 5 \text{ kJ}$) durch einen weiteren Impuls aus dem Steuergerät ausgelöst. Das Einblas-Signal dient als Triggerung für den gesamten experimentellen Aufbau. Die drei piezoelektrischen Drucksensoren liefern schwache Stromsignale, die über spezielle Ladungsverstärker in leicht messbare Spannungen umgewandelt werden. Die Lichtschranke und der Reißdraht geben direkt messbare Spannungssignale ab.

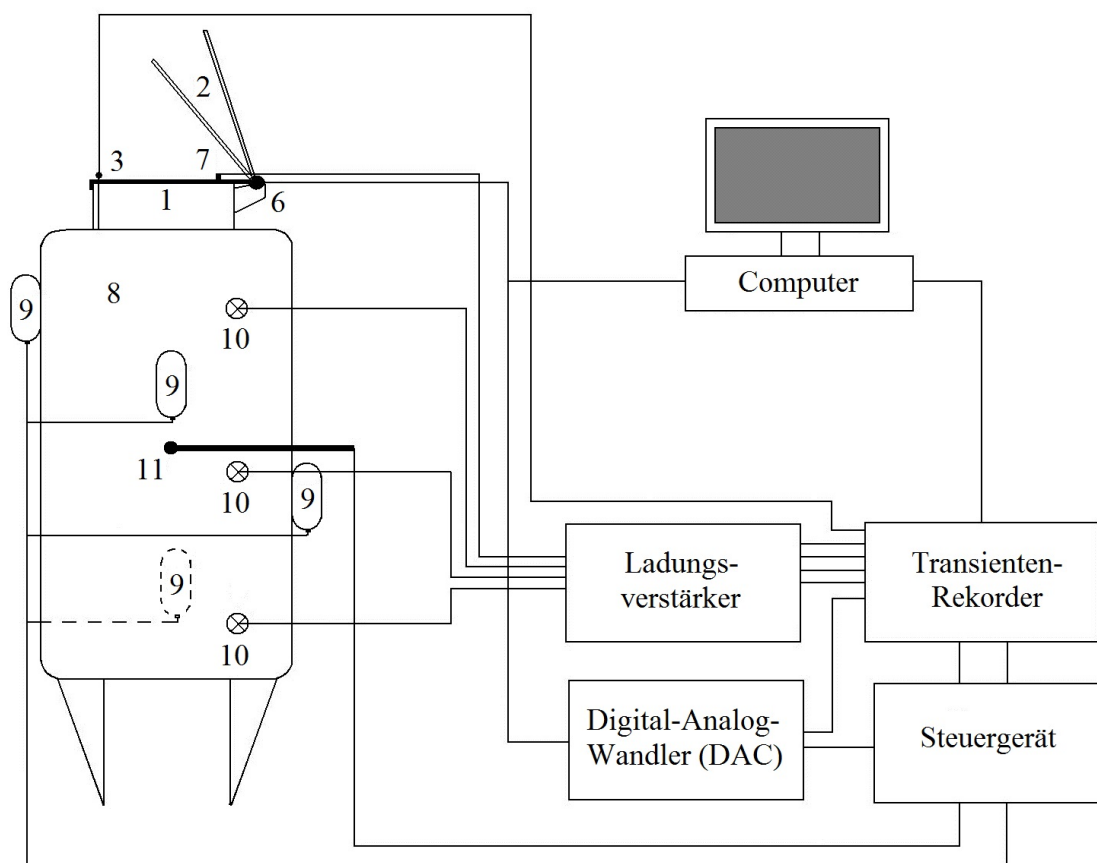


Bild 3.3: Schematische Darstellung des gesamten Versuchsaufbaus. 10: Piezoelektrische Drucksonden, 11: pyrotechnische Zünder ($2 \times 5 \text{ kJ}$), restliche Zahlen wie in Bild 3.2 [Dirk Lorenz, 2018].

Die Spannungsimpulse des Inkremental-Drehgebers wandelt ein Digital-Analog-Wandler (DAC) in eine zum Drehwinkel proportionale Spannung um. Parallel zu dieser Messanordnung werden die Drehgeber-Impulse direkt über eine I/O-Karte in den Speicher eines Rechners eingelesen und anschließend über eine spezielle Software in eine $\varphi(t)$ -Darstellung aufgearbeitet.

Das Stromsignal des piezoelektrischen Beschleunigungsmessers wird – wie auch die Signale der Drucksensoren – auf einen Ladungsverstärker gegeben und als proportionales Spannungssignal weitergeleitet.

Insgesamt werden neun Mess- und Steuersignale erfasst. Die Aufzeichnung dieser Signale geschieht mit einem schnellen Transientenrekorder. Anschließend werden die Mess-

ergebnisse auf Messfahnen ausgedruckt und die Daten zur Auswertung am Computer auf Disketten übertragen. Der gesamte Versuchsaufbau ist in Bild 3.3 schematisch dargestellt.

3.3.2 Vorbereitung

3.3.2.1 Bestimmung des Klappenschwerpunktes

Um die Belastung der Klappenscharniere beim Druckentlastungsvorgang aus dem gemessenen zeitabhängigen Klappenöffnungswinkel $\varphi(t)$ ableiten zu können, ist gemäß (3.4) die Kenntnis der Klappenmasse m sowie der Abstand S zwischen Rotationsachse und Klappenschwerpunkt zwingend erforderlich.

Die Klappenmasse wurde durch direkte Wägung zu $m = 14,3 \text{ kg}$ bestimmt.

Die Strecke S ist einer direkten Messung nicht zugänglich. Sie wurde sowohl experimentell als auch theoretisch abgeleitet.

Um die Schwerpunktskoordinaten zu berechnen, mussten die Integrale über das Klappenvolumen

$$\vec{S} = \frac{\int \rho \vec{r} dV}{\int \rho dV} \quad (3.5)$$

in (3.5) gelöst werden. Das geschah in der Weise, dass die Explosionsklappe in n einfachere geometrische Körper zerlegt und anschließend der Ort des Schwerpunktes \vec{S} gemäß

$$\vec{S} = \frac{\sum_{i=1}^n m_i \vec{S}_i}{\sum_{i=1}^n m_i} \quad (3.6)$$

berechnet wurde. Die m_i sind dabei die Massen der Einzelkörper; die \vec{S}_i sind die Ortsvektoren der Schwerpunkte dieser Einzelkörper.

Die Durchführung dieser sehr umfangreichen Berechnungen findet sich in [32]. Sie lieferte das Ergebnis $S = 389,8 \text{ mm}$.

Bei der experimentellen Bestimmung des Klappenschwerpunktes wurde die Klappe punktuell an einem beliebigen Ort ihres Randes mit einer ausreichend starken Schnur aufgehängt. Parallel zu dieser Schnur verlief die zweite Schnur eines Lotes. Beide Schnüre wurden durch geeignete Wahl der Blickrichtung zur Deckung gebracht, wobei die Blickrichtung gleichzeitig orthogonal zur größten Fläche der Klappe war. Der Verlauf der Lot-Schnur wurde auf der Klappenfläche mit Hilfe eines geeigneten Filzstiftes nachgezeichnet. Durch Drehen der Klappe bzw. Aufhängen an einer anderen Stelle des Klappenrandes und Wiederholen der Prozedur konnte der Schwerpunkt der Klappe als Schnittpunkt der aufgezeichneten Geraden bestimmt werden. Bild 3.4 verdeutlicht den Aufbau. Acht verschiedene Klappenpositionierungen lieferten $S = 385 \pm 5 \text{ mm}$. Die rechnerisch und experimentell ermittelten Schwerpunktsorte weichen also knapp 5 mm voneinander ab. Die Ursache dafür ist vor allem in Schweißnähten zu sehen, die rechnerisch keine Berücksichtigung fanden.

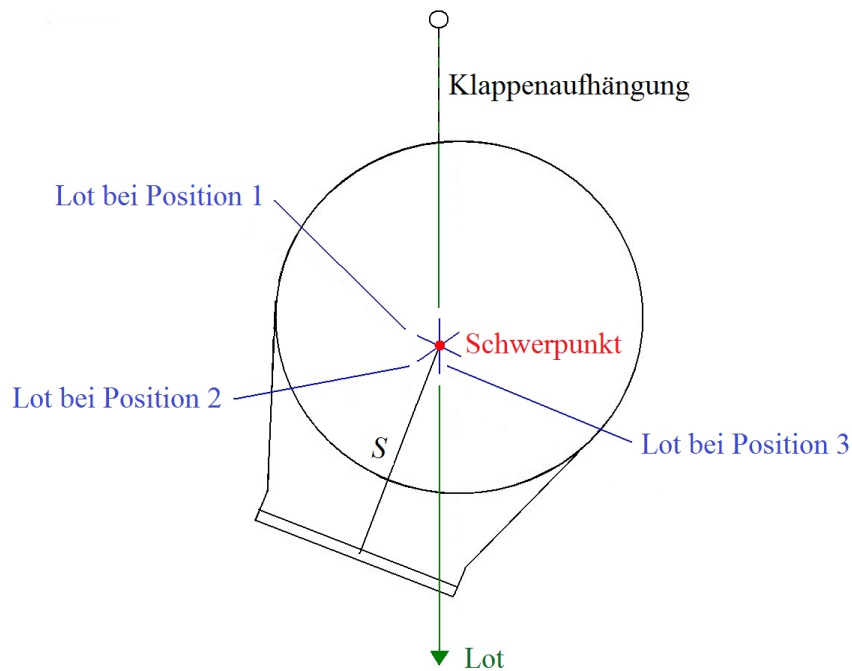


Bild 3.4: Skizze des Versuchsaufbaus zur Bestimmung des Klappenschwerpunktes [Dirk Lorenz, 2018].

3.3.2.2 Bestimmung des Klappenträgheitsmomentes

Für die Anwendung von (3.4) und spätere Modellrechnungen werden neben m und S auch die Klappenträgheitsmomente Θ_S und Θ_K benötigt. Θ_K bezieht sich auf die Mitte der Klappenwelle, Θ_S dagegen auf eine zur Klappenwelle parallele Rotationsachse durch den Schwerpunkt der Klappe.

Auch die Bestimmung der Trägheitsmomente wurde aus Gründen der gegenseitigen Kontrolle theoretisch und experimentell durchgeführt. Zunächst wurde Θ_K bestimmt und anschließend mit dem Satz von Steiner in Θ_S umgerechnet:

$$\Theta_S = \Theta_K - m S^2 \quad (3.7)$$

Bei der Berechnung des Trägheitsmomentes hat man es erneut mit mehr oder weniger komplizierten Integralen über das Klappenvolumen zu tun.

$$\Theta = \int \rho r^2 dV \quad (3.8)$$

(3.8) kann nicht direkt für die gesamte Klappe analytisch gelöst werden. Deshalb wurde die Klappe wieder in geometrisch einfachere Körper zerlegt und für diese die Trägheitsmomente bezogen auf die Klappenwelle berechnet. Anschließend Addition

der berechneten Einzelmomente lieferte das Trägheitsmoment

$$\Theta_K = \sum_{i=1}^n \Theta_{K,i} = 3,325 \text{ kg m}^2 \quad (3.9)$$

Mit (3.7) und dem zuvor berechneten Wert für $S = 0,3898 \text{ m}$ ergab sich daraus

$$\Theta_S = 1,152 \text{ kg m}^2 \quad (3.10)$$

Die detaillierten Rechnungen können in [32] nachgeschlagen werden.

Eine einfache Möglichkeit, das Trägheitsmoment Θ_K experimentell zu bestimmen, besteht darin, die Explosionsklappe möglichst reibungsfrei an einem Seil der Länge l aufzuhängen¹, in Pendelbewegungen kleiner Amplitude zu versetzen und die Schwingungsperiode zu messen. Die Klappe stellt unter diesen Bedingungen ein physikalisches Pendel dar, welches harmonische Schwingungen durchführt. Aus dem bekannten Ausdruck für die Periode eines physikalischen Pendels ergibt sich das Trägheitsmoment Θ_1 bezogen auf den Abstand $S + l$ zwischen Rotationsachse und Schwerpunkt wie folgt:

$$T = 2\pi \sqrt{\frac{\Theta_1}{m g (S + l)}} \quad \Rightarrow \quad \Theta_1 = m g (S + l) \left(\frac{T}{2\pi} \right)^2 \quad (3.11)$$

Da die Klappe so aufgehängt wurde, dass die Klappenwelle parallel zur Rotationsachse der Pendelbewegung ausgerichtet war, konnten mit Hilfe von (3.7) die gesuchten Trägheitsmomente abgeleitet werden. Als Mittelwerte ergaben sich:

$$\bar{\Theta}_S = 1,45 \pm 0,29 \text{ [kg m}^2\text{]} \quad \bar{\Theta}_K = 3,56 \pm 0,29 \text{ [kg m}^2\text{]} \quad (3.12)$$

Details zu den durchgeführten Messungen können in [32] nachgelesen werden.

3.3.2.3 Einstellung der Zündverzögerungszeiten

Maßgeblich für die Explosionsheftigkeit von Staub/Luft-Gemischen in geschlossenen Behältern sind die *maximale Druckanstiegsgeschwindigkeit* $(dp/dt)_{\max}$ und der *maximale Explosionsdruck* p_{\max} (Bild 1.2). Während bei konstanter Staubkonzentration c und Zündverzögerungszeit t_v (Zeitspanne zwischen dem Beginn des Staubeintrages und der Zündung) p_{\max} weitgehend unabhängig von der Behältergröße ist, ändert sich $(dp/dt)_{\max}$ bei annähernd kubischen Behältern mit dem Volumen gemäß

$$(dp/dt)_{\max} = \frac{K_{St}}{\sqrt[3]{V}} \quad (3.13)$$

(3.13) heißt kubisches Gesetz [1, 2]. Die staubspezifische Kennzahl K_{St} ist deshalb ein Maß für die maximale Druckanstiegsgeschwindigkeit, den eine explodierende Staubwolke bei optimaler Staubkonzentration in einem Behälter mit dem Volumen V hervorruft.

¹ Ein Ende des Seiles ist dabei an der Klappenwelle befestigt.

Bei Staubexplosionsversuchen der BGN/FSA wird als brennbarer Staub häufig Maisstärke eingesetzt. Die Gründe dafür sind der günstige Preis, die schnelle Verfügbarkeit in großen Mengen und der hohe K_{St} -Wert von rund 200 bar m/s. In der Regel werden bei solchen Versuchen druckentlastete Behälter verwendet. Um dabei verschiedene K_{St} -Werte unter Einsatz von Maisstärke simulieren zu können, wird die Zündverzögerungszeit t_v so variiert, dass die Gleichung

$$A_E = \left(3,264 \cdot 10^{-5} p_{\max} K_{St} p_{\text{red,max}}^{-0,569} + 0,27 (p_{\text{stat}} - 0,1) p_{\text{red,max}}^{-0,5} \right) V^{0,753} \quad (3.14)$$

erfüllt ist. Gleichung (3.14) stammt aus [11, 62–64] und gilt in dieser Form nur für kubische Behälter². Bei Druckentlastungseinrichtungen, die bei einem statischen Ansprechdruck von $p_{\text{stat}} = 0,1$ bar öffnen, verschwindet der zweite Summand.

Diese Vorgehensweise ist unumgänglich weil die Explosionsheftigkeit – also $(dp/dt)_{\max}$ – stark vom Turbulenzzustand des Staub/Luft-Gemisches im Behälter zum Zündzeitpunkt abhängt. Der Turbulenzzustand wiederum sinkt schnell mit wachsender Zündverzögerungszeit t_v . Weil die Versuchsbehälter nicht für 9 bar Überdruck ausgelegt sind, kann die Zündverzögerungszeit zur Einstellung eines K_{St} -Wertes nicht am geschlossenen Behälter aufgesucht werden, weshalb nur der Umweg über Gleichung (3.14) bleibt. Für eine gegebene Kombination der Größen Behältervolumen V , Druckentlastungsfläche A_E , maximaler Explosionsdruck p_{\max} und statischer Ansprechdruck p_{stat} wird folglich durch Variation der Zündverzögerungszeit t_v der reduzierte maximale Explosionsdruck $p_{\text{red,max}}$ erzeugt, der gemäß (3.14) dem angestrebten K_{St} -Wert entspricht.

Für das im Rahmen des Projektes verwendete 9,4 m³-Silo ist diese Prozedur vor Beginn der eigentlichen Versuchsreihe durchgeführt worden und in [28] detailliert beschrieben.

3.3.3 Durchführung

In die vier Staubvorratsflaschen (Bilder 3.2 und 3.3) wurden definierte Staubmassen sowie Luft bis zu einem Überdruck von 20 bar gefüllt, um damit die angestrebten simulierten K_{St} -Werte aus Tabelle 3.1 zu erzielen. Anschließend wurden die Staubvorratsflaschen an die dafür vorgesehen Flansche am Silo montiert. Zwei pyrotechnische Zünder mit je 5 kJ fanden im Zentrum des Silovolumens Platz. Anschließend wurde die mechanische Schließvorrichtung der Klappe mit Hilfe eines Krans und einer Zugwaage auf $p_{\text{stat}} = 0,1$ bar eingestellt. Das Einschalten und Justieren der gesamten Messkette komplettierte die Versuchsvorbereitungen. Durch ein akustisches Warnsignal und anschließende Abgabe des Einblasssignals durch das Steuergerät wurde der Versuchsablauf eingeleitet. Nach dem Entwarnungssignal wurden die Messdaten gesichtet und gespeichert. Der nächste Versuch wurde vorbereitet.

Nach jeweils zwei bis drei Versuchen wurde die Klappe aus einer Startposition von rund 65° frei fallen gelassen und der Winkel über der Zeit aufgenommen. Diese Messdaten dienten der Bestimmung des Reibungsmomentes bzw. der Reibungskraft \vec{F}_{SR} des Scharnieres (Abschnitt 3.2.1).

² Die Behälter auf dem Versuchsgelände werden als kubisch betrachtet wenn die Zündung der Staub/Luft-Gemische in der Mitte der Behälter erfolgt (siehe hierzu Abschnitt 3.4.6). Zur Zeit der Versuchsdurchführung galt darüber hinaus die VDI Richtlinie 3672 von 1992. Darin werden Behälter mit $H/D < 2$ als kubisch betrachtet und $H/D = 1$ gesetzt.

Die variablen Versuchsparameter waren der K_{St} -Wert und die Klappenmasse bzw. das Klappenträgheitsmoment. Durch Anschrauben von kreisförmigen Stahlplatten an die Aluminium-Klappe wurde die Klappenmasse stufenweise vergrößert; durch Variation der Staubkonzentration im Silo und der Zündverzögerungszeit wurde der simulierte K_{St} -Wert verändert. Für jede mögliche Kombination der Parameter aus Tabelle 3.1 wurden mindestens zwei Versuche durchgeführt (insgesamt 36). Der Tabelle A.1 im Anhang können alle eingestellten Versuchsparameter entnommen werden.

Tabelle 3.1: Werte der Versuchsparameter Klappenmasse, Klappenträgheitsmoment, Abstand zwischen Rotationsachse und Schwerpunkt sowie K_{St} -Wert [Dirk Lorenz, 2018].

K_{St} [bar m/s]	100	130	160	200
m [kg]	14,3	25,3	36,3	47,0
Θ_S [kg m ²]	1,33	1,75	2,12	2,48
Θ_K [kg m ²]	3,45	6,54	9,63	12,64
S [m]	0,385	0,435	0,455	0,465

3.3.4 Messergebnisse

Die durchgeführten Versuche lieferten verwertbare Messergebnisse (Bild 3.5), abgesehen von den Messwerten des eingesetzten Beschleunigungsmessers. Diese konnten aufgrund von Schwingungen der Explosionsklappe während des Öffnungsvorgangs nur bei etwa einem Drittel aller Versuche ausgewertet werden, was jedoch für die Validierung der Messdaten des Inkremental-Drehgebers ausreichte.

Zur Bestimmung des reduzierten maximalen Explosionsdrucks $p_{red,max}$ wurde die Differenz aus dem erreichten Druckmaximum und dem Druckwert zum Zeitpunkt der Gemischzündung gebildet. Letzterer wird mit Hilfe des Zündsignals ermittelt. Die reduzierte maximale Druckanstiegsgeschwindigkeit $(dp/dt)_{red,max}$ ergibt sich aus dem Maximum der ersten zeitlichen Ableitung der betrachteten Druckkurve. Schließlich ist der dynamische Ansprechdruck p_{dyn} die Differenz der Druckwerte zu Beginn der Klappenöffnung und zu Beginn des Staubeintrages in das Silo. Der Zeitpunkt der Klappenöffnung folgt aus dem Lichtschrankensignal bzw. aus dem Drehgebersignal (Bild 3.5). In Tabelle A.2 sind die Werte für $p_{red,max}$, $(dp/dt)_{red,max}$ und p_{dyn} , die aus den Messungen der Versuche 1 bis 36 abgeleitet wurden, zusammengestellt.

Zur weiteren Untersuchung der Messergebnisse aus Tabelle A.2 wurde über die Versuche mit gleichen Randbedingungen gemittelt und die jeweilige Messunsicherheit berechnet. Diese Daten sind in Tabelle 3.2 zusammenfassend dargestellt.

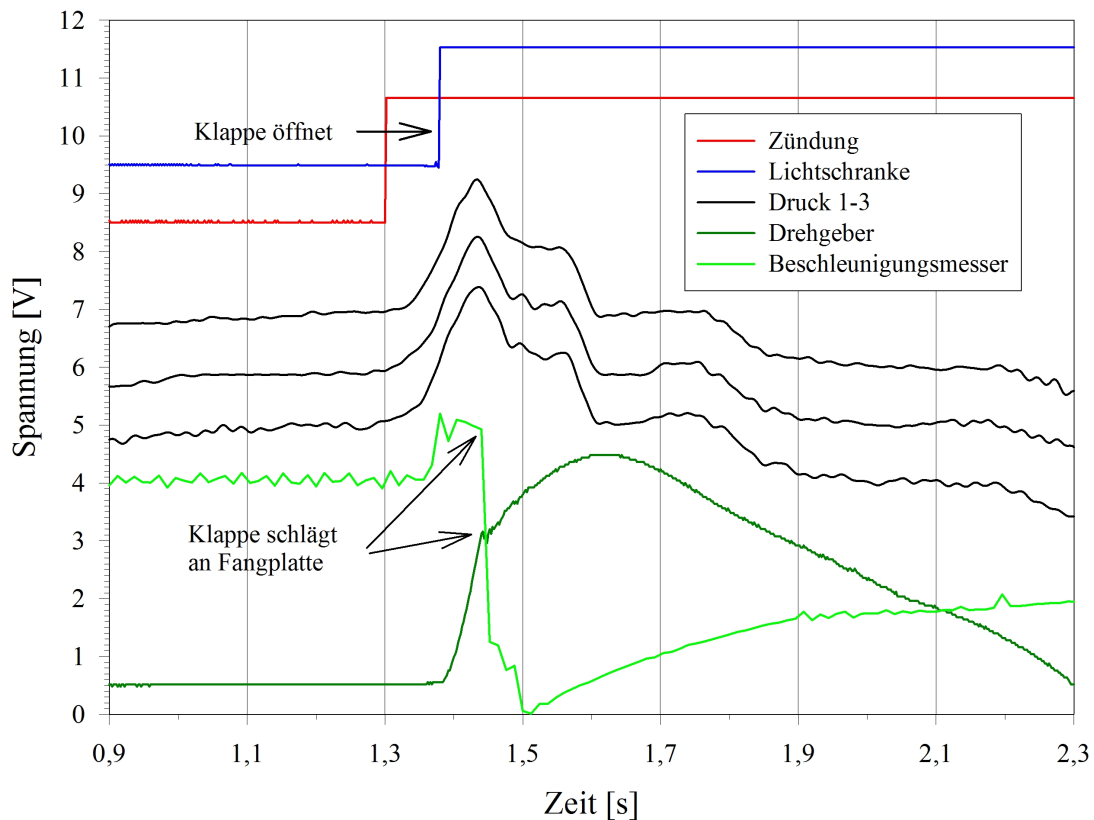


Bild 3.5: Zeitliche Signalverläufe bei Versuch Nr. 4. Die Kurvenhöhen und -lagen wurden zum Zwecke der gemeinsamen Darstellung bearbeitet. Das Einblassignal markiert den Zeitpunkt $t = 0$ und fehlt in dieser Darstellung [Dirk Lorenz, 2018].

3.3.5 Auswertung

3.3.5.1 Mathematische Beschreibung der Messdaten

Zunächst wurde versucht, die gemittelten Messergebnisse aus Tabelle 3.2 mit Hilfe von relativ einfachen analytischen Formeln wiederzugeben. Dazu wurde auf das Konzept des Klappenwiderstandes Q aus [55] zurückgegriffen. Der Klappenwiderstand Q wird dabei definiert als

$$Q = \frac{\Theta_K}{A_E h} \quad (3.15)$$

wobei A_E die Fläche der Entlastungsöffnung und h der Hebelarm, also der Abstand zwischen Rotationsachse und der geometrischen Mitte der symmetrischen Entlastungsfläche, ist. Zur Beschreibung der gemittelten reduzierten maximalen Explosionsdrücke wurde die Gleichung zur Dimensionierung von Entlastungsflächen bei kubischen Behältern mit homogener Staubverteilung aus [62] herangezogen. Sie wurde leicht abgewandelt, so dass sie nach dem reduzierten maximalen Explosionsdruck $p_{\text{red,max}}$ aufgelöst werden kann. Die Berücksichtigung der Klappenträge geschieht durch Multiplikation dieser Gleichung mit einem Exponentialfaktor, der (3.15) enthält. Der Exponentialfaktor in (3.16) wurde gewählt, damit die Formel für $Q \rightarrow 0$ (Berstscheibe) gegen die

Tabelle 3.2: Resultate der Mittelwertbildung über die Messergebnisse der Versuche mit gleichen Parametern. Weiterhin angegeben ist die Messunsicherheit u . * bedeutet, dass nur ein Messwert vorliegt [Dirk Lorenz, 2018].

$K_{St} \backslash m$	14,3 kg	25,3 kg	36,3 kg	47,0 kg
	$\bar{p}_{red,max} \pm u$ [bar]			
100 bar m/s	0,125 ± 0,026	0,160 ± 0,048	0,272 ± 0,024	0,274 ± 0,080
130 bar m/s	0,235 ± 0,017	0,214 ± 0,030	0,278 ± 0,053	0,475 ± 0,081
160 bar m/s	0,330 ± 0,064	0,385 ± 0,202	0,510 ± 0,121	0,575 ± 0,053
200 bar m/s	0,822 ± 0,104	0,855 ± 0,123	1,321 ± 0,407	1,157*
	$(dp/dt)_{red,max} \pm u$ [bar/s]			
100 bar m/s	2,2 ± 0,7	2,3 ± 0,9	4,4 ± 0,5	4,2 ± 2,0
130 bar m/s	3,7 ± 0,9	3,1 ± 0,1	5,1 ± 0,8	9,7 ± 0,8
160 bar m/s	6,7 ± 1,5	8,7 ± 5,2	9,7 ± 1,3	11,7 ± 0,7
200 bar m/s	13,4 ± 0,1	16,1 ± 0,8	25,0 ± 8,1	23,0*
	$\bar{p}_{dyn} \pm u$ [bar]			
100 bar m/s	0,085 ± 0,009	0,100 ± 0,000	0,113 ± 0,016	0,107 ± 0,009
130 bar m/s	0,080 ± 0,000	0,075 ± 0,011	0,095 ± 0,011	0,105 ± 0,011
160 bar m/s	0,110 ± 0,021	0,070 ± 0,042	0,085 ± 0,011	0,095 ± 0,011
200 bar m/s	0,105 ± 0,032	0,095 ± 0,011	0,130 ± 0,014	0,100*

Berechnungsformel für trägheitslose Entlastungselemente geht.

$$\begin{aligned}
 p_{red,max} \approx & \left[\left(3,264 \cdot 10^{-5} p_{max} K_{St} + \frac{1}{4} (p_{stat} - 0,1) \right) \frac{V^{\frac{3}{4}}}{A_E} \right]^{\frac{7}{4}} \\
 & \cdot \exp \left(2,35 \cdot 10^{-3} \frac{K_{St}}{V^{\frac{3}{5}}} \sqrt{Q} \right)
 \end{aligned} \tag{3.16}$$

In Bild 3.6, oben sind die gemittelten Messwerte $\bar{p}_{red,max}$ über dem K_{St} -Wert und dem Klappenwiderstand Q aufgetragen. Zusätzlich ist in diesem Diagramm Gleichung (3.16) als Regressionsfunktion mit $p_{max} = 9$ bar, $p_{stat} = 0,1$ bar, $V = 9,4$ m³ und $A_E = 0,484$ m² gezeigt. Das Bestimmungsmaß ist mit $R^2 \simeq 0,9$ zufriedenstellend.

Der untere Teil von Bild 3.6 zeigt den gleichen Zusammenhang in zweidimensionaler Darstellung. Zusätzlich sind exemplarisch zwei weitere Kurven (gestrichelt) eingezeichnet, die den mit (3.16) berechneten Verlauf von $p_{red,max}$ unter Verwendung der tatsächlich aufgetretenen dynamischen Ansprechdrücke (Mittelwerte) zeigen. Es ist deutlich zu erkennen, dass die $\bar{p}_{red,max}$ sehr gut mit (3.16) beschrieben werden können.

Die Erfahrung und die Tatsache, dass die $\bar{p}_{red,max}$ mit (3.16) wiedergegeben werden können, zeigen, dass die Streuung der Messpunkte in erster Linie auf die kaum zu ver-

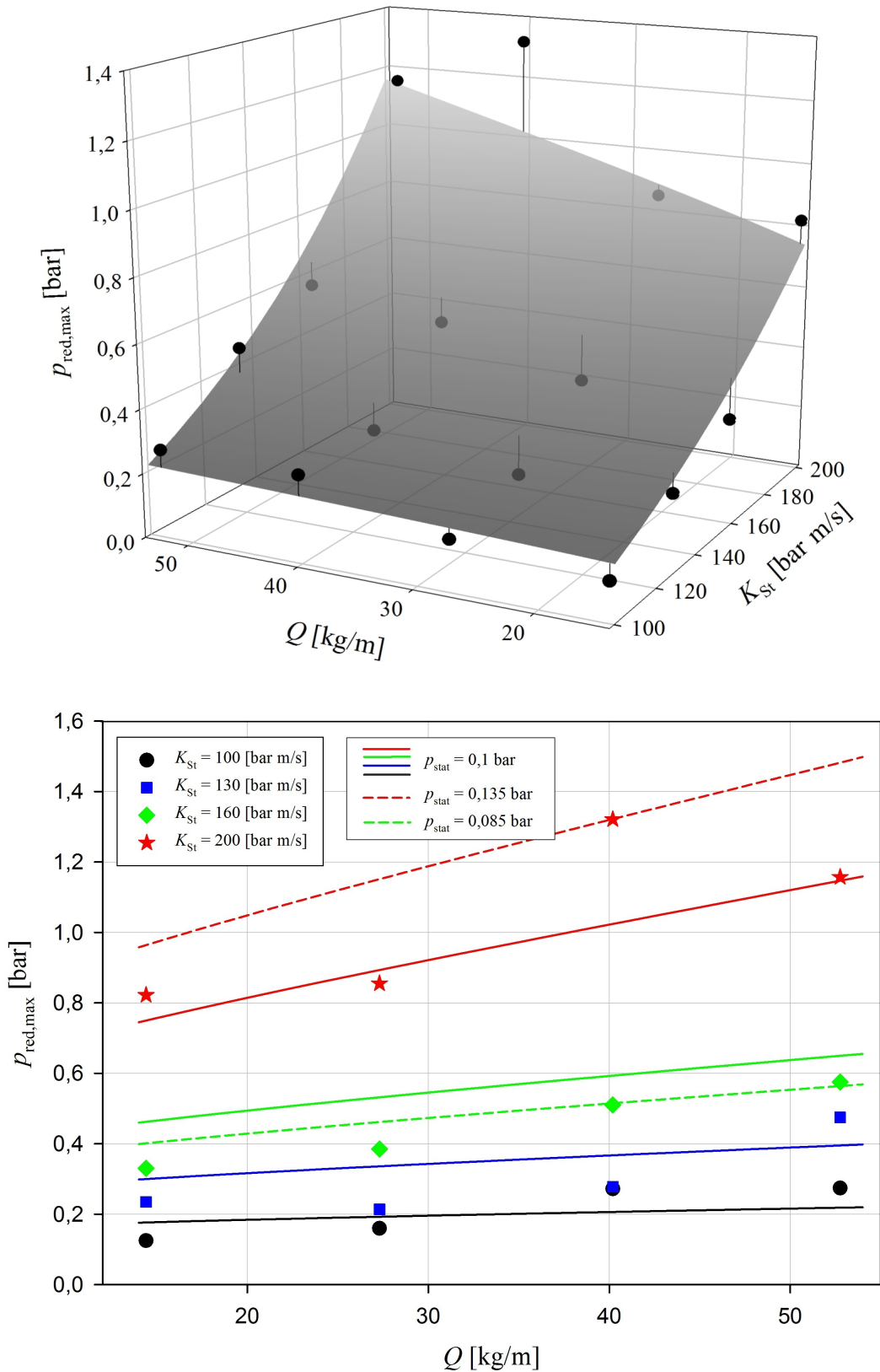


Bild 3.6: Dreidimensionale (oben) und zweidimensionale (unten) Darstellung der $\bar{p}_{red,max}$ aus Tabelle 3.2 mit Regressionsfunktion gemäß (3.16). Werden anstatt $p_{stat} = 0,1$ bar die Mittelwerte \bar{p}_{dyn} aus Tabelle 3.2 in (3.16) eingesetzt, ergeben sich die gestrichelten Linien im unteren Diagramm [Dirk Lorenz, 2018].

meidende Schwankung von p_{dyn} zurückzuführen ist. Je später sich die Explosionsklappe nach der Zündung öffnet, desto größer sind $p_{\text{red,max}}$ und $(dp/dt)_{\text{red,max}}$, da das Abblasen des Siloinhalts und damit der Druckverlust erst in einem weiter fortgeschrittenen Stadium des Explosionsverlaufes einsetzen kann. Setzt umgekehrt die Druckentlastung frühzeitig ein, wird die Druckentwicklung im Silo auch dadurch verringert, dass vergleichsweise große Mengen an unverbranntem Staub aus dem Silo austreten und damit der Deflagration im Siloinneren entzogen werden.

Zur mathematischen Beschreibung der mittleren reduzierten maximalen Druckanstiegsgeschwindigkeit $(dp/dt)_{\text{red,max}}$ wurde zunächst angenommen, dass für sie ein ähnlicher Zusammenhang wie (3.13) und eine Proportionalität zum mittleren reduzierten maximalen Explosionsdruck besteht. Es sollte also gelten $(dp/dt)_{\text{red,max}} \propto \bar{p}_{\text{red,max}}/\sqrt[3]{V}$. In Abschnitt 3.4.5 wird dies nachgewiesen. Damit ergab sich die Regressionsfunktion

$$(\overline{dp/dt})_{\text{red,max}} \approx 40,4 \cdot \frac{\bar{p}_{\text{red,max}}}{\sqrt[3]{V}} \quad (3.17)$$

welche in Bild 3.7 zusammen mit den $(dp/dt)_{\text{red,max}}$ aus Tabelle 3.2 dargestellt ist. Das Bestimmungsmaß liegt hier bei $R^2 \simeq 0,91$.

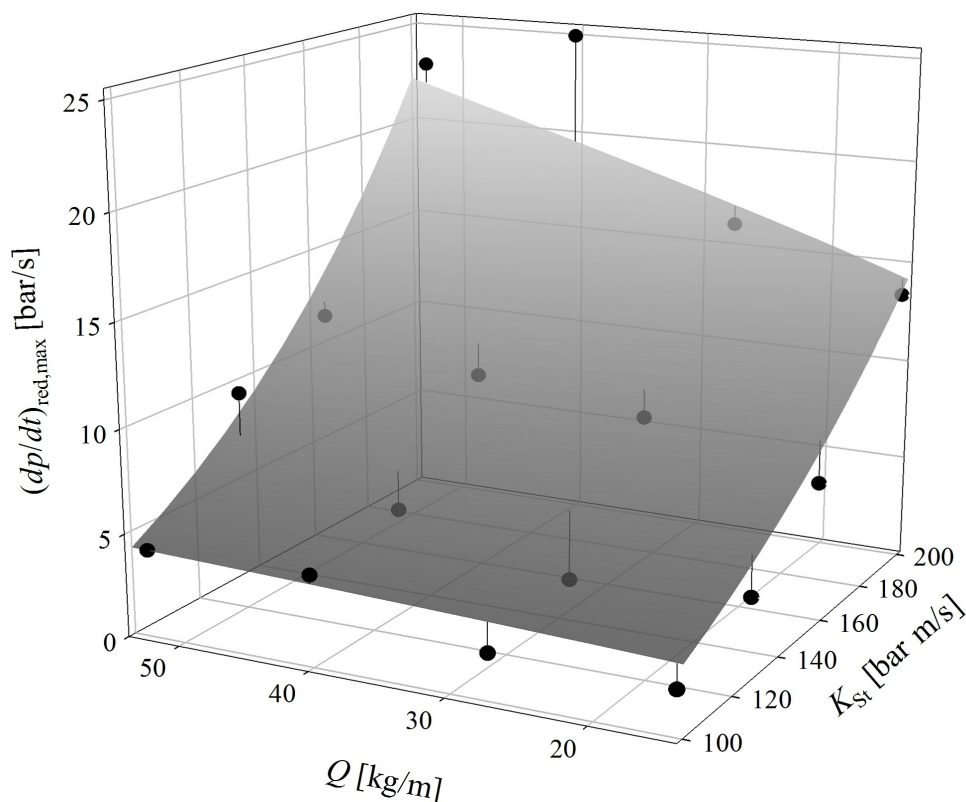


Bild 3.7: Dreidimensionale Darstellung der $(dp/dt)_{\text{red,max}}$ aus Tabelle 3.2 mit Regressionsfunktion gemäß (3.17) [Dirk Lorenz, 2018].

3.3.5.2 Kraftverläufe an Klappe und Scharnieren

Aus den gemessenen zeitlichen Verläufen des Klappenöffnungswinkels wurden mit Hilfe von (3.1) bis (3.4) sowohl die resultierende Kraft auf den Klappenschwerpunkt F_S als auch die am Klappenscharnier wirkenden Kräfte F_r , F_t und F_g abgeleitet. Dazu wurden die Messwerte für $\varphi(t)$ durch Regressionsfunktionen ersetzt, diese zweimal nach der Zeit abgeleitet und die erhaltenen Funktionen $\omega(t)$ und $\varepsilon(t)$ in (3.1) bis (3.4) eingesetzt.

Die am häufigsten auftretenden Kraftverlaufsformen sind in den Bildern 3.8 und 3.9 grafisch dargestellt. Augenscheinlich verläuft die Klappenwinkelbeschleunigung $\varepsilon(t)$ nicht monoton steigend oder fallend, sondern über zwei mehr oder minder stark ausgeprägte Beschleunigungsmaxima. Dieses Phänomen zeigt sich bei den Auswertungen fast aller Versuche, wobei dies insbesondere für die Klappen mit geringem Trägheitsmoment Θ_K gilt. Schwere Klappen beschleunigen hingegen gleichmäßiger (Bild 3.9).

Dieses Verhalten hat folgende qualitative Erklärung: Nach der Zündung beginnt der explosionsbedingte Druckanstieg im Silo. Bei Erreichen des statischen Ansprechdrucks öffnet sich die Explosionsklappe. Während der kurzen Zeitspanne, in welcher der Schließmechanismus die Klappe freigibt, lastet auf ihr der Behälterinnendruck, so dass die Klappe unmittelbar nach Freigabe durch ihren Schließmechanismus stark beschleunigt. Wie stark diese Beschleunigung ist hängt in erster Linie vom Klappen-Trägheitsmoment ab. Je geringer das Trägheitsmoment ist, desto größer ist die Winkelbeschleunigung und damit die Winkelgeschwindigkeit der Klappe nach dieser Anfangsphase des Klappenöffnungsvorganges und umgekehrt. Mit zunehmendem Klappenöffnungswinkel tritt die klappenbeschleunigende Kraft durch den auf ihr lastenden Druck schnell in den Hintergrund und verschwindet schließlich ganz. An ihre Stelle tritt die Reibungskraft, die durch den Widerstand verursacht wird, den die Klappe dem aus der Entlastungsöffnung ausströmenden Medium bietet. Diese Kraft ist proportional zum Quadrat der Relativgeschwindigkeit zwischen Klappe und Medium $v_{\text{rel}}(t)$, wie man Formel (3.41) entnimmt. Unmittelbar nach dem Öffnen der Explosionsklappe tritt häufig eine Phase der Stagnation beim Druckanstieg auf (Bilder 1.2 und 6.22), d. h. die Geschwindigkeit des ausströmenden Mediums steigt während dieser Phase nur geringfügig, gar nicht oder fällt sogar leicht ab. Die Relativgeschwindigkeit zwischen der durch die anfängliche Drucklast beschleunigten Klappe und dem ausströmenden Medium stagniert deshalb ebenfalls. Ein Minimum in der Klappenwinkelbeschleunigung bzw. der öffnend wirkenden Kraft entsteht. Bei den durchgeführten Versuchen zeigte sich dieses Phänomen bei Klappenpositionen zwischen $\varphi(t) \approx 5^\circ$ und $\varphi(t) \approx 20^\circ$. Hat die Explosionsklappe etwa $2/3$ ihrer Entlastungsfläche freigegeben ($\varphi(t) \approx 20^\circ$), erhöht sich die Geschwindigkeit des ausströmenden Mediums durch den weiter ansteigenden Druck im Silo schneller als die Klappenwinkelgeschwindigkeit. v_{rel} wächst, die Klappe beschleunigt wieder stärker, ein zweites Maximum entsteht. Dieser Vorgang wird in Abschnitt 3.4 quantitativ behandelt.

Zur weiteren Auswertung wurden aus den ermittelten zeitlichen Verläufen der Scharnierbelastung F_g und der Resultierenden F_S die Maximalwerte abgeleitet. Anschließend wurden diese Werte über die Versuche mit gleichen Randbedingungen gemittelt und in der Tabelle 3.3 zusammenfassend dargestellt.

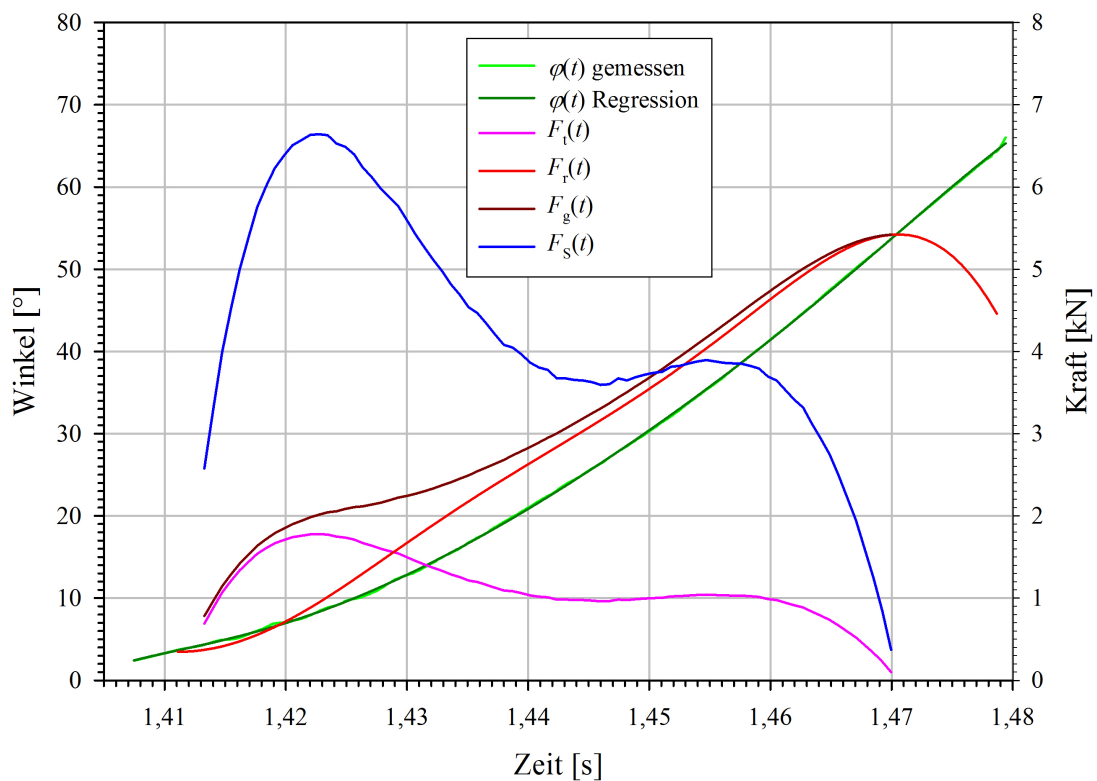
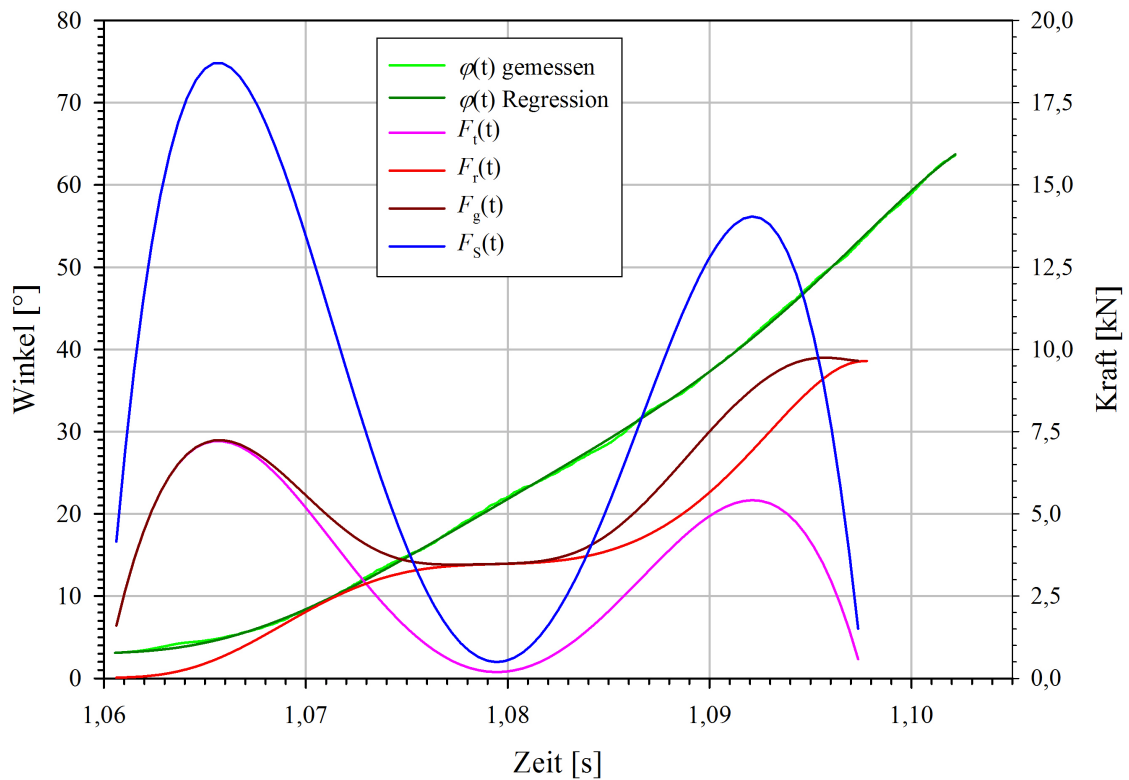


Bild 3.8: Klappenöffnungswinkel $\varphi(t)$ über der Zeit sowie die zeitliche Entwicklung der am Scharnier angreifenden Kräfte $F_g(t)$, $F_r(t)$, $F_t(t)$ und der im Klappenschwerpunkt angreifenden resultierenden Kraft $F_s(t)$. Oben: Versuch Nr. 27 ($K_{St} = 160 \text{ bar m/s}$, $m = 14,3 \text{ kg}$). Unten: Versuch Nr. 4 ($K_{St} = 100 \text{ bar m/s}$, $m = 25,3 \text{ kg}$) [Dirk Lorenz, 2018].

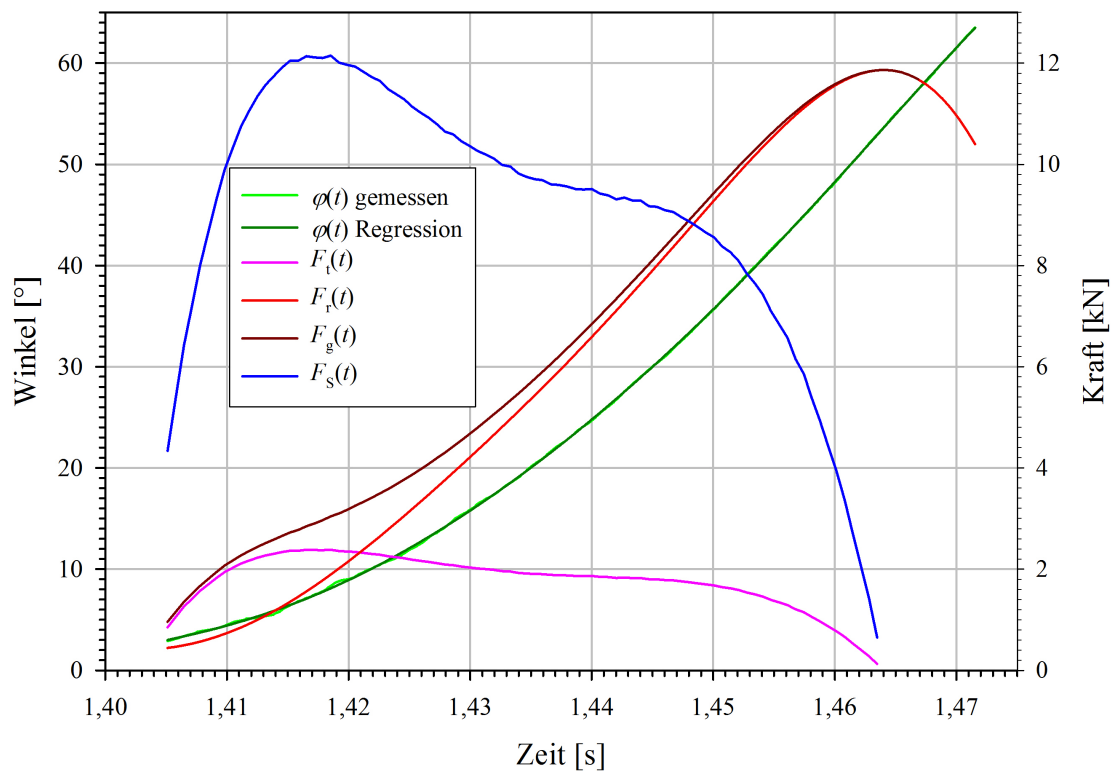
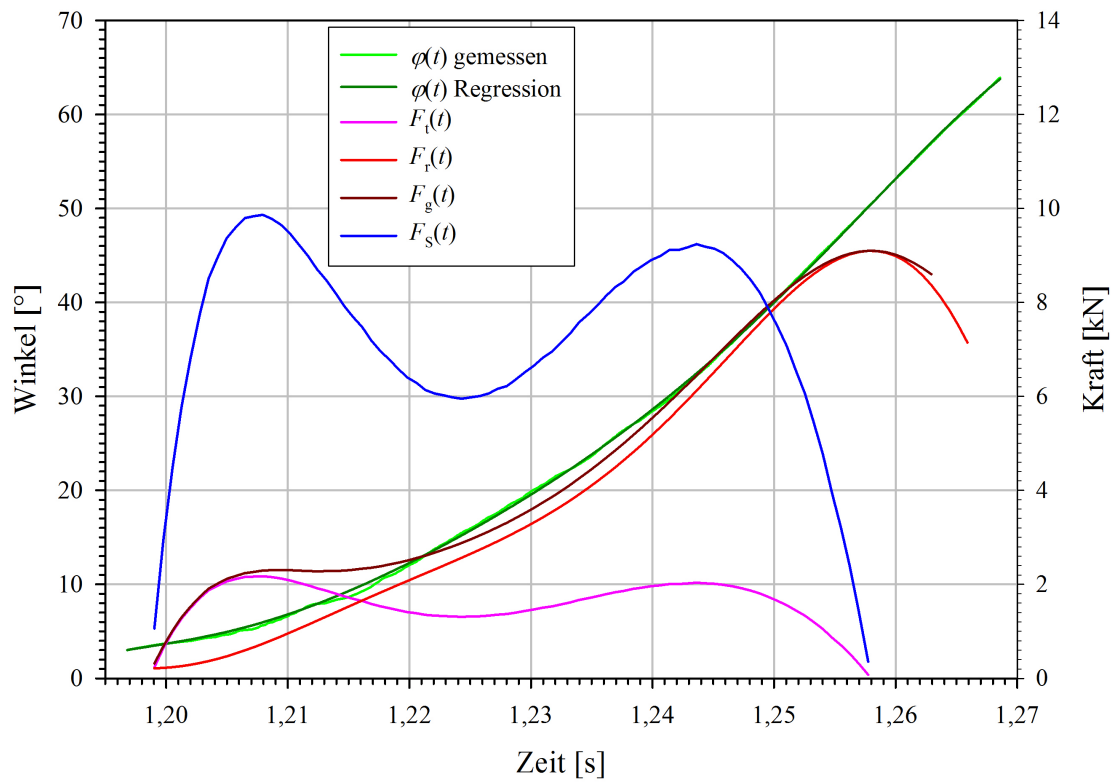


Bild 3.9: Klappenöffnungswinkel $\varphi(t)$ über der Zeit sowie die zeitliche Entwicklung der am Scharnier angreifenden Kräfte $F_g(t)$, $F_r(t)$, $F_t(t)$ und der im Klappenschwerpunkt angreifenden resultierenden Kraft $F_s(t)$. Oben: Versuch Nr. 17 ($K_{St} = 130 \text{ bar m/s}$, $m = 36,3 \text{ kg}$). Unten: Versuch Nr. 12 ($K_{St} = 100 \text{ bar m/s}$, $m = 47,0 \text{ kg}$) [Dirk Lorenz, 2018].

Tabelle 3.3: Gemittelte Maximalwerte der Scharnierbelastung F_g und der Resultierenden F_S mit zugehöriger Messunsicherheit u . Die mit * gekennzeichneten Werte sind geschätzt wegen nicht verwertbarer Drehgeber-Messdaten [Dirk Lorenz, 2018].

$K_{St} \backslash m$	14,3 kg	25,3 kg	36,3 kg	47,0 kg
	$\bar{F}_{g,max} \pm u$ [kN]			
100 bar m/s	$5,2 \pm 1,3$	$6,5 \pm 1,7$	$11,0 \pm 1,9$	$10,7 \pm 2,1$
130 bar m/s	$5,8 \pm 0,5$	$5,6 \pm 1,0$	$9,7 \pm 1,3$	$16,3 \pm 5,9$
160 bar m/s	$10,6 \pm 1,8$	$11,0 \pm 7,8$	$13,4 \pm 1,4$	$17,8 \pm 0,7$
200 bar m/s	$11,3 \pm 1,7$	$17,1 \pm 0,4$	$21,7 \pm 5,5$	$26,5^*$
	$\bar{F}_{S,max} \pm u$ [kN]			
100 bar m/s	$8,7 \pm 5,8$	$7,8 \pm 2,3$	$13,8 \pm 9,2$	$10,3 \pm 0,9$
130 bar m/s	$7,5 \pm 1,3$	$5,9 \pm 1,0$	$9,3 \pm 0,8$	$18,0 \pm 7,3$
160 bar m/s	$16,5 \pm 2,4$	$11,9 \pm 10,6$	$14,0 \pm 3,1$	$17,3 \pm 0,1$
200 bar m/s	$18,3 \pm 1,7$	$26,5 \pm 0,7$	$48,3 \pm 8,5$	$56,1^*$

Eine dreidimensionale grafische Darstellung der Abhängigkeit der $\bar{F}_{g,max}$ und $\bar{F}_{S,max}$ von den Parametern Klappenwiderstand, maximaler reduzierter Explosionsdruck und maximale reduzierte Druckanstiegsgeschwindigkeit zeigen die Bildern 3.10 und 3.11. Die Diagramme enthalten ebenfalls die Regressionsfunktionen (3.18) und (3.19).

$$\bar{F}_{g,max} = 4,633 \cdot \sqrt{\bar{p}_{red,max}} \cdot \sqrt[5]{Q^2} \quad (3.18)$$

$$\bar{F}_{g,max} = 1,069 \cdot \sqrt{(\overline{dp/dt})_{red,max}} \cdot \sqrt[5]{Q^2} \quad (3.19)$$

Beide beschreiben die Messpunkte sehr gut mit $R^2 \simeq 0,96$. Der Ansatz

$$f(x, y) = k x^a y^b \quad (3.20)$$

wurde deshalb für die Regressionsgleichungen verwendet, weil die maximale Scharnierbelastung $F_{g,max}$ unabhängig von Q Null sein muss, wenn $p_{red,max}$ bzw. $(dp/dt)_{red,max}$ Null ist. In gleicher Weise wie die gemittelten maximalen Scharnierbelastungen wurden auch die gemittelten Maximalwerte der Resultierenden grafisch aufgearbeitet und mit Regressionsflächen versehen (Bild 3.11). Mit den Regressionsfunktionen

$$\bar{F}_{S,max} = 8,616 \cdot \bar{p}_{red,max} \cdot \sqrt[5]{Q^2} \quad (3.21)$$

$$\bar{F}_{S,max} = 0,448 \cdot (\overline{dp/dt})_{red,max} \cdot \sqrt[5]{Q^2} \quad (3.22)$$

lassen sich die $\bar{F}_{S,max}$ in guter Näherung wiedergeben ($R^2 \simeq 0,91$). Die Ausdrücke (3.18), (3.19), (3.21) und (3.22) werden in Abschnitt 3.4 wieder aufgegriffen.

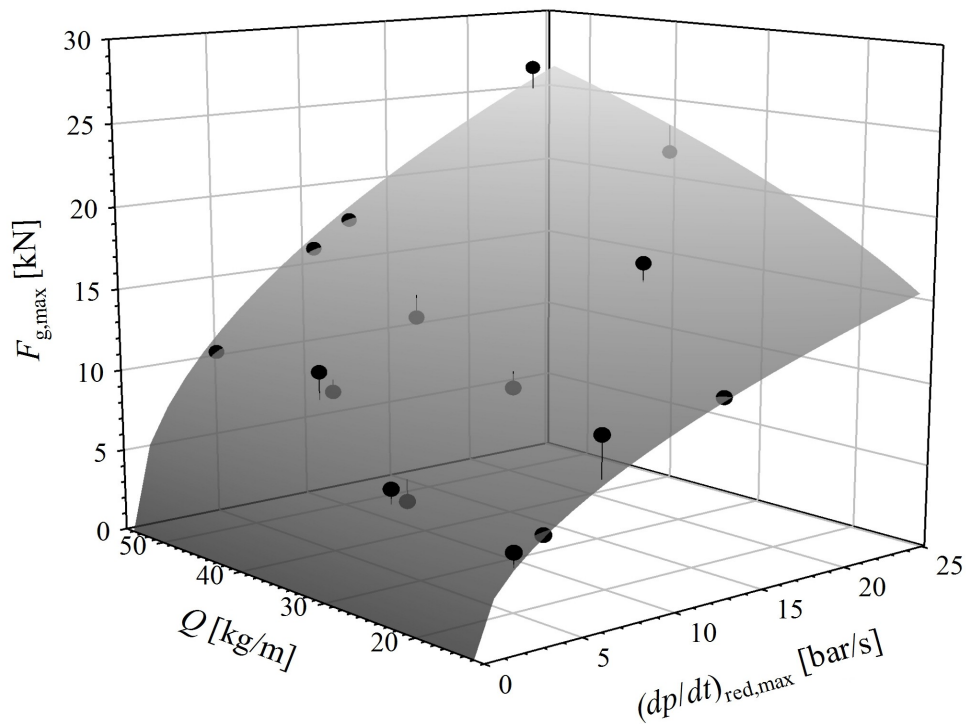
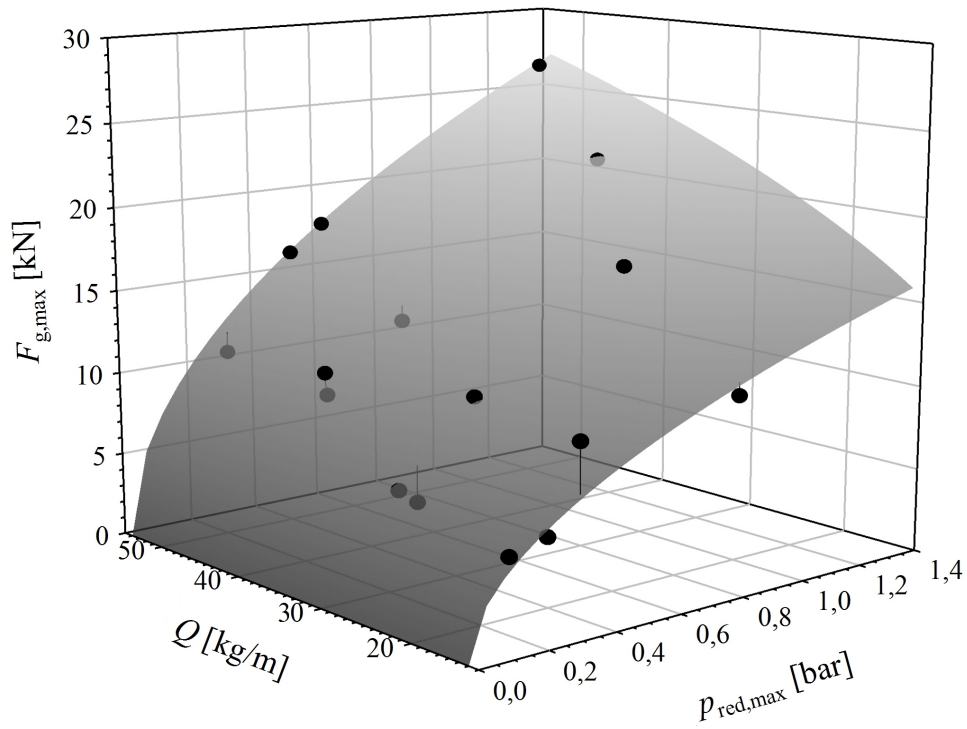


Bild 3.10: Gemittelte maximale Scharnierbelastung $\bar{F}_{g,max}$ in Abhängigkeit von Klappenwiderstand Q und $\bar{p}_{red,max}$ (oben) bzw. $(dp/dt)_{red,max}$ (unten). Ebenfalls dargestellt sind die Regressionsfunktionen (3.18) und (3.19) [Dirk Lorenz, 2018].

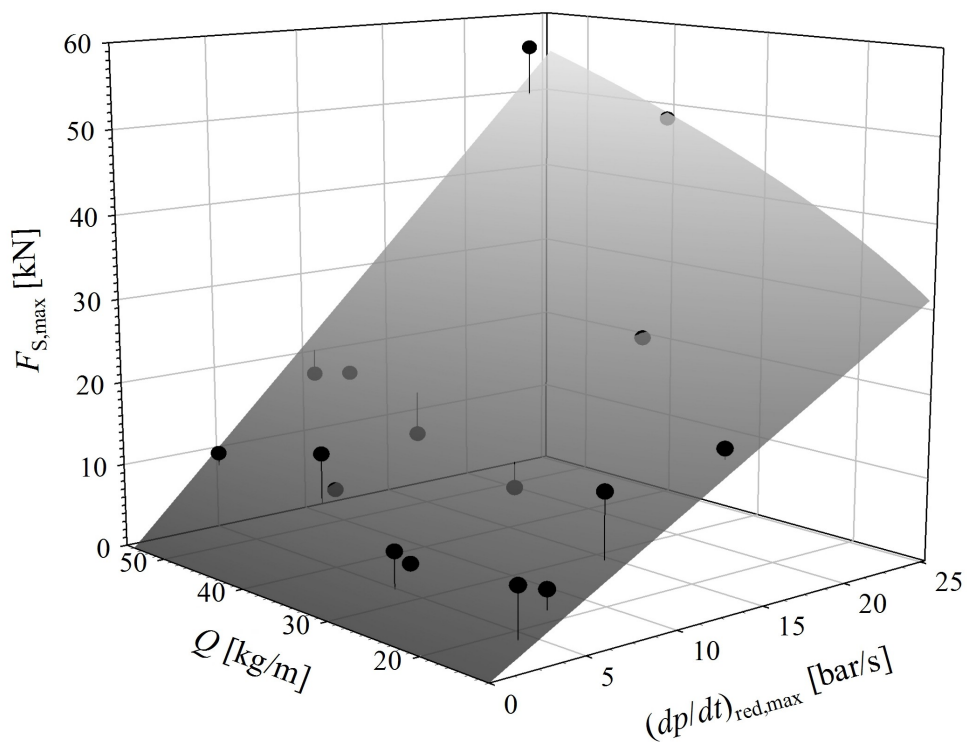
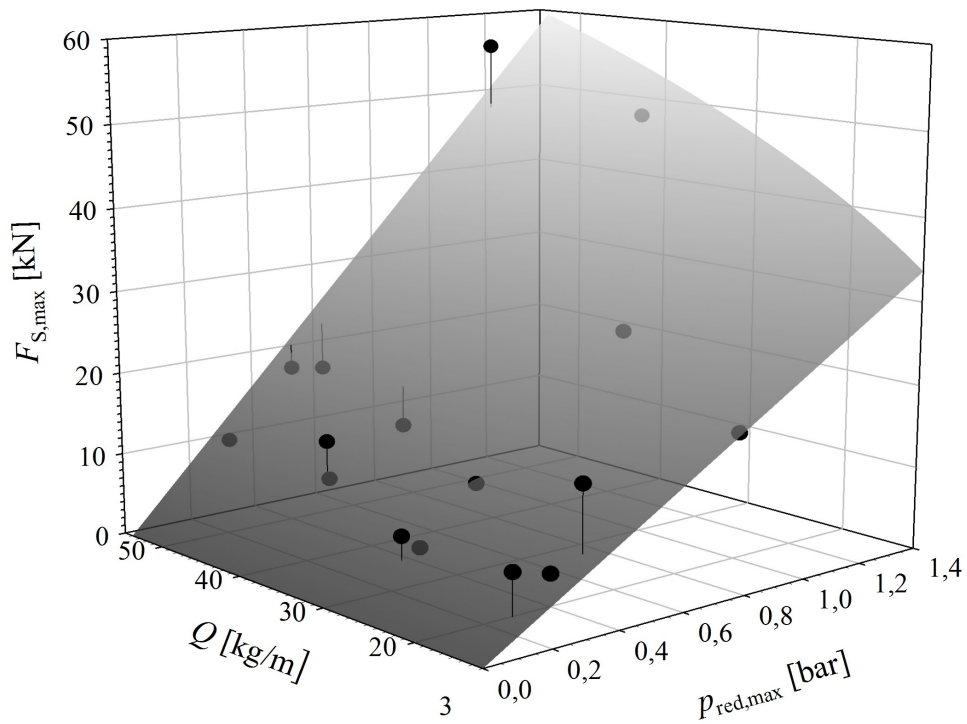


Bild 3.11: Gemittelte maximale Resultierende $\bar{F}_{S,\max}$ in Abhängigkeit von Klappenwiderstand Q und $\bar{p}_{\text{red,max}}$ (oben) bzw. $(\bar{dp/dt})_{\text{red,max}}$ (unten). Ebenfalls dargestellt sind die Regressionsfunktionen (3.20) und (3.21) [Dirk Lorenz, 2018].

3.3.5.3 Rotationsenergie

Mit Hilfe von

$$E_{\text{rot}}(t) = \frac{1}{2} \Theta_K \omega^2(t) \quad (3.23)$$

wurde aus den gemessenen zeitlichen Verläufen des Klappenöffnungswinkels die zeitabhängige Rotationsenergie der Klappe und deren Maximalwert für jeden Versuch berechnet. Ein Beispiel dafür zeigt Bild 3.12. Die Maximalwerte wurden über die Versuche mit gleichen Parametern gemittelt und in Tabelle 3.4 zusammengestellt.

Entsprechend der Argumentation im vorigen Abschnitt 3.3.5.2 wurde zur mathematischen Beschreibung der $\bar{E}_{\text{rot,max}}$ die Gleichung (3.20) herangezogen. Es ergaben sich sehr ähnliche Flächen wie in Bild 3.10³, die erzeugt werden durch

$$\bar{E}_{\text{rot,max}} = 1,359 \cdot \sqrt{\bar{p}_{\text{red,max}}} \cdot \sqrt[5]{Q^2} \quad (3.24)$$

$$\bar{E}_{\text{rot,max}} = 0,313 \cdot \sqrt{(\overline{dp/dt})_{\text{red,max}}} \cdot \sqrt[5]{Q^2} \quad (3.25)$$

mit einem Bestimmungsmaß von $R^2 \simeq 0,95$. (3.24) und (3.25) werden in Abschnitt 3.4 wieder aufgegriffen.

Tabelle 3.4: Gemittelte Maximalwerte der Klappenrotationsenergie E_{rot} mit zugehöriger Messunsicherheit u . Der mit * gekennzeichnete Wert ist geschätzt wegen unsauberer Drehgeber-Messdaten [Dirk Lorenz, 2018].

$K_{\text{St}} \backslash m$	14,3 kg	25,3 kg	36,3 kg	47,0 kg
	$\bar{E}_{\text{rot,max}} \pm u$ [kJ]			
100 bar m/s	1,5 ± 0,4	1,9 ± 0,5	3,2 ± 0,6	3,0 ± 0,6
130 bar m/s	1,8 ± 0,1	1,7 ± 0,3	2,8 ± 0,4	4,7 ± 1,7
160 bar m/s	3,2 ± 0,5	3,3 ± 2,3	3,9 ± 0,4	5,2 ± 0,2
200 bar m/s	3,5 ± 0,5	5,1 ± 0,1	6,3 ± 1,6	7,7*

3.3.5.4 Bremsmechanismus

Bei der TT 800 Uni-K erfolgt das Abfangen der Explosionsklappe mit Hilfe von drei Fangbügel. Deren Positionen sind 55° (vorne), 65° (mittig) und 78° (hinten) über der geschlossenen Explosionsklappe (0°). Fangbügel und Explosionsklappe rotieren um eine gemeinsame Drehachse. Der hintere Fangbügel erzeugt über Blattfedern ein Bremsmoment, welches proportional zur Auslenkung aus der Ruheposition ist. Bei den Versuchen wurden der vordere und mittlere Fangbügel miteinander verbunden damit der Klappe ein größerer freier Winkelbereich von circa 63° zur Verfügung steht. Die physikalischen Eigenschaften der Fangbügel finden sich in Tabelle B.2 im Anhang B.

³ Das sollte man erwarten, da sowohl in F_g als auch in E_{rot} das Quadrat der Winkelgeschwindigkeit die dominante Rolle spielt.

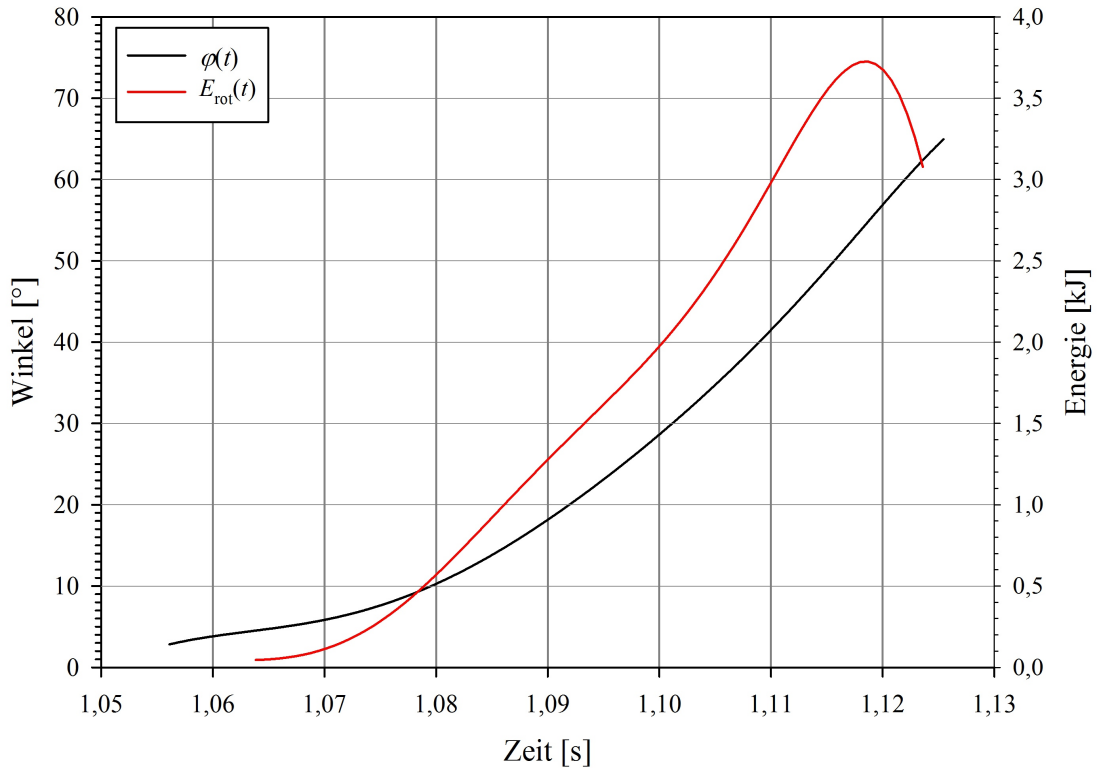


Bild 3.12: Zeitlicher Verlauf des Klappenöffnungswinkels $\varphi(t)$ und der Klappenrotationsenergie $E_{\text{rot}}(t)$ bei Versuch Nr. 23 [Dirk Lorenz, 2018].

Die geschilderten Verhältnisse beim Bremsvorgang können als ein harmonischer Oszillator aufgefasst werden, der einer Dämpfung unterliegt, weil Reibungsverluste auftreten. Wird zusätzlich die Gravitationswirkung auf Fangbügel und Klappe berücksichtigt, ergibt sich für die Bewegung der Explosionsklappe mitsamt der drei Fangbügel die Differentialgleichung

$$\Theta_g \ddot{\varphi}(t) = -k^\circ \varphi(t) - m_g g S_g \cos(\varphi_{\text{ab}} + \varphi(t)) - \delta \dot{\varphi}(t) \quad (3.26)$$

mit k° als Winkelrichtgröße und δ als Reibungskoeffizient. Der Index g an Trägheitsmoment Θ , Masse m und Abstand S zwischen Schwerpunkt und Drehachse steht für „gesamt“, also Klappe plus Fangbügel. Zeitpunkt und Winkel werden in (3.26) beim Bremsbeginn gleich Null gesetzt. Deshalb muss das $\varphi_{\text{ab}} = 78^\circ$ (Bremsbeginn) im Cosinus des Gravitationsterms eingesetzt werden. So ist gewährleistet, dass bei $\varphi(t) = 12^\circ$ nach Bremsbeginn (Klappe steht senkrecht relativ zur Erdoberfläche) das Argument des Cosinus gleich 90° ist und der Gravitationsterm verschwindet. Als Reibungsterm wurde ein linearer Ansatz verwendet. Dies entspricht nicht exakt der Realität, berücksichtigt aber näherungsweise die Luft- und Scharnierreibung und ermöglicht somit eine Vereinfachung von (3.26). Um eine analytische Lösung für (3.26) angeben zu können, wurde der Cosinus im Gravitationsterm ebenfalls durch eine lineare Näherung, nämlich $1 - \frac{2}{\pi} \cdot (\varphi_{\text{ab}} + \varphi(t))$, ersetzt. Damit wird (3.26) zu

$$\ddot{\varphi}(t) + \frac{\delta}{\Theta_g} \dot{\varphi}(t) + \left(\frac{k^\circ}{\Theta_g} - \frac{2 m_g g S_g}{\Theta_g \pi} \right) \varphi(t) + \frac{m_g g S_g}{\Theta_g} \left(1 - \frac{2 \varphi_{\text{ab}}}{\pi} \right) = 0 \quad (3.27)$$

mit der Lösung

$$\varphi(t) = \varphi_0 \sin \left(\sqrt{\frac{k^\circ}{\Theta_g} - \frac{2 m_g g S_g}{\Theta_g \pi} - \frac{\delta^2}{4 \Theta_g^2}} t \right) e^{-\frac{\delta}{2 \Theta_g} t} - \frac{m_g g S_g - \frac{2 m_g g S_g \varphi_{ab}}{\pi}}{k^\circ - \frac{2 m_g g S_g}{\pi}} \quad (3.28)$$

In (3.28) ist φ_0 die Amplitude der ungedämpften Schwingung. Diese Gleichung wurde in die Messpunkte $\varphi(t)$ des Bremsverlaufes aller Versuche eingepasst und damit die Parameter k° , δ und φ_0 bestimmt. Als Mittelwert für die Winkelrichtgröße ergab sich $\bar{k}^\circ = 6.500 \pm 1.400 \text{ kg m}^2/\text{s}^2$. Die mittlere Dämpfung konnte mit $-\frac{\delta}{2 \Theta_g} = -1,2 \pm 0,09 \text{ s}^{-1}$ angegeben werden. Wie gut sich (3.28) in die Messpunkte einfügen lässt zeigt Bild 3.13.

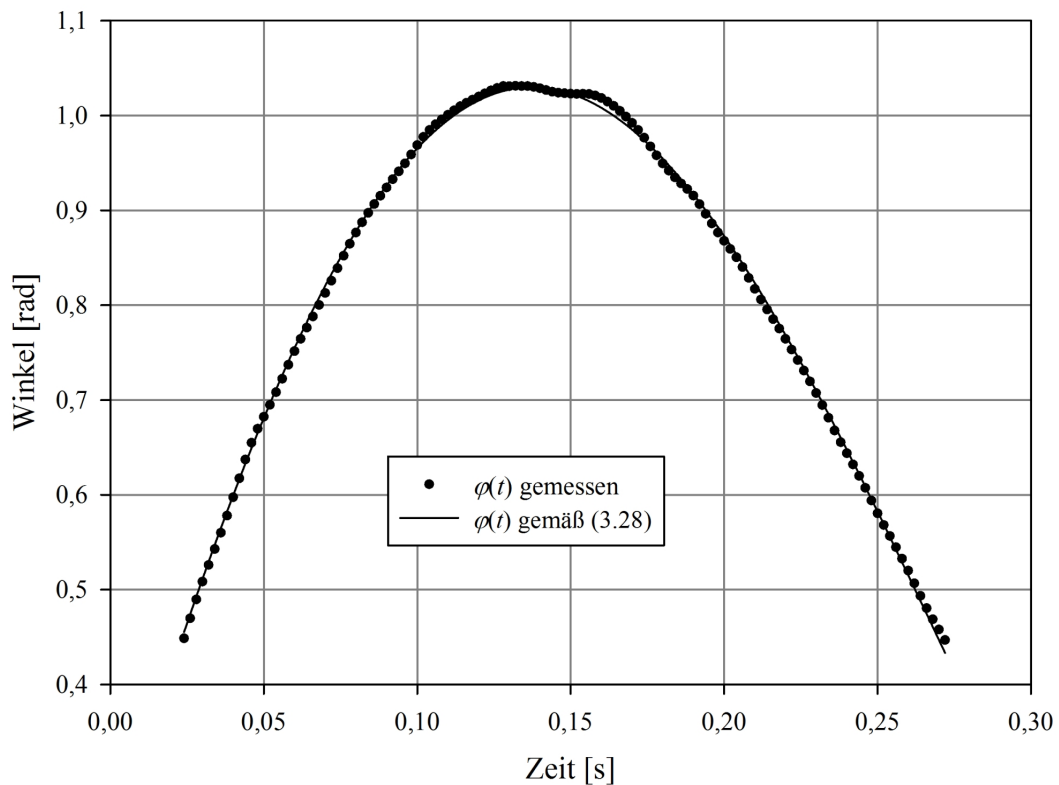


Bild 3.13: Messpunkte und Regression nach (3.28) für den Klappenbremsvorgang bei Versuch Nr. 23. Aus der Kurvenanpassung ergaben sich $k^\circ = 5.880 \text{ kg m}^2/\text{s}^2$, $\delta = -158 \text{ kg m}^2/\text{s}$ und $\varphi_{b,\max} = 1,03 \text{ rad}$ [Dirk Lorenz, 2018].

Die Blattfedern am hinteren Fangbügel besitzen einen sehr kurzen Hebel h_b (Bild 3.14, links). Sie müssen also sehr große Kräfte zum Abbremsen der Klappe erzeugen. Dadurch treten hohe Belastungen an Welle und Scharnieren beim Abfangvorgang der Explosionsklappe auf. Mit der aus den Versuchen abgeleiteten Winkelrichtgröße $\bar{k}^\circ = 6.500 \text{ kg m}^2/\text{s}^2$ und dem bekannten Abstand $h_b = 0,02 \text{ m}$ zwischen Angriffspunkt der Blattfedern am hinteren Fangbügel und der Rotationsachse, folgt die von den Blattfedern am Kraftangriffspunkt ausgeübte Kraft F_b aus dem Hook'schen Gesetz

$$F_b = \frac{\bar{k}^\circ}{h_b} \cdot \varphi(t) \quad (3.29)$$

Der Maximalwert aller gemessenen Winkel bei der Deckelabbremmung $\varphi_{b,\max}$ betrug knapp 1,3rad, woraus sich 422,5kN Bremskraft ergeben. Umrechnen in die am gemeinsamen Schwerpunkt angreifende Kraft und Einsetzen (mit den gemeinsamen Trägheitsmomenten) in (3.3) liefert eine maximale Scharnierbelastung von rund 129 kN! Deshalb sind sehr stabile Wellen, Scharniere und Federaufhängungen erforderlich.

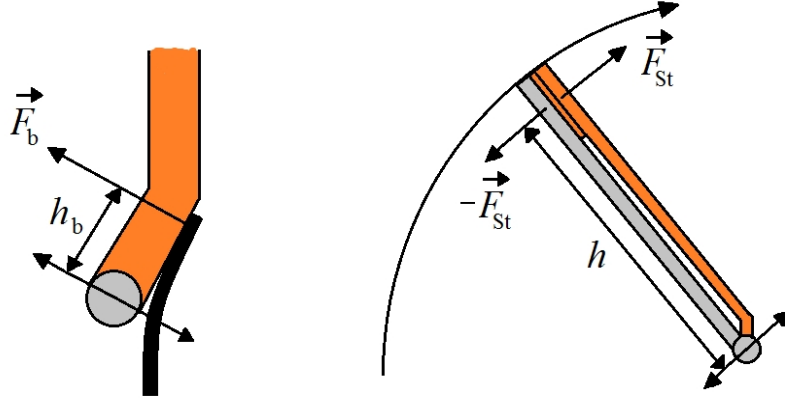


Bild 3.14: Schematische Darstellung der Kräfte am hinteren Fangbügel im Bereich der Blattfedern (links) sowie beim Stoßvorgang zwischen Explosionsklappe und Fangbügel (rechts) [Dirk Lorenz, 2018].

Konstruktionsbedingt ist bei der TT 800 Uni-K der Aufprall der Explosionsklappe auf die Fangbügel sehr hart. Aus diesem Grund treten beim Klappenabfangvorgang kurzzeitig hohe Belastungen an der Welle der Explosionsklappe auf. Aus den vom Beschleunigungsmesser gelieferten Messkurven ließ sich grob eine mittlere Stoßdauer von $\Delta t \approx 5$ ms ableiten sowie Stoßkräfte bis zur Größenordnung von 100 kN im Stoßpunkt. Nimmt man für eine rechnerische Abschätzung der auftretenden Kräfte an, dass es sich um einen vollkommen inelastischen Stoß handelt⁴, und wird weiterhin vorausgesetzt, dass das Stoßdrehmoment D_{St} bzw. die Stoßkraft F_{St} während des Stoßvorganges konstant sind, dann kann die Stoßkraft aus dem Erhaltungssatz des Drehimpulses L abgeleitet werden:

$$D_{St} = F_{St} h = \frac{\Delta L}{\Delta t} \quad \Rightarrow \quad F_{St} = \frac{1}{h} \frac{\Delta L}{\Delta t} = \frac{\Theta_K \omega_{St} \left(1 - \frac{\Theta_K}{\Theta_g}\right)}{h \Delta t} \quad (3.30)$$

mit h als Abstand zwischen Rotationsachse und Berührungspunkt von Klappe und Fangbügel (Bild 3.14, rechts). ω_{St} ist die Winkelgeschwindigkeit der Klappe zum Zeitpunkt des Stoßbeginns. Mit (3.30) lassen sich die aus der Messung abgeleiteten Stoßkräfte in guter Näherung wiedergeben. Durch Umrechnen auf die Erfordernisse von (3.3) und Einsetzen in die Gleichung können daraus die auf die Welle wirkenden stoßbedingten Kraftspitzen abgeschätzt werden.

Zur Überprüfung der abgeleiteten Zahlen und Zusammenhänge wurde abschließend die maximale Rotationsenergie der Klappe mit der in den Blattfedern gespeicherten

⁴ Bei den Versuchen wurde beobachtet, dass sich Klappe und Fangbügel unmittelbar nach dem Zusammenprall gemeinsam in eine Richtung weiterbewegen.

maximalen Energie verglichen. Beispielsweise ergab sich für Versuch Nr. 23 (Bild 3.13) für die in den Blattfedern gespeicherte maximale Spannenergie

$$E_{b,\max} = \frac{1}{2} k^\circ \varphi_{b,\max}^2 = 3.120 \text{ J} \quad (3.31)$$

Die von der Klappe bis zum Anschlag an den vorderen Fangbügel aufgenommene Rotationsenergie kann aus Bild 3.12 mit rund 3.100 J abgelesen werden⁵. Auch bei allen anderen Versuchen stimmen Klappenrotations- und Federspannenergie im Rahmen der Fehlertoleranzen überein.

3.4 Modellierung

3.4.1 Bewegungsgleichung einer Explosionsklappe

Zur allgemeingültigen quantitativen theoretischen Behandlung der Klappenbewegung wird auf die Ausführungen in Abschnitt 3.2.1 zurückgegriffen. Demgemäß wirken während eines Druckentlastungsvorganges im Wesentlichen vier Kräfte⁶ auf eine Explosionsklappe. Diese vier am Klappenschwerpunkt angreifenden Kräfte erzeugen je ein Drehmoment, welche in ihrer Gesamtheit ein resultierendes Drehmoment \vec{D}_S auf die Explosionsklappe zur Folge haben. Die einzelnen Drehmomente entstehen durch den Druck auf die Klappe bzw. den Reibungswiderstand, den die Klappenfläche den abströmenden Verbrennungsprodukten bietet (\vec{D}_{Ex}), durch die Erdbeschleunigung (\vec{D}_{Gr}) und durch die beiden Reibungswiderstände aufgrund der Anwesenheit von Luft (\vec{D}_{LR}) und Scharnieren (\vec{D}_{SR}).

Für den Fall, dass die Klappe und ihre Rotationsachse senkrecht zur Richtung der Erdbeschleunigung orientiert sind, ergeben sich die Verhältnisse aus Bild 3.1. Es gelten die Gleichungen

$$D_S(t) = D_{\text{Ex}}(t) + D_{\text{Gr}}(t) + D_{\text{LR}}(t) + D_{\text{SR}} = \varepsilon(t) \Theta_K \quad (3.32)$$

$$\varepsilon(t) = \frac{S}{\Theta_K} \left((F_{\text{Ex}}(t) + F_{\text{Gr}}) \cos \varphi(t) + F_{\text{LR}}(t) + F_{\text{SR}} \right) = \frac{S}{\Theta_K} F_S(t) \quad (3.33)$$

Um die Bewegungsgleichung 3.33 zu lösen, mussten analytische Ausdrücke für die vier Drehmomente bzw. Kräfte abgeleitet werden.

⁵ Aufgrund der Verbindung der beiden vorderen Fangbügel erfolgte der Aufprall der Klappe auf die beiden Fangbügel bei $\varphi(t) = 63^\circ$ und nicht bei $\varphi(t) = 65^\circ$. Der in Bild 3.12 zu erkennende Abfall der Klappenrotationsenergie kurz vor dem Zusammenprall begründet sich in einer leichten Abbremsung der Klappe durch Verdrängen der Luft zwischen Klappe und Klappe des Fangbügels.

⁶ Wenn die Rotationsachse der Explosionsklappe senkrecht zur Erdoberfläche ausgerichtet ist entfällt das gravitationsbedingte Drehmoment.

3.4.1.1 Herleitung für eine runde Explosionsklappe

Für den Betrag des klappenöffnend wirkenden Drehmomentes gilt

$$D_{\text{Ex}}(t) = S F_{\text{Ex}}(t) \cos \varphi(t) = h(t) F_{\text{h,Ex}}(t) \cos \varphi(t) \quad (3.34)$$

mit $h(t)$ als zeitlich veränderlichem Abstand zwischen Klappenrotationsachse und Angriffspunkt der Kraft $F_{\text{h,Ex}}(t)$. Dass dieser Ansatz sinnvoll ist, zeigt sich, wenn der Gas/Staub-Strom aus der Druckentlastungsöffnung idealisiert als ein Quader mit quadratischer Grundfläche angenommen wird. Die Seitenlänge der Quadergrundfläche entspricht dabei dem Durchmesser der kreisförmigen Druckentlastungsöffnung. Unter dieser Prämisse entzieht sich ein mit dem Öffnungswinkel $\varphi(t)$ wachsender Kreisabschnitt mit der Höhe $f(t)$ dem angreifenden Gas/Staub-Strom, wie man Bild 3.15 entnimmt.

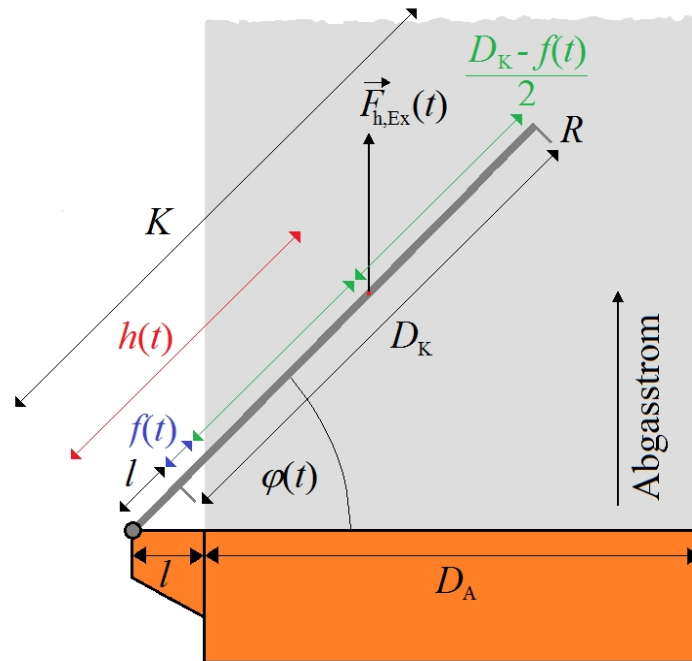


Bild 3.15: Skizze einer Explosionsklappe im Abgasstrom [Dirk Lorenz, 2018].

Aus

$$f(t) = \frac{l}{\cos \varphi(t)} - l \quad (3.35)$$

folgt für die Höhe des sich im Abgasstrom befindlichen Kreisabschnittes

$$h_{\text{KA}} = D_{\text{K}} - f(t) = D_{\text{K}} - \left(\frac{l}{\cos \varphi(t)} - l \right) \quad (3.36)$$

Mit (3.36) ergibt sich für die Länge der Kreisabschnittssehnen S_{KA} , die sich im Abgasstrom aufhaltende Fläche A_{KA} und den Hebel $h(t)$

$$S_{\text{KA}} = 2 \sqrt{2 r_{\text{K}} h_{\text{KA}} - h_{\text{KA}}^2} \quad (3.37)$$

$$A_{KA} = r_K^2 \arccos \left(1 - \frac{h_{KA}}{r_K} \right) - (r_K - h_{KA}) \sqrt{2 r_K h_{KA} - h_{KA}^2} \quad (3.38)$$

$$h(t) = \frac{S_{KA}^3}{12 A_{KA}} \quad (3.39)$$

mit $r_K = D_K/2$ als Radius des kreisförmigen Teiles der Explosionsklappe.

Gemäß den qualitativen Ausführungen von Abschnitt 3.3.5.2 wird die Kraft $F_{h,Ex}(t)$ durch zwei unterschiedliche physikalische Phänomene hervorgerufen. Zu Beginn des Klappenöffnungsvorganges wirkt im Wesentlichen der Überdruck im Behälter $p(t)$ auf die Explosionsklappe. Während dieser Phase gilt also

$$D_{D,Ex}(t) = F_{h,Ex} h(t) \cos \varphi(t) \approx p(t) A_E h(t) \cos^2 \varphi(t) \quad (3.40)$$

Im weiteren Verlauf des Klappenöffnungsvorganges dominiert die Reibung den Antrieb der Klappe. Die aus dem Silo ausgestoßenen Verbrennungsprodukte strömen die Klappenfläche mit hoher Geschwindigkeit an, weshalb hier die Newton-Reibung angesetzt wird:

$$D_{R,Ex}(t) = F_{h,Ex} h(t) \cos \varphi(t) \approx \frac{1}{2} c_w(t) \rho_A(t) A_{KA}(t) v_{rel}^2(t) h(t) \cos^2 \varphi(t) \quad (3.41)$$

In (3.41) ist der Widerstandsbeiwert $c_w(t)$ zeitabhängig, weil sich die Klappe aus dem Abgasstrom herausdreht und dadurch der Anstellwinkel stetig steigt. Diesem Vorgang wird der Einfachheit halber mit dem Ansatz

$$c_w(t) = \left(1 - \frac{2}{\pi} \varphi(t) \right) c_R \quad (3.42)$$

Rechnung getragen, wobei $c_R = 1,17$ der Widerstandsbeiwert einer senkrecht angeströmten kreisförmigen Platte ist [26]. $\rho_A(t)$ ist die ebenfalls zeitabhängige Dichte der aus dem Silo ausgestoßenen Materie am Ort der Explosionsklappe. Die Potenzen des Kosinus in (3.40) und (3.41) ergeben sich zum einen aus der Definition des Drehmomentes und zum anderen daraus, dass nur Kreis- und Kreisabschnittsflächen senkrecht zur Strömungsrichtung wirksam sind.

Der Übergang von der reinen Druckwirkung auf die Klappe zur Newton-Reibung geschieht nicht abrupt, sondern in Form eines fließenden Überganges. Mathematisch wird dies durch die Flanken zweier sigmoider Funktionen beschrieben:

$$D_{Ex}(t) \approx \frac{D_{D,Ex}(t)}{1 + \exp \left(\frac{-\varphi(t) - 0,35}{-0,06} \right)} + \frac{D_{R,Ex}(t)}{1 + \exp \left(\frac{-\varphi(t) - 0,47}{0,09} \right)} \quad (3.43)$$

Den Verlauf der Gewichtungsfunktionen von $D_{D,Ex}(t)$ und $D_{R,Ex}(t)$ zeigt Bild 3.16. Der Ansatz mit (3.32), (3.40) und (3.41) zur Beschreibung der Explosionsklappenbewegung macht die Einführung der sigmoiden Funktionen notwendig.

Zur Anwendung von (3.43) bzw. (3.41) werden sowohl die zeitabhängige Dichte der aus dem Silo strömenden Materie am Ort der Explosionsklappe $\rho_A(t)$ sowie die Relativgeschwindigkeit zwischen dieser Materie und der Explosionsklappe $v_{rel}(t)$ benötigt. Weil

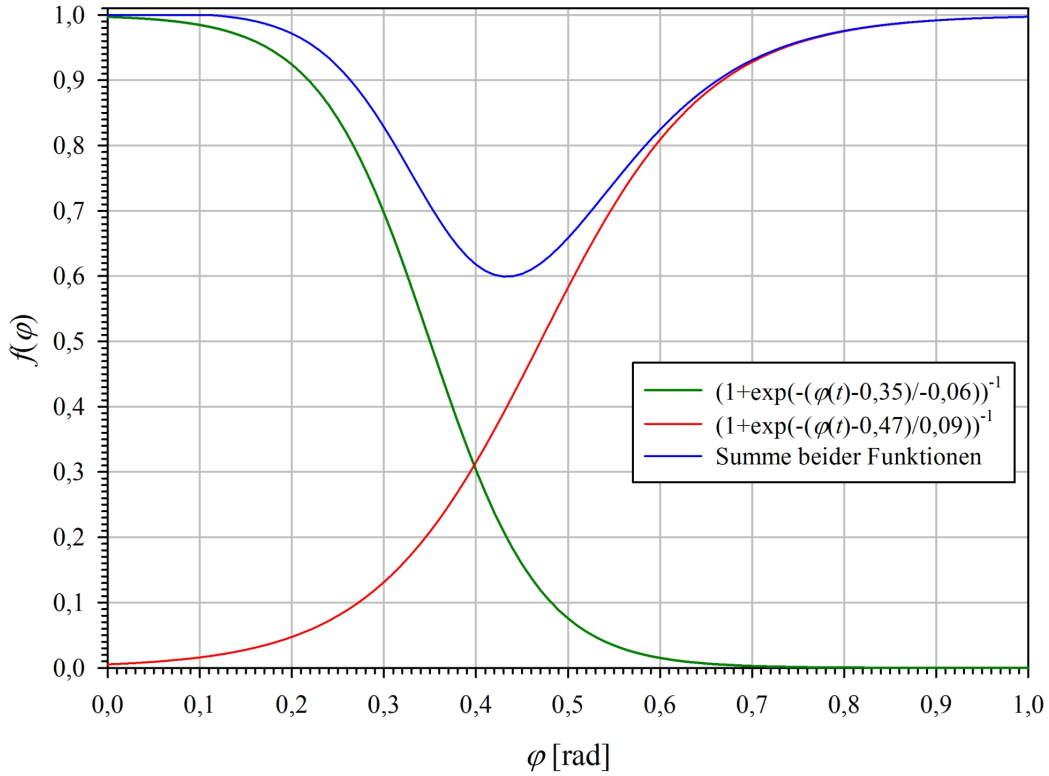


Bild 3.16: Verlauf der sigmoiden Funktionen aus (3.43) [Dirk Lorenz, 2018].

keine reine Luft, sondern ein Staub/Gase-Gemisch vorliegt und die Wärmeproduktion sowie die Dichteänderung des Gemisches beim Austritt aus dem Silo nicht bekannt sind, wurde die Kompressibilität des Siloinhaltes vernachlässigt⁷. Mit dieser Vereinfachung ist die Ausströmgeschwindigkeit in erster Näherung gegeben durch

$$v_A(t) \approx \xi \sqrt{\frac{2p(t)}{\rho_S(t)}} \quad (3.44)$$

mit $\xi = 0,95$ als Strömungsbeiwert [5] und $\rho_S(t)$ als zeitabhängige Materiedichte im Silo. Damit folgt für die Relativgeschwindigkeit

$$v_{\text{rel}}(t) \approx \xi \sqrt{\frac{2p(t)}{\rho_S(t)}} - h(t) \omega(t) \quad (3.45)$$

Aus (3.44) ergibt sich der zeitabhängige Massestrom aus dem Silo zu

$$\dot{m}(t) = v_A(t) A_{\ddot{O}}(t) \rho_S(t) \approx \xi \sqrt{2p(t) \rho_S(t)} A_{\ddot{O}}(t) \quad (3.46)$$

mit

$$A_{\ddot{O}}(t) \approx \pi D_A \left(\left(\frac{D_A}{2} + l \right) \sin \varphi(t) - R \right) \quad (3.47)$$

⁷ Eine Abschätzung für Luft ergab, dass der durch die Annahme der Inkompressibilität auftretende maximale Fehler ca. 7% beträgt und erst erreicht wird, wenn die Klappenbeschleunigung weitgehend abgeschlossen ist. Durch den Ansatz (3.43) wird der Fehler außerdem weitestgehend kompensiert.

als zeitabhängige, durch die Klappenbewegung freigegebene Druckentlastungsfläche. Daraus leitet sich für die momentane Materiedichte im Silo

$$\rho_S(t) \approx \frac{1}{V} \left(m_0 - \int_0^t \dot{m}(\zeta) d\zeta \right) \quad (3.48)$$

ab, wobei m_0 die Anfangsmasse im Silo ist. (3.46) eingesetzt in (3.48) liefert eine Gleichung zur Bestimmung der Dichte im Silo. Diese Gleichung ist aufgrund der komplexen Ausdrücke unter dem Integral in (3.47) nicht analytisch lösbar, weshalb die Berechnung der zeitabhängigen Dichtewerte im Silo im Rahmen des Computermodells für den Klappenöffnungsvorgang numerisch erfolgt. Weil die aus dem Silo strömende Materie unmittelbar nach dem Passieren der Druckentlastungsfläche auf die Fläche der Explosionsklappe trifft, wird die Dichte im Silo $\rho_S(t)$ mit der Dichte der die Explosionsklappe anströmenden Verbrennungsprodukte $\rho_A(t)$ identifiziert:

$$\rho_A(t) \approx \rho_S(t) \quad (3.49)$$

Bei sich senkrecht nach oben öffnenden Explosionsklappen ist der Betrag des Drehmomentes aufgrund der Gravitationswirkung auf die Klappe

$$D_{Gr}(t) = -m g S \cos \varphi(t) \quad (3.50)$$

Der Luftwiderstand wird ebenfalls mit dem Newton'schen Ansatz berücksichtigt. Damit kann das Drehmoment aufgrund des Luftwiderstandes zu

$$D_{LR}(t) \approx -\frac{1}{2} c_R \rho_l A_K (\omega(t) h(0))^2 h(0) \quad (3.51)$$

abgeschätzt werden, wobei ρ_l die Dichte der Luft und $h(0)$ die Länge h zum Zeitpunkt $t = 0$ (Klappe ist geschlossen) bedeuten.

Das durch die Scharnierreibung hervorgerufene Drehmoment setzt sich aus einem konstanten Drehmoment D_G der Gleitreibungskraft und einem veränderlichen, zur Klappenfliehkraft proportionalen Drehmoment zusammen. Es ist dem Betrag nach

$$D_{SR}(t) = -D_G - \lambda m S \omega^2(t) \quad (3.52)$$

Die Bestimmung der Größe von $D_{SR}(t)$ ist nur auf experimentellen Weg möglich. Bei Vernachlässigung des veränderlichen Anteiles ($\lambda = 0$) ergab sich durch Vergleich der berechneten und gemessenen Klappenbewegung beim freien Zufallen der Klappe der Wert $D_G \approx 20$ Nm. Bei reibungsarmen Scharnieren, die z. B. mit Kugellagern realisiert sind, kann D_{SR} ganz vernachlässigt werden.

Die vier Drehmomente (3.43), (3.50), (3.51) und (3.52) werden in (3.32) eingesetzt und die nichtlineare Differentialgleichung unter Anwendung des Verfahrens von Runge und Kutta [32, 70] numerisch gelöst. Mit diesem Verfahren wird für alle Versuche eine sehr gute Übereinstimmung zwischen berechneter⁸ und gemessener Kurve $\varphi(t)$ erreicht. Bild 3.17 zeigt dies am Beispiel von Versuch Nr. 23 [32].

⁸ Unter Verwendung der gemessenen zeitlichen Druckverläufe $p(t)$.

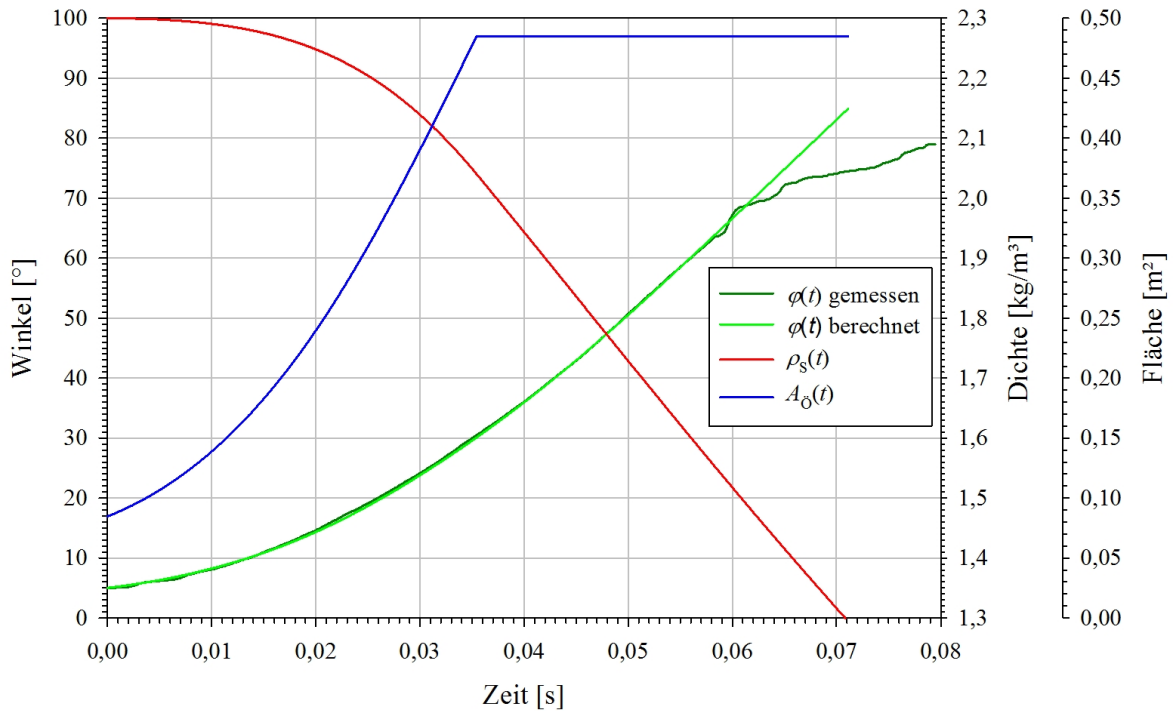


Bild 3.17: Berechneter und gemessener zeitlicher Verlauf des Klappenöffnungswinkels $\varphi(t)$, der Dichte im Behälter $\rho_s(t)$ und der Entlastungsfläche $A_{\ddot{O}}(t)$ bei Versuch Nr. 23. Der für die Berechnung notwendige zeitliche Druckverlauf $p(t)$ wurde den Messdaten entnommen [Dirk Lorenz, 2018].

3.4.1.2 Herleitung für eine rechteckige Explosionsklappe

Grundsätzlich sind die Überlegungen zur Beschleunigung einer kreisförmigen Explosionsklappe auch auf eine Klappe von rechteckiger Form übertragbar, wobei die Ausdrücke für die zeitabhängige Entlastungsöffnung $A_{\ddot{O}}(t)$ und die sich im Gasstrom befindliche Klappenfläche $A_{RA}(t)$ eine andere Form annehmen. Außerdem ist der Widerstandsbeiwert $c_w(t)$ hier eine Funktion des Seitenverhältnisses der Klappe.

Benennt man die zur Klappenrotationsachse parallele Seite der Explosionsklappe mit a_K und die dazu orthogonale Seite mit b_K , so vereinfacht sich (3.38) zu

$$A_{RA}(t) = a_K b_K - a_K f(t) \quad (3.53)$$

Zur Veranschaulichung kann Bild 3.15 herangezogen werden, wobei man sich nun eine rechteckigen Aufbau vorzustellen hat mit $b_K = K - l = D_K$.

Die Entlastungsfläche in Abhängigkeit von der Zeit ist bei einer rechteckigen Explosionsklappe in guter Näherung gegeben durch

$$A_{\ddot{O}}(t) \approx 2 a b \sin\left(\frac{\varphi(t)}{2}\right) + b^2 \sin \varphi(t) + 2 (a + b) (l \sin \varphi(t) - R) \quad (3.54)$$

mit a und b als Seitenlängen der Entlastungsöffnung.

Mit dem Seitenverhältnis $\chi = \frac{a}{b}$ ($b \leq a$) folgt der Wert des Widerstandsbeiwertes für eine rechteckige Explosionsklappe in guter Näherung dem empirischen Ausdruck

$$c_E \approx 1,1549 + 0,01389 \cdot \chi - \frac{0,06857}{\chi} \quad 1 \leq \chi \quad (3.55)$$

(3.53) bis (3.55) eingesetzt in die entsprechenden Ausdrücke aus dem vorherigen Abschnitt 3.4.1.1 ergibt eine nichtlineare Differentialgleichung für die Öffnungsbewegung einer rechteckigen Explosionsklappe, die sich wiederum mit dem Runge-Kutta-Verfahren numerisch lösen lässt [32].

3.4.2 Scharnierbelastung und Normalkraft

Die in den Vorgängerabschnitten 3.4.1.1 und 3.4.1.2 aufgezeigten Verfahren liefern bei bekanntem Druckverlauf im Behälter die Winkelposition $\varphi(t)$ einer runden oder rechteckigen Explosionsklappe über der Zeit während eines Druckentlastungsvorganges bei einer Staubexplosion. Daraus ergeben sich durch zeitliche Ableitung die Winkelgeschwindigkeit $\omega(t)$ und die Winkelbeschleunigung $\varepsilon(t)$ der Explosionsklappe und damit die Belastung $F_g(t)$ auf die Klappenscharniere gemäß (3.4) und unter Anwendung von (3.1) auch die im Klappenschwerpunkt angreifende resultierende Kraft $F_S(t)$.

Bild 3.18 zeigt einen Vergleich der experimentell und theoretisch ermittelten zeitlichen Kraftverläufe am Beispiel von Versuch Nr. 23. Für die rechnerische Bestimmung der Kraftverläufe wurde die gemessene zeitliche Druckentwicklung im Silo verwendet. Höhe und Lage der gemessenen Kraftmaxima weichen leicht von den Positionen der theoretisch bestimmten Maxima ab. Ein Grund dafür ist, dass leichte Unterschiede im Verlauf von $\varphi(t)$ zu stärkeren Abweichungen in den zeitlichen Ableitungen $\omega(t)$ und $\varepsilon(t)$ führen und $\omega(t)$ darüber hinaus quadratisch in (3.4) eingeht. Weitere Gründe sind in den Vereinfachungen bei der Modellierung sowie unberücksichtigten Einflüssen der Klappenschließvorrichtung und der Luftkissenbremsung der Klappe kurz vor dem Auftreffen auf die Fangbügel zu sehen. Die Abweichungen liegen bei allen Versuchen deutlich unter 10 %, was als gutes Ergebnis gewertet wird.

3.4.3 Rotationsenergie

Nach (3.23) ist die Rotationsenergie $E_{\text{rot}}(t)$ einer Explosionsklappe für jeden Zeitpunkt t festgelegt, wenn neben dem Klappenträgheitsmoment Θ_K die zeitabhängige Winkelgeschwindigkeit $\omega(t)$ bekannt ist. Somit liefert das in Abschnitt 3.4.1 dargestellte Berechnungsverfahren auch die Rotationsenergie einer rechteckigen oder runden Explosionsklappe als Funktion der Zeit, indem $\omega(t)$ in (3.23) eingesetzt wird.

3.4.4 Bremskraft und -moment

Um die Winkelstellung einer Explosionsklappe während eines Brems- bzw. Abfangvorganges als Funktion der Zeit zu berechnen, wird die Differentialgleichung (3.32) um

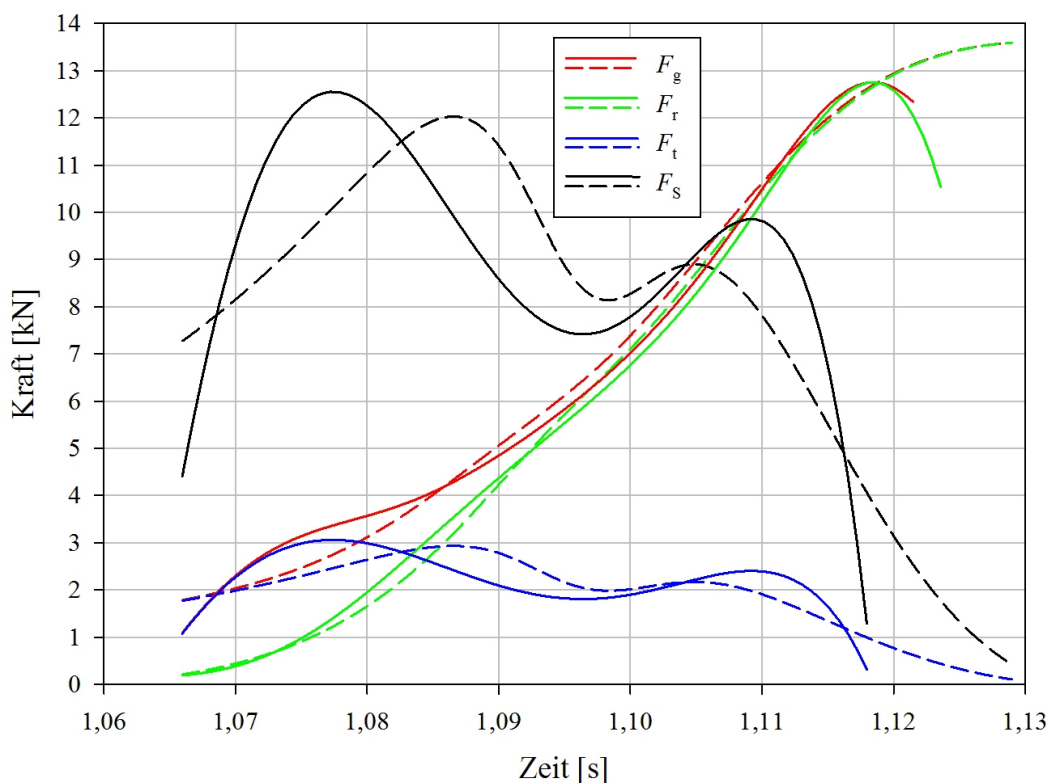


Bild 3.18: Experimentell (durchgezogene Linien) und theoretisch (gestrichelte Linien) bestimmte zeitliche Entwicklung der tangentialen, radialen und gesamten Kraft auf das Klappenscharnier sowie die am Klappenschwerpunkt angreifenden Resultierende bei Versuch Nr. 23 [Dirk Lorenz, 2018].

ein Bremsglied

$$D_b(t) = -k^\circ \varphi(t) \tag{3.56}$$

erweitert. Dieses Bremsglied wird während der numerischen Lösung der Gleichung (3.32) ab dem Zeitpunkt des Klappenanschlags an die Abfangvorrichtung berücksichtigt. Einsetzen der berechneten $\varphi(t)$ in (3.56) bzw. (3.29) – bereinigt um die Winkelposition zum Zeitpunkt des Klappenanschlages – liefert das Bremsmoment bzw. die Bremskraft zu jedem Zeitpunkt t während des Abfangvorganges.

3.4.5 Zeitlicher Druckverlauf in druckentlasteten Behältern

Alle bisher aufgezeigten Modellrechnungen setzen die Kenntnis des zeitlichen Druckverlaufes im druckentlasteten Behälter voraus. Folglich war die Schaffung eines möglichst allgemeingültigen Berechnungsverfahrens für $p(t)$ notwendig, um Belastungen auf Klappenscharniere prognostizieren zu können. Ein idealer Algorithmus sollte dabei nur die Kenntnis von leicht zugänglichen Daten, wie z. B. das Behältervolumen, die Staubkenn-daten oder die physikalischen Daten der Explosionsklappe, voraussetzen, so dass die Prognosen völlig losgelöst von Versuchen jeglicher Art durchgeführt werden können.

Aus langwierigem Probieren, nichtlineare Funktionen an die aus zahlreichen Versuchen vorliegenden Druckverläufe in druckentlasteten Behältern durch Regressionsrechnung

anzupassen, hat sich die mit $p_{\text{red,max}}$ multiplizierte Gaußfunktion

$$p(t) = p_{\text{red,max}} \exp\left(-\frac{1}{2} \left(\frac{|t-a|}{b}\right)^c\right) \quad (3.57)$$

als besonders geeignet erwiesen, wobei die durchgeführten Regressionsrechnungen auf den Exponentialfaktor in (3.16) führten. Der $p_{\text{red,max}}$ bei Anwesenheit einer Explosionsklappe gibt die Höhe dieser Peak-Funktion vor und kann mit Hilfe von (3.16) durch Eingabe der Behälter-, Staub- und Klappendaten berechnet werden. Die Variable a in (3.57) kennzeichnet die Lage des Druckmaximums auf der Zeitachse und hat deshalb keinen Einfluss auf die Form der Kurve. Die anderen beiden Variablen b und c sind vor allem über den Ausdruck für die Kurvenhalbwertsbreite

$$B_{\text{HW}} = 2b \sqrt[c]{2 \ln(2)} \quad (3.58)$$

maßgebend für die Form der Kurve. Zur vollständigen Beschreibung von $p(t)$ mit Hilfe von V , K_{St} , p_{max} usw. mussten also Verknüpfungen dieser Größen mit den Parametern b und c gefunden werden.

Zur Ableitung von mathematischen Ausdrücken für die Parameter b und c wurden zunächst eine ganze Reihe von experimentell ermittelten Druckverläufen auf ihre Höhe und Halbwertsbreite hin untersucht, indem (3.57) durch Regressionsrechnung an die Druckverläufe angepasst wurde. Dies umfasste sowohl die Druckkurven der in Abschnitt 3.3 beschriebenen Versuche als auch ältere Versuchsergebnisse, bei denen rechteckige Klappen mit Flächen von $0,5 \text{ m}^2$ bis 2 m^2 auf einem $9,4 \text{ m}^3$ -Silo und einem 60 m^3 -Silo zum Einsatz kamen. Dabei zeigte sich, dass ein linearer Zusammenhang besteht zwischen der Halbwertsbreite der Druckverlaufskurve und dem Quotienten aus $p_{\text{red,max}}$ und $(dp/dt)_{\text{red,max}}$, wie man Bild 3.19 entnimmt. Die Gerade im Diagramm folgt der Gleichung

$$B_{\text{HW}} = 1,5 \frac{p_{\text{red,max}}}{(dp/dt)_{\text{red,max}}} \quad (3.59)$$

Für den Parameter b ergab sich eine ähnliche lineare Funktion:

$$b = 0,637 \frac{p_{\text{red,max}}}{(dp/dt)_{\text{red,max}}} \quad (3.60)$$

(3.59) und (3.60) eingesetzt in (3.58) und aufgelöst nach c ergibt

$$c = \frac{\ln(2 \ln(2))}{\ln\left(\frac{B_{\text{HW}}}{2b}\right)} = \frac{\ln(2 \ln(2))}{\ln\left(\frac{1,5}{1,274}\right)} = 2 \quad (3.61)$$

Die durch Regressionsanpassung von (3.57) an die gemessenen Druckverläufe gewonnenen Einzelwerte des Parameters c zeigen eine Gauß'sche Streuung um den Wert 2 ($1,7 < c < 2,3$), was (3.61) bestätigt.

Damit wird die empirisch-mathematische Beschreibung von zeitlichen Druckverläufen in druckentlasteten Behältern auf die (ebenfalls empirische) Berechnung von $p_{\text{red,max}}$ nach (3.16) und $(dp/dt)_{\text{red,max}}$ zurückgeführt. Abschließend wird also eine Gleichung für $(dp/dt)_{\text{red,max}}$ benötigt.

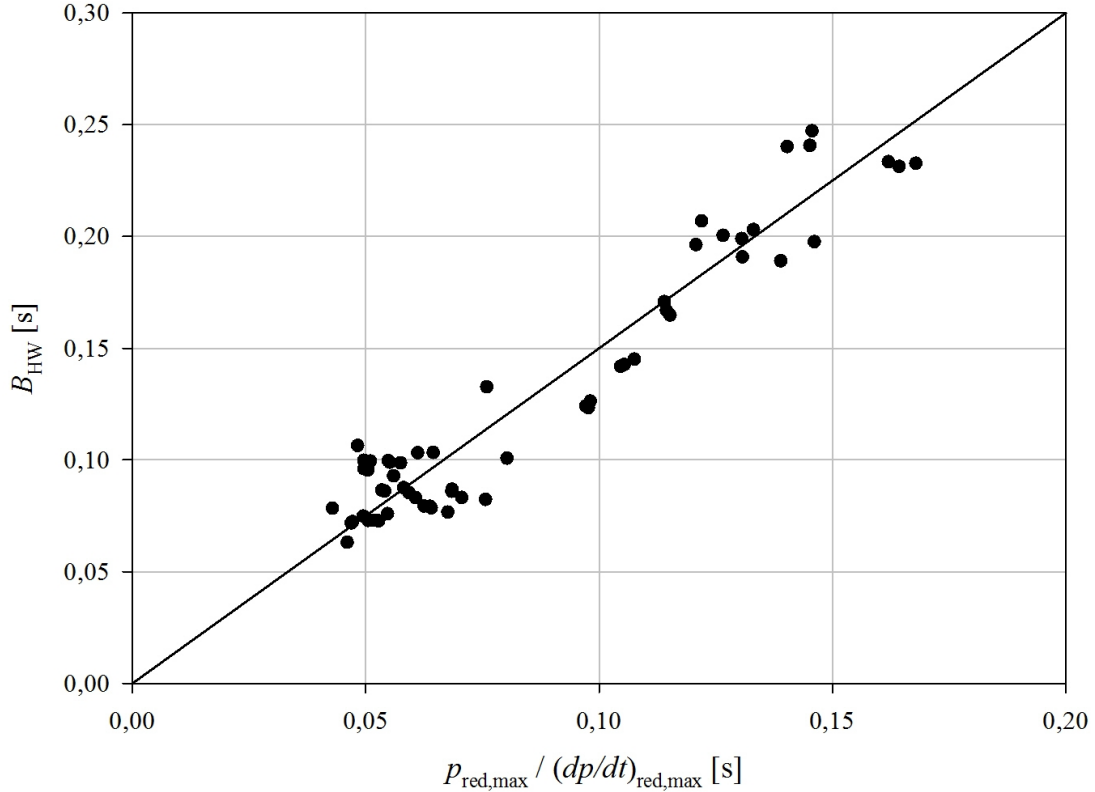


Bild 3.19: Halbwertsbreite des zeitlichen Druckverlaufes über dem Quotienten aus $p_{\text{red,max}}$ und $(dp/dt)_{\text{red,max}}$. Die Messpunkte stammen aus den Versuchen Nr. 1 bis 36 sowie aus anderen Versuchen, durchgeführt an einem 60 m^3 -Silo [Dirk Lorenz, 2018].

Vergleicht man (3.18) mit (3.19), (3.21) mit (3.22) und (3.24) mit (3.25), so fallen die jeweils gleichen Potenzen der Variablen auf. Durch Gleichsetzen der genannten Gleichungen lässt sich deshalb ein linearer Zusammenhang zwischen $p_{\text{red,max}}$ und $(dp/dt)_{\text{red,max}}$ konstruieren. Es ergibt sich

$$(dp/dt)_{\text{red,max}} = \kappa p_{\text{red,max}} \quad \kappa = 18,9 \pm 0,14 \quad (3.62)$$

Eine Untersuchung von weiteren Druckverlaufdaten, welche durch Maisstärkeexplosionen an druckentlasteten 1 m^3 - und 60 m^3 -Behältern gewonnen wurden, zeigte, dass für alle untersuchten Druckverläufe ein funktioneller Zusammenhang gemäß (3.62) besteht. Die Größe κ verändert sich dabei mit der dritten Wurzel des Behältervolumens V , was wegen des kubischen Gesetzes (3.13) naheliegend ist. Folglich musste in (3.62) ein zur dritten Wurzel des Behältervolumens reziproker Faktor eingefügt werden, was auf (3.17) führt. (3.17) bestätigt (3.62) wenn in (3.17) ein Volumen von $V = 9,4 \text{ m}^3$ eingesetzt wird. Dies lässt den Schluss zu, dass zumindest für annähernd kubische Behälter ein einfacher Zusammenhang gemäß (3.17) existiert, wobei die Proportionalitätskonstante κ wegen der Existenz des kubischen Gesetzes (3.13) vermutlich auch staubabhängig ist. Um dieser Staubabhängigkeit Rechnung zu tragen, wird (3.17) um den K_{St} -Wert erweitert. Dies liefert

$$(dp/dt)_{\text{red,max}} \approx 0,191 \frac{K_{\text{St}}}{\sqrt[3]{V}} p_{\text{red,max}} \quad (3.63)$$

Mit (3.63) wurden alle vorliegenden experimentell gewonnen Druckverläufe nachgerechnet. Einen Vergleich zwischen Theorie und Realität für zwei verschiedene Versuchssituationen zeigt Bild 3.20.

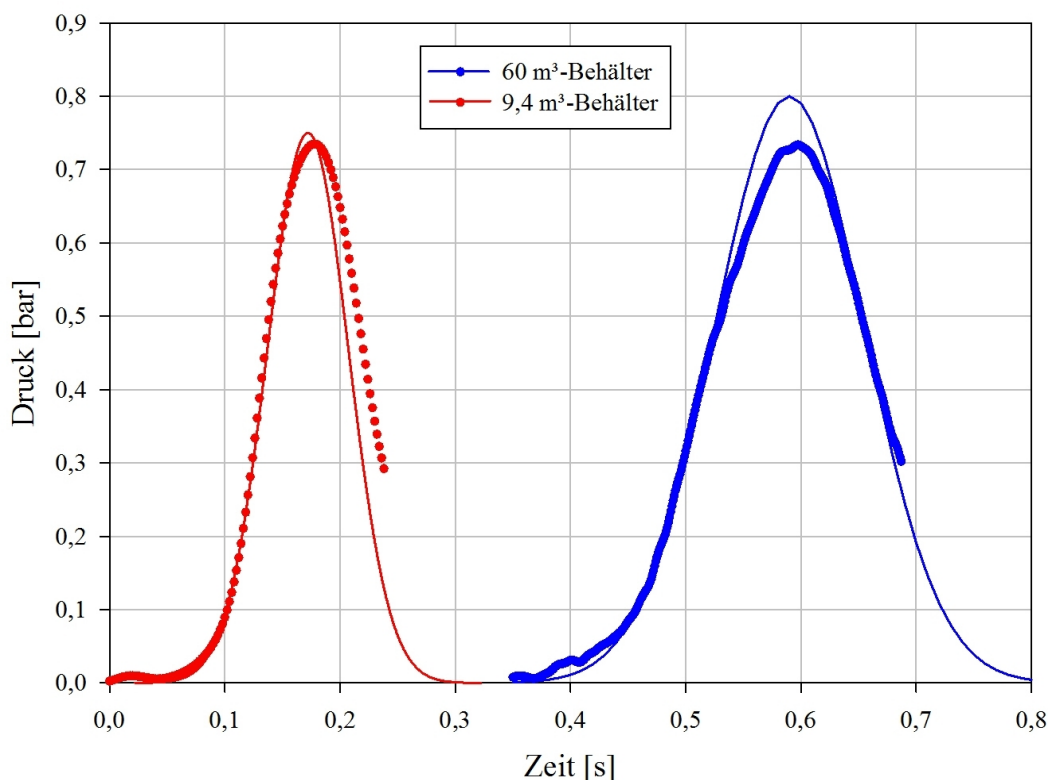


Bild 3.20: Vergleich von zwei, in unterschiedlichen Volumina gemessenen (Punkte) und mit (3.57) berechneten (Linien) Druckverläufen. 9,4 m³-Behälter: $K_{St} = 200 \text{ bar m/s}$, $Q = 14,4 \text{ kg/m}$, $A_E = 0,485 \text{ m}^2$. 60 m³-Behälter: $K_{St} = 200 \text{ bar m/s}$, $Q = 3,8 \text{ kg/m}$, $A_E = 1,5 \text{ m}^2$ [Dirk Lorenz, 2018].

Wie man Form und relativer Lage der Kurven in Bild 3.20 entnimmt, können die gemessenen Druckverläufe mit dem entwickelten Berechnungsverfahren in guter Näherung wiedergegeben werden. Die gemessenen und berechneten Kurven weichen gelegentlich im unteren Drittel der abfallenden Flanke des Druckpeaks stärker voneinander ab. Das liegt daran, dass der zeitliche Druckverlauf bei stattfindender Staubexplosion in einem Silo keine symmetrische Peak-Funktion ist wie die modifizierte Gauß-Funktion (3.57). Durch das Abblasen des Siloinhaltes und das anschließende Abkühlen entsteht ein kurzzeitiger Unterdruck im Behälter, der mit (3.57) nicht beschrieben werden kann. Dieser Sachverhalt ist jedoch für die Simulation des Klappenöffnungsvorganges nicht von Belang, da dieser bis zum Erreichen der abfallenden Druckflanke längst abgeschlossen ist. Sonstige Abweichungen, etwa in $p_{red,max}$ oder der Halbwertsbreite des Druckpeaks, liegen meist unter 10 %. Wichtig ist, dass die aufsteigende Flanke des zeitlichen Druckverlaufes im Silo gut wiedergegeben wird, weil diese entscheidend für das Öffnungsverhalten einer Explosionsklappe ist. Diese Bedingung wird mit (3.57) sehr gut erfüllt.

3.4.6 Übertragung der Ergebnisse auf die EN 14491

Im Jahre 2002 erschien die Richtlinie VDI 3673 Blatt 1: „Druckentlastung von Staubexplosionen“ [64] in überarbeiteter Fassung. Gegenüber den älteren Versionen dieser Richtlinie beinhaltete sie eine wesentliche Änderung: Die Einstufung von Behältern mit $1 < H/D < 2$ als kubisch war weggefallen. Seitdem ist für die Auslegung von Druckentlastungsflächen bei staubexplosionsgefährdeten Behältern generell die Formel

$$A_E = \left(\left(3,264 \cdot 10^{-5} p_{\max} K_{St} p_{\text{red,max}}^{-0,569} + 0,27 (p_{\text{stat}} - 0,1) p_{\text{red,max}}^{-0,5} \right) V^{0,753} \right) \left(1 + \left(0,758 - 4,305 \log(p_{\text{red,max}}) \right) \log(L/D) \right) \quad (3.64)$$

heranzuziehen, insbesondere nachdem (3.64) in die Europäische Norm EN 14491 „Schutzsysteme zur Druckentlastung von Staubexplosionen“ [11] übernommen wurde. Das L ersetzt das zuvor verwendete H und stellt darin die längst mögliche Strecke dar, die eine Flamme entlang der Mittelachse des Behältervolumens bis zum höheren Rand der Entlastungsfläche zurücklegen kann. (3.64) geht nur noch für den Sonderfall $L/D = 1$ in die Gleichung (3.14) über⁹. Anlass dieser Änderung waren unter anderem Untersuchungen an langgestreckten Behältern, bei denen der reduzierte maximale Explosionsdruck dann auftrat, wenn der Zündort nicht in der Mitte, sondern im unteren Drittel des Behälters lag bei Entlastungsöffnungslage am oberen Siloende. Als Grund für dieses Phänomen wird der längere Flammenlaufweg zwischen Zündort und Entlastungsöffnung angesehen [25].

Rein formal hätte die Einführung der EN 14491 zur Folge, dass der in Abschnitt 3.3.1.3 beschriebene Versuchsbehälter nicht mehr als kubisch betrachtet werden dürfte und deshalb das in Abschnitt 3.3.2.3 beschriebene Verfahren zur Einstellung eines simulierten K_{St} -Wertes – bei konsequenter Anwendung von (3.64) – heute andere Zahlen liefern würde als zur Zeit der Versuchsdurchführung. Eine eingehende fachliche Beratung innerhalb der BGN/FSA führte jedoch zu der im QM-Handbuch der FSA verankerten Festlegung, zur Einstellung des K_{St} -Wertes bei Behältern mit $1 \leq L/D < 2$ und mittlerer Zündung weiterhin die Formel (3.14) zu nutzen und von der EN 14491 abzuweichen [51, 52]. Auch die andere bekannte Deutsche Prüfstelle IBExU GmbH in Freiberg geht so vor [47]. Begründet wird dies damit, dass eine Flammenfront bei Zündung in der Behältermitte die in der EN 14491 genannte längst mögliche Flammenstrecke L nicht zurücklegen kann. Deshalb tritt die durch den längeren Flammenweg L hervorgerufene Druckerhöhung nicht auf. Bartknecht stellte ferner fest, dass für Behälter mit $1 \leq H/D < 2$ bei mittlerer Zündung und gleich großer Druckentlastungsfläche kein signifikanter Unterschied im reduzierten Explosionsdruck festzustellen ist, weshalb er empfiehlt, bei Behältern mit $H/D < 2$ auf die Berücksichtigung des H/D -Einflusses zu verzichten [2, 52]. Darüber hinaus zeigen die bisherigen Erfahrungen, dass bei Anwendung von (3.64) eine Überbewertung des L/D -Einflusses für $1 < L/D < 2$ erfolgt und somit die berechneten Entlastungsflächen bei diesen Geometrien zu groß ausfallen [51, 52, 69].

⁹ Dies trifft z. B. für zylindrische Behälter mit $H/D = 1$ zu, bei denen die Entlastungsfläche in eine der Stirnseiten integriert ist.

Damit die in Abschnitt 3.4 abgeleitete Modellrechnung mit der EN 14491 konform ist, kann (3.16) in dieser Form nicht mehr zur Berechnung des reduzierten maximalen Explosionsdrucks bei Anwesenheit von massenbehafteten Explosionsklappen verwendet werden. Stattdessen muss zur Berechnung von $p_{\text{red,max}}$ der Teil vor dem Exponentialfaktor in (3.16) durch (3.64) ersetzt und $p_{\text{red,max}}$ für eine trägheitslose Druckentlastung iterativ bestimmt werden. Die anschließende Multiplikation mit dem Exponentialfaktor liefert den endgültigen reduzierten maximalen Explosionsdruck.

3.4.7 Anwendung des Modells in Form einer Software

Mit (3.16), (3.59) – (3.61) und (3.63) – (3.64) bzw. dem in Abschnitt 3.4 aufgezeigten Berechnungsverfahren ist es möglich, den Öffnungsvorgang einer Explosionsklappe bei einer Staubexplosion im Behälterinnern mit Hilfe einfach zugänglicher Daten zu simulieren. Dabei werden sicherheitstechnisch relevante Informationen wie die Last auf die Klappenscharniere oder die Rotationsenergie der Klappe in Abhängigkeit der Zeit berechnet und können zur Dimensionierung von Explosionsklappen auf Behältern herangezogen werden. Zur einfachen Handhabung wurde der Algorithmus in einem Computerprogramm namens *SIMEK* umgesetzt [33–35]. Bild 3.21 zeigt das Fenster zur Eingabe der physikalischen Daten der Explosionsklappe von SIMEK 5.3.2.0.

3.4.8 Prognosequalität des Modells

Für die sichere Auslegung von Explosionsklappenscharnieren ist die Kenntnis des erforderlichen Sicherheitsfaktors zwingend erforderlich. Aus diesem Grund wird an dieser Stelle die Prognosequalität des Modells untersucht.

Die in Tabelle 3.3 aufgelisteten mittleren maximalen Scharnierbelastungen und zugehörigen Messunsicherheiten geben bereits einen Hinweis darauf, dass es bei Staubexplosionsversuchen mit gleichen Parametern zu erheblichen Streuungen in der auftretenden maximalen Scharnierbelastung kommt. Die Schwankung im dynamischen Ansprechdruck von Versuch zu Versuch ist dabei als Ursache von zentraler Bedeutung. Die Messwertstreuung lässt sich jedoch nicht vollständig mit den p_{dyn} -Schwankungen erklären. Es existieren weitere bekannte (z. B. die Witterung) wie bisher unbekannt Faktoren, welche die Messwertstreuungen hervorrufen. Wegen der Komplexität der Zusammenhänge und dem Fehlen physikalischer Gleichungen ist eine Fehlerrechnung nicht sinnvoll durchführbar. Stattdessen wurde für alle Versuchsparameter aus den Tabellen A.1 und A.2 die maximale Scharnierbelastung mit Hilfe von SIMEK berechnet und mit dem entsprechenden gemessenen Wert ins Verhältnis gesetzt. Außerdem wurde die Differenz zwischen den berechneten und gemessenen maximalen Scharnierbelastungen gebildet und damit die relative Abweichung vom berechneten Wert bestimmt. Das Ergebnis ist in Tabelle A.3 zusammenfassend dargestellt. Man entnimmt der Tabelle, dass die maximale Abweichung +67,7 % beträgt, was einem Sicherheitsfaktor von 1,68 entspricht. Dieses Ergebnis wurde in SIMEK umgesetzt: Bei der Routine zur Auslegung von Explosionsklappenscharnieren wird kein Sicherheitsfaktor kleiner als 2 zugelassen.

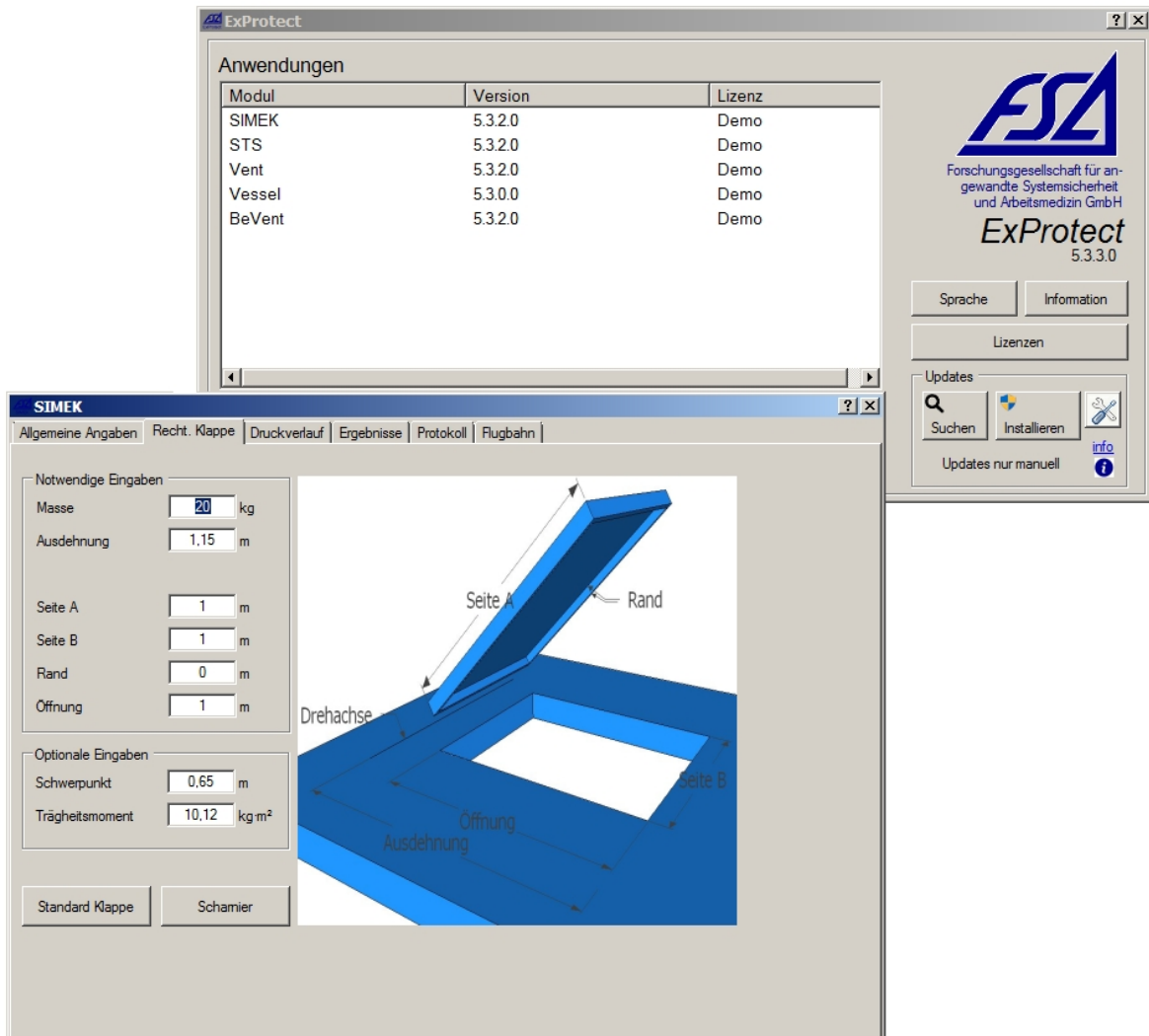


Bild 3.21: Eingabefenster der Software SIMEK 5.3.2.0 [Dirk Lorenz, 2018].

3.5 Vergleich der Ergebnisse mit dem DIN-Fachbericht 140

Während der Bearbeitung und wenige Jahre nach Fertigstellung des in Kapitel 3 beschriebenen Forschungsprojektes erschienen weitere Arbeiten, die sich mit ähnlichen Fragestellungen beschäftigten. Hervorzuheben sind in diesem Zusammenhang die Arbeiten von Eibl, Leukel [8] und Höchst [25]. Die genannten Autoren verfolgten einen zum Verfasser alternativen Ansatz: Sie schufen ein numerisches Verbrennungsmodell für Gas/Luft- und Staub/Luft-Gemische in Behältern, um dieses anschließend durch Versuche an einem druckentlasteten 50 m³-Behälter zu prüfen und zu verbessern. Dabei orientierten sie sich ebenfalls an der VDI Richtlinie 3672 (1992), weil sie diese aufgrund einer umfangreichen Studie von Ewen [15] als richtig erachteten [8]. Die Forschungsarbeiten von Eibl, Leukel und Höchst mündeten schließlich in den einige Jahre später erschienenen DIN-Fachbericht 140 [9].

Der DIN-Fachberichts 140 bietet die Möglichkeit, reduzierte maximale Explosionsdrücke oder notwendige Entlastungsflächen sowie erforderliche Scharnierfestigkeiten aus einfach zugänglichen Daten, wie beispielsweise dem Behältervolumen oder dem K_{St} -Wert, abzuleiten. Es lag deshalb der Versuch nahe, die im Rahmen dieser Arbeit erzielten Ergebnisse mit den Verfahren des DIN-Fachberichts 140 zu reproduzieren. Aufgrund der Ausführungen in Abschnitt 3.4.6 wurden dabei die bei den Versuchen des Verfassers eingestellten K_{St} -Werte als richtig angesehen und der Versuchsbehälter als kubisch betrachtet ($H/D = L/D = 1$). Zusätzlich wurden die Fälle $L/D = 1, 5$ und $L/D = 2$ untersucht.

Zu diesem Zweck mussten die im Fachbericht definierten Größen

$$K_m = \frac{\sqrt{m_E} \sqrt[4]{K_{St}^5} \sqrt[24]{V}}{\sqrt[4]{n}} \quad K_p = \frac{\sqrt[6]{V^5} K_{St}}{A_E} \quad (3.65)$$

berechnet werden, um mit deren Hilfe aus im Fachbericht befindlichen Nomogrammen¹⁰ den reduzierten maximalen Explosionsdruck und die Größe K_ω abzulesen. Aus K_ω lässt sich mit

$$\omega = \frac{K_\omega}{\sqrt{\frac{m_E}{p_{red,max}} \sqrt[4]{\frac{A_E}{n}}}} \quad (3.66)$$

die Klappenwinkelgeschwindigkeit bei $\varphi = 90^\circ$ berechnen, woraus mit (3.2) die Scharnierbelastung F_r bei dieser Klappenstellung folgt. In (3.65) und (3.66) ist m_E die Masse einer Explosionsklappe bezogen auf die Größe der Entlastungsfläche und n die Anzahl der Explosionsklappen.

Die abgeleiteten Werte für K_m , K_p , K_ω , $p_{red,max}$, ω und F_r sind im Anhang in den Tabellen A.4 bis A.9 aufgelistet. In den Tabellen 3.2, A.10 bis A.12 finden sich die im Versuch bzw. mit SIMEK ermittelten Vergleichswerte.

3.5.1 Vergleich des reduzierten maximalen Explosionsdrucks

Zur Durchführung eines visuellen Vergleichs wurden die experimentell und mit SIMEK sowie dem DIN-Fachbericht 140 bestimmten $p_{red,max}$ in einer dreidimensionalen Grafik aufbereitet (Bild 3.22, oben). Beim Blick auf das Diagramm ist sofort offensichtlich, dass die mit dem DIN-Fachbericht bestimmten reduzierten maximale Explosionsdrücke erheblich über den Messwerten bzw. den mit SIMEK bestimmten Zahlen liegen.

Augenscheinlich ist weiterhin, dass beide Funktionen eine ähnliche Abhängigkeit von Ihren Eingangsgrößen zeigen: $p_{red,max}$ wächst mit Q und mit dem K_{St} -Wert.

Ein genaueres Hinsehen führt zu der Erkenntnis, dass der Einfluss des Klappenwiderstandes auf den reduzierten maximalen Explosionsdruck vom DIN-Fachbericht 140 unterschätzt wird. Dies gilt zumindest für die hier verwendeten Versuchsparameter. Man erkennt in der Grafik, dass die blaue Fläche (SIMEK) stärker mit dem Klappenwiderstand Q steigt als die orangefarbene Fläche (DIN-Fachbericht). Deutlicher geht dies aus dem Diagramm im unteren Teil von Bild 3.22 hervor. Darin ist der Quotient

¹⁰Es existieren Nomogramme für $L/D = 1, 2, 4, 6, 8, 10, 12$ und 14 . Laut Fachbericht ist die lineare Interpolation zwischen den Iso-Linien und Nomogrammen zulässig.

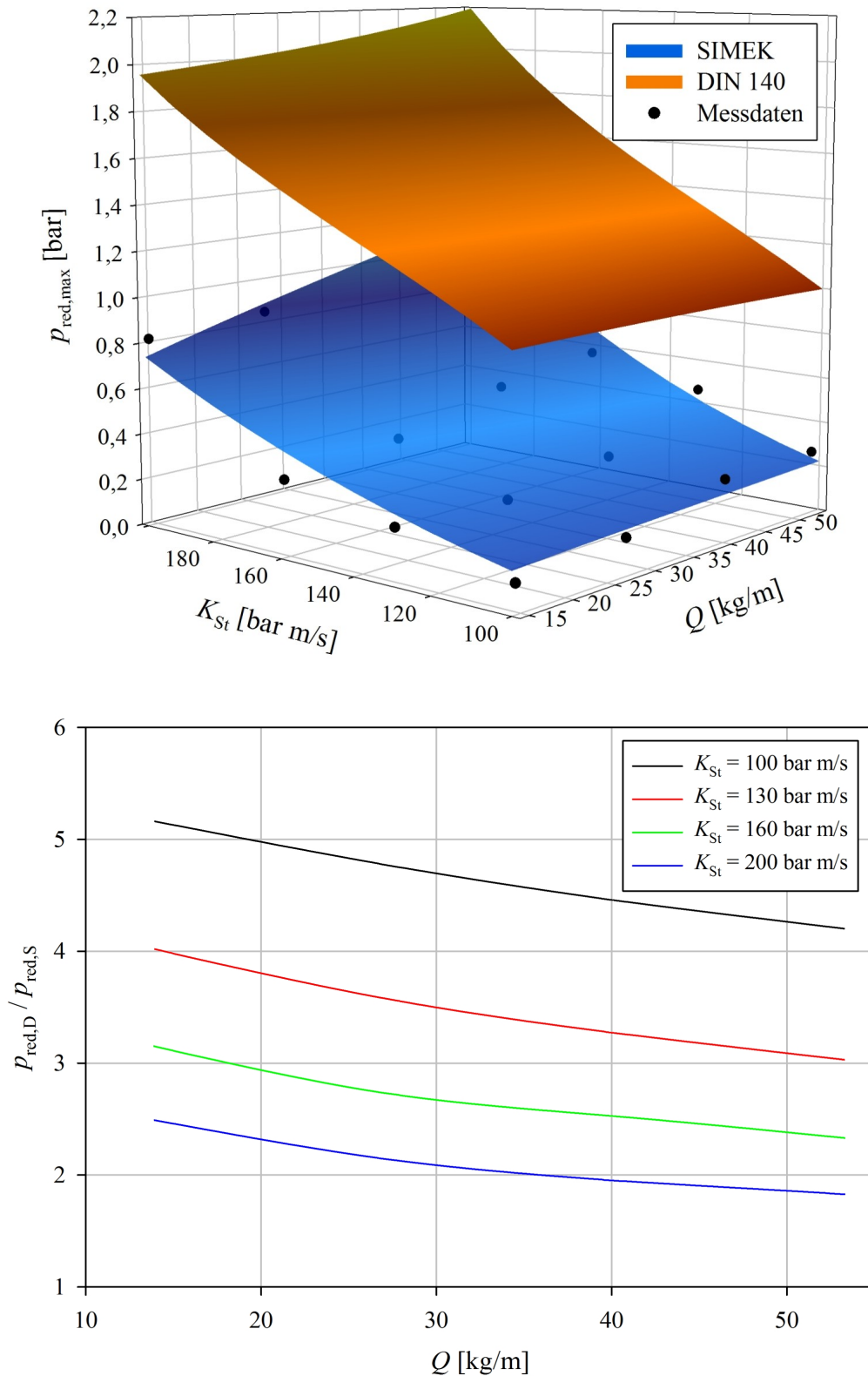


Bild 3.22: Oben: Dreidimensionale Darstellung der gemessenen und mit SIMEK sowie dem DIN-Fachbericht 140 berechneten reduzierten maximalen Explosionsdrücke. Zur besseren Anschaulichkeit wurden anstelle der berechneten Werte Regressionsfunktionen verwendet. Unten: Quotient der Regressionsfunktionen aus dem oberen Diagramm in zweidimensionaler Darstellung [Dirk Lorenz, 2019].

aus den reduzierten maximalen Explosionsdrücken gemäß DIN-Fachbericht 140 $p_{\text{red,D}}$ und SIMEK $p_{\text{red,S}}$ über dem Klappenwiderstand als Funktion des K_{St} -Wertes aufgetragen. Der Quotient ist nicht konstant, sondern fällt für jeden K_{St} -Wert mit wachsendem Klappenwiderstand.

Um den Einfluss des Längen- zu Durchmesserhältnisses auf den Quotienten aus den reduzierten maximalen Explosionsdrücken gemäß DIN-Fachbericht 140 und SIMEK zu beleuchten, wurden die Daten aus Bild 3.22, unten in eine dreidimensionale Grafik übertragen und mit Werten für $L/D = 1, 5$ und $L/D = 2$ ergänzt (Bild 3.23, oben). Die visuelle Analyse der Grafik ergibt, dass sich die mit SIMEK und dem DIN-Fachbericht 140 erzielten reduzierten maximalen Explosionsdrücke mit wachsendem L/D einander annähern. Dieses Ergebnis geht auch aus dem Diagramm in Bild 3.23, unten hervor, in dem die mit dem DIN-Fachbericht 140 und EN 14491 bzw. SIMEK¹¹ bestimmten reduzierten maximalen Explosionsdrücke bei trägheitsloser Entlastung über L/D aufgetragen sind. Offenbar ist es eine generelle Eigenart beider Berechnungsverfahren, dass sie sich für Behälter mit $L/D < 2$ massiv unterscheiden. Dabei ist besonders bemerkenswert, dass der mit dem DIN-Fachbericht bestimmte reduzierte maximale Explosionsdruck im Bereich $1 \leq L/D \leq 2$ mit steigendem L/D fällt. Dies steht im Widerspruch zur EN 14491 und zu den experimentellen Erfahrungen. Diese Eigenheit des DIN-Fachberichts ist für die große Diskrepanz zwischen den reduzierten maximalen Explosionsdrücken in Bild 3.22, oben verantwortlich.

Bildet man aus den beiden Punkten für $L/D = 2$ aus Bild 3.23, unten den Quotienten $p_{\text{red,D}}/p_{\text{red,S}}$, so ergibt sich der Wert 1,28. Die obere Grafik in Bild 3.23 liefert für das gleiche Längen- zu Durchmesserverhältnis (blaue Fläche) jedoch $p_{\text{red,D}}/p_{\text{red,S}} \approx 1$ für $15 < Q < 55$. Dies zeigt erneut, dass der DIN-Fachbericht 140 den Einfluss von Explosionsklappen auf den reduzierten maximalen Explosionsdruck gegenüber SIMEK unterschätzt, denn ansonsten müsste $p_{\text{red,D}}/p_{\text{red,S}} \approx 1,28$ gelten.

Zusammenfassend ist folglich festzuhalten:

1. Die mit dem DIN-Fachbericht 140 bestimmten reduzierten maximalen Explosionsdrücke liegen weit über den Messergebnissen des Verfassers bzw. mit SIMEK erzielten Berechnungsergebnissen.
2. Für Behälter mit $L/D < 2$ liefert der DIN-Fachbericht 140 deutlich zu große reduzierte maximale Explosionsdrücke, was insbesondere für trägheitslose und leichte Entlastungselemente gilt.
3. Der mit dem DIN-Fachbericht 140 ermittelte reduzierte maximale Explosionsdruck fällt mit steigendem L/D im Bereich $1 \leq L/D \leq 2$. Dies steht sowohl im Widerspruch zur EN 14491 bzw. Formel (3.64) als auch zu experimentellen Erfahrungen.
4. Der DIN-Fachbericht 140 unterschätzt den Einfluss des Klappenwiderstandes auf den reduzierten maximalen Explosionsdruck. Dies gilt zumindest für die vom Verfasser verwendeten Versuchsparameterkombinationen.

¹¹Bei trägheitsloser Entlastung sind die mit SIMEK und der EN 14491 berechneten reduzierten maximalen Explosionsdrücke identisch.

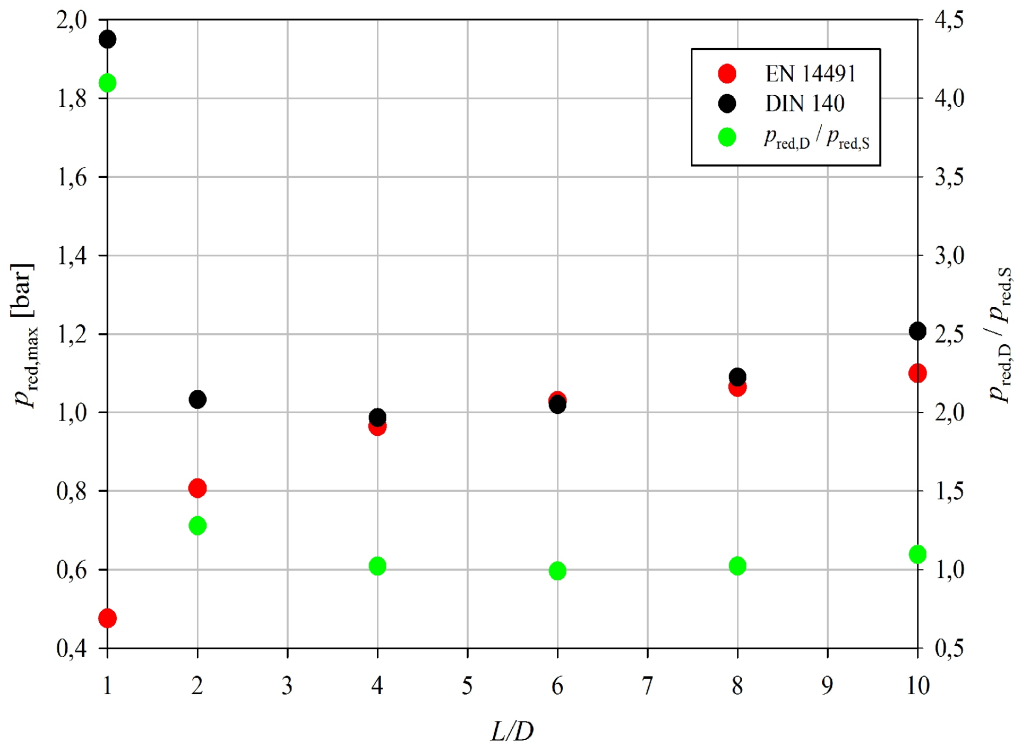
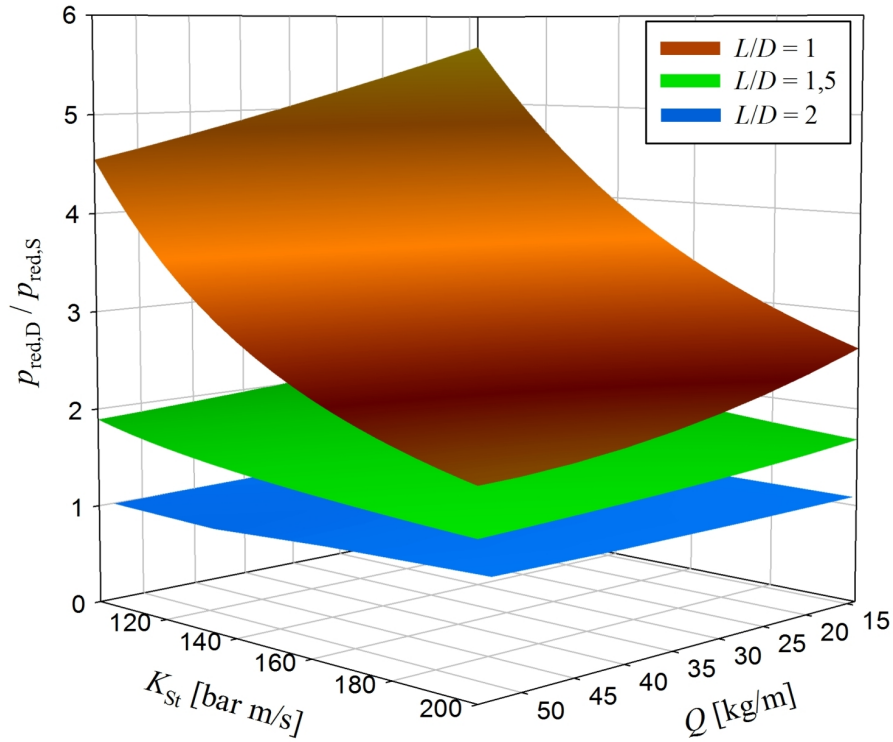


Bild 3.23: Oben: Regressionsfunktionen der Quotienten der reduzierten maximalen Explosionsdrücke gemäß DIN-Fachbericht 140 und SIMEK über Klappenwiderstand Q und K_{St} -Wert für $L/D = 1, 1,5$ und 2 . Unten: $p_{red,max}$ gemäß EN 14491 bzw. SIMEK und DIN-Fachbericht 140 für eine trägheitslose Druckentlastung als Funktion von L/D . Eingangsgrößen: $V = 9,4 \text{ m}^3$, $A_E = 0,484 \text{ m}^2$, $K_{St} = 200 \text{ bar m/s}$, $p_{max} = 9 \text{ bar}$, $p_{stat} = 0,1 \text{ bar}$ [Dirk Lorenz, 2019].

Zu einem ähnlichen Ergebnis kamen Hauert, Pape und Vogl in einer hausinternen Studie, wobei die genannten Verfasser den Einfluss des Explosionsklappenflächengewichts nicht quantitativ untersucht haben [21].

3.5.2 Vergleich der Scharnierbelastung

Ebenso wie beim Vergleich der reduzierten maximalen Explosionsdrücke wurden die experimentell und rechnerisch bestimmten radialen Scharnierbelastungen gemeinsam in einer dreidimensionalen Grafik dargestellt (Bild 3.24, oben). Die visuelle Analyse ergibt, dass die gemessenen und mit SIMEK berechneten Kraftwerte weit über denjenigen liegen, die mit dem DIN-Fachbericht 140 generiert wurden, wobei die Diskrepanz mit zunehmenden K_{St} - und Q -Werten wächst. Das Diagramm in Bild 3.24, unten verdeutlicht dies. Der Unterschied in den Scharnierbelastungen erreicht dort im Maximum einen Faktor von rund 14 ($K_{St} = 200 \text{ bar m/s}$, $Q = 52,3 \text{ kg/m}$)!

Die Tendenz ist folglich umgekehrt wie bei den reduzierten maximalen Explosionsdrücken: Nähern sich die mit SIMEK und dem DIN-Fachbericht 140 berechneten reduzierten maximalen Explosionsdrücke mit steigenden K_{St} - und Q -Werten einander an, so streben die mit beiden Verfahren berechneten Scharnierbelastungen bei der Klappenstellung $\varphi = 90^\circ$ immer weiter auseinander.

Die Untersuchung des Längen- zu Durchmesser Verhältnis geschieht mit Hilfe von Bild 3.25. Darin ist der Quotient aus den mit dem DIN-Fachbericht 140 und SIMEK berechneten Scharnierbelastungen für $L/D = 1, 1,5$ und 2 bei ansonsten gleichen Randbedingungen über K_{St} und Q aufgetragen. Die wesentliche Erkenntnis, die der Betrachter aus der Grafik entnimmt, ist, dass die Diskrepanz zwischen den beiden Berechnungsverfahren mit steigendem L/D zwar geringer wird, jedoch gravierend bleibt. Weil die mit SIMEK berechneten Scharnierbelastungen experimentell abgesichert sind, muss gefolgert werden, dass der DIN-Fachbericht 140 – zumindest für die hier verwendeten Versuchsparameter – viel zu kleine radiale Scharnierbelastungen liefert!

Daraus ergibt sich folgendes Fazit:

1. Die mit dem DIN-Fachbericht 140 bestimmten radialen Scharnierbelastungen bei der Klappenstellung $\varphi = 90^\circ$ liegen weit unter den Messergebnissen des Verfassers bzw. mit SIMEK erzielten Berechnungsergebnissen.
2. Der DIN-Fachbericht 140 unterschätzt mit steigendem K_{St} -Wert und Klappenwiderstand zunehmend die auf die Klappenscharniere wirkende radiale Scharnierbelastung. Dies gilt zumindest für die vom Verfasser verwendeten Versuchsparameterkombinationen.

Zusammenfassend wird festgestellt, dass der DIN-Fachbericht 140 für Behälter mit $L/D < 2$ und Explosionsklappen mit geringen Klappenwiderständen zu hohe reduzierte maximale Explosionsdrücke liefert. Dieser Umstand kann für Anlagenbetreiber höhere Kosten als notwendig zur Folge haben, die Anlage selbst ist jedoch ausreichend geschützt. Im Gegensatz dazu unterschätzt der DIN-Fachbericht 140 Klappenwinkelgeschwindigkeiten und radiale Scharnierbelastungen drastisch, wodurch erhebliche Gefahren durch Klappenabrisse entstehen können!

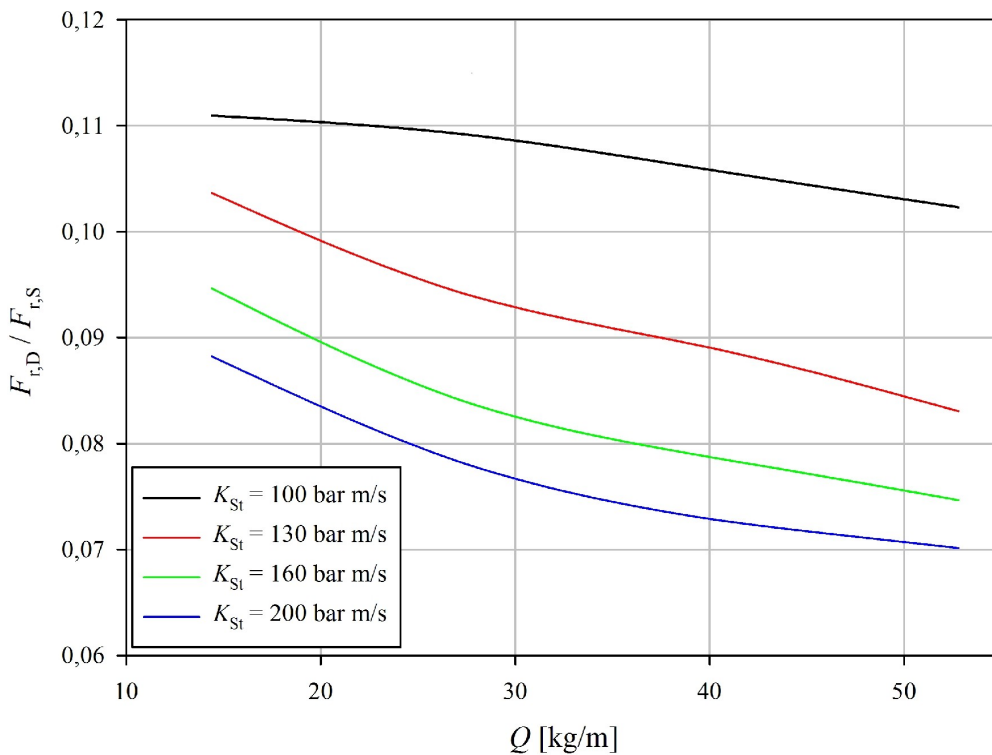
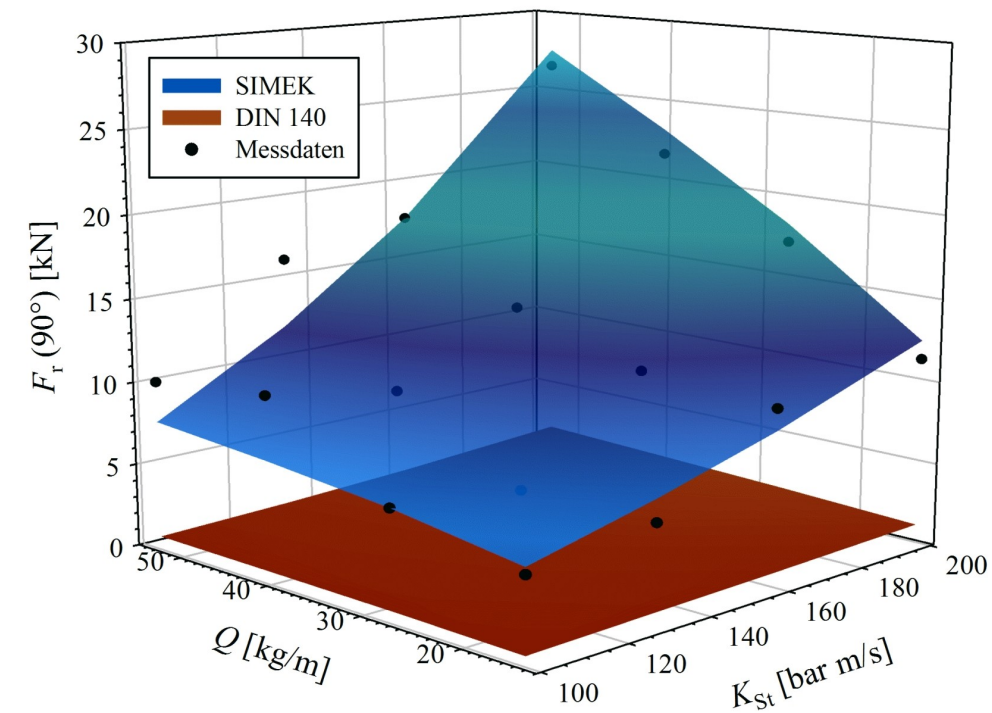


Bild 3.24: Oben: Dreidimensionale Darstellung der gemessenen und mit SIMEK sowie dem DIN-Fachbericht 140 berechneten radialen Scharnierbelastungen bei der Klappenstellung $\varphi = 90^\circ$. Zur besseren Anschaulichkeit wurden anstelle der berechneten Werte Regressionsfunktionen verwendet. Unten: Quotient der Regressionsfunktionen aus dem oberen Diagramm in zweidimensionaler Darstellung [Dirk Lorenz, 2019].

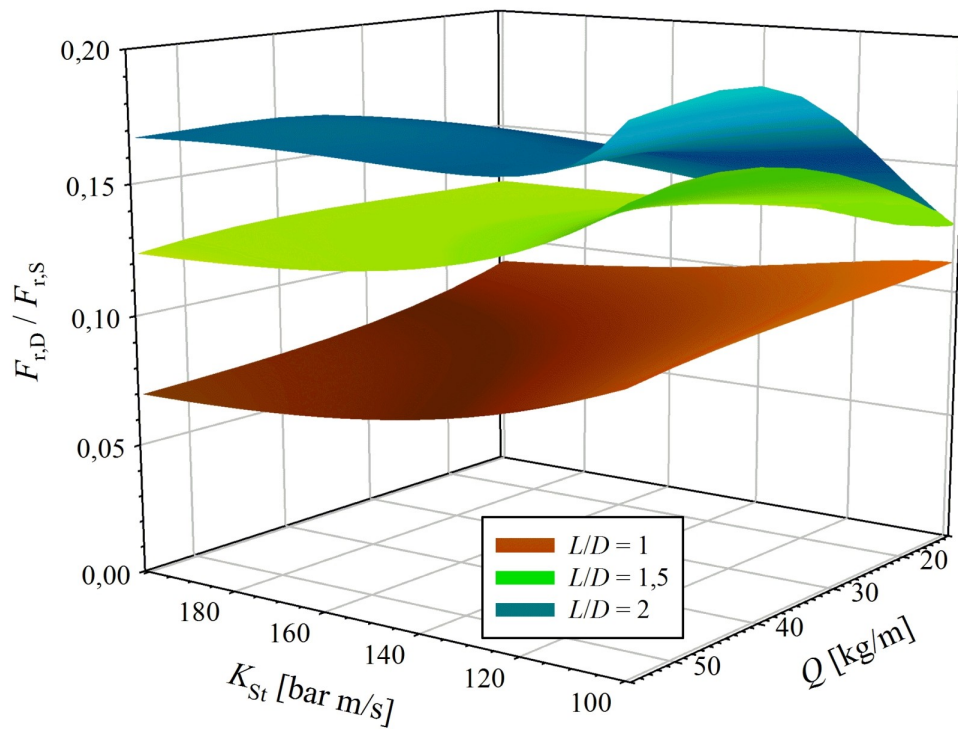


Bild 3.25: Quotient aus den Regressionsfunktionen der radialen Scharnierbelastungen gemäß DIN-Fachbericht 140 und SIMEK bei $\varphi = 90^\circ$ über Klappenwiderstand Q und K_{St} -Wert für $L/D = 1, 1,5$ und 2 . Eingangsgrößen: $V = 9,4 \text{ m}^3$, $A_E = 0,484 \text{ m}^2$, $K_{St} = 200 \text{ bar m/s}$, $p_{\max} = 9 \text{ bar}$, $p_{\text{stat}} = 0,1 \text{ bar}$ [Dirk Lorenz, 2019].

4 Abschätzung von Entlastungsfähigkeiten

Seit die Explosionsschutzstrategie Druckentlastung angewendet wird und dabei Explosionsklappen zum Einsatz kommen, müssen sich Konstrukteure solcher Druckentlastungseinrichtungen stets mit der Frage auseinandersetzen, wie sich die Masse einer Klappe auf den reduzierten Explosionsdruck im zu schützenden Behälter auswirkt. Druckentlastungseinrichtungen gehören zur Gruppe der Schutzsysteme. Werden sie gesondert auf dem Markt bereitgestellt gelten sie als autonome Schutzsysteme und müssen eine gesetzlich vorgeschriebene EU-Baumusterprüfung und Zertifizierung gemäß [14] durchlaufen. Diese attestiert einer Explosionsklappe die Funktionstüchtigkeit und ordnet ihr eine sogenannte Entlastungsfähigkeit E_f zu. Eine Explosionsklappe verursacht im Explosionsfall aufgrund ihrer Massenträgheit einen höheren reduzierten Explosionsdruck im Behälter als eine masselose Druckentlastungseinrichtung¹ mit gleich großer Entlastungsfläche A_E . Diesem höheren reduzierten Explosionsdruck entspricht gemäß (3.14) eine kleinere Entlastungsfläche A_W . Das Verhältnis dieser beiden Flächen, welches ein Maß für die Wirksamkeit einer Explosionsklappe im Vergleich zur trägheitslosen Druckentlastungseinrichtung darstellt, ist als Entlastungsfähigkeit E_f definiert:

$$E_f = \frac{A_W}{A_E} 100 \quad (4.1)$$

Die Entlastungsfähigkeit für eine bestimmte Explosionsklappe ist keine konstante Größe, sondern hängt deutlich von der Form der Druckverlaufskurve ab. Je schneller ein Druckanstieg vor sich geht und je geringer das Druckniveau ist, desto niedriger ist die Entlastungsfähigkeit und umgekehrt [19, 55]. Aus diesem Grund hängt E_f von Größen wie dem Behältervolumen oder dem K_{St} -Wert ab und deshalb müssen bei einer EU-Baumusterprüfung mindestens drei Versuche mit verschiedenen K_{St} -Werten durchgeführt werden. Die Bestimmung von E_f ist folglich mit großem Aufwand verbunden: Zunächst werden Explosionsversuche an einem Behälter mit einer masselosen Druckentlastungseinrichtung durchgeführt, wobei die Größe der Entlastungsfläche A_E der des Prüflings entspricht. Anschließend werden Versuche mit den gleichen Randbedingungen mit dem Prüfling durchgeführt. Die dabei gemessenen reduzierten maximalen Explosionsdrücke werden in (3.14) eingesetzt, um die wirksamen Entlastungsflächen A_W zu berechnen. Das kleinste A_W wird zusammen mit A_E in (4.1) eingesetzt, was E_f liefert [10].

Die geschilderten Gegebenheiten führten dazu, dass die Schaffung eines rechnerischen Verfahrens zur Bestimmung der Entlastungsfähigkeit immer wieder Gegenstand der Forschung war und ist. Die Arbeiten von Harmanny [19] und Siwek und Skov [55] lieferten gute Ansätze, jedoch keine allgemeingültigen und praktikablen Lösungen. Beispielsweise lassen sich die Klappenentlastungsfähigkeiten, die aus den in Kapitel 3 beschriebenen Versuchen abgeleitet wurden, nicht mit den Nomogrammen aus [55]

¹ Als masselose Druckentlastungseinrichtungen gelten z. B. Berstscheiben oder Kunststofffolien.

reproduzieren, wie man Tabelle A.13 im Anhang entnimmt. Auch mit Hilfe des DIN-Fachberichts 140 ist keine allgemeingültige Bestimmung von Entlastungsfähigkeiten für Explosionsklappen möglich. Grund dafür ist zum einen die mangelhafte Präzision bei der Bestimmung der reduzierten maximalen Explosionsdrücke, die durch den Einsatz der Nomogramme bedingt ist. Dies gilt insbesondere für Explosionsklappen mit geringer Masse. Zum anderen sind die abgeleiteten reduzierten maximalen Explosionsdrücke für kubische Behälter schlichtweg zu groß. Deshalb wurden die Ergebnisse aus Kapitel 3 dazu benutzt, um eine einfache Berechnungsmethode zur Abschätzung von E_f für kubische Behälter zu entwickeln.

Mit Hilfe von (3.14) wurde aus den Versuchsdaten der Tabelle A.2, $p_{\text{stat}} = 0,1$ bar und $p_{\text{max}} = 9$ bar für jeden Versuch die äquivalente Berstscheibenentlastungsfläche A_W und damit E_f gemäß (4.1) berechnet und ebenfalls in Tabelle A.2 aufgelistet. Nach Mittelwertbildung über die Versuche gleicher Randbedingungen ergaben sich die Werte in Tabelle 4.1 bzw. die Punkte im oberen Diagramm von Bild 4.1.

Tabelle 4.1: Mit $p_{\text{stat}} = 0,1$ bar berechnete Mittelwerte der Entlastungsfähigkeiten aus den in Kapitel 3 beschriebenen Versuchen. * bedeutet, dass nur ein Wert vorliegt [Dirk Lorenz, 2018].

$K_{\text{St}} \backslash m$	14,3 kg	25,3 kg	36,3 kg	47,0 kg
	$\bar{E}_f^{\text{st}} \pm u$ [%]			
100 bar m/s	108,5 ± 17,8	95,0 ± 19,9	68,2 ± 3,6	65,5 ± 23,9
130 bar m/s	97,1 ± 6,4	103,3 ± 12,3	88,9 ± 12,5	65,1 ± 9,3
160 bar m/s	98,1 ± 9,3	93,0 ± 37,1	77,5 ± 15,5	72,3 ± 6,4
200 bar m/s	73,3 ± 9,3	72,3 ± 6,4	55,8 ± 15,2	58,9*

Die im selben Diagramm gezeigte Fläche stellt die mit

$$\frac{E_f}{100} \approx \left(\exp \left(2,35 \cdot 10^{-3} \cdot \frac{K_{\text{St}}}{V^{\frac{3}{5}}} \cdot \sqrt{Q} \right) \right)^{-\frac{4}{7}} \quad (4.2)$$

abgeschätzte Entlastungsfähigkeit dar. (4.2) ergibt sich, wenn zur Berechnung der Druckentlastungsfläche anstatt (3.14) die nahezu gleichwertige Variante

$$A_E \approx \left(3,264 \cdot 10^{-5} p_{\text{max}} K_{\text{St}} + \frac{1}{4} (p_{\text{stat}} - 0,1) \right) V^{\frac{3}{4}} p_{\text{red,max}}^{-\frac{4}{7}} \quad (4.3)$$

verwendet wird. Einsetzen von (3.16) in (4.3) liefert den Ausdruck für die wirksame Entlastungsfläche

$$A_W = A_E \left(\exp \left(2,35 \cdot 10^{-3} \cdot \frac{K_{\text{St}}}{V^{\frac{3}{5}}} \cdot \sqrt{Q} \right) \right)^{-\frac{4}{7}} \quad (4.4)$$

woraus mit (4.1) die Gleichung (4.2) entsteht.

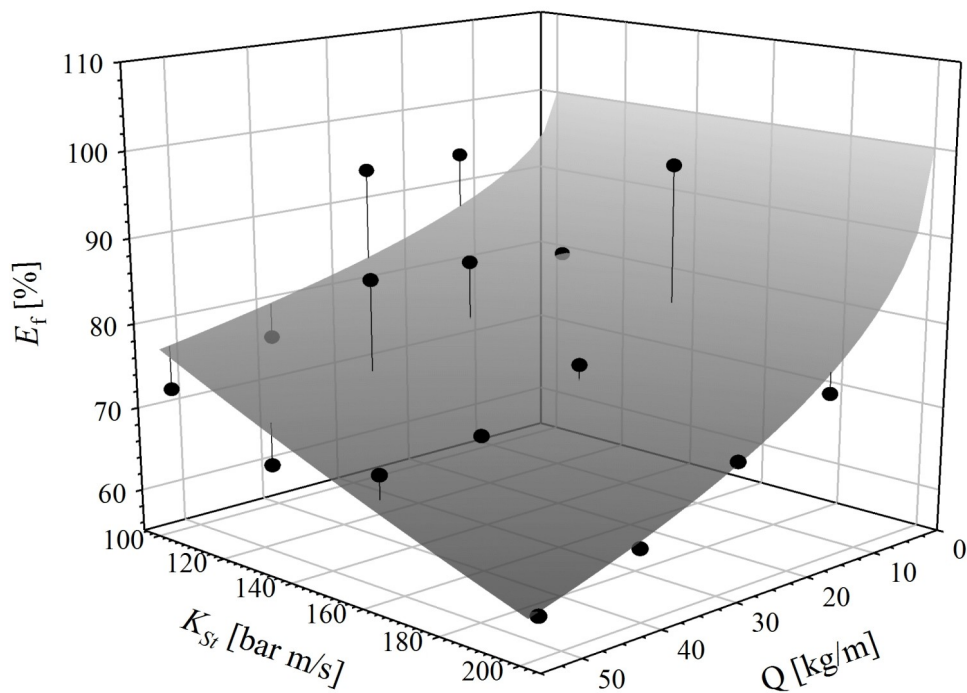
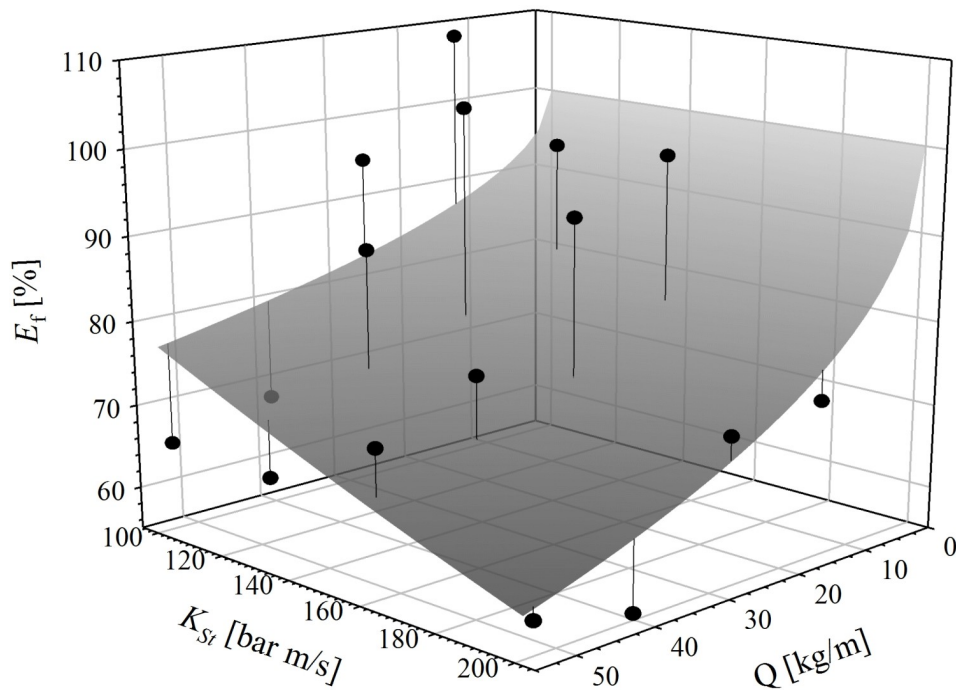


Bild 4.1: Klappenentlastungsfähigkeit als Funktion von Klappenwiderstand Q und K_{St} -Wert für $p_{stat} = 0,1$ bar (oben) und $p_{stat} = p_{dyn}$ (unten). Die Werte für p_{dyn} sind der Tabelle 3.2 entnommen. Die Fläche in den Diagrammen ist der Graph der Funktion (4.2) mit $V = 9,4 \text{ m}^3$ [Dirk Lorenz, 2018].

Wie der Funktionsverlauf zeigt, fällt die Entlastungsfähigkeit der Klappenkonstruktion mit wachsendem K_{St} -Wert und Klappenwiderstand Q , was erwartet wurde. Die experimentell ermittelten Entlastungsfähigkeiten und die Flächenfunktion zeigen zwar dieselben Abhängigkeitstendenzen von den Variablen K_{St} und Q , die Übereinstimmung ist durch die erhebliche Streuung der Messdaten dennoch nicht gut, was sich in einem Bestimmungsmaß von lediglich $R^2 \approx 0,43$ widerspiegelt. Wie bereits in Abschnitt 3.3.5.1 festgestellt wurde, sind vor allem die Schwankungen im dynamischen Ansprechdruck der Explosionsklappe für die Streuungen im reduzierten maximalen Explosionsdruck verantwortlich und damit für die starken Schwankungen bei der Entlastungsfähigkeit. Die Gleichung (3.14) – und damit auch die Gleichung (4.3) – ist nur gültig für $p_{stat} \geq 0,1$ bar. Deshalb dürfen bei der Berechnung der wirksamen Entlastungsflächen A_W keine $p_{dyn} \leq 0,1$ bar berücksichtigt werden, obwohl laut [10] gleiche Bedingungen bei der Berechnung von E_f angenommen werden sollen. Um den enormen Einfluss von p_{dyn} auf E_f zu verdeutlichen, wurde die Gültigkeitsgrenze $p_{stat} \geq 0,1$ bar ignoriert und die Entlastungsfähigkeiten noch einmal mit $p_{stat} = p_{dyn}$ anstelle von $p_{stat} = 0,1$ bar berechnet. Die Ergebnisse finden sich in Tabelle 4.2 sowie in Bild 4.1, unten. Es fällt sofort ins Auge, dass die mittleren Entlastungsfähigkeiten nun viel besser durch die Flächenfunktion (4.2) wiedergegeben werden ($R^2 = 0,78$).

Tabelle 4.2: Mit $p_{stat} = p_{dyn}$ bar berechnete Mittelwerte der Entlastungsfähigkeiten aus den in Kapitel 3 beschriebenen Versuchen. * bedeutet, dass nur ein Wert vorliegt [Dirk Lorenz, 2018].

$K_{St} \backslash m$	14,3 kg	25,3 kg	36,3 kg	47,0 kg
	$\bar{E}_f \pm u$ [%]			
100 bar m/s	94,0 ± 19,1	94 ± 16,3	75,9 ± 7,4	72,3 ± 8,5
130 bar m/s	84,1 ± 2,1	85,4 ± 14,2	85,7 ± 3,4	66,9 ± 1,5
160 bar m/s	69,6 ± 7,6	70,9 ± 14,2	76,2 ± 2,8	97,2 ± 3,4
200 bar m/s	74,4 ± 4,5	69,7 ± 2,3	63,4 ± 9,9	59,7*

Die Entlastungsfähigkeit E_f einer Explosionsklappe mit dem Klappenwiderstand Q kann demnach in erster Näherung mit (4.2) abgeschätzt werden. Dies gilt für kubische Behälter, wenn weiterhin die Bedingungen $p_{red,max} < 1$ bar und $V < 25$ m³ eingehalten werden. (4.2) kann auch über diese Grenzen hinaus angewendet werden, jedoch werden die berechneten Entlastungsfähigkeiten dann tendenziell zu klein.

Die gemachten Einschränkungen erklären sich wie folgt: Da dem Verfasser weder Veröffentlichungen noch experimentelle Daten bekannt sind, welche die Untersuchung eines funktionalen Zusammenhanges zwischen E_f und H/D -Werten größer als 2 zum Gegenstand haben, kann diese Abhängigkeit an dieser Stelle mathematisch nicht beschrieben werden.

Darüber hinaus widerspricht Formel (4.2) bzw. die zugrundeliegende Datenbasis teilweise den Ergebnissen von Siwek und Skov. In ihrer Arbeit fanden sie, dass die Entlastungsfähigkeit einer Explosionsklappe bei ansonsten gleichen Parametern mit dem K_{St} -Wert wächst. Sie stützten sich dabei vor allem auf experimentelle Ergebnisse, die

an drei verschiedenen kubischen Behältern von $2,4 \text{ m}^3$, 10 m^3 und 25 m^3 Volumen gewonnen wurden [55]. Diese experimentellen Daten können mit SIMEK bzw. (4.2) nicht in Gänze korrekt reproduziert werden, wie man aus Tabelle A.14 ersieht. Bei $p_{\text{red,max}}$ größer als 1 bar werden die mit SIMEK berechneten Entlastungsfähigkeiten deutlich kleiner als die von Siwek und Skov im Versuch ermittelten Werte.

Im Gegensatz zu Siwek und Skov kommt Harmanny in seiner Arbeit zu einem ähnlichen Ergebnis wie der Verfasser dieser Arbeit, nämlich dass die Entlastungsfähigkeit mit wachsendem Volumen steigt und mit steigendem K_{St} -Wert fällt, wobei Letztgenanntes experimentell nicht abgesichert werden konnte [19]. Harmanny's Ergebnisse lassen sich jedoch mit SIMEK recht gut reproduzieren.

Ebenfalls im Widerspruch zu Siwek und Skov stehen Erfahrungen aus zahlreichen experimentellen Explosionsklappenprüfungen, die auf der Bergbau-Versuchsstrecke in Dortmund durchgeführt wurden. Hier zeigte sich, dass die Entlastungsfähigkeit von Explosionsklappen mit dem K_{St} -Wert fallen aber auch steigen kann – je nach Kombination von Behältervolumen und Entlastungsflächengröße [16]. Auch auf dem BGN-Versuchsfeld in Kappelrodeck (Schwarzwald) wurden solche Beobachtungen gemacht [29, 51]. Die Allgemeingültigkeit der Ergebnisse von Siwek und Skov darf also ebenso angezweifelt werden wie diejenige der Gleichung (4.2).

Dieses Phänomen lässt sich qualitativ so erklären: Für die Höhe der Entlastungsfähigkeit ist es von Vorteil, wenn sich Explosionsversuche auf einem hohem Druckniveau abspielen. Bild 4.2 soll dies demonstrieren. Eine exemplarisch ausgewählte Differenz von 0,2 bar in $p_{\text{red,max}}$ bewirkt im grafisch dargestellten Beispiel die beiden verschiedenen

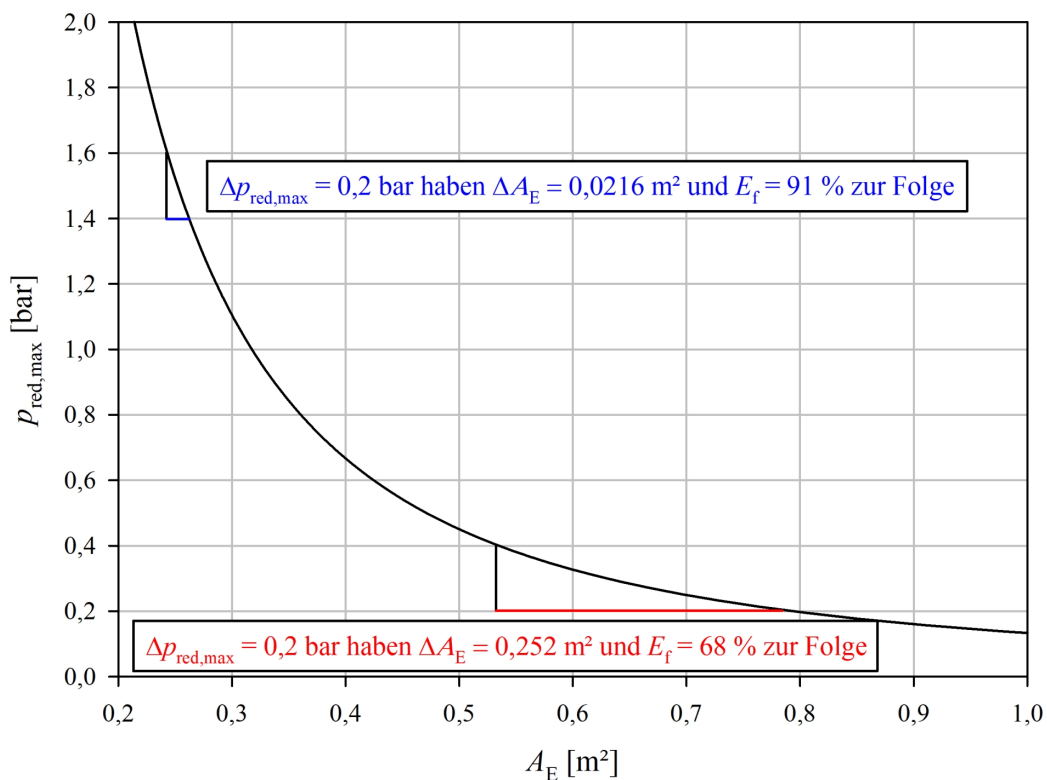


Bild 4.2: Druck-Flächen-Kurve für $V = 9,4 \text{ m}^3$, $K_{\text{St}} = 200 \text{ bar m/s}$ und $H/D = 1$ [Dirk Lorenz, 2018].

Entlastungsfähigkeiten von 68 % und 91 %. Dieser Unterschied ergibt sich lediglich aus den verschiedenen Druckniveaus von 0,2 bar und 1,4 bar. Generell wird, bei sonst gleichen Parametern, ein höheres Druckniveau durch Vergrößerung des K_{St} -Wertes erreicht. Folglich sollte E_f im Allgemeinen mit dem K_{St} -Wert wachsen.

Berücksichtigt werden muss jedoch auch das Behältervolumen. Denn in kleinen Behältern wächst die reduzierte maximale Druckanstiegsgeschwindigkeit im Verhältnis zum reduzierten maximalen Explosionsdruck mit dem K_{St} -Wert erheblich schneller an als in großen Volumina. In Bild 4.3 ist dies am Beispiel von zwei Behältern mit $V = 1 \text{ m}^3$ und $V = 100 \text{ m}^3$ dargestellt. Bei kleinen Behältern dominiert das massive Wachstum der reduzierten maximalen Druckanstiegsgeschwindigkeit die Abhängigkeit der Entlastungsfähigkeit vom K_{St} -Wert: Sie fällt mit steigendem K_{St} -Wert. Bei größeren Behältern setzt sich dagegen der günstige Einfluss des höheren Druckniveaus durch: E_f wächst mit steigendem K_{St} -Wert. Ab welchem Behältervolumen der eine Effekt den anderen überwiegt kann nur geschätzt werden und hängt auch vom Klappenwiderstand Q ab. Beim 25 m^3 -Behälter in Kappelrodeck wurde bisher noch kein Anstieg von E_f mit dem K_{St} -Wert beobachtet, wenn der reduzierte maximale Explosionsdruck unterhalb von ca. 1 bar bleibt. Deshalb wird dieser Wert hier als Volumen-Obergrenze für (4.2) herangezogen.

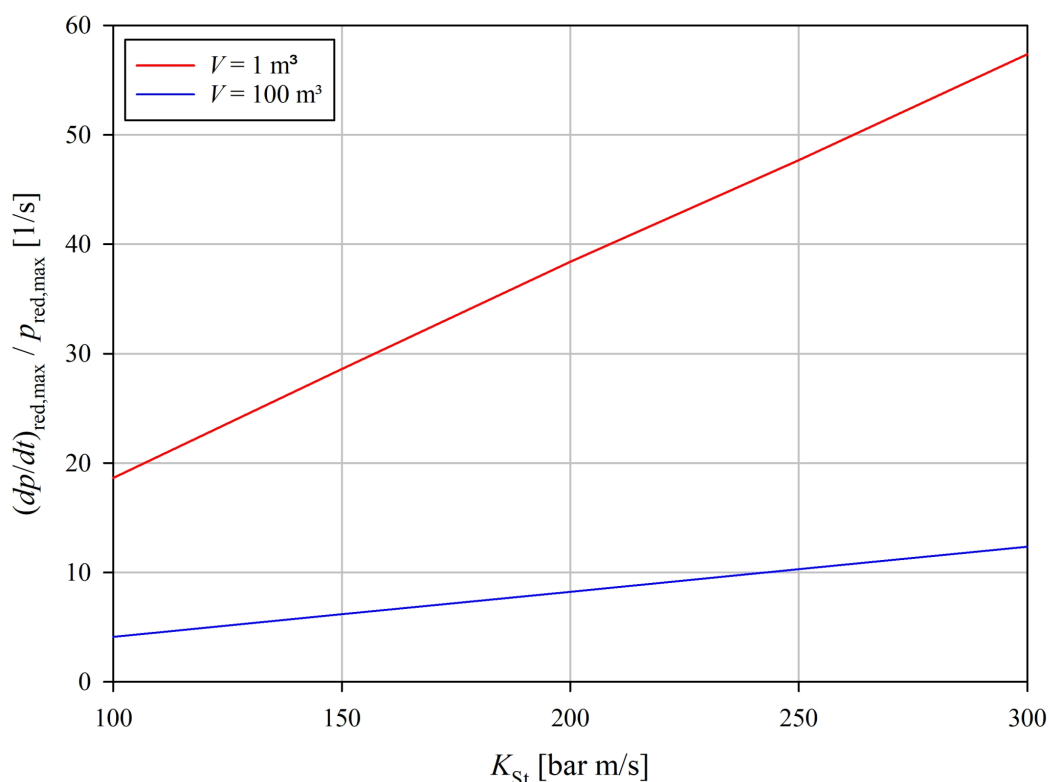


Bild 4.3: $(dp/dt)_{red,max} / p_{red,max}$ als Funktion des K_{St} -Wertes für zwei verschiedene Volumina. $(dp/dt)_{red,max}$ und $p_{red,max}$ wurden mit SIMEK berechnet [Dirk Lorenz, 2018].

5 Vermeidung von Deckenaufbauten

5.1	Ansatz	73
5.2	Dimensionierung der Explosionsklappe	74
5.2.1	Bestimmung von Klappenschwerpunkt und -trägheitsmoment	75
5.2.2	Abschätzung der erforderlichen Bügelstärke	75
5.3	Funktionsprüfung der Explosionsklappe	77
5.3.1	Aufbau	77
5.3.1.1	Beschaffenheit der Explosionsklappe	77
5.3.1.2	Erfassung der Klappenbewegung	78
5.3.1.3	Charakterisierung von Versuchsbehälter und Messkette	79
5.3.2	Vorbereitung	79
5.3.2.1	Bestimmung von Schwerpunkt und Trägheitsmoment	79
5.3.2.2	Einstellen des statischen Ansprechdrucks	80
5.3.3	Durchführung	80
5.3.4	Messergebnisse	80
5.3.5	Auswertung	83
5.4	Optimierung des Klappenverschlusses	84

Explosionsklappen haben den Nachteil, dass sie entweder keine größeren Lasten (z. B. Personen) tragen können oder Aufbauten auf der Decke des zu schützenden Gebäudes bzw. Behälters darstellen. Häufig besitzen Explosionsklappen auch beide Nachteile gleichzeitig. Arbeiten auf Decken, Dächern und Dachböden mit solchen Explosionsklappen ist darum oft mühselig, weshalb in der Vergangenheit vielfach der Wunsch von Anlagenbetreibern geäußert wurde, möglichst preiswerte Explosionsklappen zur Verfügung zu haben, die ein Begehen oder Befahren zulassen. Eigenkonstruktionen mit den genannten Eigenschaften, deren EU-Baumusterprüfungen von Anlagenbetreibern und Silobauern bei der FSA in Auftrag gegeben wurden, erwiesen sich als mangelhaft. Angesichts dieser Gegebenheiten rief die FSA ein Projekt ins Leben, welches die Entwicklung einer robusten Explosionsklappe ohne Deckenaufbauten zum Gegenstand hatte [38].

5.1 Ansatz

Um das angestrebte Ziel zu erreichen, wurde die Befestigung der Explosionsklappe in das Innere des Silos verlegt. Dabei sollte die Konstruktion zum einen die Rotationsbewegung der Klappe gewährleisten und zum anderen die beim Entlastungsvorgang aufgenommene Rotationsenergie ab einer definierten Winkelstellung aufnehmen.

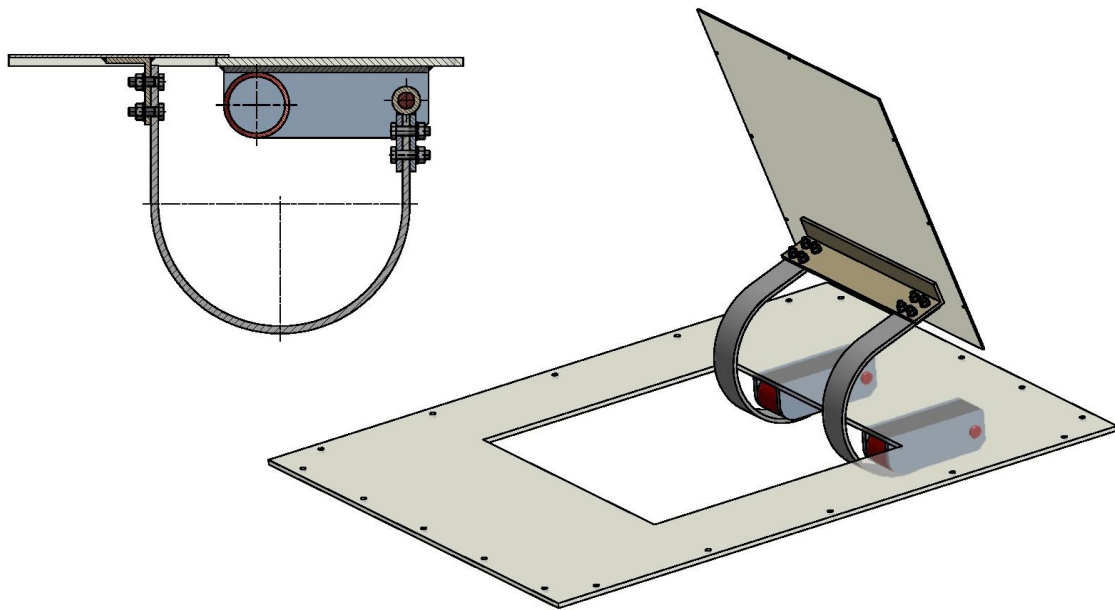


Bild 5.1: CAD-Zeichnung der Explosionsklappe ohne Deckenaufbauten aus zwei verschiedenen Perspektiven [Michael Seithel, 2018].

Insgesamt wurden vier verschiedene Konzepte für den Bau einer solchen Explosionsklappe entwickelt, wobei sich eines als besonders geeignet erwies, da es alle Anforderungen erfüllte [38]. Diese Explosionsklappe wird nachfolgend beschrieben.

Die Explosionsklappe besteht aus einer quadratischen Stahlplatte, die entweder frei aufliegt oder z. B. mit Kunststoffschrauben verschlossen wird. Mit Hilfe von zwei gebogenen Flacheisen ist die Klappe an einem Scharnier befestigt, welches im Inneren des Silos unterhalb der Silodecke montiert ist. Horizontal vor dem Scharnier in Richtung der Entlastungsöffnung sind zwei Stahlröhre in die Scharnierhalterung integriert, wie Bild 5.1 zu entnehmen ist. Öffnet die Klappe, so schlagen die Bügel bei einer Winkelstellung von etwa 70° an die Stahlröhre an und beginnen sich zu verbiegen. Die Verformung verläuft zunächst elastisch, später plastisch. Die Rotationsenergie der Klappe geht dabei teilweise in die plastische Verformungsarbeit über.

5.2 Dimensionierung der Explosionsklappe

Zur Dimensionierung des Scharniers und der Bügel wurde auf die Ergebnisse aus Kapitel 3 zurück gegriffen.

Weil die Funktionstüchtigkeit der aufzubauenden Explosionsklappe am $9,4\text{ m}^3$ -Behälter des Versuchsfeldes in Kappelrodeck nachgewiesen werden sollte, waren die Maße der Explosionsklappe im Wesentlichen festgelegt (Tabelle 5.1). Um die erforderliche Bügelstärke abzuleiten, musste die auftretende Belastung im Vorfeld abgeschätzt werden.

5.2.1 Bestimmung von Klappenschwerpunkt und -trägheitsmoment

Zu diesem Zweck wurden Explosionsklappen mit drei verschiedenen Bügelstärken konstruiert und deren Schwerpunkte S und Trägheitsmomente Θ_K mit den im Abschnitt 3.3.2 beschriebenen Verfahren sowohl auf theoretischem als auch auf experimentellem Wege bestimmt. Die Ergebnisse dieser Bemühungen sind in den Tabellen B.3 und B.4 einsehbar. Die detaillierten Berechnungen sowie die ausführliche Beschreibung der Versuche finden sich in [38].

5.2.2 Abschätzung der erforderlichen Bügelstärke

Zur Ableitung der maximal auftretenden Belastung an den Bügeln der Explosionsklappe wurde die Software SIMEK verwendet (siehe Abschnitt 3.4.7). Gerechnet wurde für eine Klappe mit einer Bügelstärke $d_B = 10$ mm. In Tabelle 5.1 sind die dafür verwendeten Daten zusammenfassend dargestellt. Als maximale Scharnierbelastung lieferte diese Rechnung $F_{g,\max} = 8,14$ kN. Weiterhin ergaben sich $p_{\text{red},\max} = 0,196$ bar und $(dp/dt)_{\text{red},\max} = 1,78$ bar/s. Bild 5.2 zeigt ein Diagramm, in dem die zeitlichen Verläufe des Klappenöffnungswinkels, der Scharnierbelastung und des Überdrucks im Behälter grafisch dargestellt sind.

Tabelle 5.1: Eingangsparmeter für die Simulation des Öffnungsvorganges der Explosionsklappe ohne Deckenaufbauten mit SIMEK [Dirk Lorenz, 2018].

V [m ³]	H/D	K_{St} [bar m/s]	c [kg/m ³]	A_E [m ²]
9,4	1,0	100	0,75	0,5
m [kg]	K [m]	p_{stat} [bar]	S [m]	Θ_K [kg m ²]
42,5	0,97	0,1	0,424	11,99

Die optimale Bügelstärke musste nun so ausgewählt werden, dass sich die Bügel während des Klappenöffnungsvorganges möglichst wenig verformen, beim Abfangvorgang der Klappe aber möglichst viel der Rotationsenergie in die plastische Verformung der Bügel übergeht. Dies wurde mit Hilfe einer einfachen Abschätzung erreicht:

Aus Bild 5.2 ist ersichtlich, dass die maximale Scharnierbelastung bei Klappenöffnungswinkeln oberhalb $\varphi = 80^\circ$ auftritt. Aus Abschnitt 3.3.5 ist bekannt, dass bei großen Öffnungswinkeln die radiale Komponente der Kraft auf das Klappenscharnier dominiert. Deshalb greift der Vektor der maximalen Scharnierbelastung $\vec{F}_{g,\max}$ in etwa unter einem rechten Winkel an den längeren Enden der Klappenbügel an. Das Biegemoment D_B auf die Mitte eines Klappenbügels lässt sich deshalb in guter Näherung abschätzen durch

$$D_B = \frac{F_{g,\max}}{2} \cos\left(\arctan\left(\frac{R}{R+o}\right)\right) \sqrt{R^2 + (R+o)^2} \quad (5.1)$$

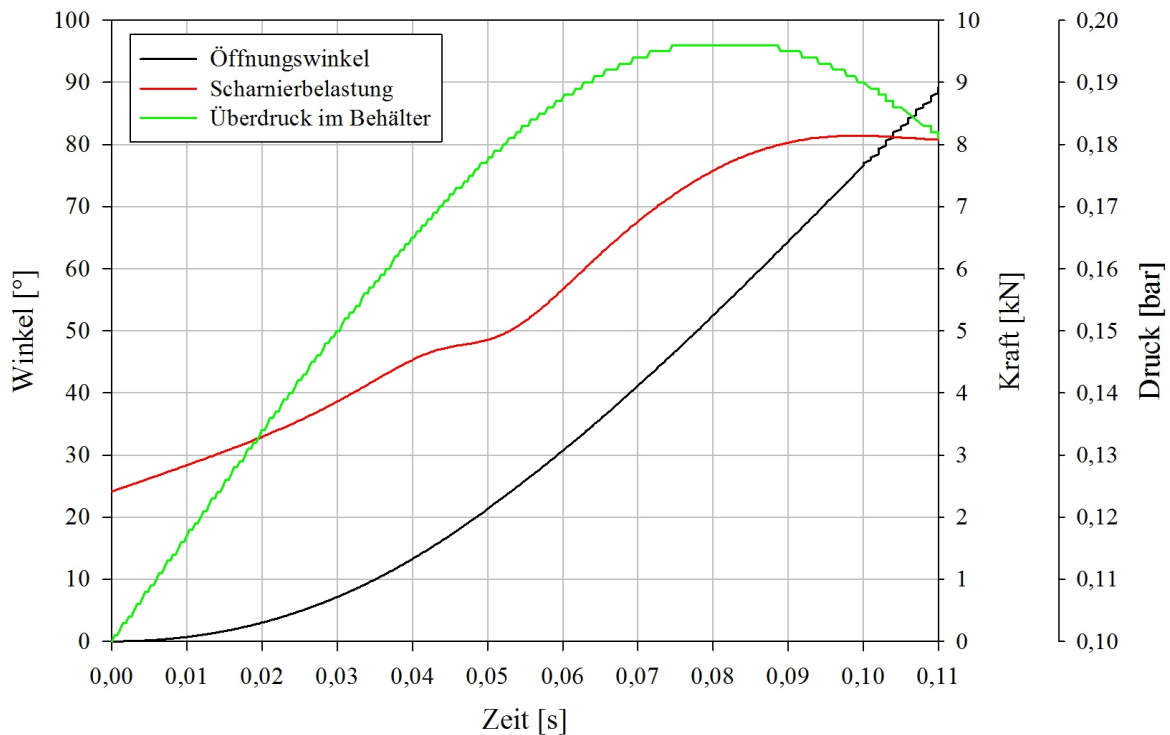


Bild 5.2: Öffnungswinkel, Scharnierbelastung und Überdruck im 9,4 m³-Behälter bei der simulierten Druckentlastung mit der Explosionsklappe ohne Deckenaufbauten bei 10 mm starken Befestigungsbügeln [Dirk Lorenz, 2018].

Die Verhältnisse sind in Bild 5.3 grafisch dargestellt. Für die Daten aus Tabelle 5.1 und Bild 5.2 ergibt sich mit (5.1) ein Biegemoment von $D_B = 1.414 \text{ Nm}$.

Die Biegespannung σ_B eines Bügels ist gegeben durch

$$\sigma_B = \frac{D_B}{W_{pl}} \quad (5.2)$$

mit W_{pl} als plastisches Widerstandsmoment. Für Letztgenanntes gilt

$$W_{pl} = \frac{b_B d_B^2}{4} \quad (5.3)$$

mit b_B als Breite des Bügels. Die Bügel beginnen sich dann plastisch zu verformen, wenn σ_B größer wird als die Fließgrenze des Bügelmaterials ST 52-3, d. h. wenn gilt $\sigma_B > 355 \text{ N/mm}^2$. Die optimale Bügelstärke lässt sich somit berechnen, indem (5.1) in (5.2) eingesetzt und unter Verwendung von $\sigma_B = 355 \text{ N/mm}^2$ nach der Bügelstärke d_B aufgelöst wird:

$$d_B = \sqrt{\frac{4 D_B}{\sigma_B b_B}} = \sqrt{\frac{4 \cdot 1.414 \text{ Nm}}{3,55 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2 \cdot 0,08 \text{ m}}} = 0,0141 \text{ m} = 14,1 \text{ mm} \quad (5.4)$$

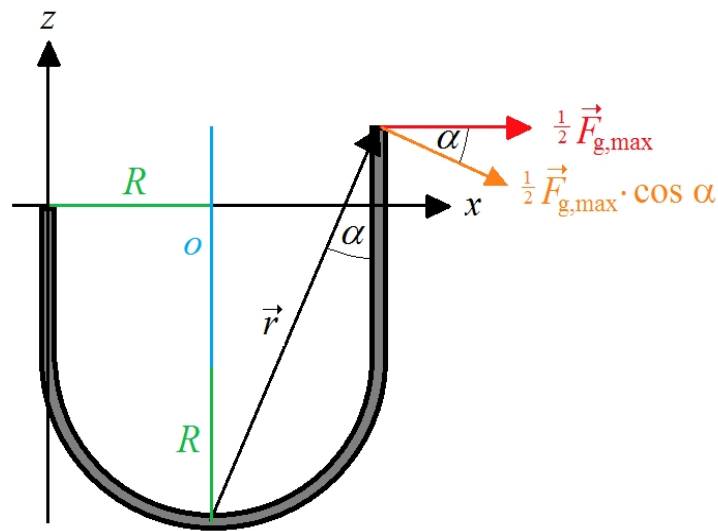


Bild 5.3: Schematisierte Darstellung des Drehmomentes auf den Scheitelpunkt eines Klappenbügels aufgrund der Klappenbewegung [Dirk Lorenz, 2018].

Demnach sollten Bügel mit einer Stärke $d_B = 14\text{ mm}$ mit den gewählten Parametern aus Tabelle 5.1 kaum plastische Verformung zeigen, wohingegen sich Bügel mit einer geringeren Stärke deutlich plastisch verformen müssten. Dies wurde experimentell nachgeprüft.

5.3 Funktionsprüfung der Explosionsklappe

5.3.1 Aufbau

5.3.1.1 Beschaffenheit der Explosionsklappe

Um die generelle Funktionstauglichkeit der neu entwickelten Klappe sowie die Abschätzung der erforderlichen Bügelstärke aus dem vorherigen Abschnitt 5.2.2 zu prüfen, wurden die Klappe und drei Bügelpaare mit den Stärken $d_B = 10\text{ mm}$, 12 mm und 14 mm hergestellt. Verschluss wurde die Klappe mit handelsüblichen Spreizdübeln und dazu passenden Schrauben (siehe Abschnitt 5.3.2.2). Die wichtigsten Abmessungen der Klappe finden sich in der nachfolgenden Tabelle 5.2.

Tabelle 5.2: Abmessungen von Stahlplatte und Bügel der Explosionsklappe ohne Deckenaufbauten [Dirk Lorenz, 2018].

A_E [m ²]	a [m]	b [m]	d [m]	b_B [m]	R [m]	o [m]
0,5	0,77	0,77	0,006	0,08	0,164	0,186

5.3.1.2 Erfassung der Klappenbewegung

Aufgrund der Position der Klappenscharniere im Siloinneren und der dort herrschenden extrem hohen Temperaturen während eines Explosionsversuchs konnte der in Abschnitt 3.3.1.2 erwähnte Inkremental-Drehgeber nicht zur Erfassung der Klappenbewegung eingesetzt werden. Optische Systeme kamen wegen des hohen Staubaufkommens in unmittelbarer Nähe der Klappe nicht in Frage.

Um dennoch den Klappenöffnungswinkel über der Zeit messtechnisch erfassen zu können, wurde von Schiebler ein einfaches Messsystem entwickelt. Im Wesentlichen besteht dieses System aus einem Spannungsteiler, aufgebaut aus einem festen Widerstand R_{ref} und einem variablen Widerstand R_{var} , durch die ein konstanter Strom geleitet wird. Der R_{var} ist ein Widerstandsdraht bekannter Leitfähigkeit, der über einen Schleifkontakt mit dem Eingang der Messschaltung verbunden ist. Ein Ende des Drahtes ist über die Klappe mit dem Erdpotential verbunden. Bewegt sich die Klappe, so wird der Draht durch den Schleifkontakt gezogen, wodurch sich R_{var} entsprechend vergrößert. Die Messung des Spannungsabfalls über R_{ref} liefert die Position der Klappe, da der Spannungsabfall in eindeutiger Weise mit dem Klappenöffnungswinkel zusammenhängt. Um auch asymmetrisches Verhalten oder Verbiegungen der Klappe beim Öffnungsvorgang beobachten zu können, wurden vier Stück der Spannungsteiler hergestellt und die vier zugehörigen Schleifkontakte an verschiedenen Stellen auf der Klappenoberfläche positioniert [38].

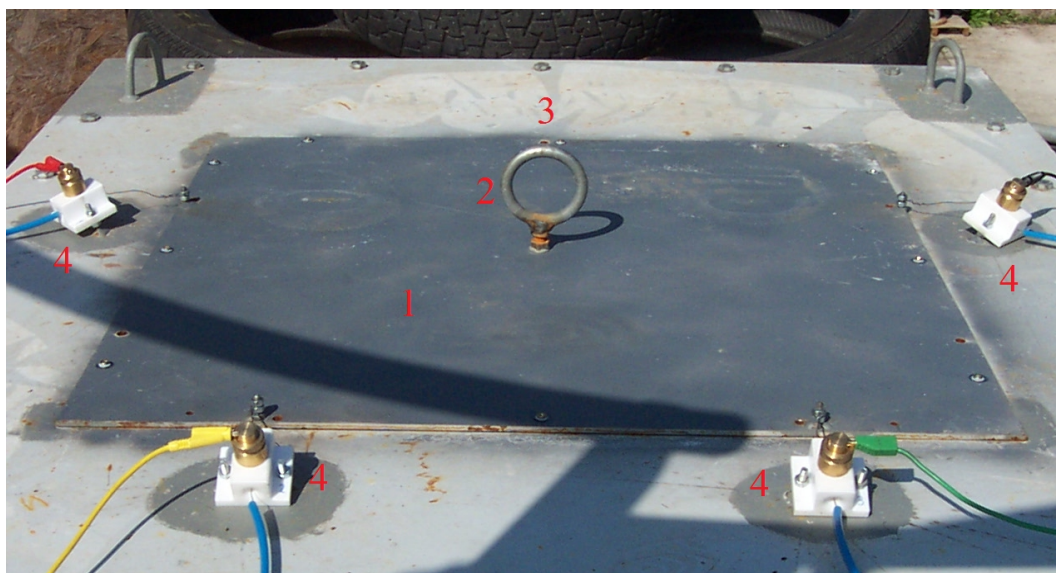


Bild 5.4: Fotografie der Explosionsklappe ohne Deckenaufbauten mitsamt Schleifkontakthanordnung. 1: Explosionsklappenplatte, 2: Ring zum Einhängen von Zugwaage und Kran zur Prüfung des statischen Ansprechdrucks, 3: Seite mit Sitz der Rotationsachse, 4: Schleifkontakte zur Erfassung der Klappenbewegung [Dirk Lorenz, 2018].

5.3.1.3 Charakterisierung von Versuchsbehälter und Messkette

Der Versuchsbehälter und die Messkette entsprechen in wesentlichen Teilen denen aus den Abschnitten 3.3.1.3 und 3.3.1.4. Die Entlastungsfläche beträgt hier $A_E = 0,5 \text{ m}^2$ anstatt $A_E = 0,484 \text{ m}^2$. Der Beschleunigungsmesser, die Lichtschranke und der Drehgeber wurden durch die vier Spannungsteiler ersetzt. Der gesamte Versuchsaufbau ist in Bild 5.5 schematisiert dargestellt.

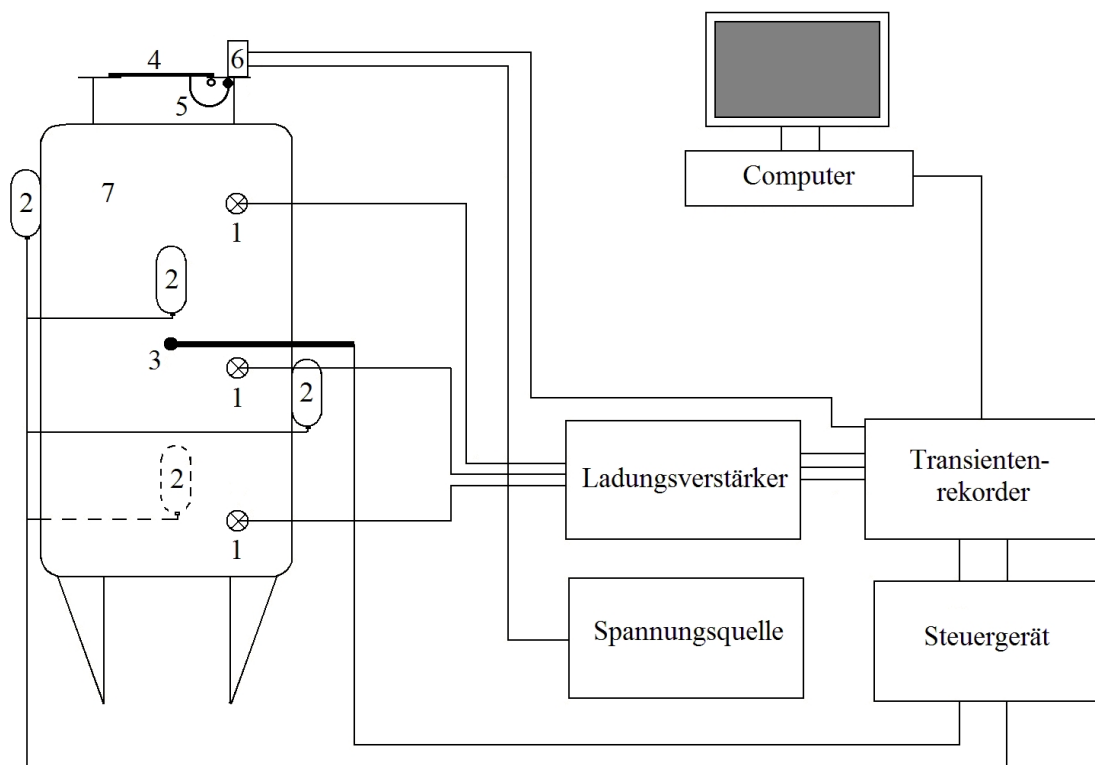


Bild 5.5: Schematische Darstellung des gesamten Versuchsaufbaus. 1: Piezoelektrische Drucksonden, 2: Staubvorratsbehälter, 3: pyrotechnische Zünder ($2 \times 5 \text{ kJ}$), 4: Explosionsklappe, 5: Bügelaufhängung der Klappe, 6: Spannungsteiler zur Erfassung der Klappenbewegung, 7: Versuchsbehälter [Dirk Lorenz, 2018].

5.3.2 Vorbereitung

5.3.2.1 Bestimmung von Klappenschwerpunkt und -trägheitsmoment

Die Klappenschwerpunkte und die Klappenträgheitsmomente wurden zur Kontrolle der theoretisch ermittelten Werte noch einmal mit den in Abschnitt 3.3.2 beschriebenen Verfahren experimentell bestimmt. Es ergab sich eine gute Übereinstimmung (Tabelle B.4 in Anhang B.2 und [38]).

5.3.2.2 Einstellen des statischen Ansprechdrucks

Der statische Ansprechdruck der Klappe von $p_{\text{stat}} = 0,1$ bar wurde mit handelsüblichen Spreizdübeln und zugehörigen Schrauben verwirklicht. Zur Bestimmung einer dafür geeigneten Kombination aus Anzahl und Orten von Spreizdübel/Schrauben wurde die Klappe auf verschiedene Arten mit diesen verschlossen und mit Hilfe eines Krans über eine Zugwaage wiederholt eine öffnend wirkende Kraft auf den Klappenschwerpunkt ausgeübt. Als gut geeignet erwiesen sich zehn Stück 6er Dübel FU 6×35 SK in Kombination mit $4,0 \times 45$ Schaftschrauben. Drei Dübel/Schrauben waren dabei äquidistant entlang des Randes der Scharnierseite angeordnet und sieben Dübel/Schrauben, ebenfalls äquidistant, entlang des Randes der restlichen drei Seiten [38].

5.3.3 Durchführung

Die Vorbereitung des Versuchsbehälters und der Messkette sowie die Explosionszündung entsprachen im Wesentlichen den Abläufen, die in Abschnitt 3.3.3 beschrieben sind. Als Brennstaub wurde erneut Maisstärke verwendet sowie die Versuchsparameter $c = 1.000 \text{ g/m}^3$ und $t_v = 1,3$ s. Diese erzeugten bei $V = 9,4 \text{ m}^3$ und $A_E = 0,5 \text{ m}^2$ den Wert $K_{\text{St}} = 100 \text{ bar m/s}$.

Zur Positionsbestimmung der Klappe wurde ein Konstantan-Draht mit 0,8 mm Stärke verwendet ($0,975 \Omega/\text{m}$). Die Drähte wurden mit Druckluftschläuchen gegen unerwünschte Kontakte mit dem Erdpotential abgeschirmt. An die Spannungsteiler wurde eine Spannung von 0,852 V angelegt, was einen Gesamtstrom von 243 mA in den Widerstandsdrähten induzierte.

Für jede Bügelstärke wurde ein Versuch durchgeführt, so dass das Versuchsprogramm aus insgesamt drei Versuchen bestand. Die Kontur der Bügel wurde vor und nach jedem Versuch grafisch erfasst.

5.3.4 Messergebnisse

Bei allen drei Versuchen funktionierte die Explosionsklappe ohne Deckenaufbauten, wobei der Grad der Bügelverformung δ (Winkel zwischen der ursprünglichen und post-experimentellen Ausrichtung der Klappe, Bild 5.7) mit zunehmender Bügelstärke abnahm. Beim Versuch mit den 8 mm starken Bügeln verbog sich auch die Klappenplatte durch einen harten Anschlag auf der Silodecke.

Nicht zufriedenstellend waren die mit der Dübel/Schrauben-Technik erzielten dynamischen Ansprechdrücke. Sie überstiegen den zuvor ermittelten Soll-Wert des statischen Ansprechdrucks (0,1 bar) bis zum Dreifachen und das, obwohl die Anzahl der Dübel/Schrauben n_S von Versuch zu Versuch reduziert wurde.

Die Signale, die mit den Spannungsteilern erzeugt wurden, waren mit starken Störsignalen überlagert und deshalb nicht verwertbar. Die Bilder 5.6 und 5.7 sowie die Tabelle 5.3 zeigen die Versuchsergebnisse im Überblick. Weitere Details finden sich in [38].



Bild 5.6: Fotografien der 8 mm, 10 mm und 14 mm starken Explosionsklappenbügel nach den Versuchen [Dirk Lorenz, 2002].

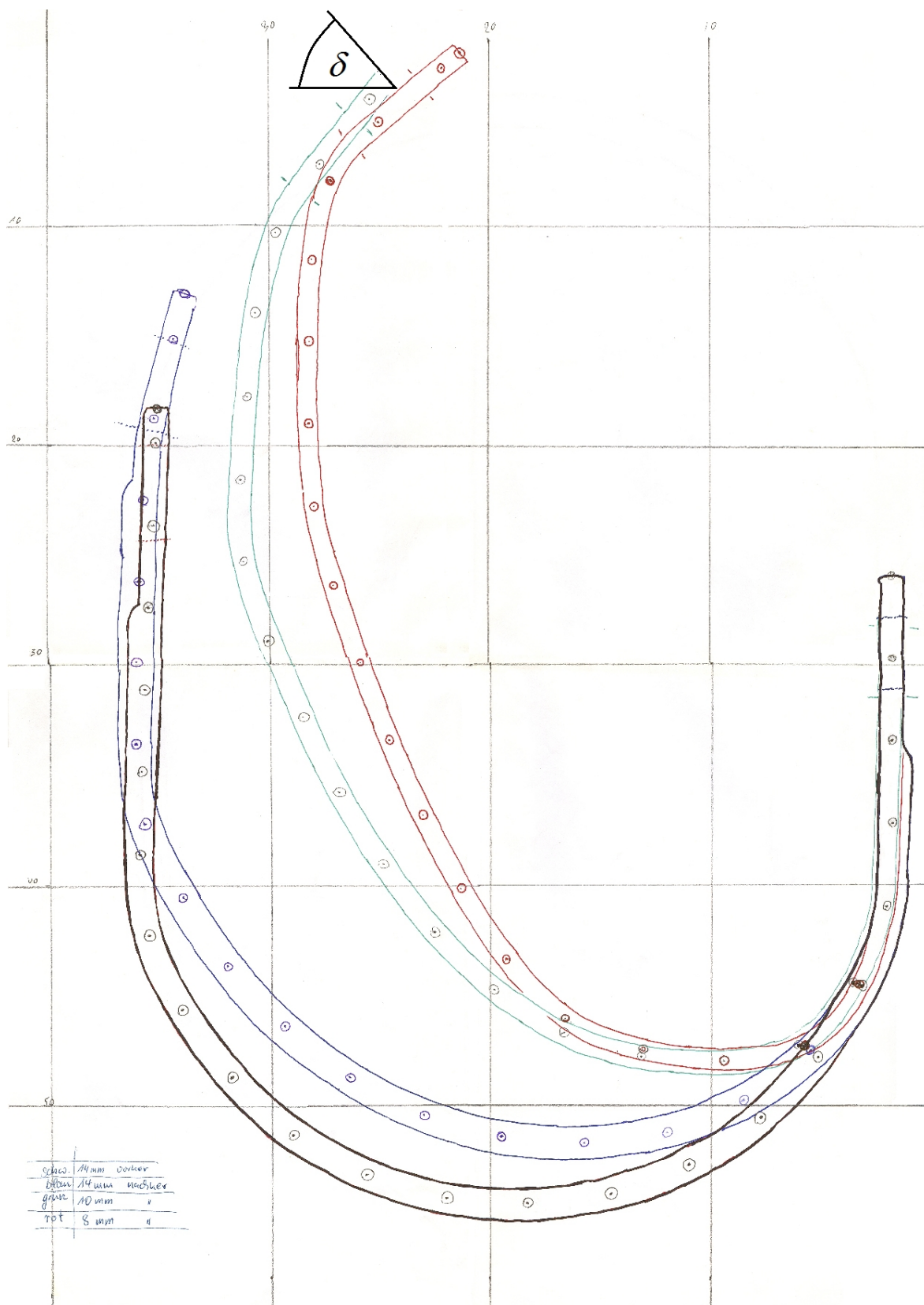


Bild 5.7: Konturpausen der Explosionsklappenbügel vor und nach den Versuchen. Rot: 8 mm-Bügel, grün: 10 mm-Bügel, blau: 14 mm-Bügel, schwarz: Bügelform vor dem Versuch [Dirk Lorenz, 2002].

Tabelle 5.3: Messergebnisse der Versuche Nr. 1 bis 3 mit der Explosionsklappe ohne Deckenaufbauten [Dirk Lorenz, 2018].

Nr.	d_B [mm]	n_S	$p_{\text{red,max}}$ [bar]	p_{dyn} [bar]	δ [°]
1	8	10	0,49	0,20	25
2	10	8	0,59	0,30	22
3	14	6	0,37	0,18	10

5.3.5 Auswertung

Der aus Bild 5.7 ersichtliche Grad der Bügelverformung zeigt, dass die einfache Abschätzung der erforderlichen Bügelstärke mit Hilfe von (5.1) und (5.4) anwendbar ist. Gemäß dieser Abschätzung hätte bei den Bügeln mit einer Stärke von $d_B = 14$ mm gerade keine plastische Verformung mehr auftreten dürfen. Da beim Versuch mit diesen Bügeln der dynamische Ansprechdruck und damit auch der reduzierte maximale Explosionsdruck knapp doppelt so groß war wie beabsichtigt (Tabelle 5.3), war auch die Belastung auf die Klappenbügel höher als geplant. Mit SIMEK errechnet sich für die erhaltenen Versuchsergebnisse eine maximale Scharnierbelastung von $F_{g,\text{max}} = 2,34$ kN, woraus eine erforderliche Bügelstärke von $d_B = 18$ mm folgt.

Das Ergebnis der Versuche kann weiterhin so interpretiert werden, dass der hier entwickelte Explosionsklappentypus auch mit Bügeln funktioniert, deren Stärke etwas unter derjenigen liegt, die mit Hilfe von (5.1) und (5.4) berechnet wurde.

Abschließend wurde der Frage nachgegangen, welcher Anteil der Klappenrotationsenergie durch plastische Verformung von der Explosionsklappe aufgenommen wurde. Schiebler hat zu diesem Zweck eine spezielle Software entwickelt [38], um aus dem Grad der Bügel- und Klappenverbiegung die Deformationsenergie zu berechnen. Weil die aus den experimentell gewonnenen Daten abgeleiteten zeitabhängigen Klappenöffnungswinkel aufgrund überlagerter Störsignale nicht verwertbar sind, wurden mit SIMEK die drei durchgeführten Versuche nachgestellt, um daraus die Rotationsenergie der Klappe beim Anschlag an die Biegewalze zu berechnen. Es ergaben sich die Werte in Tabelle 5.4. Aus den Zahlen in der äußerst rechten Spalte der

Tabelle 5.4: Rotationsenergie E_{rot} der Explosionsklappe beim Anschlag an die Biegewalze, berechnete Deformationsenergien der Bügel $E_{V,B}$, der Stahlplatte $E_{V,P}$ und der Klappe insgesamt E_V sowie der Anteil der Verformungsenergie an E_{rot} [Dirk Lorenz, 2018].

Nr.	d_B [mm]	E_{rot} [kJ]	$E_{V,B}$ [kJ]	$E_{V,P}$ [kJ]	E_V [kJ]	Anteil [%]
1	8	5,113	1,544	0,442	1,986	30,0
2	10	5,782	1,694	0,226	1,920	29,3
3	14	4,245	1,406	0,250	1,656	33,1

Tabelle geht hervor, dass bei den durchgeführten Versuchen rund 1/3 der Klappenrotationsenergie in die Deformation von Bügeln und Klappenplatte übergang.

Die Entlastungsfähigkeit der Klappe konnte wegen der schlechten Reproduzierbarkeit des dynamischen Ansprechdrucks experimentell nicht sinnvoll bestimmt werden. Die Rechnungen mit SIMEK ergaben Werte um 83 %, was angesichts der massiven Bauweise der Klappe realistisch erscheint. Weitere Details zu den durchgeführten Versuchen finden sich in [38].

5.4 Optimierung des Klappenverschlusses

Wie zuvor erwähnt, erwiesen sich die Spreizdübel, welche bei der Funktionsprüfung des Prototypen zum Verschließen verwendet wurden, als ungeeignet. p_{dyn} war deutlich zu hoch und kaum reproduzierbar. Aus diesem Grund wird der Klappenverschluss bei konkreten praktischen Anwendungsfällen durch Polyamid-Schrauben realisiert, deren Anzahl, Anordnung und Bruchlast gemäß

$$p_{\text{stat}} = \frac{\sum_n Z_n h_n}{A_E h} \quad (5.5)$$

ausgelegt werden. In (5.5) ist Z_n die Bruchlast der n-ten Schraube. h_n bezeichnet den Abstand zwischen dem Zentrum des n-ten Schraubenloches in der Klappe und der Klappenrotationsachse. Schließlich stellt h den Abstand zwischen der Klappenrotationsachse und dem Mittelpunkt der Entlastungsöffnung dar.

Dass Polyamid-Schrauben unter Verwendung der Gleichung (5.5) zum Verschließen von Explosionsklappen geeignet sind, hat Schiebler et. al. [38] in einer Untersuchung nachgewiesen. Zwar wurden im Rahmen dieser Untersuchung zuweilen erhebliche Differenzen zwischen p_{dyn} und p_{stat} festgestellt, jedoch galt stets $p_{\text{dyn}} \leq p_{\text{stat}}$. Dadurch sind die mit SIMEK prognostizierten Klappenrotationsenergien tendenziell zu groß, wodurch die Energieaufnahmekapazität der mit SIMEK ausgelegten Klappenbügel geringfügig überdimensioniert ist. Die Funktionsfähigkeit der Explosionsklappe ist damit gewährleistet.

6 Reproduzierbarkeit des Ansprechverhaltens

6.1	Ansatz	86
6.1.1	Konzept 1	86
6.1.2	Konzept 2	87
6.1.3	Auswahl eines Konzeptes	88
6.2	Realisierung der Explosionsklappe	89
6.2.1	Festlegung der Entlastungsflächengröße	89
6.2.2	Auswahl geeigneter Magnete	90
6.2.3	Auswahl geeigneter Antriebsfedern	91
6.2.4	Entlastungsfähigkeit	92
6.2.5	Klappenfangvorrichtung	93
6.2.6	Steuerelektronik	96
6.2.6.1	Untersuchung des Magnetabschaltverhaltens	96
6.2.6.2	Aufbau der Steuerelektronik	100
6.3	Funktionsprüfung der Explosionsklappe	102
6.3.1	Erste Versuchsreihe	102
6.3.1.1	Versuche im Labor	103
6.3.1.1.1	Aufbau	103
6.3.1.1.2	Durchführung	103
6.3.1.1.3	Messergebnisse	104
6.3.1.1.4	Auswertung	105
6.3.1.2	Funktionsprüfung auf dem Versuchsfeld	105
6.3.1.2.1	Aufbau	106
6.3.1.2.2	Durchführung	107
6.3.1.2.3	Messergebnisse	108
6.3.1.2.4	Auswertung	110
6.3.2	Optimierung der Explosionsklappe	113
6.3.2.1	Erhöhung der maximalen Magnetkraft	113
6.3.2.2	Änderung der Steuerelektronik	113
6.3.3	Zweite Versuchsreihe	114
6.3.3.1	Versuche im Labor	114
6.3.3.2	Funktionsprüfung auf dem Versuchsfeld	116
6.3.3.2.1	Aufbau	116
6.3.3.2.2	Durchführung	116
6.3.3.2.3	Messergebnisse	116
6.3.3.2.4	Auswertung	117
6.3.4	Fazit	122

Wie in den Kapiteln 3, 4, 5 und 7 immer wieder sichtbar wird, ist die Realisierung von Explosionsklappen mit reproduzierbaren dynamischen Ansprechdrücken, die möglichst den gewünschten statischen Ansprechdrücken entsprechen, eine erhebliche technische Herausforderung. Dies gilt insbesondere für Forschungs-, Entwicklungs- und *Prüfprojekte* auf dem Versuchsfeld der BGN/FSA, bei denen der reduzierte bzw. reduzierte maximale Explosionsdruck als Messgröße eine sehr wichtige Rolle spielt. Der bei einer druckentlasteten Explosion erreichte reduzierte Explosionsdruck hängt sehr stark vom dynamischen Ansprechdruck ab. Dementsprechend werden Untersuchungen, welche die Abhängigkeit des reduzierten Explosionsdrucks von Parametern wie Behältergeometrie, Zündortlage, Turbulenzzustand des Brennstoff/Luft-Gemisches, Einbauort oder Orientierung einer Druckentlastungseinrichtung etc. durch Streuung des dynamischen Ansprechdrucks erheblich erschwert, weil sich nicht eruieren lässt, welcher Anteil der Änderung des reduzierten Explosionsdrucks durch eine Parametervariation hervorgerufen wird und welcher Anteil der Änderung des reduzierten Explosionsdrucks der Streuung des dynamischen Ansprechdrucks geschuldet ist.

Aus diesem Grund hat der Verfasser ein Projekt initiiert, dessen Ziel die Entwicklung einer Explosionsklappe mit möglichst exakt reproduzierbarem dynamischem Ansprechdruck ist. Eine weitere Forderung ist, dass der statische Ansprechdruck einstellbar ist. Darüber hinaus soll die Explosionsklappe eine Entlastungsfähigkeit von 100 % besitzen (siehe Abschnitt 1.3.4).

6.1 Ansatz

Entwicklungs- und Prüfprojekte verschiedenster Druckentlastungseinrichtungen, die der Verfasser über viele Jahre auf dem Versuchsfeld der BGN/FSA in Kappelrodeck verfolgt oder betreut hat, führten zu der Überzeugung, dass die an die neu zu entwickelnde Explosionsklappe gestellten Anforderungen nicht mit mechanischen Verschlusstechniken zu erreichen sind. So entstand der Ansatz, einen elektromagnetisch betriebenen Klappenverschluss zu realisieren, der das im Silo gemessene Drucksignal als Trigger verwendet. Im folgenden werden zwei Konzepte vorgestellt, die vom Verfasser erarbeitet wurden.

6.1.1 Konzept 1

Explosionsklappen, die bei gegebener Klappenfläche ein möglichst kleines Trägheitsmoment aufweisen, zeigen eine hohe Entlastungsfähigkeit. Diese physikalische Gegebenheit führte auf das Konzept, die Explosionsklappe aus einem Ensemble schmaler, parallel angeordneter Aluminiumbleche aufzubauen (Bild 6.1). Die Bleche sind an je einem Ende ihrer kurzen Seiten über Scharniere an einem Aluminiumrahmen befestigt. Die gegenüberliegenden Enden der kurzen Seiten sind drehbar an einem Stahlrahmen fixiert. Der Stahlrahmen sitzt auf der Entlastungsfläche auf und umfasst diese. Der Aluminiumrahmen ist mit Hilfe von vier kurzen Gelenkarmen am darunterliegenden Stahlrahmen befestigt. Liegt der Aluminiumrahmen auf dem Stahlrahmen auf, so

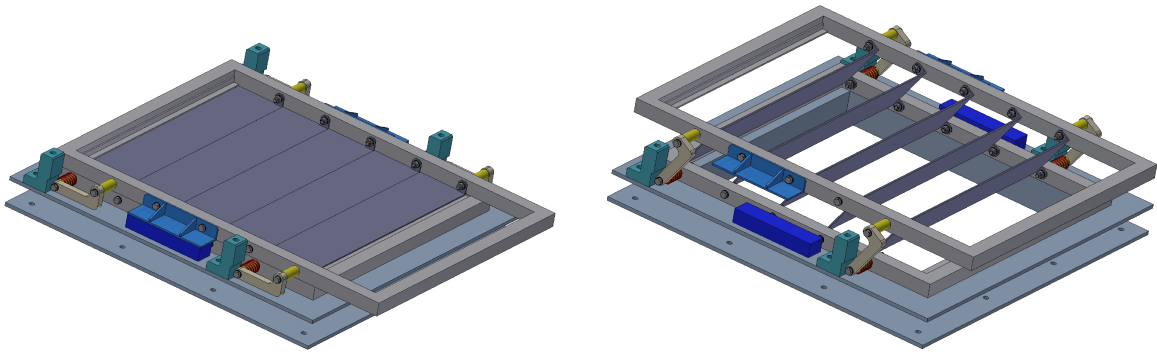


Bild 6.1: Explosionsklappe bestehend aus mehreren Aluminiumblechen, die mit Hilfe eines federgetriebenen Rahmens geöffnet werden. Der Klappenverschluss wird durch rechteckige Elektromagneten (dunkelblau) realisiert [Michael Seithel, 2018].

sind die Klappenbleche horizontal orientiert und verschließen die Entlastungsöffnung, ähnlich wie bei einem Lamellenverschluss. Wird von innen heraus Druck auf die Bleche ausgeübt und dabei der statische Ansprechdruck erreicht, so hebt sich der Aluminiumrahmen vom Stahlrahmen ab und führt eine Kreisbewegung um die Achsen der vier Scharniere aus, an denen die Gelenkarme befestigt sind. Die Klappenbleche richten sich dabei auf und geben die Entlastungsfläche frei. Haben die Gelenkarme einen Winkel von 90° erreicht, schlagen sie je an einen Halteblock (grün in Bild 6.1) an, um die Bleche in vertikaler Stellung zu halten. Zur Unterstützung bzw. Beschleunigung des Öffnungsvorganges und damit die Bleche nicht zurückschlagen oder in der Strömung „flattern“, werden die vier Gelenkarme mit je einer Torsionsfeder (rot in Bild 6.1) angetrieben.

Der statische Ansprechdruck wird mit zwei elektrischen Rechteckmagneten (blau in Bild 6.1) realisiert, die am Stahlrahmen montiert sind. Die magnetischen Gegenstücke sind an der entsprechenden Position am Aluminiumrahmen lokalisiert. Bei heruntergedrücktem Aluminiumrahmen und eingeschaltetem Strom durch die Magnete wird der Rahmen in dieser Position gehalten. Erreicht der Druck im zu schützenden Behälter die voreingestellte Triggerschwelle (statischer Ansprechdruck), wird der Strom durch die Magnete abgeschaltet und der Aluminiumrahmen wird im Zusammenspiel von Behälterinnendruck und Torsionsfedern angehoben, was eine schnelle Freigabe der Entlastungsfläche bewirkt.

6.1.2 Konzept 2

Eine konstruktiv einfachere Alternative zum Konzept 1 ist die zweiflügelige Konstruktion aus Bild 6.2. Jede der beiden Klappen ist über spezielle Ösen fest mit einer Gelenkwelle verschraubt. Die beiden Wellen sind mit Hilfe von Scharnierböcken an einer Grundplatte befestigt. Torsionsfedern, die auf den Wellen sitzen, beschleunigen den Öffnungsvorgang der Klappen. Am Ende des Öffnungsvorganges wird die Rotationsenergie der Klappen durch Stoßdämpfer aufgenommen, welche zwei Platten bremsen, an die die Klappen anschlagen. Dünne Matten aus Polyethylen-Schaum, aufgeklebt auf die Frontseite dieser Fangplatten, dämpfen den Zusammenprall von Klappen und Platten. Mit Hilfe von Gelenkösen werden die Fangplatten frei drehbar von den Wellen geführt.

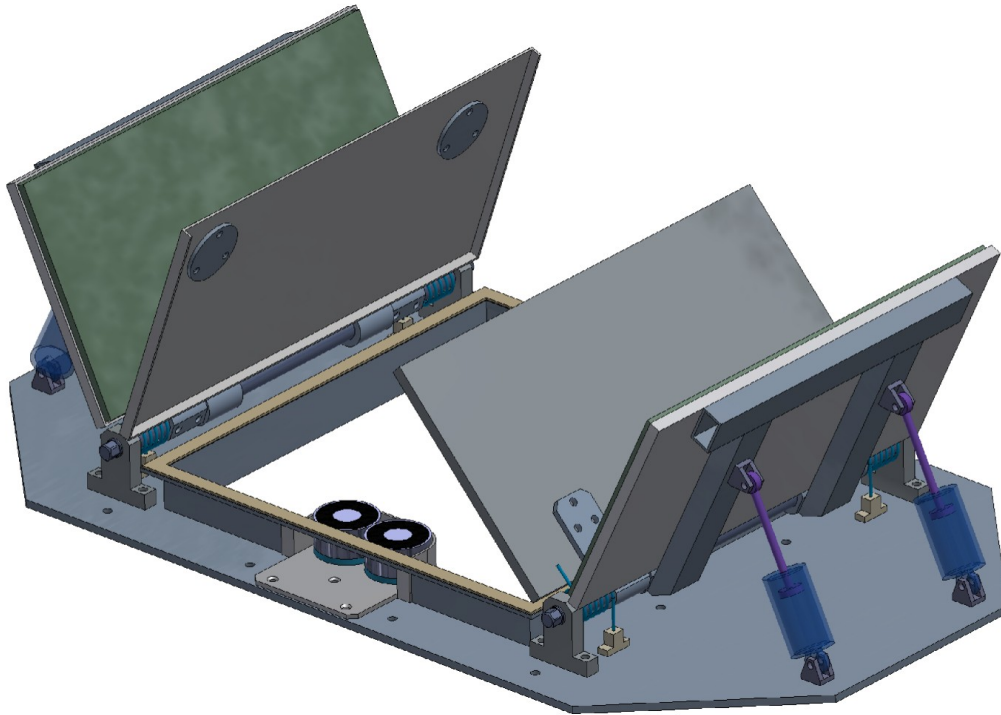


Bild 6.2: Zweiflügelige Explosionsklappe mit Federantrieb und runden Elektromagneten. Das Abbremsen der Klappen wird mit Hilfe von Polyethylen-Schaum, Fangplatten und Stoßdämpfern bewerkstelligt [Michael Seithel, 2018].

Der statische Ansprechdruck wird hier durch den Einsatz von elektrischen Rundmagneten realisiert. Die magnetischen Gegenstücke sind in Form von 1 cm starken, runden Scheiben aus St 37 Stahl direkt an den Klappen montiert. Eine Steuerelektronik schaltet die Magnete bei Erreichen des eingestellten statischen Ansprechdrucks ab.

6.1.3 Auswahl eines Konzeptes

Es liegt in der Natur der Dinge, dass beide Konzepte für die Explosionsklappenrealisierung Vor- und Nachteile haben. Weil für beide Konzepte weder Demonstratoren noch Prototypen gefertigt wurden, musste eine Konzeptauswahl auf der Basis theoretischer Betrachtungen erfolgen:

Aufgrund der Geometrie der Klappen-Lamellen ist das Konzept 1 in Punkto Klappenwiderstand Q und Entlastungsfähigkeit E_f dem Konzept 2 überlegen. Die Trägheit des Aluminiumrahmens wird bei dieser Betrachtung nicht berücksichtigt, weil diese durch die eingesetzten Torsionsfedern egalisiert werden kann. Der hohen Entlastungsfähigkeit wirken jedoch die im Abgasstrom befindlichen Lamellenbleche entgegen. Letztgenannte Eigenschaft vermindert die Entlastungsfähigkeit der Klappe aufgrund des Strömungswiderstandes, den die Bleche dem Abgasstrom bieten. Der vermeintliche Vorteil dieses Konzepts wird dadurch in vorab unbekanntem Maße wieder zunichte gemacht. Darüber hinaus sind die Lamellen großen thermischen und mechanischen Belastungen ausgesetzt, was sich negativ auf die Langlebigkeit der Klappe auswirken dürfte.

Der größte Vorteil des Konzepts 2 gegenüber dem Konzept 1 liegt in seiner vergleichsweise einfachen Konstruktion. Demgegenüber weisen die beiden Klappen beim Konzept 2 einen hohen Klappenwiderstand auf, insbesondere durch die Magnetankerplatten an den rotationsachsenfernen, langen Seiten der Klappen. Durch den Einsatz starker Torsionsfedern zum Beschleunigen der Klappenöffnungsbewegung können die Auswirkungen dieses Nachteils jedoch gemindert werden. Die Entlastungsöffnung wird so schnell und vollständig freigegeben und der Druckentlastungsvorgang nicht durch Klappenelemente im Abgasstrom behindert. Die eingesetzten Stoßdämpfer zum Abbremsen der Klappen sorgen in Kombination mit den Polyethylen-Schaummatten zur Aufpralldämpfung für eine lange Lebensdauer der Klappen und der zugehörigen Mechanik.

In Tabelle 6.1 sind die im laufenden Text geschilderten Vor- und Nachteile der beiden Konzepte zusammenfassend gegenübergestellt. Deutlich ist zu erkennen, dass das Konzept 2 eine bessere Funktionserfüllung ermöglicht, weshalb dieses schließlich ausgewählt wurde.

Tabelle 6.1: Tabellarische Gegenüberstellung der Vor- und Nachteile der Konzepte 1 und 2 zur Realisierung einer Explosionsklappe mit möglichst reproduzierbarem dynamischen Ansprechdruck [Dirk Lorenz, 2018].

	Konzept 1	Konzept 2
einfache Konstruktion	×	✓
hohe Entlastungsfähigkeit	✓	×
keine Klappenelemente im Abgasstrom	×	✓
sanftes Abbremsen der Klappen	×	✓
lange Lebensdauer	×	✓

6.2 Realisierung der Explosionsklappe

6.2.1 Festlegung der Entlastungsflächengröße

Oft werden auf dem Versuchsfeld in Kappelrodeck Behälter mit Volumina von 5 m^3 bis 27 m^3 für die Projektarbeit genutzt, auf denen Entlastungsflächen mit $A_E = 0,3 \text{ m}^2$ und $A_E = 0,5 \text{ m}^2$ zu Einsatz kommen. Für beide Entlastungsöffnungsgrößen wird eine der neuartigen Explosionsklappen benötigt. Aus Kostengründen wurde entschieden, zunächst eine Explosionsklappe für die kleinere der beiden Entlastungsflächen aufzubauen und zu testen. Durch den vorhandenen Flansch zum Anbau einer Explosionsklappe an den $9,4 \text{ m}^3$ -Behälter war eine quadratische Geometrie der Entlastungsöffnung mit einer Seitenlänge von $a = 0,548 \text{ m}$ festgelegt. Dieser Behälter wurde bereits bei den Versuchen eingesetzt, welche in den Kapiteln 3 und 5 beschrieben sind.

6.2.2 Auswahl geeigneter Magnete

Recherchen nach handelsüblichen Elektromagneten lieferten die Erkenntnis, dass Rundmagnete eine höhere Kraft pro Kontaktfläche liefern als Magnete mit rechteckiger Bauform. Rundmagnete werden in der Variante zuschaltbar oder abschaltbar auf dem Markt angeboten. Letztgenannte Bauform beinhaltet einen starken Permanentmagneten, der mit einer Spule umwickelt ist. Durch Bestromung der Spule baut sich ein zum Feld des Permanentmagneten umgekehrt polarisiertes Magnetfeld auf. Es kommt zur gegenseitigen Neutralisierung der beiden Magnetfelder, wodurch der Magnet kraftfrei geschaltet wird. Ein solcher Magnet ist für die Anwendung als Explosionsklappenverschluss besonders gut geeignet, weil er nur im Entlastungsfall für sehr kurze Zeit bestromt werden muss.

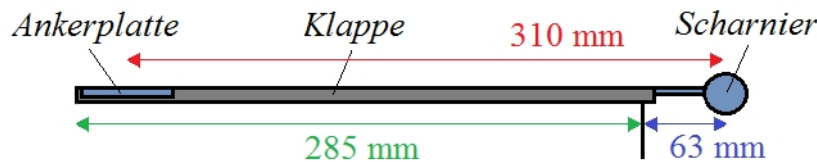


Bild 6.3: Skizze der geometrischen Verhältnisse an einer der Klappen aus Bild 6.2 [Dirk Lorenz, 2018].

Mit Hilfe der Längen aus Bild 6.3 wird nun abgeschätzt, welche Magnetstärke benötigt wird. Der Teil der Fläche einer Klappe, der dem Gasdruck ausgesetzt ist, beträgt $A_E = 0,57 \text{ m} \cdot 0,285 \text{ m} = 0,1625 \text{ m}^2$. Bei einem statischen Ansprechdruck von $p_{\text{stat}} = 0,1 \text{ bar}$ lastet auf dem Zentrum einer Klappe folglich die öffnend wirkende Druckkraft $F_{\ddot{o}} = 1,625 \text{ N}$. Diese erzeugt ein Drehmoment von $D_{\ddot{o}} = F_{\ddot{o}} \left(\frac{0,285 \text{ m}}{2} + 0,063 \text{ m} \right) = 333,9 \text{ Nm}$ auf die Klappe. Zu $D_{\ddot{o}}$ kommt das Drehmoment D_F , welches die geplanten Torsionsfedern zur Beschleunigung des Klappenöffnungsvorganges erzeugen. Die Bedingung, dass die Explosionsklappe mindestens bis zum Erreichen des statischen Ansprechdrucks verschlossen bleibt, bedeutet, dass mindestens $D_{\ddot{o}} + D_F$ durch zwei Magnete aufgebracht werden muss. Es muss deshalb gelten

$$D_{\ddot{o}} + D_F < 2 F_M \cdot 0,310 \text{ m} \quad (6.1)$$

Aus Ungleichung (6.1) folgt für die maximale Magnetkraft die Bedingung $F_M > (538,5 + D_F/0,62) \text{ N}$. Bei der Auswahl der Magnete war folglich der noch unbekannte Anteil durch D_F zu berücksichtigen. Deshalb fiel die Wahl auf den Magneten 4230035 der Firma Mannel Magnettechnik GmbH. Dieser Magnet vereinigt eine kompakte Bauweise mit einer starken maximalen Kraft von $F_M = 960 \text{ N}$ in sich (Bild 6.4). Damit die angegebene maximale Kraft des Magneten wirksam wird, ist laut Hersteller eine Ankerplatte (Gegenstücke zu den Magneten) mit einer Stärke von mindestens 8 mm notwendig. Um das Massenträgheitsmoment der Klappen möglichst klein zu halten, wurde auf aufwendige Konstruktionen zur Befestigung der Magnetankerplatten verzichtet. Die Art der Befestigung mit Senkkopfschrauben ist den Bildern 6.9 und 6.16 zu entnehmen.

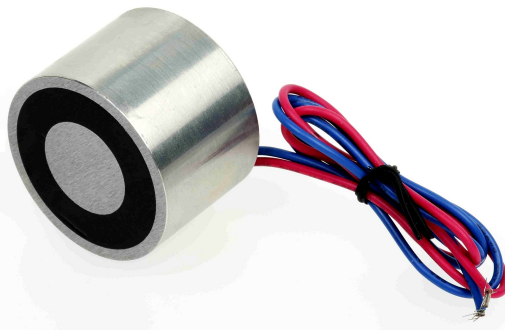


Bild 6.4: Permanent-Elektromagnet vom Typ 4230035 der Firma Mannel Magnettechnik GmbH ($\varnothing = 63$ mm, $h = 29$ mm, $F_M = 960$ N, $U = 12$ V, $P = 65$ W) [Mannel Magnettechnik GmbH].

6.2.3 Auswahl geeigneter Antriebsfedern

Bei Explosionsversuchen im Rahmen von EU-Baumusterprüfungen oder Forschungsprojekten kommen statische Ansprechdrücke oberhalb von 0,1 bar nur selten vor. Aus diesem Grund wurde der maximal einstellbare statische Ansprechdruck der aufzubauenden Explosionsklappe zu 0,1 bar festgesetzt. Werden Antriebsfedern zur Beschleunigung des Klappenöffnungsvorganges eingesetzt, so gilt bei Erreichen des statischen Ansprechdrucks im Explosionsfall folgendes Drehmoment-Gleichgewicht:

$$D_M = D_{\ddot{o}} + D_F + D_x \quad (6.2)$$

Das aufgrund des Überdrucks wirkende Drehmoment $D_{\ddot{o}} = 333,9$ Nm ist bekannt, ebenso wie das Drehmoment $D_M = 2 \cdot 960 \text{ N} \cdot 0,310 \text{ m} = 595,2$ Nm, welches die beiden Haltemagnete auf eine Klappe ausüben. D_F stellt das Drehmoment der Antriebsfedern dar und D_x ist ein Puffer, den es abzuschätzen gilt. Je größer D_x gewählt wird, desto kleiner wird D_F und damit die Entlastungsfähigkeit der Klappe. Wird D_x zu klein gewählt, kann möglicherweise $p_{\text{stat}} = 0,1$ bar nicht mehr erreicht werden, weil die Klappen zuvor öffnen. Dies kann z. B. deshalb geschehen, weil das vorgesehene Dichtungsmaterial zwischen Klappen und Öffnungsrahmen einen öffnend wirkenden Druck unbekannter Größe auf die Explosionsklappen ausübt. Um das Drehmoment des Dichtungsmaterials ausreichend zu berücksichtigen, wurde D_x mit rund 30 % des maximalen statischen Ansprechdrucks angesetzt, was einem Drehmoment von etwa 100 Nm entspricht. Damit folgt aus (6.2) für das Drehmoment der Federn einer Klappe $D_F = 155$ Nm.

Leider zeigte sich, dass die Herstellung von Federn, die bei einem Spannwinkel von 90° ein Drehmoment von 77,5 Nm erzeugen (zwei Federn pro Klappe angenommen), nicht möglich ist. Als Lösung wurde das Drehmoment auf vier Federn aufgeteilt und der Spannwinkel von 90° auf 45° reduziert. Als Maximallösung konnte der Federtyp in Bild 6.5, rechts geliefert werden. Vier Stück dieser Federn erzeugen bei 45° Torsion ein Drehmoment von 142 Nm.

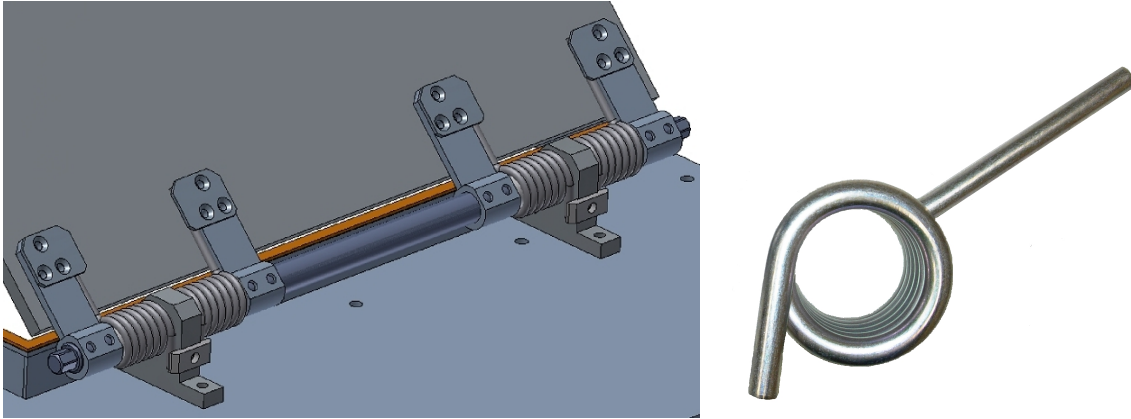


Bild 6.5: Rechts: Torsionsfeder mit $k^\circ = 45,2 \text{ Nm/rad}$ [Dirk Lorenz, 2018]. Links: Vier Torsionsfedern im eingebauten Zustand [Michael Seithel, 2017].

6.2.4 Entlastungsfähigkeit

Eine der in Abschnitt 1.3.4 definierten Anforderung an die aufzubauende Explosionsklappe ist, dass diese eine Entlastungsfähigkeit von 100 % aufweist. Die in Kapitel 4 abgeleitete Gleichung (4.2) bietet die Möglichkeit, die Entlastungsfähigkeit der geplanten Explosionsklappe im Vorfeld abzuschätzen. Zu diesem Zweck wurde das Klappenträgheitsmoment eines Klappenflügels gemäß dem in Abschnitt 3.3.2.2 beschriebenen Verfahrens bestimmt (Tabelle B.5) und damit sein Widerstand zu

$$Q = \frac{\Theta_K}{h A_E} = \frac{0,1315 \text{ kg m}^2}{0,2055 \text{ m} \cdot 0,1625 \text{ m}^2} = 3,938 \text{ kg/m} \quad (6.3)$$

bestimmt. Einsetzen in (4.2) liefert für den $9,4 \text{ m}^3$ -Behälter und $K_{St} = 200 \text{ bar m/s}$ eine Entlastungsfähigkeit von

$$E_f \approx 87 \% \quad (6.4)$$

Weil ein Wert in dieser Größenordnung vom Verfasser erwartet wurde, entstand das Konzept der Klappenantriebsfedern mit dem Ziel, die Entlastungsfähigkeit zu verbessern. Um den Einfluss der Federn auf die Entlastungsfähigkeit zu quantifizieren, kamen erneut die in den Kapiteln 3 und 4 entwickelten Berechnungsmethoden zur Anwendung. In Gleichung (3.32) wurde das zusätzliche Glied $D_F(t)$ für das Drehmoment der Torsionsfedern eingefügt

$$D_S(t) = D_{Ex}(t) + D_{Gr}(t) + D_{LR}(t) + D_{SR} + D_F(t) \quad (6.5)$$

und die neue Gleichung (6.5) numerisch durch Abändern des Programms SIMEK für verschiedene Federstärken (Winkelrichtgrößen) gelöst. Das Ergebnis dieser Bemühungen sind die in Bild 6.6 dargestellten Kurven, welche den Klappenöffnungswinkel über der Zeit mit und ohne Einsatz der Antriebsfedern zeigen. Die vier Torsionsfedern beschleunigen die vollständige Freigabe der geometrischen Entlastungsöffnung (Klappenwinkelstellung $\approx 30^\circ$) um rund 2 ms. Vergleichsrechnungen mit leichteren Klappen bei sonst gleichen Parametern ergaben, dass diese 2 ms Ansprechdauerverkürzung einer

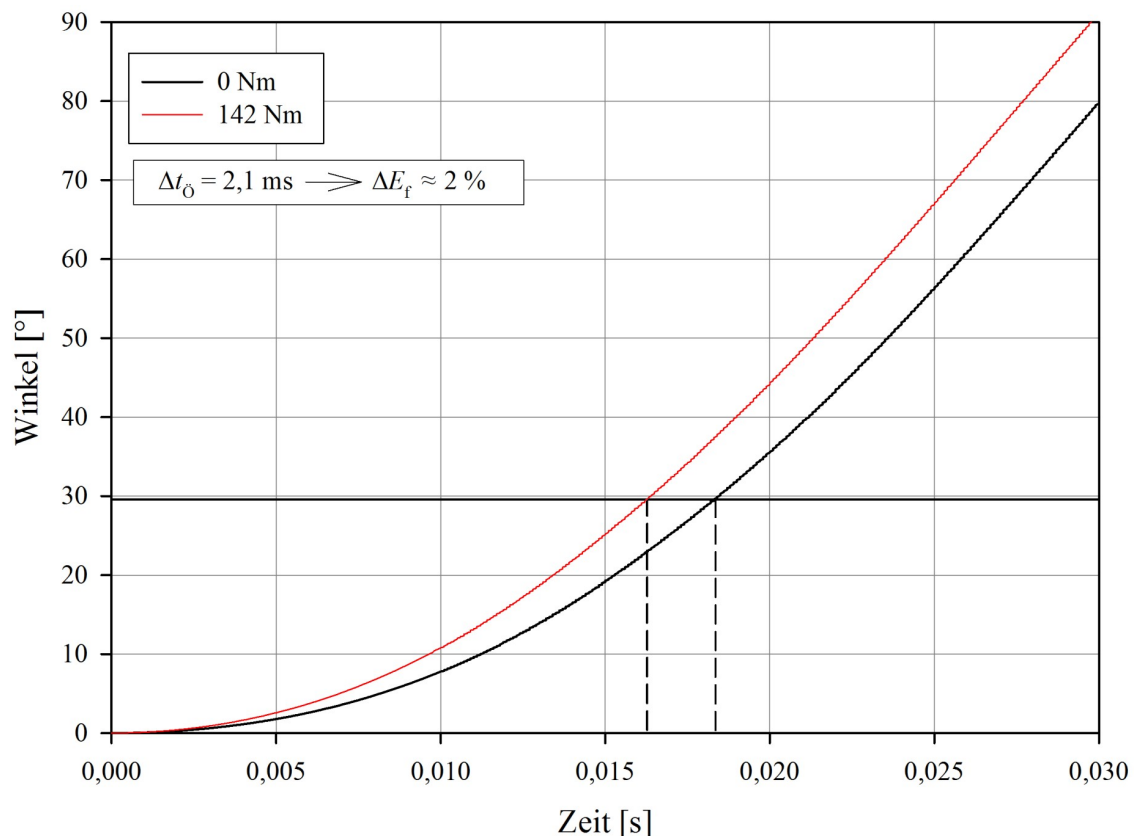


Bild 6.6: Klappenöffnungsverhalten als Funktion des eingestellten Federdrehmoments [Dirk Lorenz, 2018].

Verbesserung der Entlastungsfähigkeit von ca. 2 % entsprechen. Mit den Antriebsfedern aus Abschnitt 6.2.3 kann die Klappenentlastungsfähigkeit also lediglich auf rund 89 % gesteigert werden.

Als Lösung dieses Problems wurde die Öffnungsfläche der Explosionsklappe um den Faktor 1,25 vergrößert, was der Kompensation einer Entlastungsfähigkeit von 80 % entspricht. Die Flächenvergrößerung geschah durch eine deutliche Anhebung der Breite einer Klappe auf $b = 796$ mm bei gleichzeitiger geringer Verkleinerung ihrer Länge auf $a = 303$ mm, wodurch der Klappenwiderstand auf $Q = 3,935$ kg/m gesenkt wurde. Im Zuge dieser Veränderung wurden die Klappen an den Seiten ihrer Berührungslinie mit einem nach oben gebogenen Rand versehen, um die Stabilität der Klappen zu erhöhen. Bild 6.7, oben zeigt die neuen geometrischen Verhältnisse und Tabelle B.6 die aktualisierten physikalischen Eigenschaften der veränderten Klappen. Damit die Konstruktion nach ihrer Vergrößerung auf den Flansch des $9,4$ m³-Behälters passt, war der Bau eines Adapters notwendig (Bild 6.7, unten).

6.2.5 Klappenfangvorrichtung

Die neu zu entwickelnde Explosionsklappe soll primär im Rahmen von Forschungsprojekten eingesetzt werden, d. h. sie muss über längere Zeiträume zuverlässig und reproduzierbar arbeiten. Dies setzt eine gewisse Robustheit voraus, deren Erreichen mit der

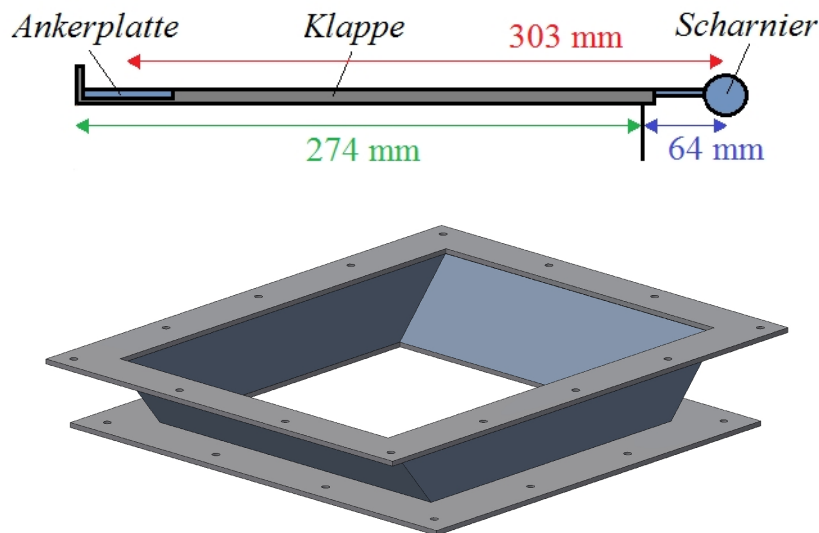


Bild 6.7: Oben: Skizze der geometrischen Verhältnisse an einer der vergrößerten Klappen [Dirk Lorenz, 2018]. Unten: Adapter zum Anpassen der vergrößerten Explosionsklappe an den Anschlussflansch des 9,4 m³-Behälters [Michael Seithel, 2018].

Vermeidung des Auftretens extremer Kraftspitzen gleichzusetzen ist. Dem möglichst weichen Abfangen der einmal in Bewegung gesetzten Klappen musste deshalb besondere Aufmerksamkeit gewidmet werden.

Wie bereits aus dem ersten Entwurf aus Bild 6.2 zu entnehmen ist, sollen zur Dissipation der Klappenbewegungsenergie Stoßdämpfer eingesetzt werden. Um die Höhe der Rotationsenergie abzuschätzen, wurde erneut auf das Berechnungsverfahren aus Kapitel 3 zurückgegriffen bzw. auf die Variante, die im vorigen Abschnitt 6.2.4 zur Bestimmung der Entlastungsfähigkeit entwickelt wurde. Die numerische Lösung von (6.5) liefert unter anderem den Klappenöffnungswinkel $\varphi(t)$ und die Klappenwinkelgeschwindigkeit $\omega(t)$ über der Zeit und somit über (3.23) die Rotationsenergie der Klappen beim Anschlag an die Fangplatten. Für $K_{St} = 200 \text{ bar m/s}$ wurden eine Rotationsenergie von $E_{rot} = 526,4 \text{ N}$ und eine Winkelgeschwindigkeit von $\omega = 80,4 \text{ rad/s}$ zum Zeitpunkt des Klappenanschlages an die Fangplatten berechnet. Mit diesen Daten wurden verschiedene Hersteller von Stoßdämpfern konfrontiert und Lösungsvorschläge eingeholt. Ausgewählt wurde der MC4525EUM-1 der Firma ACE Stoßdämpfer GmbH, der die Klappenenergie über einen Bremswinkel von rund 19° aufnehmen kann, wenn die Stoßdämpfer in einem Radius von 70 mm von der Rotationsachse ansetzen, was einem Hubweg von 23 mm entspricht (Bild 6.8, oben). Die Stoßdämpfer werden bei den genannten Randbedingungen laut Hersteller etwa zur Hälfte ausgelastet, so dass noch Spielraum für höhere K_{St} -Werte vorhanden ist.

Die Fangplatten selbst sollten bei hoher Stabilität ein möglichst geringes Trägheitsmoment aufweisen, um den Aufprall der Klappen auf die Fangplatten so sanft wie möglich zu gestalten. Dies wurde zum einen dadurch erreicht, dass fast alle Teile der Fangplatten aus Aluminium gefertigt und gekrempt wurden. Zum anderen befindet sich der Fangplattenschwerpunkt durch spezielle Anordnung und Form der Verstrebungen

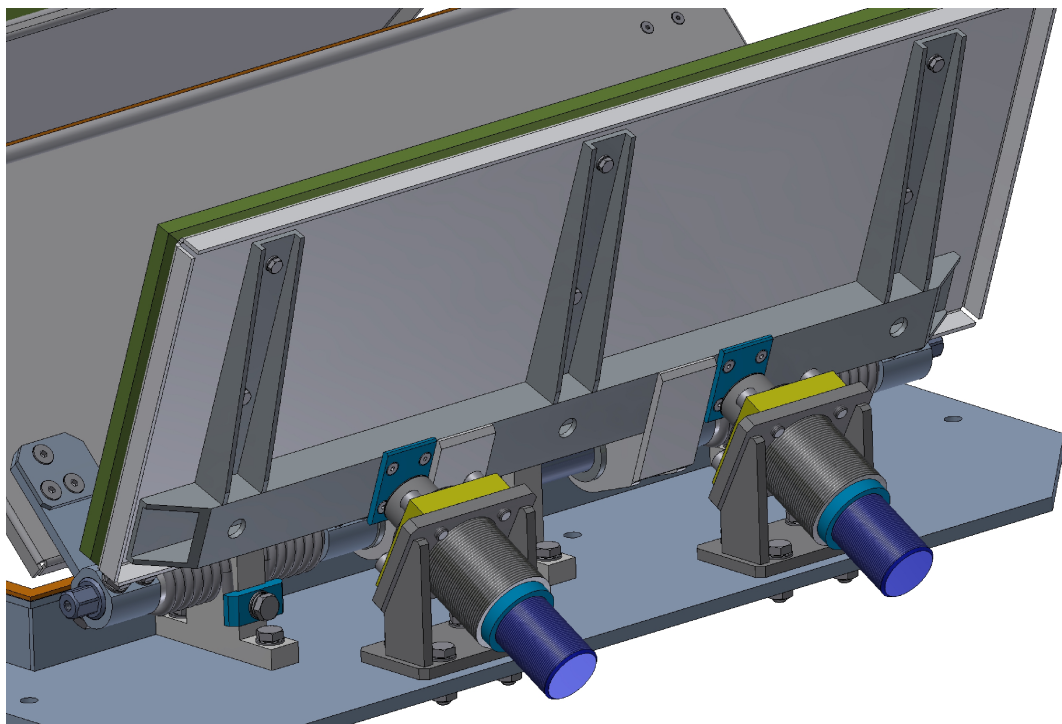
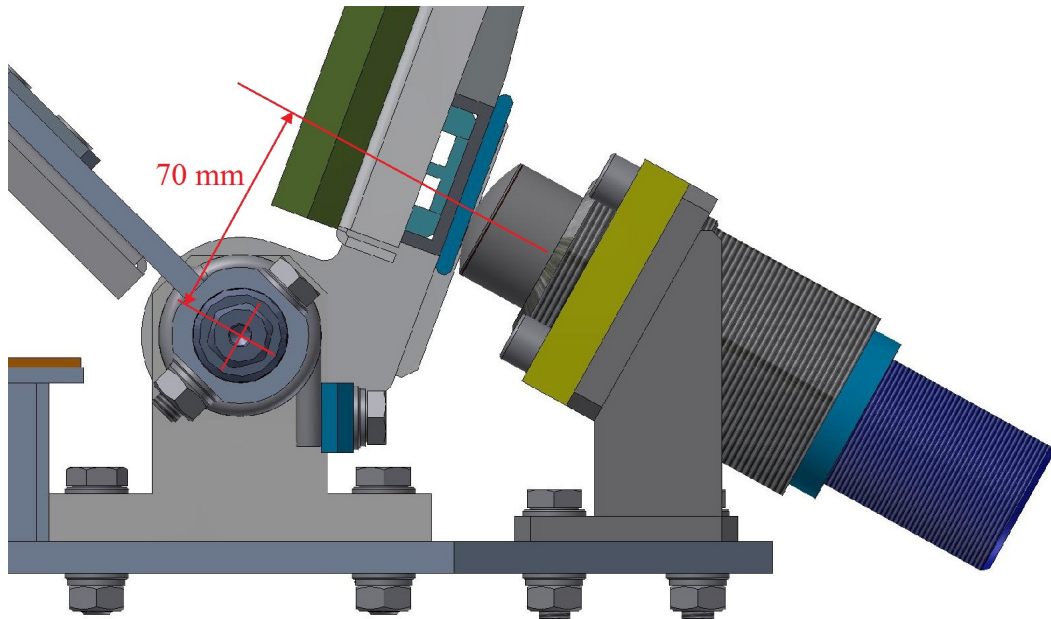


Bild 6.8: Oben: Seitliche Ansicht der Explosionsklappe (Ausschnitt) mit integrierter Fangplatte und Stoßdämpfer. Unten: Gesamtansicht einer Fangplatte (von hinten) mit Verstrebrungen, Stoßdämpfern und Polyethylen-Schaummatten (grün) [Michael Seithel, 2017].

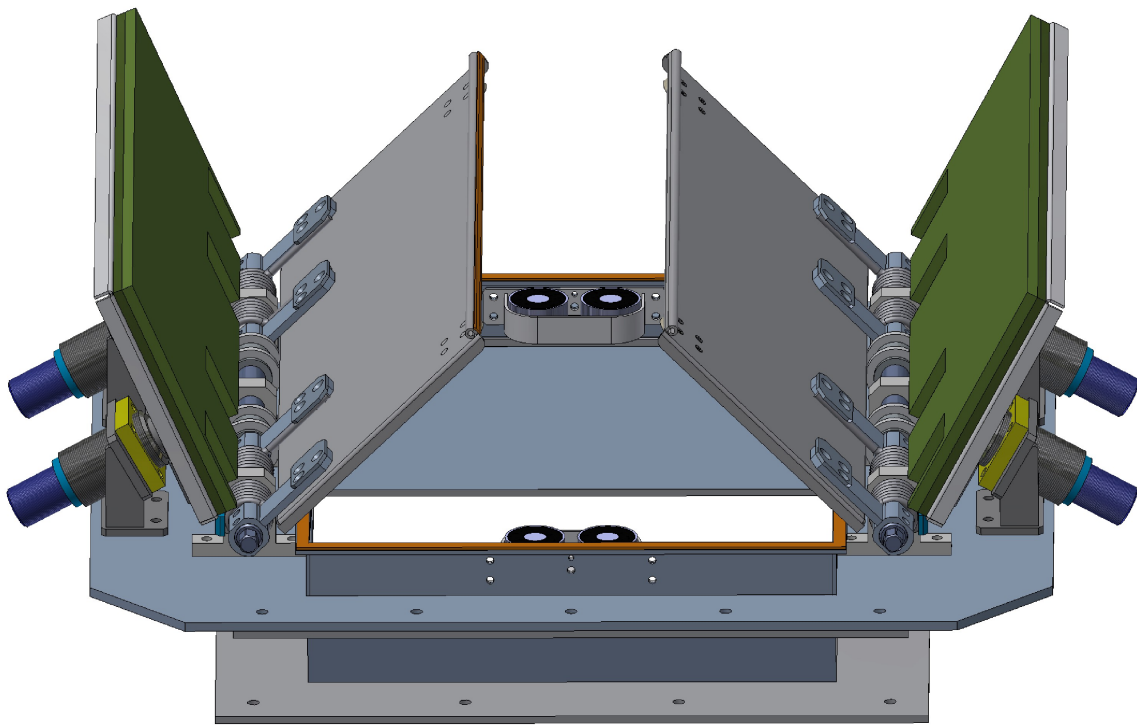


Bild 6.9: Gesamtansicht der fertig konstruierten Explosionsklappe [Michael Seithel, 2017].

vergleichsweise nah an der Rotationsachse (Tabelle B.7). Eine zusätzliche Dämpfung der Kraftspitzen beim Zusammenprall von Klappen und Fangplatten wurde durch das Aufkleben von 25 mm starken Polyethylen-Schaummatten auf die vorderen Frontflächen der Fangplatten erzielt (Bilder 6.8, unten und 6.9).

Bild 6.9 zeigt eine Gesamtansicht der fertig konstruierten Explosionsklappe.

6.2.6 Steuerelektronik

Eine gute Explosionsklappe muss ihre Entlastungsfläche schnell freigeben. Dies gilt auch für den Magnetverschluss der zu realisierenden Klappe. Eine Vorstellung über die Zeitdimension gibt Bild 6.10. Dort ist der mit SIMEK (Abschnitt 3.4.7) berechnete Druckverlauf einer Staubexplosion im $9,4\text{ m}^3$ -Behälter bei $K_{St} = 200\text{ bar m/s}$ unter Einsatz der geplanten Klappe im Bereich des statischen Ansprechdrucks dargestellt. Man erkennt, dass bereits eine Zeitspanne von 1 ms für die Freigabe der Klappe eine Erhöhung des dynamischen Ansprechdrucks um rund 7 % zur Folge hat.

6.2.6.1 Untersuchung des Magnetabschaltverhaltens

Um das Schaltverhalten des ausgewählten Magneten zu untersuchen, wurde eine vorhandene Apparatur zur Untersuchung des Bruchverhaltens von Kunststoffschrauben umgebaut (Bild 6.11, links). Eine spezielle Halterung fixiert den Magneten über eine

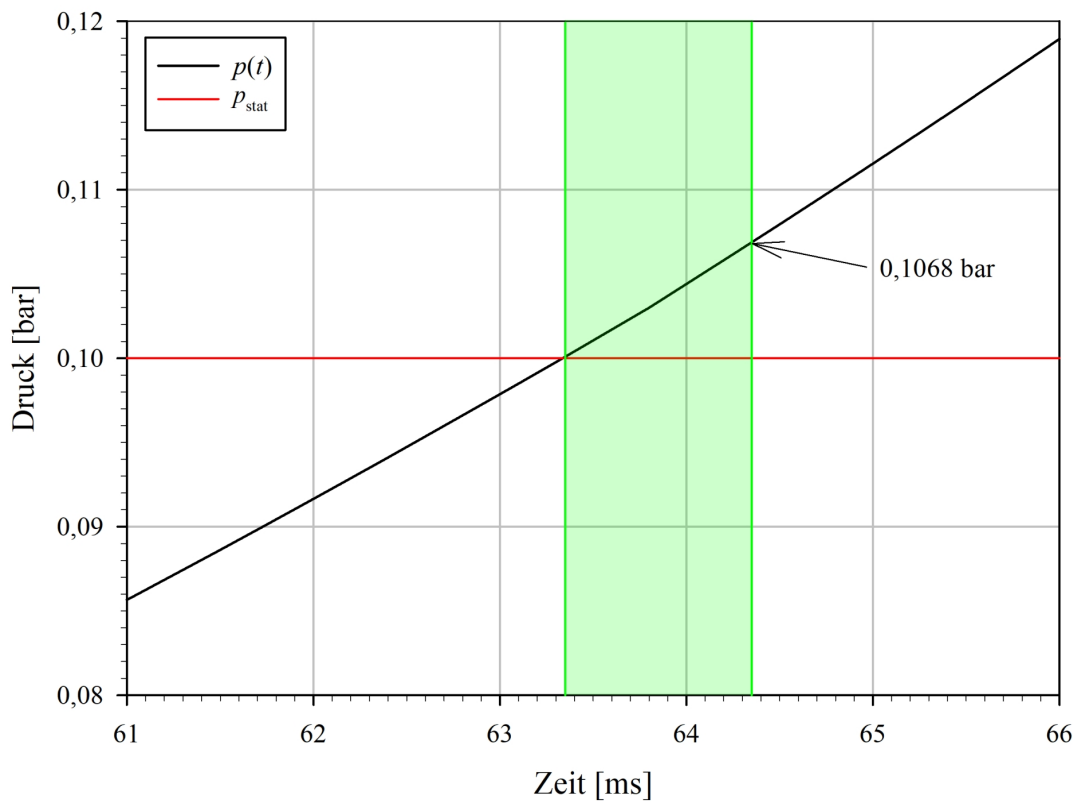


Bild 6.10: Ausschnitt aus dem berechneten Druckverlauf einer Staubexplosion im $9,4 \text{ m}^3$ -Behälter bei $K_{St} = 200 \text{ bar m/s}$, $A_E = 0,3 \text{ m}^2$, $p_{stat} = 0,1 \text{ bar}$ und $E_f = 87 \%$. Eine um 1 ms verzögerte Freigabe der Entlastungsfläche verursacht eine Erhöhung des Ansprechdrucks um $0,0068 \text{ bar}$ [Dirk Lorenz, 2018].

Kraftmessdose in variabler Höhe an zwei senkrechten Stangen. Mit Hilfe eines Kettenzuges können verschiedene Massen an den Magneten herangeführt werden. Am oberen Ende der Massen ist eine Ankerplatte befestigt, die das magnetische Gegenstück des Magneten darstellt. Durch den Kontakt von Magnet und Ankerplatte entfaltet sich die maximale Magnetkraft und die Masse wird gehalten. Die Verbindung von Magnet und Ankerplatte schließt einen Kontrollstromkreis. Nach der Lockerung des Kettenzuges wird der Magnet durch Einschalten einer Gleichspannungsversorgung kraftlos geschaltet, wodurch sich die Masse mitsamt Ankerplatte vom Magneten löst. Das Einschalten der Magnetstromversorgung, die Kontaktunterbrechung im Kontrollstromkreis und das Signal der Kraftmessdose werden mit einem Oszilloskop erfasst (Bild 6.11, rechts).

Bei den Versuchen wurde sowohl die Versorgungsspannung des Magneten als auch die Zugkraft in Form der angehängten Masse variiert. Die wichtigsten Ergebnisse waren:

1. Die Abschaltdauer des Magneten ist um ein Vielfaches größer als benötigt.
2. Die Abschaltdauer des Magneten sinkt mit zunehmender Versorgungsspannung.
3. Die Dauer zwischen dem Einschalten der Magnetstromversorgung und dem Lösen der Masse vom Magneten fällt mit steigender Zugkraft.

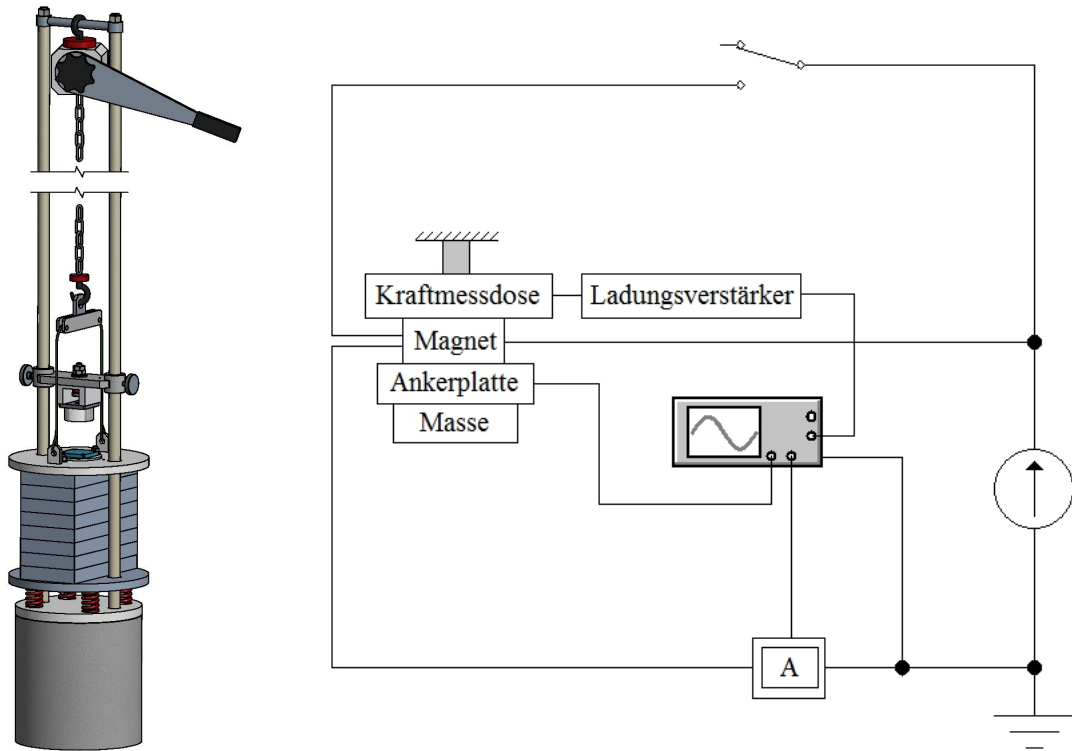


Bild 6.11: Links: CAD-Zeichnung der mechanischen Teile des Versuchsaufbaus zur Untersuchung des Abschaltverhaltens des Magneten [Michael Seithel, 2017]. Rechts: Gesamter Versuchsaufbau schematisiert [Dirk Lorenz, 2018].

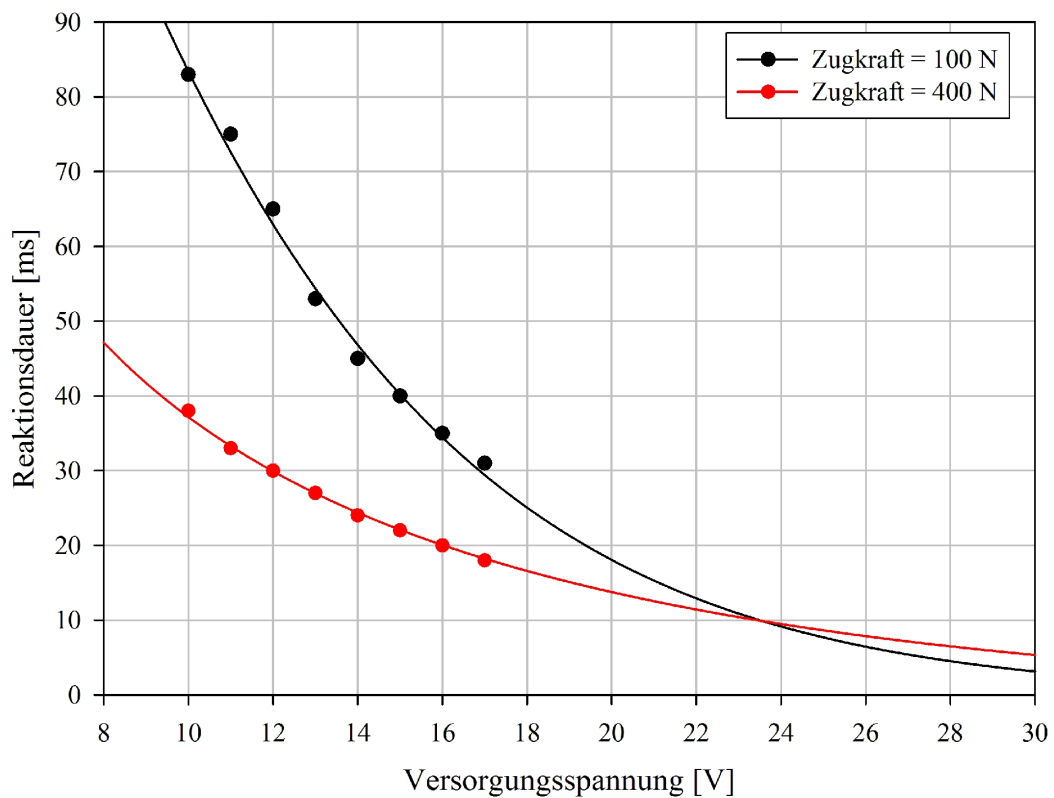


Bild 6.12: Dauer zwischen dem Einschalten der Magnetstromversorgung und dem Lösen der Masse vom Magneten als Funktion von Versorgungsspannung und Zugkraft. Durch die Messpunkte wurden Regressionsfunktionen gelegt [Dirk Lorenz, 2018].

Das Diagramm in Bild 6.12 veranschaulicht dieses Ergebnis. Gleichzeitig gab der Verlauf der Kurven einen Hinweis auf die Lösung des Problems: Durch hohe Versorgungsspannungen müssten sich kurze Abschaltzeiten realisieren lassen. Über Zeiträume im Bereich 1 ms sollte der Magnet hohe Spannungs- bzw. Stromübersteuerungen ertragen können. Da der Hersteller des Magneten keinerlei Angaben über den Zusammenhang zwischen Versorgungsspannung, Stromstärke und Schaltdauer geben konnte, waren weitere Versuche erforderlich, um diese Abhängigkeit zu quantifizieren.

Zu diesem Zweck wurde die Schaltung aus Bild 6.11 verändert. Im Wesentlichen ersetzt eine regulierbare, gleichgerichtete Wechselspannungsquelle, die einen Hochspannungskondensator mit 100 mF Kapazität auflädt, die zuvor vorhandene Gleichspannungsquelle (Bild 6.13). Ein Schalter sorgt dafür, dass die Kapazität aus dem Ladestromkreis in den Magnetstromkreis geschaltet werden kann, wodurch sich der Kondensator über den Magneten entlädt. Als Masse sind 90 kg angehängt, d. h. die Zugkraft liegt rund 80 N unterhalb der maximalen Magnetkraft.

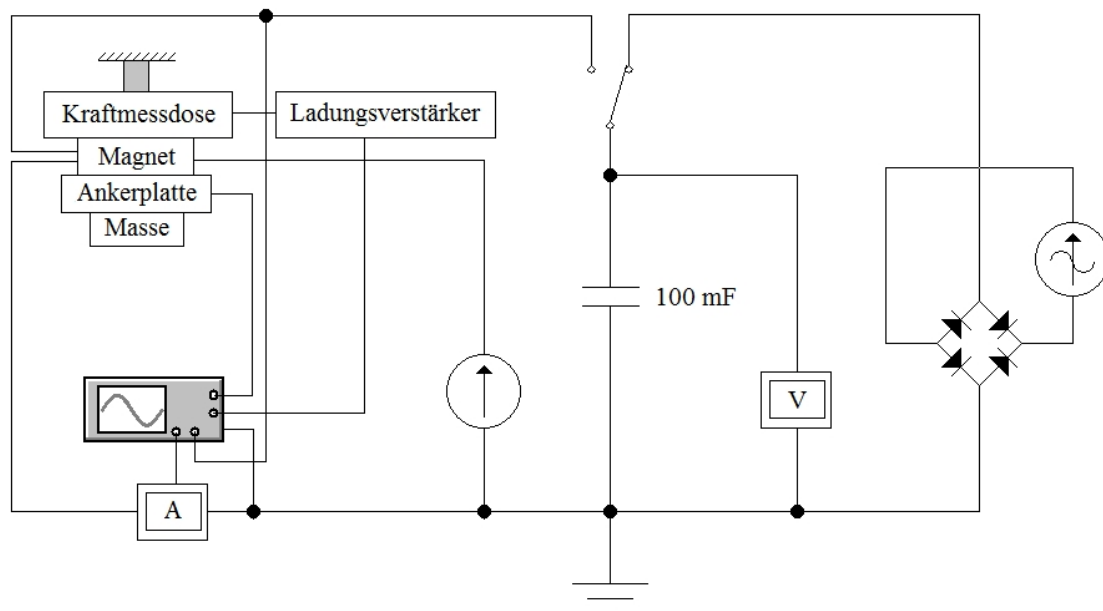


Bild 6.13: Optimierter Versuchsaufbau zur Untersuchung des Zusammenhangs zwischen der Magnetspannung und der Dauer bis zur Magnetkraftneutralisation in schematischer Darstellung [Dirk Lorenz, 2018].

Es wurden je 12 Versuche mit 60 V, 70 V, 80 V, 90 V und 100 V Ladespannung durchgeführt. Die Messergebnisse wurden gemittelt, teilweise geglättet und in Form des Diagramms in Bild 6.14 aufgearbeitet.

Die Versuche lieferten folgende Ergebnisse:

1. Die Stromstärke und die Stromanstiegsgeschwindigkeit wächst mit der Höhe der Kondensatorladespannung.
2. Dadurch fällt die Magnetkraft umso schneller, je höher die Kondensatorladespannung ist.

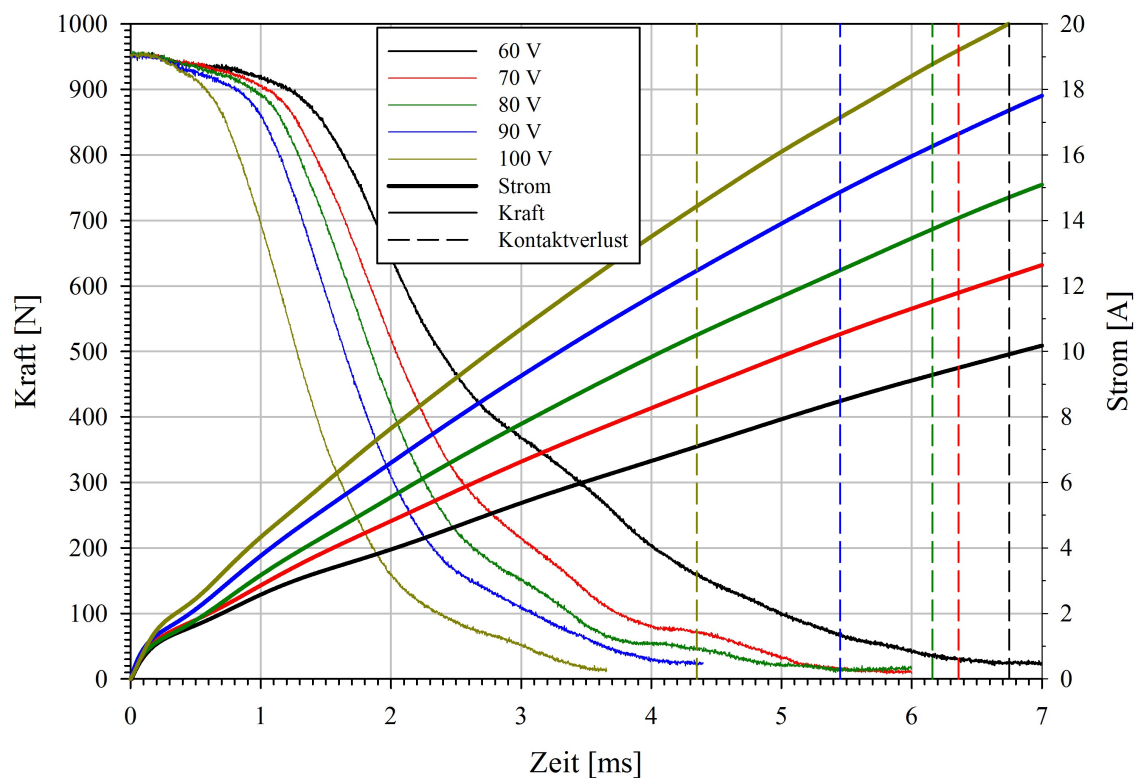


Bild 6.14: Aus Strom- und Kraftverlaufsmessdaten abgeleitete Magnetabschaltdauern als Funktion der angelegten Spannung. Die Kurven sind Mittel aus je 12 Versuche. Die Strom- und Kontaktverlustkurven sind geglättet [Dirk Lorenz, 2018].

3. 100 V Kondensatorladespannung reichen nicht aus, um eine Abschaltdauer ≤ 1 ms zu erreichen.
4. Oberhalb von ca. 90 V Kondensatorladespannung (maximal ca. 40 A Stromstärke) wird die Koerzitivfeldstärke des Magneten überschritten, d. h. die Kraft des Permanentmagneten wird irreversibel herabgesetzt.

Aus dem Resultat der Versuchsreihe zog der Verfasser die Lehre, dass der Lösungsansatz, den Magneten mit Hilfe einer Kondensatorentladung sehr schnell kraftfrei zu schalten, prinzipiell anwendbar ist. Um eine Abschaltdauer von 1 ms oder weniger zu erreichen, wird eine höhere Kondensatorspannung als 100 V benötigt, wobei der Stromfluss durch den Magneten aktiv begrenzt werden muss, um eine Zerstörung des Permanentmagneten zu vermeiden.

6.2.6.2 Aufbau der Steuerelektronik

Ein hinreichend schnelles Abschalten der Magnete wird durch die Schaltung erreicht, die in Bild 6.15 vereinfacht dargestellt ist:

Mit Hilfe eines 1:1 Trenntransformators und eines nachgeschalteten Brückengleichrichters wird eine gepulste Gleichspannung mit maximaler Höhe von rund 320 V erzeugt. Über einen Widerstand und einen Schalter kann damit eine 4,7 mF-Kapazität

auf maximal diesen Spannungswert aufgeladen werden. Bei Bedarf ist eine Entladung des Kondensators über einen Widerstand durch Betätigen eines weiteren Schalters möglich.

Die zur Druckmessung im Versuchsbehälter eingesetzten Piezo-Sensoren geben zum Behälterinnendruck proportionale Stromsignale ab, welche von Ladungsverstärkern in ebenfalls druckproportionale Spannungssignale umgewandelt werden. Eines dieser Spannungssignale wird auf die Klappensteuerelektronik gegeben, wo es vom positiven Eingang eines Komparators aufgenommen wird. Ein regelbarer Spannungsteiler gibt die Schwellenspannung am negativen Eingang des Komparators vor. Bei Erreichen der eingestellten Schwellenspannung gibt der Komparator ein 12 V-Spannungssignal auf die Timer-Bausteine 1 und 2 und startet diese. Die Timer-Bausteine schalten die beiden MOSFETs 1 und 2 in den leitenden Zustand, so dass sich die Kapazität über die Magnete und MOSFETs entlädt. Weil dem MOSFET 2 ein Widerstand nachgeschaltet ist, fließt der Strom für $108\ \mu\text{s}$ fast vollständig und ohne Widerstand über den MOSFET 1 ab. Der Strom durch die Magnete steigt in diesen $108\ \mu\text{s}$ bis auf rund 22 A an. Nach Ablauf von $108\ \mu\text{s}$ wird das Ausgangssignal des Timers 1 abgeschaltet und MOSFET 1 unterbricht den Stromkreis. Dadurch kann der Entladestrom nur noch durch den MOSFET 2 fließen. Weil sich in diesem Stromkreis ein $11,5\ \Omega$ -Widerstand befindet, wird ein weiterer Stromanstieg durch die Magnete verhindert und der Entladestrom bleibt für weitere rund 5,2 ms konstant bei etwa 22 A. Während dieser Zeitspanne öffnet sich die Klappe.

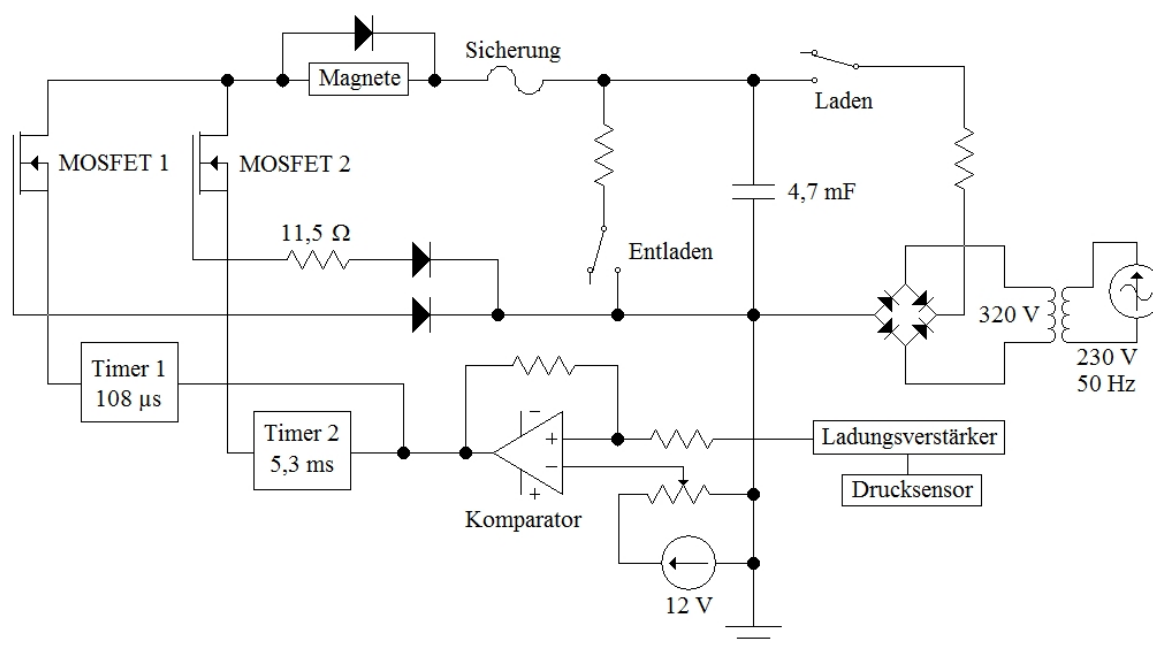


Bild 6.15: Vereinfachtes Schaltbild der Elektronik zur Ansteuerung der Magnete [Dirk Lorenz, 2018].

6.3 Funktionsprüfung der Explosionsklappe

6.3.1 Erste Versuchsreihe

Nach einigen Wochen Bauzeit hatte die Firma Klaus Rausch CNC-Dreh- & Frästechnik die neue Explosionsklappe gefertigt und geliefert (Bild 6.16).

Die Begutachtung der Klappe förderte zwei Mängel zu Tage: Zum einen waren Schweißnähte an den Fangplatten vergessen worden, was einfach zu korrigieren war. Zum anderen schienen die gelieferten Magnete bei weitem nicht die vom Hersteller angegebene Kraft zu liefern. Der Grund für das Letztgenannte waren geringfügige Fertigungsungenauigkeiten in Kombination mit der festen Verschraubung der Magnete in ihren Halterungen. Dadurch waren die Kontaktflächen zwischen Magneten und Ankerplatten nicht exakt planparallel ausgerichtet. Dies wurde durch die Verwendung von gekonterten Kugelmuttern in Kombination mit wenigen Millimetern Spiel der Magnete nach oben gelöst. Im freien Raum zwischen Magnetunterseite und Boden der Magnethalterung wurde eine 5 mm starke, runde Scheibe aus Silikon-Schaum untergebracht. Durch diese Konstruktion sitzen die Magnete fest in ihren Halterungen, sind aber dennoch so beweglich, dass sich die Magnethaftflächen planparallel zu den Ankerplattenflächen beim Schließen der Klappen ausrichten. Zum Schutz der Magnethalteschrauben vor den heißen Abgasen von Staubexplosionen wurden zylindrische Schutzkappen angefertigt (Bild 6.17).

Abschließend wurde der Entlastungsöffnungsrand und die Krempe einer Klappe entlang der Klappenkontaktlinie mit speziellem Dichtungsmaterial versehen, um beim späteren Einsatz der Klappe auf dem Versuchsfeld Staubaustrag beim Einblasen des Staub/Luft-Gemisches in den Behälter zu verhindern.

Während der Fertigungszeit für die Klappe wurde die Steuerelektronik aufgebaut (Bild 6.26, unten).

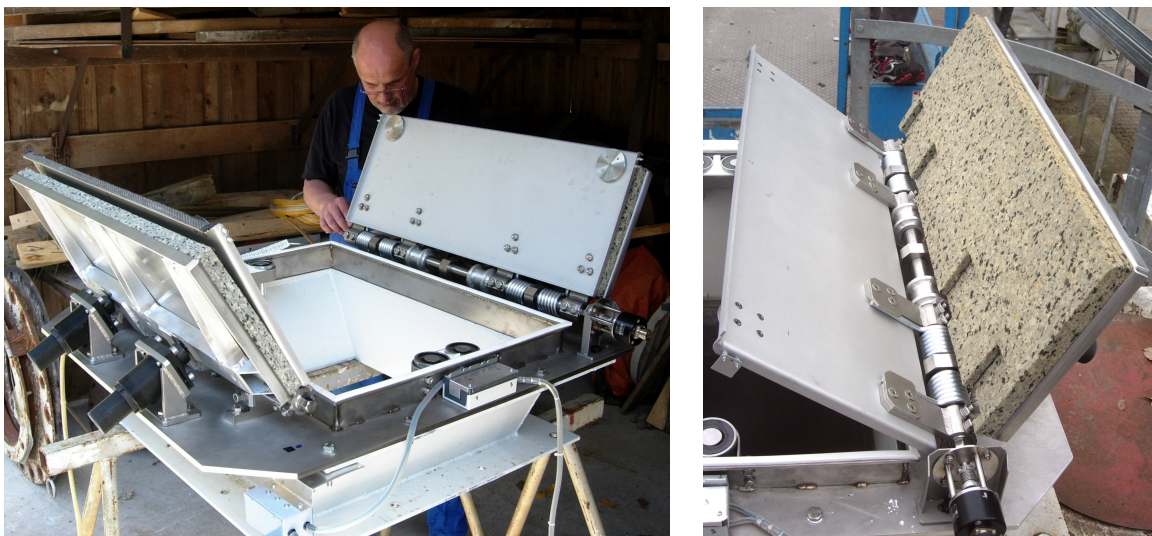


Bild 6.16: Links: Zusammenbau der Klappe auf dem Versuchsfeld durch den Verfasser [Pavlo Chupin, 2018]. Rechts: Eine der Klappen mitsamt Fangplatte nach dem ersten Explosionsversuch [Dirk Lorenz, 2018].

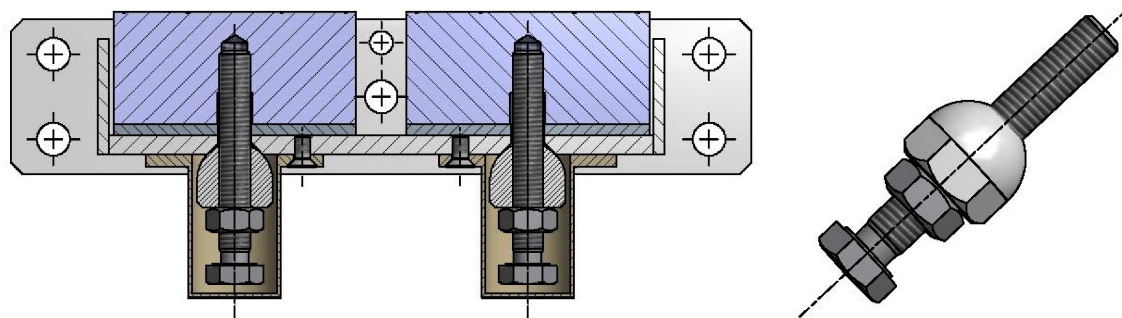


Bild 6.17: Links: Schnitt durch eine der beiden Magnethalterungen mitsamt zwei Magneten, Silikon-Schaumunterlagen und Magnethalteschrauben. Rechts: Magnethalteschraube mit Kugel- und Kontermutter [Michael Seithel, 2018].

6.3.1.1 Versuche im Labor

Vor der Durchführung von Versuchen mit realen Staubexplosionen wurde die Funktionstüchtigkeit der Klappe anhand von Laborversuchen nachgewiesen. Zu diesem Zweck kam der in Bild 6.18 dargestellte und nachfolgend beschriebene experimenteller Aufbau zur Anwendung.

6.3.1.1.1 Aufbau

Eine Sägezahnspannung aus einem Signalgenerator wird auf den Eingang des Steuergerätes der Explosionsklappe gegeben. Sie simuliert ein ansteigendes Drucksignal. Die Steigung der Sägezahnspannung entspricht in etwa der Druckkurve in Bild 6.10. Erreicht die Spannung die am Komparator des Klappensteuergerätes eingestellte Spannungsschwelle, gibt der Komparator eine Spannungsstufe aus, welche die nachgeschalteten Timer und MOSFETs aktiviert. Dies bewirkt die Entladung des im Leistungsblock sitzenden Kondensators über die Magnete. Der gesamte Stromfluss durch die Magnete wird mit Hilfe einer Stromzange gemessen. Am Ort der Magnete sind an den Klappen beidseitig kleine Metallplättchen angebracht, die senkrecht nach unten orientiert sind und dabei den Strahlengang von vier Lichtschranken unterbrechen, wenn die Klappe geschlossen ist. Beim Öffnen der Klappe werden die Metalllaschen aus dem Strahlengang der Lichtschranken gezogen, was zur Ausgabe von Signalen führt, die den freigegebenen Zustand der Klappen anzeigen. Die Signale der Lichtschranken, des Signalgenerators, der Stromzange, des Komparators sowie der Timer werden mit Oszilloskopen erfasst. Zur Messung der Klappenbewegung ist an einer der Scharnierwellen ein Drehgeber angebracht, dessen Ausgangssignal über einen Digital-Analog-Wandler ebenfalls auf eines der Oszilloskope gegeben wird. Das Ende der Messkette bildet ein Computer, auf dessen Festplatte die Messdaten dauerhaft gespeichert werden.

6.3.1.1.2 Durchführung

Nach jeder Änderung eines Parameters wurden 10 bis 20 Einzelversuche durchgeführt, um das Verhalten der Klappe sowie die Reproduzierbarkeit der Messergebnisse bei

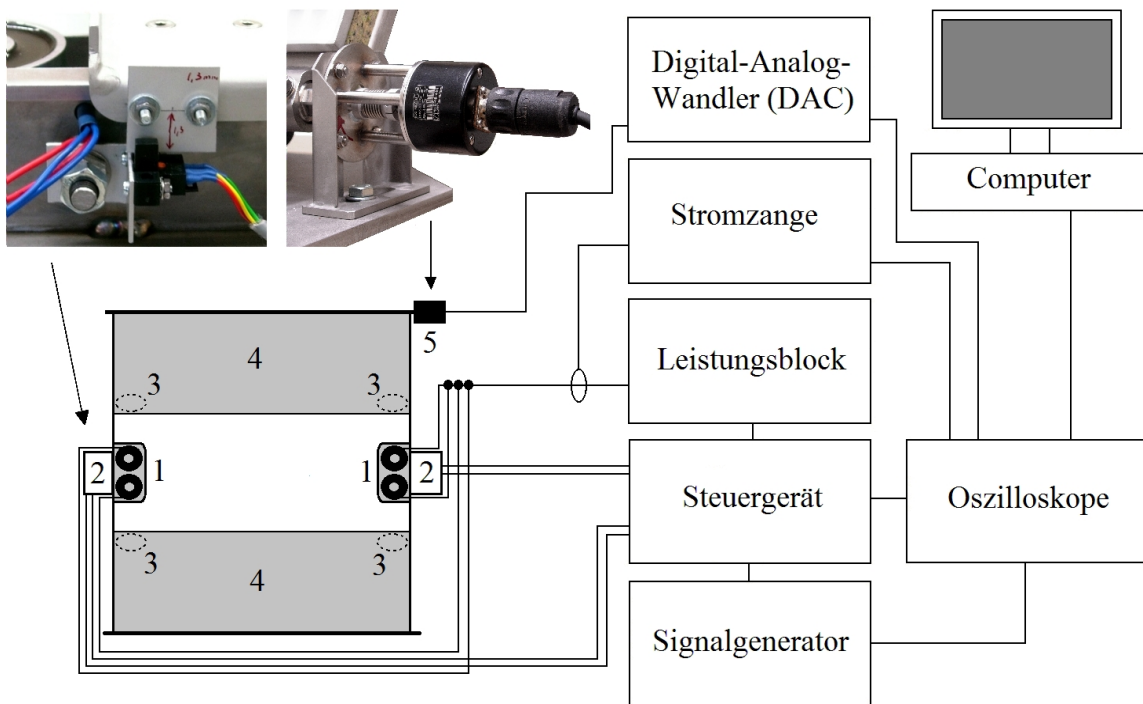


Bild 6.18: Schematisierter Aufbau für die Funktionsprüfung der neuen Explosionsklappe im Labor. 1: Magnete, 2: Lichtschranken, 3: Ankerplatten, 4: Klappen (geöffnet), 5: Inkremental-Drehgeber [Dirk Lorenz, 2019].

den gegebenen Einstellungen zu untersuchen. Parameter waren z. B. die Eindringtiefe der Metallplättchen in die Lichtschranken, die Länge der Timer-Signale, die Größe des Widerstandes oder die Höhe der Kondensatorspannung. Die Messdaten wurden je nach Wichtigkeit als Screenshots oder ASCII-Dateien auf der Festplatte eines Computers gespeichert.

6.3.1.1.3 Messergebnisse

23 Versuchsreihen waren notwendig, um die optimalen Einstellungen für ein schnelles und reproduzierbares Öffnungsverhalten der Klappe zu finden. Bild 6.19 zeigt ein Diagramm, in dem die typischen Signalverläufe am Beispiel eines Einzelversuches mit einer Kondensatorspannung von $U_K = 300\text{ V}$ dargestellt sind. Man erkennt, dass ab dem Zeitpunkt, an dem das Triggersignal (Sägezahnspannung) die eingestellte Spannungsschwelle erreicht ($t = 0\text{ s}$), ca. $5\text{ }\mu\text{s}$ vergehen bis der Komparator anspricht. Weitere rund $10\text{ }\mu\text{s}$ verstreichen, bis die Timer-Bausteine folgen. Insgesamt dauert es etwa $35\text{ }\mu\text{s}$ bis der Strom durch die Magnete zu fließen beginnt. Nach gut 4 ms zeigen die Lichtschranken das Öffnen der Klappe an, wobei die vier Signale nicht gleichzeitig erscheinen, sondern zeitlich versetzt zueinander. Der Grund dafür sind Fertigungsungenauigkeiten sowie geringfügig unterschiedliche maximale Haftkräfte der Magnete. In Tabelle 6.2 sind die gemessenen Lichtschrankenansprehdauern der Versuchsreihe 23 mitsamt Mittelwerten und Messunsicherheiten exemplarisch aufgelistet.

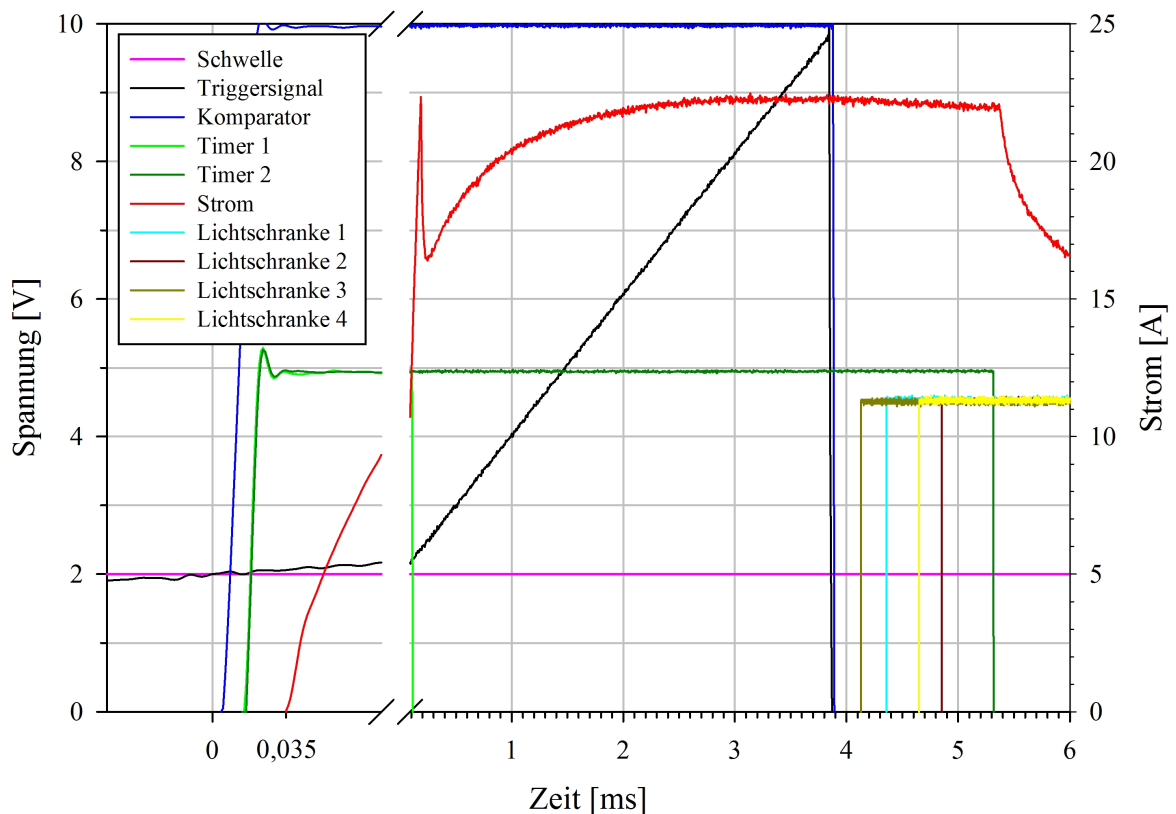


Bild 6.19: Signalverläufe bei einem Versuch zur Klappenfunktionsprüfung im Labor [Dirk Lorenz, 2019].

6.3.1.1.4 Auswertung

Die an den einzelnen Lichtschranken gemessenen Ansprechdauern sind mit einer maximalen Messunsicherheit von $u = 0,09$ ms bzw. 2,19% sehr gut reproduzierbar. Die Mittelwertbildung über alle Ansprechdauern liefert als mittlere Klappenansprechdauer $\bar{t}_a = 4,47$ ms (Tabelle 6.2).

Die Dauer von rund 4,5 ms zwischen dem Triggerzeitpunkt und dem Auftreten der Lichtschrankensignale erscheint noch immer zu lang angesichts der Abschätzung aus Abschnitt 6.2.6. Jedoch wirkte bei den durchgeführten Versuchsreihen lediglich das Drehmoment der Torsionsfedern öffnend auf die Klappen. Dieses Drehmoment beträgt nur rund 1/3 des gesamten zu erwartenden Drehmoments bei den Explosionsversuchen, weshalb die Klappenansprechdauer bei den Versuchen auf dem Versuchsfeld weiter sinken sollte.

6.3.1.2 Funktionsprüfung auf dem Versuchsfeld

Die im Labor erfolgreich getestete Explosionsklappe wurde im zerlegten Zustand nach Kappelrodeck transportiert, dort montiert (Bild 6.16, links) und zusammen mit dem vor Ort gefertigten Erweiterungstrichter auf dem 9,4 m³-Silo montiert (Bild 6.21, links). Anschließend erfolgte die Integration des nachfolgend beschriebenen Versuchsaufbaus.

Tabelle 6.2: Ansprechdauern der Lichtschranken bei Versuchsreihe Nr. 23. Mittlere Ansprechdauer: $\bar{t}_a = 4,47$ ms [Dirk Lorenz, 2019].

Versuch	LS 1 [ms]	LS 2 [ms]	LS 3 [ms]	LS 4 [ms]
1	4,30	4,84	4,32	4,66
2	4,34	4,84	4,12	4,64
3	4,26	4,88	4,12	4,68
4	4,22	4,84	4,16	4,64
5	4,26	4,84	4,06	4,66
6	4,18	4,88	4,02	4,64
7	4,16	4,92	4,02	4,66
8	4,16	4,88	4,02	4,64
9	4,24	4,88	4,16	4,68
10	4,26	4,92	4,04	4,64
$\bar{t}_{a,i} \pm u$ [ms]	$4,238 \pm 0,056$	$4,872 \pm 0,030$	$4,104 \pm 0,090$	$4,654 \pm 0,016$

6.3.1.2.1 Aufbau

Der experimentelle Aufbau zur Erzeugung von kontrollierten Staubexplosionen im $9,4 \text{ m}^3$ -Behälter sowie zur Erfassung der Klappenbewegung mit Hilfe eines Inkremental-Drehgebers wurde bereits in den Abschnitten 3.3.1.2 bis 3.3.1.4 beschrieben, weshalb an dieser Stelle darauf verzichtet wird.

Der Ausgang einer der Ladungsverstärker zur Druckmessung im Behälter ist mit dem Eingang des Klappensteuergerätes verbunden (Bild 6.20). Erreicht das Drucksignal die Höhe des dort eingestellten statischen Ansprechdrucks, gibt das Klappensteuergerät einen Spannungsimpuls an den Leistungsblock ab, wodurch die Entladung des Kondensators über die Magnete erfolgt. Die Klappen geben die Druckentlastungsfläche frei. Der Öffnungsvorgang wird mit Hilfe von vier Lichtschranken, einem Drehgeber und einer Highspeed-Kamera messtechnisch erfasst. Die von den Lichtschranken kommenden Signale gelangen über das Klappensteuergerät zur Speicherung in einen Transienten-Rekorder; das Signal vom Drehgeber über einen Digital-Analog-Wandler. Zusätzlich werden sechs weitere Signale vom Transienten-Rekorder aufgezeichnet, nämlich das Einblas- und Zündsignal vom Steuergerät, die beiden Drucksignale von den Ladungsverstärkern sowie die Ausgangssignale des Komparators und des Timer-Bausteins 1 aus dem Klappensteuergerät. Mit Hilfe eines Computers werden die Daten aus dem Speicher des Transienten-Rekorders ausgelesen und dauerhaft auf der Festplatte des Rechners gesichert. Die von der Highspeed-Kamera aufgezeichneten Video-Sequenzen werden direkt auf der Computer-Festplatte gespeichert.

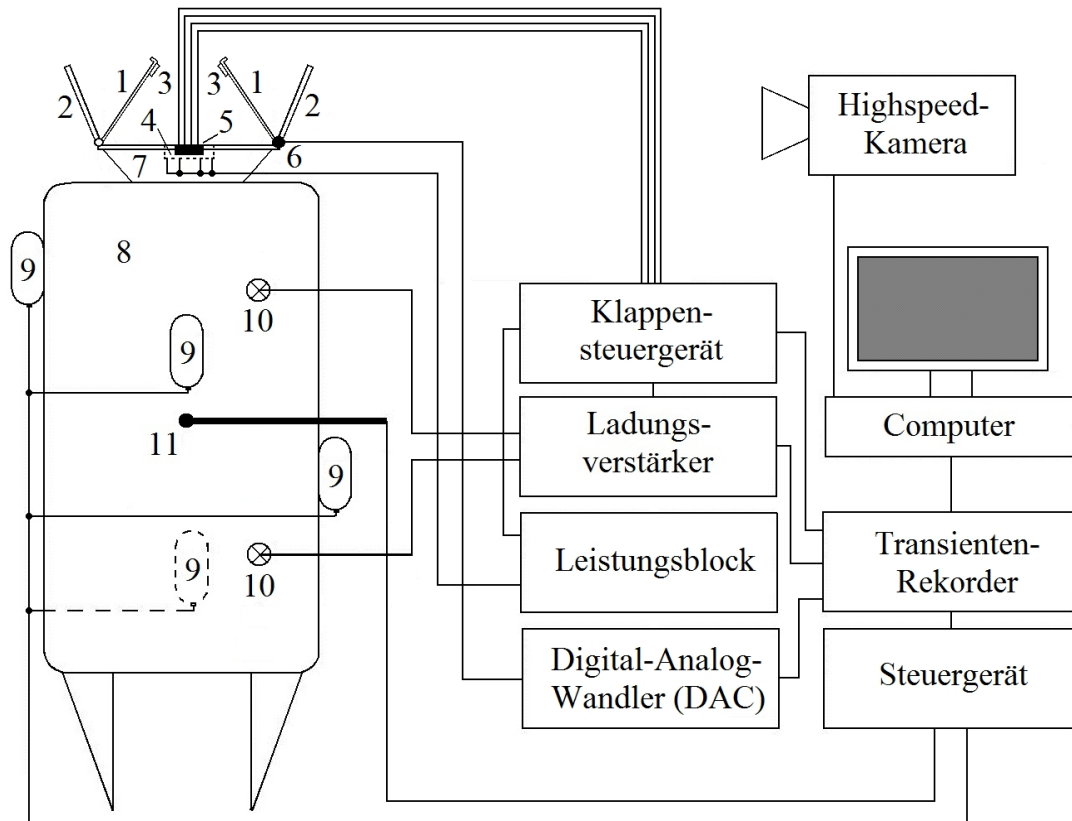


Bild 6.20: Blockbilddarstellung des Versuchsaufbaus zur Funktionsprüfung der neu entwickelten Explosionsklappe. 1: Klappen, 2: Fangplatten, 3: Ankerplatten, 4: Magnete, 5: Lichtschranken, 6: Inkremental-Drehgeber, 7: Erweiterungstrichter, 8: Behälter, 9: Staubvorratsbehälter, 10: piezoelektrische Druckmesssonden, 11: pyroelektrischer Zünder [Dirk Lorenz, 2019].

6.3.1.2.2 Durchführung

Der detaillierte Ablauf eines Versuchs kann in Abschnitt 3.3.3 nachgelesen werden. Zusätzliche Arbeitsschritte waren hier das Aufladen des Kondensators im Leistungsblock und das Vorbereiten der Highspeed-Kamera vor jedem Versuch.

Insgesamt wurden 21 Versuche am 5., 9. und 10. April 2018 mit der neu entwickelten Klappe durchgeführt. In Tabelle A.16 im Anhang sind alle Versuchsparameter zusammenfassend dargestellt.

Während der Versuche 1-13 wurde der Behälter mit Druckluft beaufschlagt, um a) das Ausgangssignal der Ladungsverstärker durch verschiedene Filtereinstellungen als Triggersignal für das Klappensteuergerät zu optimieren, b) die Funktion der Klappe zu prüfen und c) auftretende Probleme zu lokalisieren und zu beheben. Dabei war an den Ladungsverstärkern eine Ausgangsspannung von 1 V pro 10 mbar und am Klappensteuergerät eine Triggerschwelle von 5 V eingestellt, also ein statischer Ansprechdruck von $p_{\text{stat}} = 50 \text{ mbar}$.

Die Versuche Nr. 14-21 wurden durchweg mit Maisstärke/Luft-Gemischen bei einem simulierten K_{St} -Wert von 78 bar m/s sowie den statischen Ansprechdrücken aus Tabelle A.16 durchgeführt. Die Einstellung dieses vergleichsweise niedrigen K_{St} -Wertes geschah, um Klappenbeschädigungen möglichst zu vermeiden und weil dafür bereits Referenzversuche für die Entlastungsfläche $A_E = 0,3 \text{ m}^2$ vorlagen (Tabelle A.15). $K_{St} = 78 \text{ bar m/s}$ ergibt sich bei den geometrischen Gegebenheiten durch den Einsatz von trockener Maisstärke als Brennstaub mit einer Konzentration von $c = 750 \text{ g/m}^3$, einer Zündverzögerungszeit von $t_v = 1,7 \text{ s}$ und mittiger Zündung.

Nach jedem Versuch wurden der dynamische Ansprechdruck p_{dyn} mit Hilfe der Lichtschrankensignale aus den Druckmesskurven abgeleitet und zusammen mit den eingestellten Versuchsparametern notiert.

6.3.1.2.3 Messergebnisse

Die Messergebnisse der Staubexplosionsversuche sind in Tabelle 6.3 zusammengefasst. Die Versuche mit Druckluft lieferten die in Tabelle A.17 aufgelisteten Messergebnisse.

Tabelle 6.3: Wichtigste Messergebnisse aus den 8 Versuchen der neu entwickelten Explosionsklappe unter realen Bedingungen mit $K_{St} = 78 \text{ bar m/s}$ [Dirk Lorenz, 2019].

Versuch	p_{stat} [mbar]	p_{dyn} [mbar]	$p_{red,max}$ [mbar]	Bemerkungen
14	55	56,2	171	Dichtung löste sich
15	55	56,6	154	-
16	55	56,2	188	-
17	100	80,2	215	Magnete zu schwach
18	100	80,0	204	Magnete zu schwach
19	100	100,4	207	Antriebsfedern deaktiviert
20	100	100,2	238	Antriebsfedern deaktiviert
21	100	101,6	224	Antriebsfedern deaktiviert

Den Spalten 2 und 3 der Tabelle 6.3 entnimmt man, dass die statischen und dynamischen Ansprechdrücke fast identisch und reproduzierbar sind. Während der Versuche Nr. 17 und 18 zeigte sich, dass die Magnete zu schwach sind, um einen dynamischen Ansprechdruck von 100 mbar zu erreichen. Deshalb wurden die Antriebsfedern bei den Folgeversuchen deaktiviert.

Die Explosionsklappe hat den mechanischen Belastungen ohne sichtbare Mängel standgehalten. Die Bilder 6.16 und 6.21, jeweils rechts zeigen zwei Fotos, welche unmittelbar nach dem ersten Explosionsversuch aufgenommen wurden.

Bild 6.22 gibt am Beispiel von Versuch Nr. 15 den typischen zeitlichen Verlauf der Messsignale wieder. Zu erkennen ist, dass Komparator und Timer bei jedem Kontakt des Drucksignals mit der Schwelle für den statischen Ansprechdruck ansprechen.



Bild 6.21: Links: Vorbereitung eines Explosionsversuches am 9,4 m³-Behälter zur Klappenfunktionsprüfung. Rechts: Die neu entwickelte Explosionsklappe nach dem ersten Explosionsversuch (Nr. 14) [Dirk Lorenz, 2018].

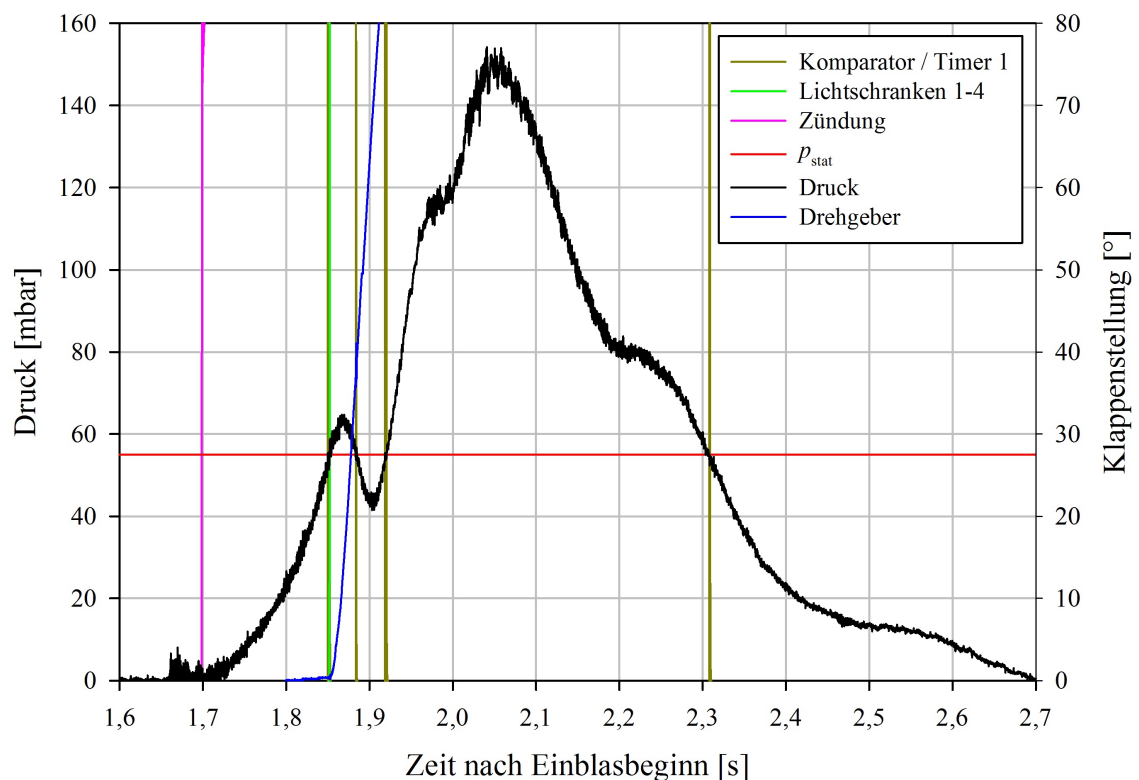


Bild 6.22: Zeitlicher Verlauf der Messsignale bei Versuch Nr. 15 aus Tabelle 6.3. Deutlich ist zu erkennen, dass Komparator und Timer-Baustein wiederholt Ausgangssignale abgeben [Dirk Lorenz, 2018].



Bild 6.23: Bildsequenz aus dem Highspeed-Kamera-Video von Versuch Nr. 17 aus Tabelle 6.3 [Dirk Lorenz, 2019].

Aus den Hochgeschwindigkeits-Videoaufnahmen geht hervor, dass die Stoßdämpfer und Fangplatten wie vorgesehen funktionieren und dass die geöffneten Klappen dem Flammenstrahl kaum ausgesetzt sind (Bild 6.23).

Auffällig war, dass bei fast jedem Versuch mindestens ein MOSFET beschädigt wurde, weshalb diese vor jedem weiteren Versuch ersetzt werden mussten. Während Versuch Nr. 7 brannte die Sicherung im Magnetstromkreis durch. Diese wurde durch eine stärkere Sicherung ersetzt, um die kostbare Zeit auf dem Versuchsfeld weiter nutzen zu können.

6.3.1.2.4 Auswertung

Die Messwertanalyse zeigt, dass der mittlere dynamische Ansprechdruck \bar{p}_{dyn} bei den Versuchen Nr. 14-16 lediglich um 1,33 mbar über dem eingestellten statischen Ansprechdruck von 55 mbar liegt (Tabelle 6.4). Die Messunsicherheit ist mit 0,40 mbar bzw. 0,71 % äußerst gering. Die maximale Differenz zwischen p_{dyn} und p_{stat} beträgt $\Delta p_{\text{max}} = 1,6$ mbar, was 2,91 % Abweichung vom statischen Ansprechdruck entspricht.

Tabelle 6.4: Mittlerer dynamischer Ansprechdruck und Messunsicherheit sowie maximale Abweichung vom statischen Ansprechdruck bei den Versuchen Nr. 14-16 und Nr. 19-21 [Dirk Lorenz, 2019].

Versuch	\bar{p}_{dyn} [mbar]	u [mbar]	u_r [%]	Δp_{max} [mbar]	$\Delta p_{\text{max},r}$ [%]
14-16	56,33	0,40	0,71	1,6	2,91
19-21	100,73	1,31	1,30	1,6	1,60

Bei den Versuchen Nr. 19-21 liegt \bar{p}_{dyn} sogar nur um 0,73 mbar über dem eingestellten statischen Ansprechdruck von 100 mbar. Die Messunsicherheit von \bar{p}_{dyn} beträgt 1,31 mbar bzw. 1,30 %, Δp_{max} ebenfalls 1,6 mbar.

Daraus folgt, dass zwei der drei in Abschnitt 1.3.4 definierten Anforderungen an die neuartige Explosionsklappe erreicht wurden, nämlich dass a) der dynamische Ansprechdruck reproduzierbar ist und b) der statische Ansprechdruck einstellbar ist.

Die dritte in Abschnitt 1.3.4 formulierte Anforderung ist, dass die Entlastungsfähigkeit der Explosionsklappe bei 100 % liegt. Zur Ableitung dieser Größe werden die Messergebnisse der Versuche mit $p_{\text{stat}} = 100$ mbar (Nr. 19-21) herangezogen und für diese mit (3.14) und (4.1) jeweils die Entlastungsfähigkeit sowie Mittelwert und Messunsicherheit berechnet. Aus der Zusammenfassung dieser Berechnungsergebnisse in Tabelle 6.5 liest man eine mittlere Entlastungsfähigkeit von

$$\bar{E}_f = 97,1 \pm 6,7 \% \quad (6.6)$$

ab, was aus zwei Gründen als ausreichend gewertet wird: Zum einen liegt der angestrebte Wert von $E_f = 100$ % innerhalb der Messunsicherheit. Zum anderen wurde der Wert in (6.6) trotz der Deaktivierung der Antriebsfedern erreicht, was auf die erhebliche Vergrößerung der geometrischen Klappenentlastungsfläche durch den Erweiterungstrichter zurückzuführen ist (Abschnitt 6.2.4). Wie ebenfalls in Abschnitt 6.2.4 ausgeführt wurde, steigern die Antriebsfedern die Entlastungsfähigkeit um rund 2 %. Addition dieses Wertes zum Mittelwert liefert

$$\bar{E}_f = 97,1 \% + 2 \% = 99,1 \% \quad (6.7)$$

Aktivierete Antriebsfedern hätten also vermutlich zu $E_f \approx 100$ % geführt.

Tabelle 6.5: Wirksame Entlastungsfläche und Entlastungsfähigkeit der neuartigen Explosionsklappe für die Versuche Nr. 19-21 mitsamt Mittelwert sowie Messunsicherheit [Dirk Lorenz, 2019].

Versuch	19	20	21	\bar{x}	u
A_w [m ²]	0,303	0,280	0,290	0,291	0,020
E_f [%]	101,1	93,4	96,7	97,1	6,7

Zum Abschluss der ersten Versuchsreihe wurde der Frage nachgegangen, warum die Magnete während der Versuche einen statischen Ansprechdruck von 100 mbar nicht erzeugen konnten. Eine Vergleichsmessung des Magnetfeldes im Zentrum der Haftfläche der Magnete vor und nach den Versuchen mit Hilfe einer Hallsonde ergab, dass das Feld etwa 20 % seiner ursprünglichen Stärke eingebüßt hat. Die defekten MOSFETs und die durchgebrannte Sicherung im Stromkreis der Magnete legen die Vermutung nahe, dass während der Versuche zeitweise so hohe Ströme durch die Magnete geflossen sind, dass die Koerzitivfeldstärke der Permanentmagnete überschritten wurde, was zur ihrer Abschwächung führte.

Der Grund für die starken Ströme wird aus Bild 6.24 ersichtlich. Im Diagramm ist ein Ausschnitt der Messsignale von Versuch Nr. 15 in hoher Zeitauflösung dargestellt. Man erkennt, dass das Drucksignal mit einer 400 Hz-Schwingung überlagert ist. Bei einer Annäherung des Druckniveaus an den eingestellten statischen Ansprechdruck wurde dieser aufgrund der Schwingung in kurzer Zeit mehrfach über- und wieder unterschritten. Die Folge war, dass der Komparator und die Timer-Bausteine im Klappensteuergerät kurz hintereinander mehrfach aktiviert wurden und deshalb der MOSFET 1 über einen längeren Zeitraum als die vorgesehenen $108 \mu\text{s}$ durchgeschaltet war. Weil im Stromkreis des MOSFETs 1 ein strombegrenzender Widerstand fehlt (Bild 6.15), stieg die Stromstärke rasant an und überstieg die benötigten 22 A vermutlich deutlich.

Abgesehen vom Drucksignal waren auch andere Signale immer wieder von Störimpulsen überlagert. Ein Beispiel dafür ist rechts oben im Diagramm in Bild 6.24 zu sehen. Auch

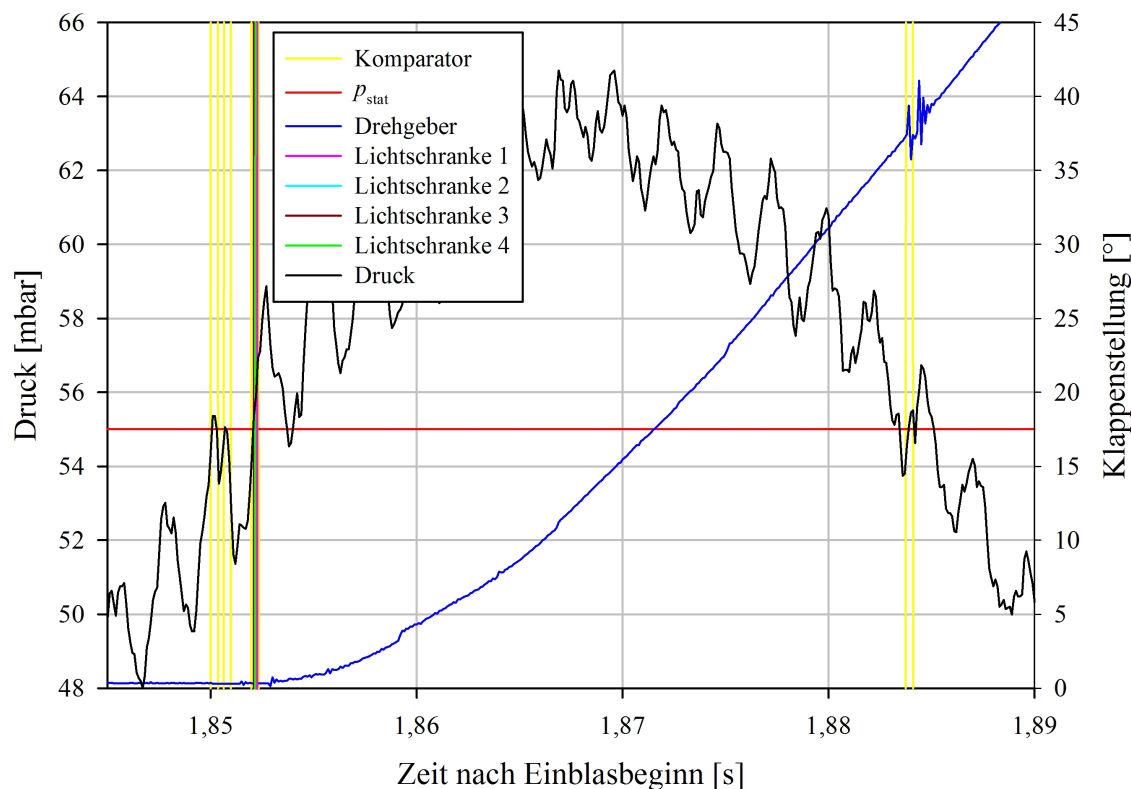


Bild 6.24: Zeitlicher Verlauf der Messsignale bei Versuch Nr. 15 aus Tabelle 6.3 bei hoher Zeitauflösung [Dirk Lorenz, 2018].

öffnete die Klappe gelegentlich eigenständig, weil der Komparator, aktiviert durch einen Störimpuls, ein entsprechendes Signal ausgab. Diese Phänomene sind ein typisches Anzeichen für Massenstromschleifen und/oder elektromagnetische Störstrahlung. Die Elektronik der Explosionsklappe musste folglich verbessert werden.

6.3.2 Optimierung der Explosionsklappe

Die Ergebnisse aus der ersten Versuchsreihe machten eine Optimierung der Explosionsklappe mit folgenden Maßnahmen notwendig:

1. Erhöhung der maximalen Magnetkraft, um eine vorzeitige Klappenöffnung zu unterbinden.
2. Integration eines Flipflops in den Schaltkreis des Klappensteuergerätes, um Mehrfachauslösungen der Timer-Bausteine zu verhindern.
3. Konsequente Abschirmung der gesamten Elektronik gegen elektromagnetische Strahlung, um Störimpulse auszuschalten.
4. Galvanische Trennung von Ladungsverstärker und Klappensteuergerät, um eine verfrühte Triggerung zu vermeiden.

6.3.2.1 Erhöhung der maximalen Magnetkraft

Eine Anfrage bei der Firma Mannel Magnettechnik GmbH nach einem stärkeren Permanent-Elektromagneten bei gleichbleibenden Maßen wurde positiv beantwortet. Eine Sonderanfertigung sollte rund 1.100 N maximale Magnetkraft bei einer Ankerplattendicke von 8 mm aufweisen. Nach Lieferung der Magnete und Prüfung mit der Apparatur aus Abschnitt 6.2.6.1 stellten sich die Magnete als fehlerhaft heraus. Auch die Magnete der Nachlieferung konnten die zugesagte maximale Kraft nicht erbringen, weshalb letztendlich nach alternativen Lieferanten gesucht wurde. Wichtig dabei war, Magnete mit 12 V Betriebsspannung oder weniger ausfindig zu machen, um eine möglichst hohe Stromanstiegsgeschwindigkeit zu erhalten.

In Spanien konnte schließlich die Firma Electroimanes NAFSA S. L. ausfindig gemacht werden, die einen Permanent-Elektromagneten mit einer maximalen Kraft von 1.220 N bei einer Ankerplattendicke von 10 mm im Angebot hat. Zwar ist der Magnet vom Typ VM65/ND (Bild 6.25) für eine Betriebsspannung von 24 V ausgelegt, kann jedoch vom Hersteller an die benötigte Betriebsspannung angepasst werden. Weil der Magnet sich in seinen Maßen vom bisher verwendeten Typ unterscheidet, mussten neue Magnethalterungen und -ankerplatten angefertigt werden.

6.3.2.2 Änderung der Steuerelektronik

Die überarbeitete Klappensteuerelektronik ist in Bild 6.26 in Form eines vereinfachten Schaltbildes sowie als Fotografie gezeigt.

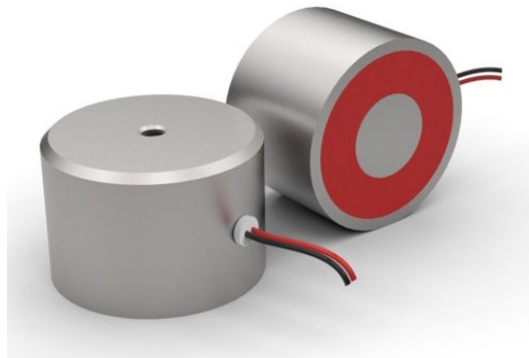


Bild 6.25: Permanent-Elektromagnet vom Typ VM65/ND der Firma Electroimanes NAFSA S. L. ($\varnothing = 65 \text{ mm}$, $h = 45,5 \text{ mm}$, $F_M = 1.220 \text{ N}$, $U = 12 \text{ V}$, $P = 75 \text{ W}$) [Dirk Lorenz, 2019].

Zwischen dem Eingang für das Drucksignal und dem Komparator befindet sich nun ein Optokoppler. Dadurch werden Massenströmschleifen zwischen den Geräten untereinander wirksam unterbrochen.

Das Ausgangssignal des Komparators wird nicht mehr direkt auf die Timer-Bausteine gegeben, sondern zuvor auf ein RS-Flipflop. Mehrfache Signale vom Komparator werden dadurch in ein diskretes Signal umgewandelt, weil das Flipflop nur einmal seinen Zustand ändern kann. Vor jedem neuen Versuch muss das Flipflop zurückgesetzt werden. Auf diese Art und Weise wird ein kurzzeitig wiederholtes Auslösen der Timer-Bausteine und MOSFETs verhindert.

Steuergerät, Leistungsblock und alle Kabel sind elektromagnetisch abgeschirmt ausgeführt. Störungen durch eindringende elektromagnetische Wellen werden so wirkungsvoll unterbunden.

6.3.3 Zweite Versuchsreihe

6.3.3.1 Versuche im Labor

Mit dem Versuchsaufbau aus Abschnitt 6.3.1.1.1 wurde die überarbeitete Klappensteuerelektronik und die mit neuen Magneten und Ankerplatten ausgestattete Explosionsklappe erneut Funktionsprüfungen unterzogen. Nach Durchführung von 7 Versuchsreihen waren die optimalen Einstellungen gefunden: Der Widerstand wurde auf 10Ω abgesenkt und das Zeitfenster von Timer 1 auf $150 \mu\text{s}$ erweitert. Damit ergaben sich sehr ähnliche Signalverläufe wie sie in Bild 6.19 zu sehen sind. Der einzige Unterschied besteht darin, dass die Höhe des Stromes durch die Magnete nun rund 24 A beträgt, was wegen der höheren Leistung der NAFSA-Magnete erforderlich ist. Mit diesen Einstellungen konnte die mittlere Zeitspanne zwischen Triggerzeitpunkt und Ansprechen der Lichtschranken gegenüber der ursprünglichen Version der Explosionsklappe von $\bar{t}_a = 4,47 \text{ ms}$ auf $\bar{t}_a = 3,97 \text{ ms}$ gesenkt werden (vgl. Tabellen 6.2 und A.19).

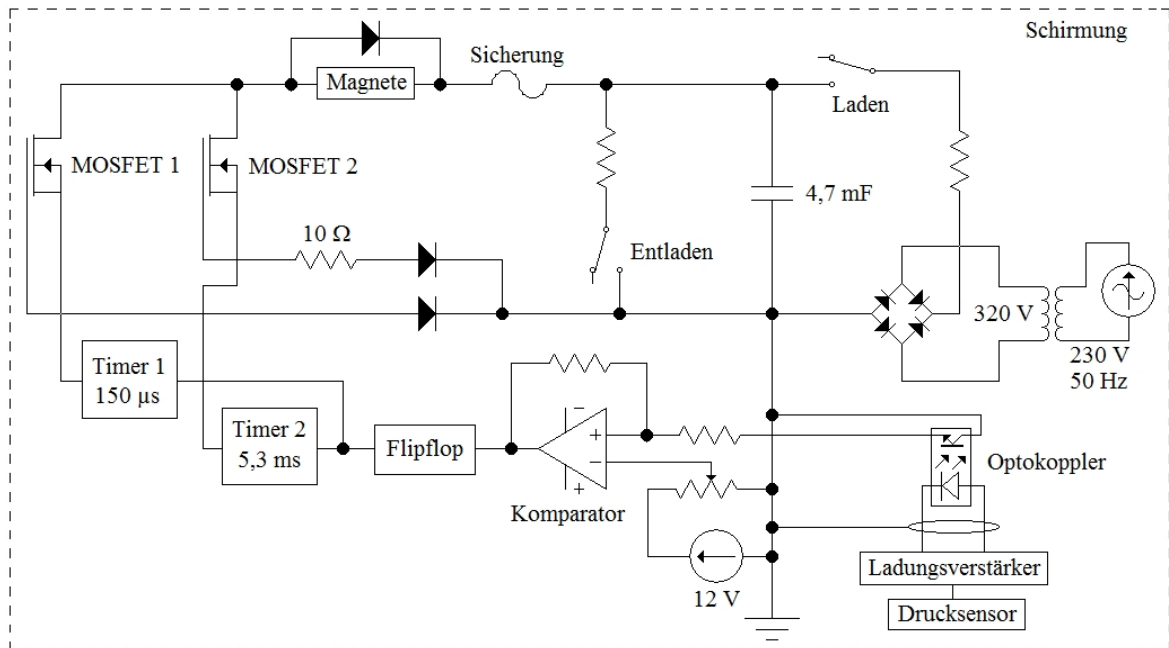


Bild 6.26: Oben: Vereinfachtes Schaltbild der optimierten Elektronik zur Ansteuerung der Magnete. Unten: Foto der überholten Klappensteuerelektronik bestehend aus dem Klappensteuergerät (oben) und dem Leistungsblock (unten) [Dirk Lorenz, 2018].

6.3.3.2 Funktionsprüfung auf dem Versuchsfeld

6.3.3.2.1 Aufbau

Der experimentelle Aufbau war praktisch identisch mit demjenigen der ersten Versuchsreihe und kann deshalb Abschnitt 6.3.1.2.1 entnommen werden.

6.3.3.2.2 Durchführung

Auch die Versuchsdurchführung unterschied sich kaum von derjenigen der ersten Kampagne. Am 13. Dezember 2018 wurden insgesamt 9 Versuche durchgeführt. Die Rahmenbedingungen entnimmt man Tabelle A.21.

Begonnen wurde mit 3 Versuchen mit $p_{\text{stat}} = 50$ mbar und Druckluftbeaufschlagung des Behälters.

Anschließend folgten 2 Versuche mit Maisstärke als Brennstaub, wobei die gleichen Parameter wie bei der ersten Versuchsreihe verwendet wurden ($K_{\text{St}} = 78$ bar m/s, $p_{\text{stat}} = 100$ mbar). Diese Versuche dienten dazu, um a) die Ergebnisse der ersten Versuchsreihe zu verifizieren und b) den Einfluss der Antriebsfedern auf das Klappenverhalten zu untersuchen.

Abgeschlossen wurde das Versuchsprogramm durch 4 Staubexplosionsversuche mit Maisstärke bei $K_{\text{St}} = 240$ bar m/s. Diese vergleichsweise heftigen Explosionsversuche sollten den Beweis erbringen, dass die Explosionsklappe mechanisch höchsten Belastungen standhalten kann und auch unter diesen Bedingungen reproduzierbare dynamische Ansprechdrücke liefert, wobei diese möglichst nahe am gewünschten statischen Ansprechdruck liegen. Um die richtige Einstellung für die Zündverzögerungszeit zur Erzeugung von $K_{\text{St}} = 240$ bar m/s ausfindig zu machen, wurden vor und nach der eigentlichen Versuchsreihe entsprechende Versuche mit PE-Folie als Druckentlastungseinrichtung durchgeführt. Es ergab sich die Zündverzögerungszeit $t_v = 1,05$ s (Tabelle A.20).

6.3.3.2.3 Messergebnisse

Nach einer experimentellen Feinjustierung der Magnethalteschrauben lieferten durchweg alle Versuche positive Resultate. Die wichtigsten Messergebnisse sind in den Tabellen 6.6 und A.22 aufgelistet.

Die während der ersten Versuchsreihe gemessenen dynamischen Ansprechdrücke bei $K_{\text{St}} = 78$ bar m/s konnten bestätigt werden. Sehr gute Reproduzierbarkeit von p_{dyn} ergab sich auch beim erheblich höheren K_{St} -Wert von 240 bar m/s. Die Differenz zwischen p_{stat} und p_{dyn} ist hier mit rund 6 mbar allerdings höher als bei $K_{\text{St}} = 78$ bar m/s.

Während der Versuche Nr. 6-9 bewies die Klappe erneut ihre außerordentliche mechanische Stabilität: es traten keine sichtbare Schäden auf. Die Fangplatten und Stoßdämpfer erfüllten auch bei $K_{\text{St}} = 240$ bar m/s ihre Aufgabe, so dass die Klappe keinerlei Verformung zeigte. Bild 6.27, oben zeigt eine Bildsequenz, die aus der Highspeed-Videoaufnahme von Versuch Nr. 6 extrahiert wurde. Darunter ist vom gleichen Versuch der zeitliche Verlauf der Messsignale aufgetragen.

Tabelle 6.6: Wichtigste Messergebnisse der 6 Explosionsversuche mit der verbesserten Explosionsklappe bei $K_{St} = 78 \text{ bar m/s}$ und $K_{St} = 240 \text{ bar m/s}$. „Nachjustiert“ meint eine Vergrößerung des Spiels der Magnete [Dirk Lorenz, 2019].

Versuch	K_{St} [bar m/s]	p_{stat} [mbar]	p_{dyn} [mbar]	$p_{red,max}$ [bar]	Bemerkungen
4	78	100	100,6	0,196	nachjustiert
5	78	100	101,0	0,215	-
6	240	100	103,7	1,50	nachjustiert
7	240	100	107,4	1,48	-
8	240	100	106,3	1,38	-
9	240	100	106,6	1,57	-

6.3.3.2.4 Auswertung

Die maximale Kraft der Magnete war nach den Versuchen genauso groß wie vor den Versuchen, wie Messungen mit einer Hallsonde zeigten. Eine Stromübersteuerung der Magnete konnte folglich durch die Änderungen in der Klappensteuerschaltung wirksam vermieden werden.

Der Komparator und die Timer geben – wie gewünscht – nur noch jeweils einen Startimpuls aus. Dies geht aus der zeitlich stark gedehnten Darstellung der Messsignale des Versuches Nr. 6 hervor, die in Bild 6.28 zu sehen ist. Das Komparatorsignal (rote Kurve) löst sofort den Timer-Baustein 1 aus, dessen Signal (blaue Kurve) das des Komparators im Diagramm teilweise überlagert.

Zeitlich nach dem Komparatorsignal folgen die Impulse der Lichtschranken. Zur Bestimmung des dynamischen Ansprechdrucks wurde stets das Lichtschrankensignal verwendet, welches zuerst nach dem Komparatorsignal erscheint. Wegen der starken Schwingung auf dem Drucksignal wurde dieses zur Ableitung von p_{dyn} durch eine Regressionskurve ersetzt.

Wie auch bei der ersten Versuchsreihe wurden die Messergebnisse aus Tabelle 6.6 einer detaillierten Analyse unterzogen. Die Ergebnisse sind in Tabelle 6.7 zusammengefasst. Aus letztgenannter ist ersichtlich, dass der mittlere dynamische Ansprechdruck \bar{p}_{dyn} bei den Versuchen Nr. 4-5 um 0,8 mbar über dem eingestellten statischen Ansprechdruck von 100 mbar liegt. Die Messunsicherheit beträgt 0,6 mbar bzw. 0,6% und $\Delta p_{max} = 1,0 \text{ mbar}$.

Tabelle 6.7: Mittlerer dynamischer Ansprechdruck und Messunsicherheit sowie maximale Abweichung vom statischen Ansprechdruck bei den Versuchen Nr. 4-5 und Nr. 6-9 [Dirk Lorenz, 2019].

Versuch	\bar{p}_{dyn} [mbar]	u [mbar]	u_r [%]	Δp_{max} [mbar]	$\Delta p_{max,r}$ [%]
4-5	100,80	0,60	0,60	1,0	1,0
6-9	106,00	2,40	2,26	7,4	7,4

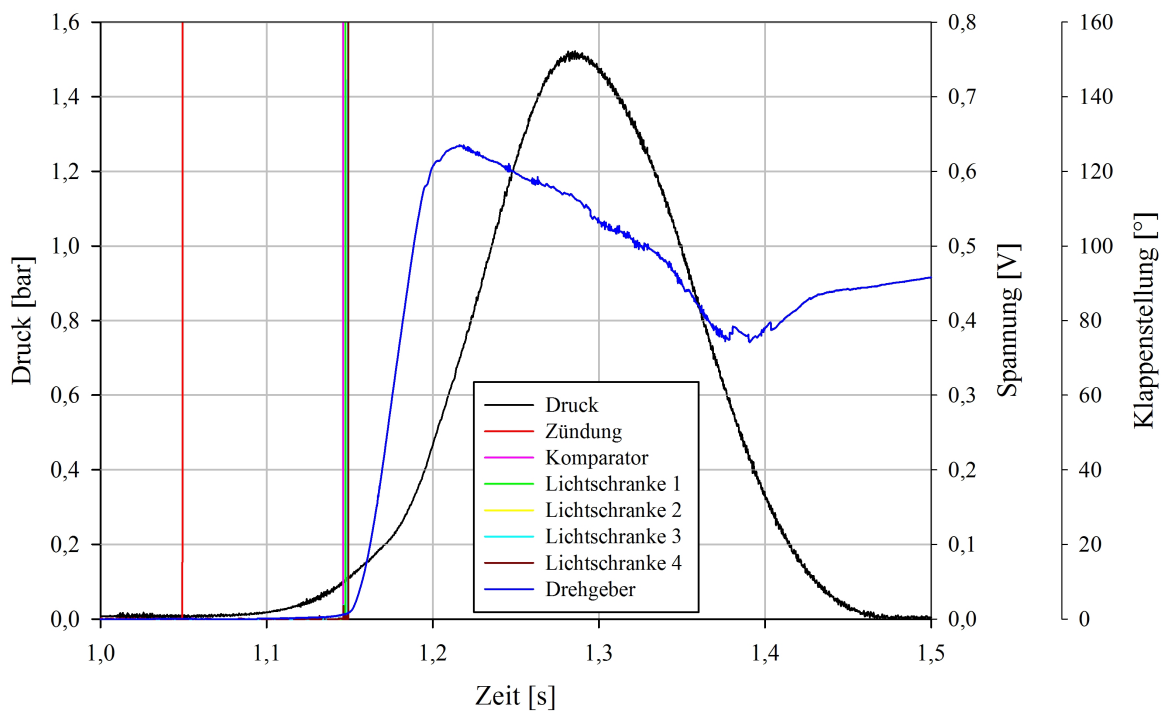
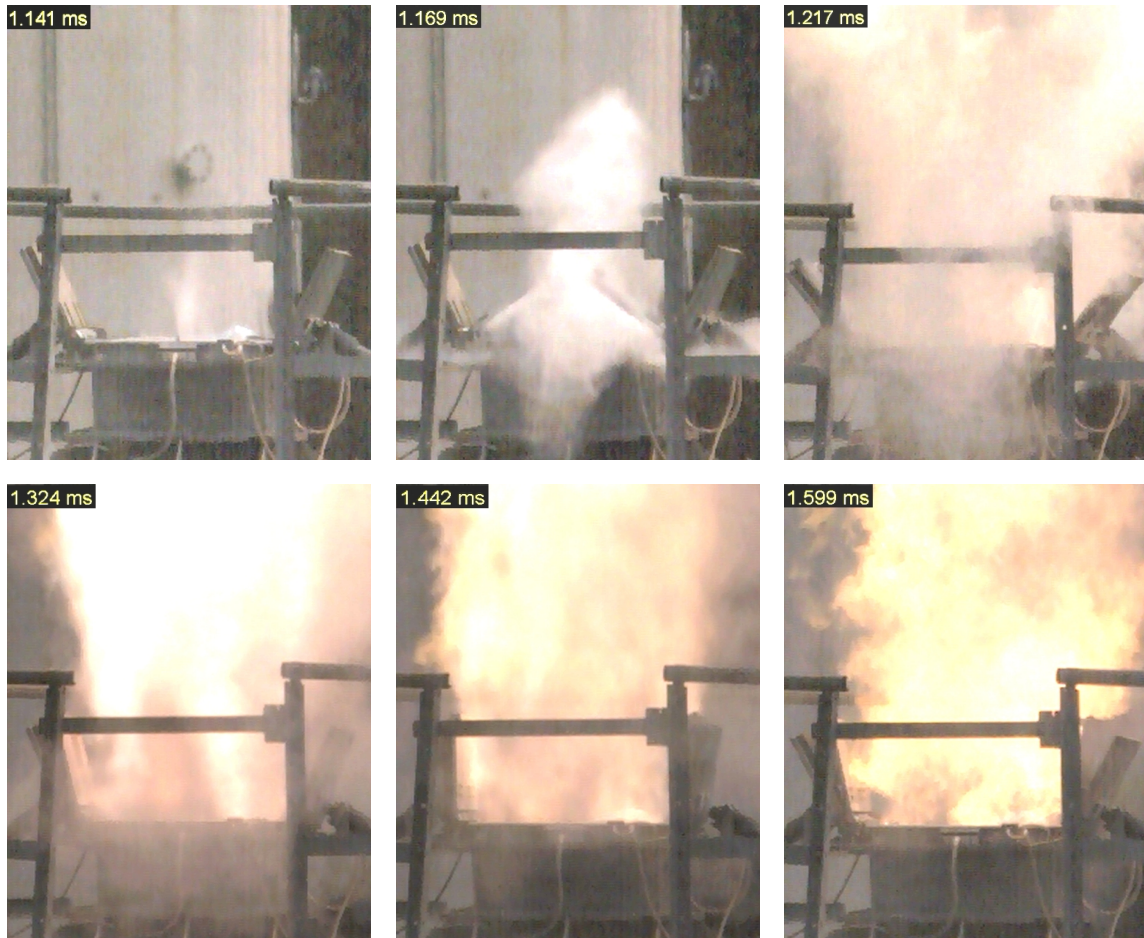


Bild 6.27: Oben: Bildsequenz aus dem Highspeed-Kamera-Video von Versuch Nr. 6 aus Tabelle 6.6 ($K_{St} = 240 \text{ bar m/s}$). Unten: Zeitlicher Verlauf der Messsignale beim gleichen Versuch [Dirk Lorenz, 2019].

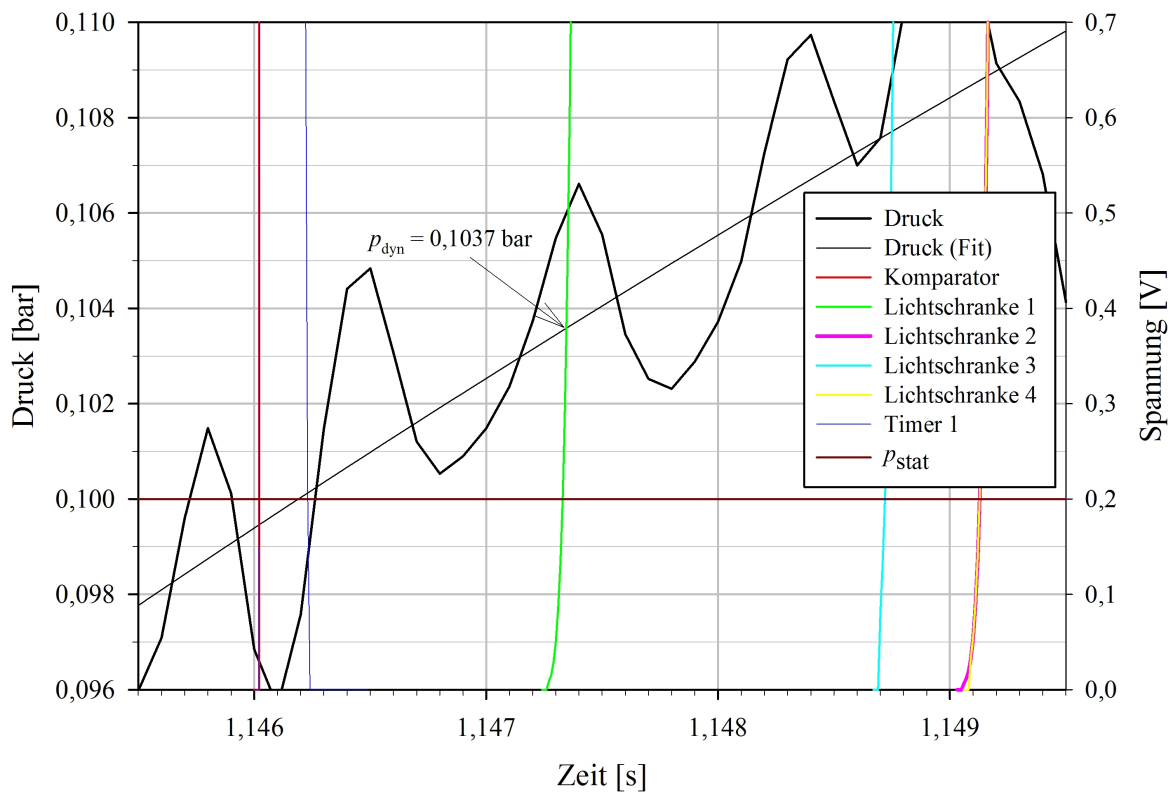


Bild 6.28: Zeitlicher Verlauf der Messsignale bei Versuch Nr. 6 aus Tabelle 6.6 bei hoher Zeitauflösung [Dirk Lorenz, 2019].

Vergleicht man die mittleren dynamischen Ansprechdrücke für $K_{St} = 78 \text{ bar m/s}$ und $p_{stat} = 100 \text{ mbar}$ aus der ersten und zweiten Versuchsreihe miteinander, so ist nur ein minimaler Unterschied festzustellen. Auf den dynamischen Ansprechdruck haben die Antriebsfedern demnach keinen signifikanten Einfluss.

Richtet man angesichts dieses Resultates das Augenmerk auf die gemessenen Klappenansprechdauern dieser Versuche, ist zu erwarten, dass sich diese Zeitspannen durch den Einsatz der Antriebsfedern auch nicht verändert haben, weil der dynamische Ansprechdruck mit der Klappenansprechdauer korrelieren sollte. Ein Vergleich der Ansprechdauerermittelwerte aus den Versuchen der beiden Versuchsreihen mit $K_{St} = 78 \text{ bar m/s}$ und $p_{stat} = 100 \text{ mbar}$ bestätigt dies im Rahmen der Messunsicherheit: Aus den Tabellen A.18 und A.23 ergeben sich $\bar{t}_a = 0,80 \text{ ms}$ (Versuche 19-21, erste Versuchsreihe, ohne Antriebsfedern) und $\bar{t}_a = 1,11 \text{ ms}$ (Versuche 4-5, zweite Versuchsreihe, mit Antriebsfedern). Daraus muss gefolgert werden, dass der Einfluss der Antriebsfedern auf die Klappenansprechdauern mit den verwendeten Mitteln nicht messbar ist.

Bei den Versuchen Nr. 6-9 liegen sowohl \bar{p}_{dyn} als auch Δp_{max} deutlich über den Werten der ersten Versuchsreihe mit $K_{St} = 78 \text{ bar m/s}$ und $p_{stat} = 100 \text{ mbar}$. \bar{p}_{dyn} überschreitet den eingestellten p_{stat} um 6 mbar, Δp_{max} beträgt 7,4 mbar. Dies war aufgrund der erheblich größeren Druckanstiegsgeschwindigkeit bei $K_{St} = 240 \text{ bar m/s}$ zu erwarten (siehe Abschnitt 6.2.6). Die Messunsicherheit von \bar{p}_{dyn} ist mit $u = 2,40 \text{ mbar}$ bzw. 2,26 %, gemessen an bisherigen Erfahrungen mit anderen Druckentlastungseinrichtungen, sehr gering.

Bei den Versuchen mit $K_{St} = 240 \text{ bar m/s}$ und $p_{stat} = 100 \text{ mbar}$ ist eine außergewöhnlich lange mittlere Klappenansprechdauer von $\bar{t}_a = 2,80 \text{ ms}$ auffällig (Tabelle A.23), die mit vergleichsweise hohen dynamischen Ansprechdrücken einher geht (Tabelle 6.6). Durch die hohe Druckerhöhungsgeschwindigkeit bei diesen Versuchen war zu erwarten, dass die mittlere Klappenansprechdauer kleiner ist als bei den Versuchen mit $K_{St} = 78 \text{ bar m/s}$ oder Druckluftbeaufschlagung. Der Grund für diese vergleichsweise großen Klappenansprechdauern ist in der Neujustage der Magnethalterungen nach Versuch Nr. 4 zu sehen. Dabei wurde das Spiel der Magnete durch Veränderung der Kugelmutterposition bei den Magnethalteschrauben (Bild 6.17) etwas vergrößert. Die Folge war, dass sich die Magnete besser zu den Ankerplatten hin ausrichten konnten und gleichzeitig die Klappendichtung weniger stark komprimiert wurde. Beide Effekte sorgten für eine Begünstigung des schließend wirkenden Drehmoments durch die Magnete. Bereits die Versuche im Labor lieferten Indizien für dieses Phänomen. Folglich ist der Grad der Beweglichkeit und die exakte Position der Magnete maßgeblich für die Größe des schließenden Drehmoments und damit für die Klappenansprechdauer.

Die Berechnung und Analyse der Klappenentlastungsfähigkeit für die Versuche Nr. 4-5 und Nr. 6-9 erfolgte analog zu den in Abschnitt 6.3.1.2.4 beschriebenen Verfahren. Es ergaben sich die Werte in Tabelle 6.8, aus welchen folgt:

$$\begin{aligned}
 K_{St} = 78 \text{ bar m/s} : \quad \bar{A}_w = 0,305 \text{ m}^2 &\Rightarrow \bar{E}_f = 101,7 \pm 8,0 \% \Rightarrow E_f = 100 \% \\
 K_{St} = 240 \text{ bar m/s} : \quad \bar{A}_w = 0,305 \text{ m}^2 &\Rightarrow \bar{E}_f = 101,6 \pm 4,6 \% \Rightarrow E_f = 100 \% \quad (6.8)
 \end{aligned}$$

Überlicherweise wird die Entlastungsfähigkeit gleich 100 % gesetzt wenn sich experimentell Werte über 100 % ergeben, was aufgrund erheblicher Messwertstreuung immer wieder vorkommt. Weil beide \bar{E}_f in (6.8) über 100 % liegen und die Messunsicherheit maximal 8 % beträgt, ist die Schlussfolgerung, dass die neuartige Explosionsklappe eine Entlastungsfähigkeit von $E_f = 100 \%$ aufweist, legitim.

Der Vergleich von (6.6) und (6.8), oben zeigt, dass sich die mittlere Entlastungsfähigkeit von der ersten zur zweiten Versuchsreihe um 4,6 % erhöht hat. Legt man $E_f = 100 \%$ zugrunde anstatt $\bar{E}_f = 101,7 \%$, beträgt diese Differenz noch immer 2,9 %. Die Steigerung der Entlastungsfähigkeit könnte auf die aktiven Antriebsfedern bei den Versuchen Nr. 4-5 zurückzuführen sein. Die vorhandenen Messunsicherheiten lassen jedoch einen zweifelsfreien Nachweis dieser Hypothese nicht zu.

Tabelle 6.8: Wirksame Entlastungsfläche und Entlastungsfähigkeit der neuartigen Explosionsklappe für die Versuche Nr. 4-5 und Nr. 6-9 mitsamt Mittelwert sowie Messunsicherheit [Dirk Lorenz, 2019].

Versuch	-	-	4	5	\bar{x}	u
$A_w \text{ [m}^2\text{]}$	-	-	0,313	0,297	0,305	0,024
$E_f \text{ [%]}$	-	-	104,3	99,0	101,7	8,0
Versuch	6	7	8	9	\bar{x}	u
$A_w \text{ [m}^2\text{]}$	0,303	0,305	0,317	0,295	0,305	0,014
$E_f \text{ [%]}$	100,8	101,6	105,7	98,3	101,6	4,6

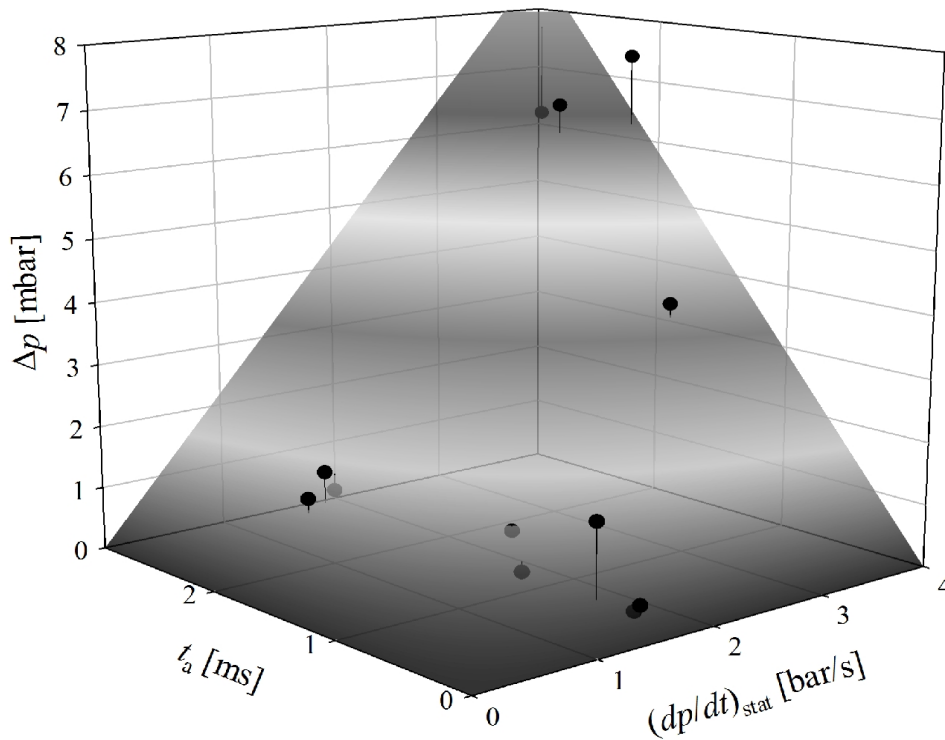


Bild 6.29: Differenz aus dynamischem und statischem Ansprechdruck als Funktion der Klappenansprechdauer t_a und der Druckanstiegsgeschwindigkeit zum Zeitpunkt $p(t) = p_{\text{stat}}$, abgeleitet aus Messdaten [Dirk Lorenz, 2019].

Wie der dynamische Ansprechdruck von der Klappenansprechdauer t_a abhängt wird abschließend untersucht. Wegen der Kürze der betrachteten Zeitspanne und der vergleichsweise geringen Druckanstiegsgeschwindigkeit im Bereich um den statischen Ansprechdruck kann der Druckanstieg dort in erster Näherung als linear angenommen werden (siehe hierzu Bild 6.28). Die Druckanstiegsgeschwindigkeit am Niveau des statischen Ansprechdrucks ist über den Zeitraum t_a folglich ungefähr konstant. Multiplikation der Druckanstiegsgeschwindigkeit am Niveau des statischen Ansprechdrucks $(dp/dt)_{\text{stat}}$ mit der Ansprechdauer t_a sollte demnach die Differenz zwischen dynamischem und statischem Ansprechdruck Δp ergeben.

Um eine Korrelation zwischen dieser Überlegung und den Messdaten zu prüfen, wurden aus ihnen $(dp/dt)_{\text{stat}}$ abgeleitet und gemeinsam mit t_a und Δp in einem Diagramm aufgetragen (Bild 6.29). Die grauskalierte Fläche stellt die Funktion

$$\Delta p = C (dp/dt)_{\text{stat}} t_a \quad (6.9)$$

dar, welche sich mit $C = 0,729$ gut in die Messpunkte einpassen lässt ($R^2 = 0,927$). Dass $C = 0,729$ beträgt anstatt – wie erwartet – den Wert 1, ist vor allem mit Messungenauigkeiten beim Druckwert in kleinen Zeitintervallen zu erklären gepaart mit der geringen Anzahl von Messwerten, insbesondere bei größeren Δp . Dazu kommt, dass mit steigenden t_a der nichtlineare Charakter des Druckanstiegs eine zunehmende Abweichung der Messwerte von der linearen Annäherung bewirkt.

Mit Hilfe der Gleichung (3.57) und deren zeitlicher Ableitung kann $(dp/dt)_{\text{stat}}$ auf sicherheitstechnische Kenngrößen und Versuchsparameter zurückgeführt werden. Aus (6.9) wird dann

$$\Delta p = C f(V, A_E, Q, K_{\text{St}}, p_{\text{max}}, p_{\text{stat}}) t_a \quad (6.10)$$

womit eine Vorhersage von Δp anhand der unabhängigen Variablen V, A_E, \dots in (6.10) und t_a möglich wird.

6.3.4 Fazit

Als Fazit ergibt sich:

1. Der dynamische Ansprechdruck ist sehr gut reproduzierbar, was sich in einer maximalen relativen Messunsicherheit $u_r = 2,26\%$ widerspiegelt.
2. Die Klappenentlastungsfähigkeit beträgt im Rahmen der Messunsicherheit 100% und zwar unabhängig vom K_{St} -Wert.
3. Der statische Ansprechdruck ist einstellbar. Es werden dynamische Ansprechdrücke erzielt, die maximal rund 7% über dem statischen Ansprechdruck liegen. Dieser Wert rangiert deutlich unterhalb aller bisherigen experimentellen Erfahrungen. Er kann nach Einschätzung des Verfassers durch weitere Optimierung der Klappe – insbesondere der Magnethalterungsmechanik – weiter verringert werden. Durch die geringe Differenz zwischen dynamischem und statischem Ansprechdruck und der Regulierungsmöglichkeit des Letztgenannten kann jeder dynamische Ansprechdruck im Bereich von ca. 0 mbar und 100 mbar realisiert werden.

Die in Abschnitt 1.3.4 formulierten Anforderungen an eine Explosionsklappe mit reproduzierbarem Ansprechverhalten sind damit erfüllt, d. h. das Ziel wurde erreicht.

7 Prüfbarkeit großer Explosionsklappen

7.1	Darlegung des Verfahrens	123
7.2	Exemplarische Verifizierung des Verfahrens	124

Druckentlastungseinrichtungen müssen gemäß der Richtlinie 2014/34/EU eine EU-Baumusterprüfung durchlaufen, bevor sie als autonome Explosionsschutzsysteme in konkreten Anwendungsfällen zugelassen werden. Dabei ist für Explosionsklappen mit Flächengewichten $m_E > 0,5 \text{ kg/m}^2$ eine experimentelle EU-Baumusterprüfung zwingend vorgeschrieben [10].

Die notifizierten Stellen stoßen schnell an ihre Grenzen, wenn Explosionsklappen mit Kantenlängen oder Durchmessern größer als ca. 2 m geprüft werden sollen. In solchen Fällen können Versuche im Modellmaßstab durchgeführt werden. Der Verfasser hat zu diesem Zweck im Jahr 2007 ein Verfahren entwickelt [39].

7.1 Darlegung des Verfahrens

Die Ergebnisübertragung von Modellversuchen auf reale Verhältnisse ist nur dann möglich, wenn die Vorgänge in der Natur im Modell physikalisch richtig wiedergegeben werden, was gleichbedeutend mit dynamischer Ähnlichkeit ist. Letztgenannte erfordert neben der geometrischen Ähnlichkeit auch die Ähnlichkeit der am Vorgang beteiligten Kräfte. Sind Systeme dynamisch ähnlich, transformieren die physikalischen Größen beim Übergang in die Modellgröße gemäß den in Tabelle 7.1 angegebenen Faktoren, wobei q das Größenverhältnis zwischen Realität und Modell ist.

Tabelle 7.1: Verschiedene physikalische Größen mit Änderungsfaktor bei dynamischer Ähnlichkeit [Lorenz, 2018].

Größe	s	v	a	A	V	F	p	dp/dt	τ	t	m	Θ	φ	ω	ε	D
Faktor	q	1	q^{-1}	q^2	q^3	q^2	1	q^{-1}	1	q	q^3	q^5	1	q^{-1}	q^{-2}	q^3

Um dieses Wissen für EU-Baumusterprüfungen von Explosionsklappen großer Dimension zu nutzen, ist der Einsatz der Modellrechnung aus Abschnitt 3.4 notwendig:

Im ersten Schritt gibt der Hersteller des Prüflings den maximalen K_{St} -Wert und/oder den reduzierten maximalen Explosionsdruck $p_{red,max}$ vor, für welche die Klappe zertifiziert werden soll. Anschließend wird mit SIMEK ein worst case-Szenario für diese Klappe im realen Maßstab aufgesucht, d. h. die größt mögliche reduzierte maximale Druckanstiegsgeschwindigkeit $(dp/dt)_{red,max}$ und Scharnierbelastung $F_{g,max}$ für die

vorgegebenen Werte K_{St} und $p_{red,max}$ werden ermittelt. Im dritten Schritt werden Explosionsversuche mit verschiedenen Modellgrößen der Klappe auf unterschiedlichen Prüfbehältern in Kappelrodeck mit Hilfe von SIMEK simuliert. Das Ziel dieser Rechnungen ist es, die Wahl des Prüfbehälters, des einzustellenden K_{St} -Wertes und der Klappenmodellgröße so zu optimieren, dass die Bedingungen aus Tabelle 7.1 möglichst gut eingehalten werden.

7.2 Exemplarische Verifizierung des Verfahrens

Im Jahr 2009 wurde das Prüfverfahren für große Explosionsklappen exemplarisch von Chupin [6] durch Staubexplosionsversuche verifiziert.

Dabei wurden zunächst die auf dem Versuchsfeld in Kappelrodeck vorhanden Behälter hinsichtlich geometrischer Ähnlichkeit verglichen. Ziel war es, zwei Behälter mit einem solchen Volumenverhältnis auszuwählen, dass sich ein möglichst großes und ganzzahliges q ergibt. Der kleinere der beiden Behälter spielte die Rolle des Modells. Ausgewählt wurden der 1 m^3 - und der $26,5\text{ m}^3$ -Prüfbehälter, was etwa $q = \sqrt[3]{26,5} = 2,98 \approx 3$ entspricht. Beide Behälter weisen darüber hinaus mit $L/D = 1,44$ und $L/D = 1,47$ ähnliche L/D -Verhältnisse auf. Anschließend wurde mit Hilfe von SIMEK durch Simulationsrechnungen ermittelt, wie geometrisch ähnliche Explosionsklappen mit $q = 3$ für die beiden Behälter beschaffen sein müssen, damit sich bei $K_{St} = 100\text{ bar m/s}$ ein reduzierter maximaler Explosionsdruck von rund $p_{red} = 0,5\text{ bar}$ einstellt. In Bild 7.1 sind die Explosionsklappen dargestellt, welche sich aus den Simulationen ergaben und die für die Versuche realisiert wurden.

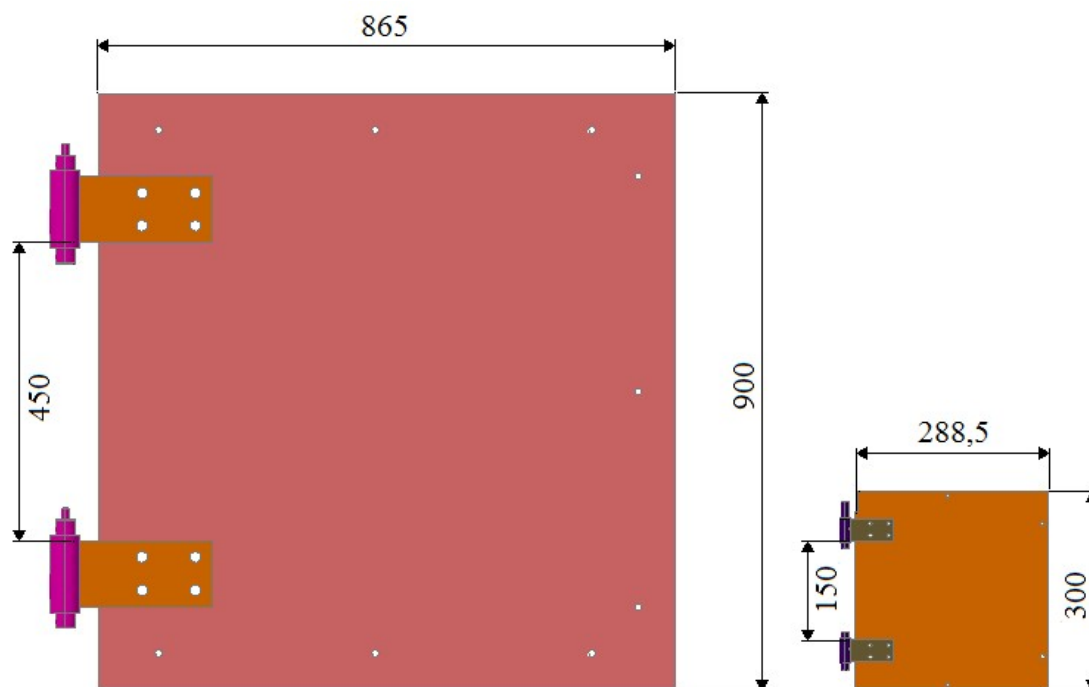


Bild 7.1: Zwei Explosionsklappen im Maßstab 3:1 bestehend aus Stahlplatten und Scharnieren [Pavlo Chupin, 2009].

In den Zeilen 2 und 3 der Tabelle 7.2 ist aufgelistet, welche Werte die Verhältnisse der Größen Klappenöffnungsdauer $t_{\ddot{o}}$, dynamischer Ansprechdruck p_{dyn} , reduzierter maximaler Explosionsdruck $p_{\text{red,max}}$, reduzierte maximale Druckanstiegsgeschwindigkeit $(dp/dt)_{\text{red,max}}$, maximale Scharnierbelastung $F_{\text{g,max}}$ und Entlastungsfähigkeit E_f gemäß Theorie und Vorhersage mit SIMEK bei den oben genannten Randbedingungen annehmen, wenn dynamische Ähnlichkeit gegeben ist. Lassen sich diese Werte durch die beschriebenen Explosionsversuche generieren, ist ein exemplarischer, experimenteller Beweis erbracht, dass dynamische Ähnlichkeit vorliegt und EU-Baumusterprüfungen mit dem im vorigen Abschnitt beschriebenen Verfahren durchführbar sind.

Wie in Bild 1.1 angedeutet, wurden die Explosionsklappen zur Erzeugung ihres statischen Ansprechdrucks mit Kunststoffschrauben verschlossen, was zu Streuungen über 100% in p_{dyn} führte. Die Folge waren erhebliche Schwankungen bei allen relevanten Messwerten. Trotz dieser Schwankungen konnte durch die gezielte Auswahl von Versuchen mit ähnlichen p_{dyn} und $p_{\text{red,max}}$ der Nachweis erbracht werden, dass das Prüfverfahren anwendbar ist, wie man den Zahlen aus Tabelle 7.2 entnimmt [6, 40, 44, 45].

Tabelle 7.2: Verhältnis Realität/Modell verschiedener Messgrößen aus Staubexplosionsversuchen mit Explosionsklappen am 26,5 m³- und 1 m³-Behälter. Aufgelistet ist der Sollwert gemäß Theorie, die Simulationsergebnisse mit SIMEK sowie die Mittelwerte ausgewählter Versuche. Die Zahlen der Zeilen 3 und 4 sind den Tabellen 3.2 und 5.2 aus [6] entnommen [Dirk Lorenz, 2019].

Realität/Modell	$t_{\ddot{o}}$	p_{dyn}	$p_{\text{red,max}}$	$(dp/dt)_{\text{red,max}}$	$F_{\text{g,max}}$	E_f
q gemäß Theorie	3	1	1	0,333	9	1
q gemäß SIMEK	3,06	1	1,1	0,38	9,1	1,06
\bar{q} gemäß Versuchen	2,92	0,8	1,15	0,4	10,2	1,1

8 Wurfweitenberechnung abgerissener Explosionsklappen

8.1	Bestimmung der Anfangsbedingungen	126
8.2	Berechnung der Klappenflugbahn	127
8.3	Prognosequalität des Verfahrens	129

Bei industriellen Anlagen, in denen brennbare Stäube verarbeitet werden, geht es immer wieder um die Frage, in wie weit umliegende Gebäude durch Trümmerflug im Explosionsfall gefährdet sind. Die größte Herausforderung bei dieser Fragestellung ist die Beschaffung der Anfangsbedingungen, d. h. mit welcher Geschwindigkeit und unter welchem Winkel zur Horizontalen das Objekt startet? Zu diesem Thema gibt es einige Arbeiten, z. B. von Hauptmanns [22, 23] oder vom Verfasser dieser Arbeit [36, 37]. Während sich Hauptmanns zur Bestimmung der Anfangsbedingungen energetischer Betrachtungen und Monte-Carlo-Simulationen bedient, leitet der Verfasser in [36, 37] diese Größen aus dem Energieerhaltungssatz gepaart mit einem worst case-Szenario ab.

Wird das Thema Trümmerflug bei Explosionsereignissen auf die Betrachtung der Wurfweiten abreißender Explosionsklappen beschränkt, können dank der Ergebnisse aus Kapitel 3 die Anfangsbedingen ohne großen Aufwand näherungsweise angegeben werden, wie im folgenden Abschnitt und in [32] gezeigt wird.

8.1 Bestimmung der Anfangsbedingungen

Die Startgeschwindigkeit v_a einer Explosionsklappe zum Zeitpunkt des Abrisses t_r ergibt sich aus der Bahngeschwindigkeit des Klappenschwerpunktes

$$v_a = S \omega_a \tag{8.1}$$

mit ω_a als Winkelgeschwindigkeit der Klappe zum Zeitpunkt des Abrisses. Alternativ kann auch der Energieerhaltungssatz genutzt werden. Es gilt

$$\frac{1}{2} \Theta_K \omega_a^2 = \frac{1}{2} \Theta_S \omega_a^2 + \frac{1}{2} m v_a^2 \tag{8.2}$$

Die Rotationsenergie der Klappe vor dem Abriss (links) teilt sich nach dem Abriss in Rotationsenergie und Translationsenergie auf (rechts). Wegen der Erhaltung des Eigendrehimpulses verändert sich die Winkelgeschwindigkeit der Klappe nicht, jedoch verschiebt sich die Rotationsachse in den Klappenschwerpunkt. Die Differenz in der

Rotationsenergie aufgrund dieser Achsenverschiebung erscheint nun als Translationsenergie. Auflösen nach v_a liefert

$$v_a = \sqrt{\frac{\Theta_K \omega_a^2 - \Theta_S \omega_a^2}{m}} \quad (8.3)$$

Ist die Bruchlast des Klappenscharniers bekannt, können mit Hilfe der in Abschnitt 3.4 entwickelten Modellrechnung die Winkelgeschwindigkeit ω_a und der Startwinkel φ_a sofort angegeben werden. Bei diesem Ansatz wird die Energiedissipation aufgrund der Klappenscharnierzerstörung und die Beeinflussung der Klappe durch den Abgasstrom aus dem Silo unmittelbar nach dem Scharnierbruch (falls dieser bei $\varphi < 90^\circ$ erfolgt) vernachlässigt.

Die letztere der oben genannten Vernachlässigungen ist kritisch zu sehen, da die maximale Scharnierbelastung bei Klappenwinkelstellungen $\varphi < 90^\circ$ auftritt, wie in Kapitel 3 gezeigt wurde. Darüber hinaus ereignen sich Scharnierbrüche in der Regel aufgrund von Defekten und Materialermüdung, d. h. die Scharnierbruchlast ist unbekannt. Deshalb ist dem obigen Ansatz eine worst case-Betrachtung vorzuziehen. Dazu wird die Bruchlast des Scharniers mit der maximalen radialen Scharnierbelastung $F_{r,\max}$ (maximales ω) identifiziert. Diese folgt ebenfalls aus der Modellrechnung.

Als Startwinkel wird

$$\varphi_a = \arccos \left(\frac{\sqrt{2(v_a^4 + 3v_a^2 h_a g + 2h_a^2 g^2)}}{2(v_a^2 + h_a g)} \right) \quad (8.4)$$

angesetzt. (8.4) ergibt sich durch Optimierungsrechnung bei der nach der Wurfweite aufgelösten Gleichung für die Klappenflugbahn ohne Luftreibung und liefert den optimalen Startwinkel als Funktion der Startgeschwindigkeit v_a und der Starthöhe h_a .

8.2 Berechnung der Klappenflugbahn

Das Problem des schnellen Fluges eines Körpers mit der Querschnittsfläche A durch das Medium Luft mit der Dicht ρ_L kann allgemein als schiefer Wurf mit Newton-Reibung

$$\vec{F}_R = \frac{1}{2} c_w \rho_L A \dot{r} \dot{r} \quad (8.5)$$

aufgefasst werden. In (8.5) sind \dot{r} die Geschwindigkeit und c_w der Widerstandsbeiwert der Klappe. Das Problem des schiefen Wurfes mit Newton-Reibung führt auf die Differentialgleichung

$$m \ddot{r} = -\frac{1}{2} c_w \rho_L A \dot{r} \dot{r} - m \vec{g} \quad (8.6)$$

mit den Anfangsbedingungen

$$\vec{r}(0) = (0, h_a) \quad \dot{\vec{r}}(0) = \vec{v}_a = (v_a \cos \varphi_a, v_a \sin \varphi_a) \quad (8.7)$$

Der Abrisszeitpunkt t_r ist bei der Flugbahnberechnung der Zeitpunkt $t = 0$.

Die Bewegungsgleichung (8.7) zerfällt in

$$\begin{aligned}
 m \ddot{x} + \frac{1}{2} c_w \rho_L A \sqrt{\dot{x}^2 + \dot{y}^2} \dot{x} &= 0 \\
 m \ddot{y} + \frac{1}{2} c_w \rho_L A \sqrt{\dot{x}^2 + \dot{y}^2} \dot{y} &= -m g
 \end{aligned}
 \tag{8.8}$$

also in ein System von gekoppelten, nichtlinearen Differentialgleichungen. Diese sind in den allermeisten Fällen nicht analytisch lösbar und man ist auf numerische Verfahren angewiesen.

Es stellt sich nun die Frage, wie der Widerstandsbeiwert c_w bei einem nicht punktsymmetrischen, rotierenden Körper mathematisch behandelt werden soll? Eine durch die Luft fliegende kreisförmige Platte besitzt zwei sich wesentlich unterscheidende Querschnittsflächen A_x und A_y und zugehörige Widerstandsbeiwerte $c_{w,x}$ und $c_{w,y}$ (Bild 8.1).

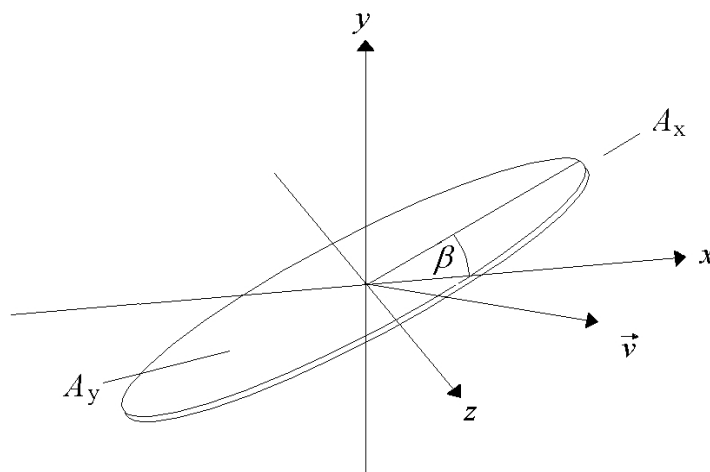


Bild 8.1: Skizze einer kreisförmigen Platte, die mit der Geschwindigkeit \vec{v} und dem zeitabhängigen Neigungswinkel β zur Horizontalen durch die Luft fliegt [Dirk Lorenz, 1995].

Das Reibungsgesetz (8.5) kann in einem solchen Fall gut durch

$$\vec{F}_R \approx \frac{1}{2} \rho_L \aleph \dot{r} \dot{r}
 \tag{8.9}$$

angenähert werden mit

$$\aleph = \begin{pmatrix} c_{w,x} A_x \cos^2 \beta + c_{w,y} A_y \sin^2 \beta & 0 \\ 0 & c_{w,x} A_x \sin^2 \beta + c_{w,y} A_y \cos^2 \beta \end{pmatrix}
 \tag{8.10}$$

Die Bewegungsgleichungen (8.8) verändern sich damit zu

$$\begin{aligned}
m \ddot{x} + \frac{1}{2} \rho_L (c_{w,x} A_x \cos^2 \beta + c_{w,y} A_y \sin^2 \beta) \sqrt{\dot{x}^2 + \dot{y}^2} \dot{x} &= 0 \\
m \ddot{y} + \frac{1}{2} \rho_L (c_{w,x} A_x \sin^2 \beta + c_{w,y} A_y \cos^2 \beta) \sqrt{\dot{x}^2 + \dot{y}^2} \dot{y} &= -m g
\end{aligned} \tag{8.11}$$

Dieser Betrachtungsweise liegt die legitime Annahme zugrunde, dass die Klappe starr um die horizontale z -Achse rotiert und dass der Geschwindigkeitsvektor $\vec{v} = \vec{r}'$ stets in der xy -Ebene liegt. Die Sinus- und Cosinusfunktionen des Winkels β in \aleph bringen die Orientierung der Klappe in Bezug auf die ebenfalls horizontale x -Achse zum Ausdruck. Sie stellen die Berechnung der effektiven Querschnittsflächen in Richtung der Koordinatenachsen und näherungsweise die Veränderung des Widerstandsbeiwert durch die schräge Anströmung der Querschnittsflächen dar. Da die Klappe während ihres Fluges rotiert ist β zeitabhängig. Es gilt

$$\beta = \omega t \tag{8.12}$$

Wird bei der Flugbahnberechnung zusätzlich noch eine zeitlich konstante, horizontale Luftbewegung in Richtung der x -Koordinate mit der Geschwindigkeit v_W berücksichtigt, so wird aus den Bewegungsgleichungen (8.11)

$$\begin{aligned}
m \ddot{x} + \frac{1}{2} \rho_L (c_{w,x} A_x \cos^2(\beta) + c_{w,y} A_y \sin^2(\beta)) \sqrt{(\dot{x} - v_W)^2 + \dot{y}^2} (\dot{x} - v_W) &= 0 \\
m \ddot{y} + \frac{1}{2} \rho_L (c_{w,x} A_x \sin^2(\beta) + c_{w,y} A_y \cos^2(\beta)) \sqrt{(\dot{x} - v_W)^2 + \dot{y}^2} \dot{y} &= -m g
\end{aligned} \tag{8.13}$$

In Bild 8.2 ist eine Beispielrechnung gezeigt für die Parameter des Versuchs Nr. 36 aus Abschnitt 3.3. Angenommen wurde ein worst case-Szenario, d. h. der Klappenabriss erfolgt bei maximaler Winkelgeschwindigkeit und optimalem Startwinkel nach (8.4). Diese Annahme führt auf die in Bild 8.2 beschriebenen Anfangsbedingungen.

Die verschiedenen Verläufe der Flugbahnen in Bild 8.2 verdeutlichen den starken Einfluss des Luftwiderstandes und der Luftbewegung auf die Klappenwurfweite. Im Vergleich zu einer gewöhnlichen Wurfparabel (schwarze Kurve) ergeben sich bei den gemachten Annahmen Wurfweitenunterschiede von bis zu 25 %. Bei weniger massiven Klappen wären diese Differenzen noch größer.

Das Berechnungsverfahren für die Klappenflugbahnen wurde in die Software SIMEK (Abschnitt 3.4.7) integriert.

8.3 Prognosequalität des Verfahrens

Die dominante Fehlerquelle bei der Wurfweitenberechnung abgerissener Explosionsklappen ist die Unsicherheit, mit welcher die Simulation des zeitlichen Verlaufs der Klappenscharnierbelastung behaftet ist. Wie in Abschnitt 3.4.8 gezeigt wurde, weichen die experimentell bestimmten Werte um bis zu 67,7 % von den mit SIMEK prognostizierten maximalen Scharnierbelastungen ab. Ein Sicherheitsfaktor von 2 bei der Schar-

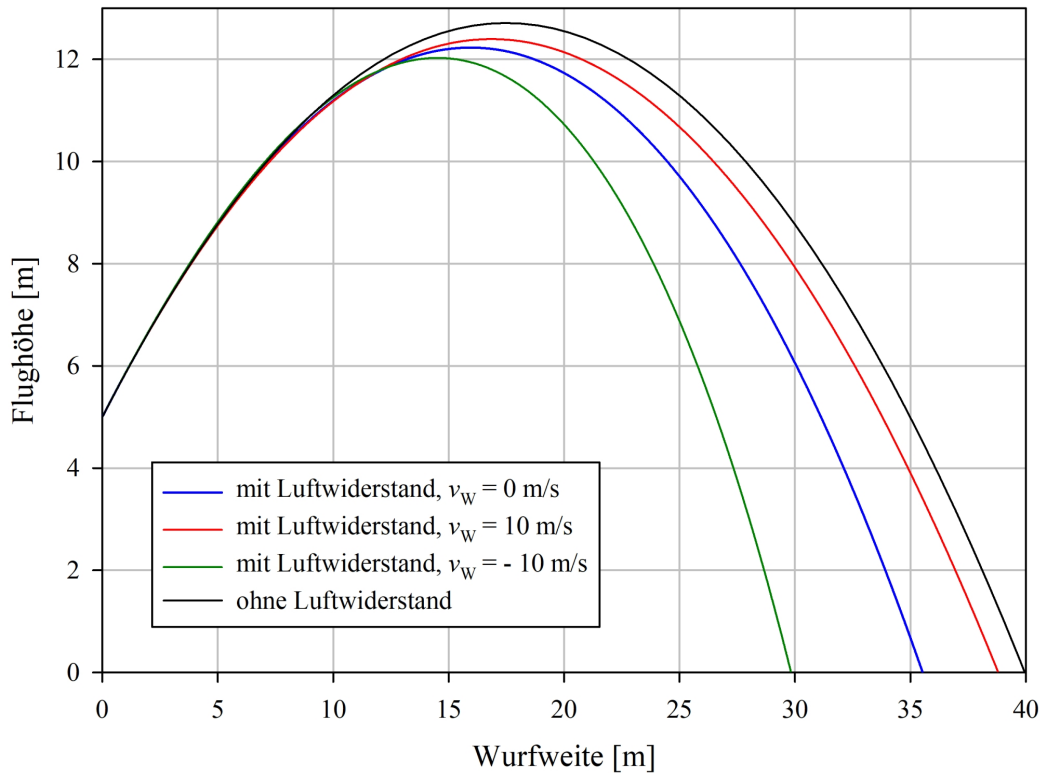


Bild 8.2: Flugbahnen einer 47 kg schweren, runden Explosionsklappe mit den Startbedingungen $v_a = 18,6 \text{ m/s}$, $\varphi_a = 41,4^\circ$, $h_a = 5 \text{ m}$ und $\omega_a = 35,8 \text{ rad/s}$ bei verschiedenen Windverhältnissen. Zum Vergleich ist die Flugbahn ohne Luftwiderstand eingezeichnet [Dirk Lorenz, 2018].

nierauslegung mit SIMEK berücksichtigt diese Unsicherheit, so dass es nicht zum Klappenabriss kommen kann. Ist ein Klappenscharnier jedoch fehlerhaft, z. B. aufgrund von Materialermüdung, kann ein Scharnierversagen dennoch auftreten. Die größtmögliche Wurfweite tritt in diesem Fall dann ein, wenn das Scharnier bei der maximal auftretenden radialen Scharnierbelastung $F_{r,\max}$ bricht und der optimale Startwinkel φ_a aus (8.4) angenommen wird. Diese Überlegung wird für die Abschätzung der oberen Grenze des Fehlers in der Wurfweitenberechnung für abgerissene Explosionsklappen genutzt. Aufgrund der numerischen Berechnung der zeitlichen Scharnierbelastung ist eine Fehlerabschätzung mit Hilfe einer Fehlerfortpflanzungsrechnung nicht möglich.

Zunächst wurden mit SIMEK die maximalen radialen Scharnierbelastungen und die daraus folgenden größtmöglichen Klappenwurfweiten W unter der Annahme $p_{\text{dyn}} = 0,1 \text{ bar}$ für die Versuchsparameter aus Abschnitt 3.3 bzw. Tabelle A.1 berechnet. Aus Tabelle A.3 liest man bei Versuch Nr. 7 die maximale Differenz zwischen berechneter und experimentell bestimmter maximaler Scharnierbelastung $\Delta F_{g,\max} = 67,7\%$ ab. Diese 67,7% wurden auf die eingangs berechneten $F_{g,\max}$ durch Erhöhung des K_{St} -Wertes aufgeschlagen¹. Mit den erhöhten maximalen Scharnierbelastungen wurden erneut die optimalen Klappenwurfweiten W^+ für die oben genannten Versuchsparameter

¹ Durch systematisches Probieren mit SIMEK.

Tabelle 8.1: Mit SIMEK berechnete maximale Wurfweiten W als Funktion von K_{St} -Wert und Klappenmasse m unter der Annahme $p_{stat} = p_{dyn} = 0,1$ bar. Werden die $F_{g,max}$, welche sich bei der Berechnung von W ergeben, um 67,7% erhöht, folgen die maximalen Wurfweiten W^+ . Angeben ist weiterhin die relative Abweichung zwischen W und W^+ sowie der notwendige Sicherheitsfaktor c_W [Dirk Lorenz, 2019].

$K_{St} \backslash m$	14,3 kg				25,3 kg			
	W [m]	W^+ [m]	ΔW [%]	c_W	W [m]	W^+ [m]	ΔW [%]	c_W
100 bar m/s	19,11	28,37	48,5	1,49	14,30	22,66	58,5	1,59
130 bar m/s	23,76	34,42	44,8	1,45	19,64	30,38	54,7	1,55
160 bar m/s	28,62	40,46	41,4	1,41	25,66	38,99	52,0	1,52
200 bar m/s	35,39	48,73	37,7	1,38	34,76	51,19	53,7	1,54
$K_{St} \backslash m$	36,3 kg				47,0 kg			
	W [m]	W^+ [m]	ΔW [%]	c_W	W [m]	W^+ [m]	ΔW [%]	c_W
100 bar m/s	11,40	18,57	62,8	1,62	9,62	15,59	62,1	1,62
130 bar m/s	16,70	26,57	59,1	1,59	14,73	23,94	62,6	1,63
160 bar m/s	22,97	36,03	56,9	1,57	21,00	33,71	60,6	1,61
200 bar m/s	32,93	50,61	53,7	1,54	31,33	49,43	57,8	1,58

bestimmt. Weil die relative Abweichung

$$\Delta W = \frac{W^+ - W}{W} 100 \quad (8.14)$$

für die Starthöhe $h_a = 0$ m maximal wird, wurde dieser Wert für die Wurfweitenberechnungen angewandt. Die Ergebnisse der Simulationen finden sich in Tabelle 8.1.

Aus Tabelle 8.1 geht hervor, dass der Maximalwert für die relative Abweichung den Wert $\Delta W = 62,8\%$ annimmt und das Verhältnis aus W^+ und W nicht größer als 1,63 wird.

Im Vergleich zu Explosionsklappen, die bei $\varphi_a \geq 90^\circ$ abreißen oder bei denen der Einfluss des Abgastroms auf die Startbedingungen vernachlässigt wird, erhalten Explosionsklappen, die bei $\varphi < 90^\circ$ abreißen, eine höhere Geschwindigkeitskomponente in vertikaler Richtung und starten dadurch mit einem größeren φ_a . Die dadurch insgesamt höhere v_a begünstigt eine Steigerung der maximalen Wurfweite, der größere φ_a wirkt dieser Steigerung entgegen. Die Komplexität des Vorgangs macht ihn einer Berechnung kaum zugänglich. Dies wird deshalb durch eine Erhöhung des Sicherheitsfaktors berücksichtigt.

Der genannte Sicherheitsfaktor wird mit einem Wert von $c_W = 2$ als ausreichend erachtet.

9 Ergebnisse, Ausblick und Schlusswort

9.1	Aufzeigen einer Berechnungsmethode zur Auslegung von Explosionsklappenscharnieren	133
9.1.1	Ergebnisse	133
9.1.2	Anwendungsgrenzen und Prognosequalität	134
9.1.3	Ausblick	134
9.2	Darlegen einer einfachen Berechnungsmethode zur Abschätzung der Entlastungsfähigkeit von Explosionsklappen	135
9.2.1	Ergebnisse	136
9.2.2	Anwendungsgrenzen und Prognosequalität	136
9.2.3	Ausblick	137
9.3	Erarbeiten einer einfachen und preiswerten Lösung, um Explosionsklappen ohne Aufbauten auf Decken, Dächern und Dachböden von Silos und Gebäuden realisieren zu können . . .	137
9.3.1	Ergebnis	137
9.3.2	Anwendungsgrenzen und Ungenauigkeiten	138
9.3.3	Ausblick	138
9.4	Entwickeln einer Explosionsklappe mit reproduzier- und einstellbarem Ansprechverhalten sowie einer Entlastungsfähigkeit von 100 %	138
9.4.1	Ergebnisse	139
9.4.2	Anwendungsgrenzen und Ungenauigkeiten	140
9.4.3	Ausblick	140
9.5	Aufzeigen eines Verfahrens, mit dessen Hilfe EU-Baumusterprüfungen von Explosionsklappen mit großen Abmessungen durchgeführt werden können	141
9.5.1	Ergebnisse	141
9.5.2	Anwendungsgrenzen und Ungenauigkeiten	142
9.5.3	Ausblick	142
9.6	Darlegen eines Verfahrens zur Berechnung der Wurfweiten abgerissener Explosionsklappen	142
9.6.1	Ergebnisse	143
9.6.2	Anwendungsgrenzen und Prognosequalität	143
9.6.3	Ausblick	144
9.7	Schlusswort	144

In den Kapiteln 3 bis 8 ist detailliert dargelegt, wie die in Abschnitt 1.3 definierten Ziele dieser Arbeit erreicht wurden. Im Folgenden werden die Ergebnisse zusammengefasst, kritisch beleuchtet und Verbesserungspotentiale aufgezeigt.

9.1 Aufzeigen einer Berechnungsmethode zur Auslegung von Explosionsklappenscharnieren

Damit Explosionsklappen als autonome Schutzsysteme innerhalb der EU zugelassen werden können, müssen diese gemäß Richtlinie 2014/34/EU eine Konformitätsbewertung durchlaufen. Ein wesentlicher Bestandteil dieser Konformitätsbewertung ist eine EU-Baumusterprüfung, welche eine experimentelle Klappenfunktionsprüfung vorsieht, die unter anderem auf den Nachweis der mechanischen Stabilität abzielt. Insbesondere dürfen Explosionsklappen beim Druckentlastungsvorgang nicht abreißen, was ausreichend starke Klappenscharniere erfordert. Die korrekte Dimensionierung von Explosionsklappenscharnieren setzt entweder die Kenntnis der auftretenden (maximalen) Scharnierbelastung voraus oder das Durchlaufen eines aufwändigen, experimentellen trial and error-Verfahrens. Ziel 1 dieser Arbeit ist deshalb: Aufzeigen einer Berechnungsmethode zur korrekten Auslegung von Explosionsklappenscharnieren.

9.1.1 Ergebnisse

In Kapitel 3 dieser Arbeit wird eine Berechnungsmethode aufgezeigt, mit deren Hilfe die Auslegung von Explosionsklappenscharnieren auf rein theoretischem Wege erfolgen kann: Gleichungen aus dem nationalen bzw. europäischen Regelwerk [11, 62-64] wurden variiert, um den Einfluss der Massenträgheit von Explosionsklappen auf den reduzierten maximalen Explosionsdruck zu berücksichtigen. Kombiniert mit einem mathematisch-empirischen Ansatz wird damit der zeitliche Druckverlauf in einem Behälter unter Verwendung einfach zugänglicher Daten (V , K_{St} -Wert, etc.) berechnet. Zu Beginn des Klappenöffnungsvorganges wird die Druckwirkung auf die Klappenfläche zur Berechnung des öffnend wirkenden Drehmomentes herangezogen. In der Folge wird aus dem zeitlichen Druckverlauf im Behälter die Strömungsgeschwindigkeit der aus dem Behälter austretenden Verbrennungsprodukte am Ort der Explosionsklappe berechnet. Das öffnend wirkende Drehmoment auf die Explosionsklappe wird damit als Newton-Reibung zwischen Klappe und strömenden Verbrennungsprodukten dargestellt. Mathematisch-empirische Funktionen steuern den Übergang zwischen druck- und reibungsbedingter Klappenbeschleunigung. Die Klappenwinkelstellung, -winkelgeschwindigkeit und -winkelbeschleunigung als Funktion der Zeit ergeben sich aus der numerischen Lösung einer Differentialgleichung, die alle auf die Klappe wirkenden Drehmomente enthält. Aus diesen Daten wird für jeden Zeitpunkt des Klappenöffnungsvorganges die Scharnierbelastung abgeleitet. Zur einfachen Handhabung der Modellrechnung wurde diese in einen Code namens SIMEK übertragen [33-35]. Experimentelle Verfahren zur Auslegung von Explosionsklappenscharnieren werden dadurch obsolet.

Grundlage der Modellierung ist eine Versuchsreihe, bei der die Kraftwirkung auf die Klappenscharniere in Abhängigkeit von der Explosionsheftigkeit und der in [55] definierten Größe des Klappenwiderstandes an einem kubischen Behälter mit $9,4\text{ m}^3$ Volumen untersucht wurde. Die erzielten Messergebnisse lassen sich mit SIMEK im Rahmen der Messunsicherheit reproduzieren. Gleiches gilt für Versuche mit Explosionsklappen, die an anderen Behältern auf dem Versuchsfeld in Kappelrodeck durchgeführt wurden, z. B. am 25 m^3 - oder 60 m^3 -Behälter.

Weil SIMEK nicht nur Scharnierbelastungen liefert, sondern auch auf die Explosionsklappe wirkende Kräfte sowie die Klappenrotationsenergie, beinhaltet SIMEK das Potential zur Lösung anderer Fragestellungen zur Explosionsklappenthematik, wie die Anwendungsbeispiele in den Kapiteln 4 bis 8 zeigen. So ist beispielsweise die Kenntnis der genannten Größen äußerst hilfreich beim Aufbau neuartiger Explosionsklappentypen (Kapitel 5 und 6).

Auch im Bereich der Normungsarbeit kann SIMEK sinnvoll eingesetzt werden, wie der in Abschnitt 3.5 dargestellte Vergleich mit dem DIN-Fachbericht 140 zeigt: Dabei wurden mit Hilfe des Fachberichts die reduzierten maximalen Explosionsdrücke und maximalen Scharnierbelastungen für die Versuchsbedingungen aus Abschnitt 3.3 abgeleitet und den Messdaten sowie mit SIMEK berechneten Daten gegenübergestellt. Es zeigt sich, dass das im DIN-Fachbericht 140 verankerte Bestimmungsverfahren für Behälter mit $H/D < 2$ zu hohe reduzierte maximale Explosionsdrücke und generell zu geringe (!) Scharnierbelastungen liefert.

9.1.2 Anwendungsgrenzen und Prognosequalität

Weil Formeln aus dem nationalen bzw. europäischem Regelwerk [11, 62-64] für die Modellrechnung verwendet wurden, gelten auch die in diesen Schriftstücken genannten Anwendungsgrenzen. Simulationsrechnungen für $V > 10.000 \text{ m}^3$ oder $p_{\text{red,max}} > 2 \text{ bar}$ etc. liefern folglich ungültige Resultate.

Die durchgeführten Versuche, deren (erheblich streuende) Messergebnisse die Basis für die Entwicklung der Modellrechnung waren, wurden mit SIMEK nachgestellt. Es zeigte sich, dass die experimentell bestimmte maximale Scharnierbelastung die theoretisch bestimmten Werte um höchstens +67,7% übersteigt. Dies entspricht einem Verhältnis von 1,68. Dem wurde mit einem Sicherheitsfaktor von 2 bei der Auslegung von Klappenscharnieren Rechnung getragen.

Bei allen Explosionsklappen, die seit 1994 auf dem Versuchsfeld in Kappelrodeck getestet wurden und deren Scharniere mit SIMEK ausgelegt wurden, kam es zu keinem Klappenabriss. Die gleichen Erfahrungen mit SIMEK machte Griesche auf dem Versuchsfeld der IBExU in Freiberg [18].

Die Volumina und L/D -Verhältnisse der Behälter der Versuchsfelder in Kappelrodeck und Freiberg decken nur einen vergleichsweise kleinen Bereich innerhalb der in den Richtlinien und Normen [11, 62-64] genannten Gültigkeitsgrenzen ab, weshalb die Frage nach der Richtigkeit des Modells über die ganze Gültigkeitsbreite gestellt werden muss. Im Fokus stehen dabei die Formeln (3.16), (3.57) und (3.59) bis (3.63). Wegen der Begrenztheit der experimentellen Mittel waren und sind Versuche an Silos mit mehreren tausend Kubikmeter Volumen nicht durchführbar. Die genannten Formeln können auf diese Art und Weise folglich nicht überprüft werden.

9.1.3 Ausblick

Im Gegensatz zu den 1990er Jahren besteht heute aufgrund der Existenz leistungsstarker Computer die Möglichkeit, Druckentlastungsvorgänge bei Explosionen mit Hilfe der finiten Elemente Methode (FEM) zu simulieren. Für den Brennstoff Gas

existiert neben anderen die Software *FLACS* der norwegischen Firma Gexcon AS. Gexcon arbeitet seit einigen Jahren daran, das FLACS-Modell auf den Brennstoff Staub zu übertragen. Beim daraus entstandenen Programm DESC bzw. dessen Nachfolger FLACS-DustEx werden brennbare Staub/Luft-Gemische wie ein dichtes Gas behandelt und dessen Brenneigenschaften aus experimentell bestimmten Druck-Zeitverläufen von Staubexplosionen in geschlossenen Behältern abgeleitet [56, 57]. Gegenwärtig können mit dem FLACS-DustEx-Code lediglich Staubexplosionsvorgänge in Volumina mit einfacher Geometrie mit befriedigender Genauigkeit simuliert werden. Zur Verbesserung des Codes fehlen Gexcon experimentelle Daten [57].

Nichtsdestotrotz besteht durch dieses Werkzeug die Möglichkeit, die allgemeine Richtigkeit von (3.16), (3.57) sowie (3.59) bis (3.63) verifizieren zu können, weil die Modellrechnungen mit FLACS-DustEx an vorhandenen oder noch zu gewinnenden experimentellen Daten der BGN/FSA kalibriert werden können. Für den Fall, dass sich die Formeln als nicht allgemeingültig herausstellen, kann das Programm dazu dienen, die Formeln zu verbessern. Derzeit arbeitet der Verfasser daran, Messergebnisse vom Versuchsfeld in Kappelrodeck mit DustEx zu reproduzieren.

Durch den im Rahmen dieser Arbeit entwickelten elektromagnetischen Explosionsklappenverschluss (Kapitel 6) eröffnet sich die Möglichkeit, den Zusammenhang zwischen K_{St} -Wert, Q und V experimentell genauer als bisher zu untersuchen. Durch die zu erwartende außergewöhnlich geringe Messwertstreuung sollte sich vor allem Formel (3.16) überprüfen und gegebenenfalls optimieren lassen.

In Abschnitt 2.1 wurde auf Arbeiten aus der jüngeren Vergangenheit und gegenwärtig laufende Arbeiten hingewiesen, welche die Untersuchung der Abhängigkeit des reduzierten maximalen Explosionsdrucks von der Entlastungsflächengeometrie und Explosionsklappenanzahl zum Gegenstand haben. Sobald diesbezüglich gesicherte Erkenntnisse vorliegen, werden diese in SIMEK Berücksichtigung finden.

Aufgrund der langjährigen positiven Erfahrungen mit SIMEK und weil das zugrundeliegende Modell Formeln aus der EN 14491 nutzt, könnte es, nach oben erwähnter Optimierung, die genannte Norm ergänzen. Explosionsklappen, welche bestimmte Konstruktionsmerkmale aufweisen und gemäß den Simulationsergebnissen mit SIMEK ausreichend starke Scharniere besitzen, könnten beispielsweise eine EU-Baumusterprüfungsvariante mit geringerer Versuchsanzahl durchlaufen. Dies würde für die notifizierten Stellen Entlastung und die Klappenhersteller Kostenersparnis bedeuten.

9.2 Darlegen einer einfachen Berechnungsmethode zur Abschätzung der Entlastungsfähigkeit von Explosionsklappen

EU-Baumusterprüfungen von Explosionsklappen beinhalten neben dem Nachweis der mechanischen Stabilität der Klappen auch die Bestimmung ihrer Entlastungsfähigkeit. Die Kenntnis Letztgenannter ist zwingend notwendig, um die erforderliche Anzahl von Explosionsklappen auf zu schützenden Behältern oder Gebäuden angeben zu können. EU-Baumusterprüfungen sind mit hohem experimentellen Aufwand verbun-

den, weshalb seit geraumer Zeit nach theoretischen Wegen gesucht wird, um die Entlastungsfähigkeit von Explosionsklappen zu bestimmen. Ziel 2 dieser Arbeit ist deshalb: Darlegen einer möglichst einfachen Berechnungsmethode zur Abschätzung der Entlastungsfähigkeit von Explosionsklappen.

9.2.1 Ergebnisse

Die in Kapitel 3 beschriebene Versuchsreihe lieferte unter anderem Messwerte des reduzierten maximalen Explosionsdrucks in Abhängigkeit von Klappenwiderstand Q und K_{St} -Wert. Diese Messdaten wurden dazu genutzt, Gleichungen aus dem nationalen bzw. europäischen Regelwerk [11, 62-64] so zu variieren, dass damit der Einfluss der Massenträgheit von Explosionsklappen auf den reduzierten maximalen Explosionsdruck im Rahmen der Messunsicherheit abgebildet werden kann. Daraus wurde die analytische Formel (4.2) zur Abschätzung der Explosionsklappenentlastungsfähigkeit abgeleitet. Hersteller von Explosionsklappen sind stets bestrebt, Ihre Produkte mit einer möglichst hohen Entlastungsfähigkeit auszustatten. Mit Hilfe von (4.2) können Explosionsklappen bereits während des Produktentwicklungsprozesses auf einfachem Wege in Bezug auf ihre Entlastungsfähigkeit optimiert werden.

Werden Explosionsklappen einer EU-Baumusterprüfung unterzogen, kann die vorherige Abschätzung der zu erwartenden Entlastungsfähigkeit dabei helfen, potentielle Gefahren aufzuzeigen: Wenn der Prüfling beispielsweise für einen reduzierten Explosionsdruck knapp unterhalb der Prüfbehälterfestigkeit zertifiziert werden soll, besteht die Gefahr, dass durch eine geringe Klappenentlastungsfähigkeit die Behälterfestigkeit überschritten wird. Eine vorherige Abschätzung mit (4.2) beugt dieser Gefahr vor.

9.2.2 Anwendungsgrenzen und Prognosequalität

Die Überprüfung von (4.2) an experimentellen Daten zeigt, dass die Formel befriedigende Vorhersagen für die Entlastungsfähigkeit liefert, wenn der betrachtete Behälter kubisch und sein Volumen kleiner als 25 m^3 ist sowie der reduzierte maximale Explosionsdruck unterhalb von 1 bar bleibt. Aber auch bei Einhaltung dieser Bedingung treten Abweichungen von bis zu 20 % von den Messwerten auf. Diese scheinbar schlechte Prognosequalität muss jedoch vor dem Hintergrund gesehen werden, dass die Messunsicherheit bei manch experimentell bestimmter Entlastungsfähigkeit deutlich über diesen 20 % liegt. Die Ursache für diese starke Streuung ist vor allem in der Schwankung des dynamischen Ansprechdrucks von Versuch zu Versuch zu sehen. Aber auch die Witterung hat einen deutlichen Einfluss auf die Höhe des reduzierten Explosionsdrucks. Je kälter und trockener die Umgebungsbedingungen, desto höher die Druckäußerung und umgekehrt.

Werden die genannten Grenzen überschritten, zeigt sich, dass die Entlastungsfähigkeit von Explosionsklappen mit der Höhe des reduzierten maximalen Explosionsdrucks bzw. des K_{St} -wertes steigen kann anstatt zu fallen. Die mit (4.2) berechneten Entlastungsfähigkeiten sind in solchen Fällen zu niedrig. Aus den genannten Gründen hat die Bestimmung der Explosionsklappenentlastungsfähigkeit mit (4.2) den Charakter einer konservativen Abschätzung.

9.2.3 Ausblick

Die Formel (4.2) basiert auf dem empirischen Ausdruck (3.16), der im Modell zur Dimensionierung von Explosionsklappenscharnieren Verwendung findet. Die Abweichung der mit (4.2) erzielten Vorhersagen von Messergebnissen an Behältern mit $V > 25 \text{ m}^3$ sind ein Indiz dafür, dass der Exponentialteil in (3.16) optimiert werden muss. An dieser Aufgabe wird derzeit unter Anwendung der Software FLACS-DustEx gearbeitet, wie bereits im vorigen Abschnitt 9.1 dargelegt wurde.

Ebenfalls im vorigen Abschnitt beschrieben ist der Ansatz, den neu entwickelten elektromagnetischen Explosionsklappenverschluss für die Durchführung weiterer Versuchsreihen zu nutzen, um Messdaten mit geringerer Messunsicherheit zur Prüfung und Optimierung von (4.2) zu generieren.

9.3 Erarbeiten einer einfachen und preiswerten Lösung, um Explosionsklappen ohne Aufbauten auf Decken, Dächern und Dachböden von Silos und Gebäuden realisieren zu können

Für Anlagenbetreiber und -planer stellt die Präsenz von Explosionsklappen auf Decken, Dächern und Dachböden von Siloanlagen aufgrund der damit verbundenen vertikalen Aufbauten häufig eine Herausforderung dar: Zu wenig Raum für das Arbeiten auf diesen Flächen oder für andere Anlagenteile. Berstscheiben kommen als Alternative zumeist nicht in Frage, weil diese nicht befahren oder begangen werden können. Ziel 3 dieser Arbeit ist deshalb: Erarbeiten einer möglichst einfachen und preiswerten Lösung, um Explosionsklappen ohne Aufbauten auf Decken, Dächern und Dachböden von Silos und Gebäuden realisieren zu können.

9.3.1 Ergebnis

Eine Explosionsklappe, die vollständig ohne Deckenaufbauten auskommt und dabei gleichzeitig so stabil ist, dass sie begangen oder befahren werden kann, wurde erarbeitet. Bei dieser Explosionsklappe liegen die Scharniere innerhalb des Behälters. Die Klappe zum Verschließen der Entlastungsöffnung ist über Halterungsbügel aus Stahl mit den Scharnieren verbunden. Im Explosionsfall wird die von der Klappe aufgenommene Rotationsenergie durch Biegung der Halterungsbügel dissipiert. Um die erforderliche Stärke der Halterungsbügel für einen konkreten Anwendungsfall der Klappe korrekt bestimmen zu können, muss die Rotationsenergie der Klappe zum Zeitpunkt des Anschlags der Bügel bekannt sein. Dazu wird das Modell zur Dimensionierung von Klappenscharnieren herangezogen sowie eine von Schiebeler Anfang der 2000er Jahre entwickelte Software zur Simulation der Bügelbiegung [38].

Die aufgebaute Explosionsklappe wurde erfolgreich einer experimentellen Funktionsprüfung unterzogen. Die prognostizierten Bügelbiegungen konnten im Experiment beobachtet werden.

Als ungeeignet erwiesen sich die Spreizdübel in ihrer Funktion als Klappenverschluss. Diese wurden durch Polyamid-Schrauben unter Anwendung von (5.5) ersetzt, wodurch ein dynamischer Ansprechdruck von $p_{\text{dyn}} \leq 0,1$ bar realisiert werden kann. Dies hat zur Folge, dass die mit SIMEK prognostizierten Klappenrotationsenergien tendenziell zu groß sind, wodurch die Energieaufnahmekapazität der mit SIMEK dimensionierten Klappenbügel nicht vollends ausgeschöpft wird. Die Funktionsfähigkeit der Explosionsklappe ist damit gewährleistet.

Mit dieser Lösung stehen robuste, zuverlässige und preiswerte Explosionsklappen zu Verfügung, die keinen Raum außerhalb des zu schützenden Volumens einnehmen.

9.3.2 Anwendungsgrenzen und Ungenauigkeiten

Weil auch für die Dimensionierung der Klappenbügel die Software SIMEK herangezogen wird, gelten die Anwendungsgrenzen aus der EN 14491.

Wie in Kapitel 5 gezeigt wurde, ist für die korrekte Auslegung der Klappenbügel die Kenntnis der maximalen Klappenrotationsenergie erforderlich, welche mit SIMEK errechnet wird. Die von SIMEK gelieferten Zahlenwerte sind gemäß Abschnitt 3.4.8 mit einer Unsicherheit behaftet, was folglich auch für die Klappenrotationsenergie gilt. Auf die Funktionsfähigkeit der Explosionsklappe hat dies jedoch keinen Einfluss.

9.3.3 Ausblick

Bei der Untersuchung der Bruchlasten von Polyamid-Schrauben durch Schiebler et. al. [38] wurden einige Einflussfaktoren auf die Schraubenbruchlast nicht beleuchtet. Aus der Literatur ist bekannt, dass die Bruchlast von Polyamid nicht konstant ist, sondern von Parametern wie Belastungsanstiegsgeschwindigkeit, Feuchtegehalt, Temperatur und Alter des Materials abhängt. Deshalb führt König [27] derzeit eine weiterführende Untersuchung zum Bruchverhalten von Polyamid-Schrauben durch. Dabei steht die Abhängigkeit der Bruchlast von der Belastungsanstiegsgeschwindigkeit und der Materialfeuchte im Zentrum.

Weiteres Verbesserungspotential bei der Auslegung der Klappenbügel bieten moderne FEM-Programme. Weil diese Biegevorgänge mit höherer Genauigkeit als die Schiebler'sche Software simulieren können, werde sie zukünftig für die Dimensionierung der Klappenbügel genutzt werden.

9.4 Entwickeln einer Explosionsklappe mit reproduzier- und einstellbarem Ansprechverhalten sowie einer Entlastungsfähigkeit von 100 %

Bei Staubexplosionsversuchen im Rahmen von EU-Baumusterprüfungen oder Forschungs- und Entwicklungsprojekten werden zumeist druckentlastete Behälter eingesetzt. Der Experimentator sieht sich dabei stets mit erheblichen Schwankungen im

dynamischen Ansprechdruck konfrontiert, was zu vergleichsweise großen Messunsicherheiten führt. Für EU-Baumusterprüfungen von Explosionsklappen wird darüber hinaus ein Referenz-System benötigt, welches 100 % Entlastungsfähigkeit aufweist und dessen Ansprechdruck einstellbar ist. Ziel 4 dieser Arbeit ist deshalb: Entwickeln einer Explosionsklappe mit möglichst reproduzierbarem Ansprechverhalten, einer Entlastungsfähigkeit von 100 % und einstellbarem Ansprechdruck.

9.4.1 Ergebnisse

Der Prototyp einer Explosionsklappe mit elektromagnetischem Verschluss und aktivem Klappenantrieb wurde unter Anwendung des Modells zur Dimensionierung von Klappenscharnieren aufgebaut:

Das Druckentlastungssystem besteht aus einer zweiflügeligen Klappe. Jede der Klappen wird mit zwei elektrisch ansteuerbaren Permanentmagneten verschlossen. Je vier Torsionsfedern, welche auf der Scharnierwelle einer Klappe positioniert sind, beschleunigen den Klappenöffnungsvorgang im Entlastungsfall. Eine Elektronik zur Ansteuerung der Magnete nutzt das bei Explosionsversuchen standardmäßig gemessene Drucksignal zur Triggerung: Wird die an der Elektronik einstellbare Triggerschwelle, d. h. der Spannungswert, der dem statischen Ansprechdruck p_{stat} entspricht, erreicht, wird eine aufgeladene Kapazität über die Magnete entladen und schaltet diese in rund 1 ms kraftfrei. Die beiden Klappen öffnen sich. Bei einer Klappenwinkelstellung von $\varphi = 110^\circ$ schlagen die Klappen an stoßgedämpfte Fangplatten an. Die Stoßdämpfer nehmen die Klappenrotationsenergie restlos auf, so dass ein Zuschlagen der Klappen verhindert wird und eine lange Klappenlebensdauer durch Vermeidung extremer Kraftspitzen gewährleistet ist. Um trotz der massiven Bauweise eine Entlastungsfähigkeit von 100 % zu erreichen, ist die gesamte Entlastungsfläche der Explosionsklappe größer als die Entlastungsfläche des zu schützenden Behälters. Ein Adapter zur Verbindung von Klappe und Behälter ist deshalb erforderlich.

Im Rahmen von zwei Versuchsreihen wurde nachgewiesen, dass die aufgebaute Explosionsklappe im Rahmen der Messunsicherheit alle an sie gestellten Anforderungen erfüllt: Die Versuchsreihen lieferten als Entlastungsfähigkeit einen Wert von 100 % mit einer maximalen Messunsicherheit von $\pm 8\%$. Die Differenz zwischen dem mittleren dynamischen und statischen Ansprechdruck wächst von knapp 1 mbar auf maximal 6 mbar mit dem K_{St} -Wert bzw. $(dp/dt)_{\text{stat}}$. Die Messunsicherheit beträgt dabei maximal 2,26 %. Die gemessene maximale Differenz zwischen dem dynamischen und statischen Ansprechdruck beträgt 7,4 mbar bzw. 7,4 %. Diese Werte liegen deutlich unter denjenigen, die bei bisher untersuchten Druckentlastungssystemen beobachtet wurden.

Die Anwendung der neuartigen Explosionsklappe und ihrer Verschlusstechnik bei Staubexplosionsversuchen wird die Streuung von Messergebnissen erheblich senken. Dadurch können beispielsweise Versuchsreihen durchgeführt werden, um die Prognosequalität von SIMEK zu erhöhen (siehe Abschnitt 9.1.3). Weiterhin eröffnet sich die Möglichkeit, die Abhängigkeit des $p_{\text{red,max}}$ von p_{dyn} mit bisher unerreichter Präzision zu untersuchen. Durch diese Kenntnisse wäre man dazu in der Lage, Messdaten nachträglich von den Messunsicherheiten zu befreien, die aufgrund von Schwankungen in p_{dyn} hervorgerufen wurden.

9.4.2 Anwendungsgrenzen und Ungenauigkeiten

Die Explosionsklappe besitzt eine wirksame Entlastungsfläche von $0,3 \text{ m}^2$. Diese Eigenschaft und die Beschränkung auf $K_{\text{St}} \leq 300 \text{ bar m/s}$ sowie $p_{\text{red}} \leq 2 \text{ bar}$ legt einen Behältervolumenbereich fest, für den die Klappe als Schutzsystem in Frage kommt.

Grund für die relativ große Messunsicherheit von $\pm 8\%$ bei der Entlastungsfähigkeit ist zum einen die geringe Anzahl der Versuche und zum anderen die unvermeidbare Schwankung in $p_{\text{red,max}}$ von Versuch zu Versuch. Letztere tritt auch ohne Streuungen in p_{dyn} auf, jedoch in erheblich geringerem Ausmaß.

Im Versuch zeigte sich, dass das durch die Position der Kugelmutter vorgegebene Spiel der Magnete in ihren Halterungen (Bild 6.17) einen erheblichen Einfluss auf das Öffnungsverhalten der Klappen hat. Der Grund dafür ist das vergleichsweise steife Dichtungsmaterial, welches entlang des Randes der Druckentlastungsöffnung fixiert ist. Je tiefer die Magnete in ihren Halterungen sitzen, desto mehr wird das Dichtungsmaterial komprimiert und umgekehrt. Das zusammengepresste Dichtungsmaterial übt eine öffnend wirkende Kraft auf die Klappe aus. Folglich ist die Klappenansprechdauer umso geringer, je stärker die Kompression des Dichtungsmaterials ist und umgekehrt.

9.4.3 Ausblick

Der im vorigen Abschnitt beschriebene Einfluss des Dichtungsmaterials auf die Klappenansprechdauer könnte durch den Austausch gegen deutlich weiches Material weitgehend ausgeschaltet werden. Aufgrund der speziellen Anforderungen an das Material (hitzebeständig bzw. feuerfest, robust, preiswert) steht jedoch keine Alternative zur Verfügung. Aus diesem Grund wird die Optimierung der Magnethalterungen angestrebt. Ein möglicher Ansatz ist eine kardanische Lagerung der Magnete in Kombination mit einem vertikalen Positionierungssystem.

Eine weitere Absenkung der Klappenöffnungsdauer wird durch den Ersatz von Stahl durch Aluminiumteile erzielt werden. Ebenso wie die Nutzung von Gleit- oder Kugellagern bei den Klappenscharnieren. Auf diese Maßnahmen wurde bisher verzichtet, um Aufwand und Kosten so lange im Rahmen zu halten bis die prinzipielle Funktionsfähigkeit der Klappe nachgewiesen ist.

Verbesserungspotential besteht auch beim zeitlichen Stromverlauf durch die Magnete. Der relativ starke Abfall der Stromstärke durch die Magnete als Folge des Abschaltens von MOSFET 1 (Bild 6.19) könnte den Klappenöffnungsvorgang verlangsamen. Durch Addition weiterer Entladestromkreise zu den beiden bisher existenten kann die Form des Stromsignals weiter an die ideale Rechteckform angenähert werden und dadurch die Ansprechdauer der Klappen gegebenenfalls verkürzt werden.

9.5 Aufzeigen eines Verfahrens, mit dessen Hilfe EU-Baumusterprüfungen von Explosionsklappen mit großen Abmessungen durchgeführt werden können

Bei EU-Baumusterprüfungen von Explosionsklappen, deren Seitenlängen oder Durchmesser mehr als ca. 2 m betragen, stoßen die notifizierte Stellen an die Grenzen ihrer technischen Möglichkeiten, das vorgeschriebene experimentelle Prüfverfahren durchzuführen. Es kommt jedoch wiederholt vor, dass Anträge auf EU-Baumusterprüfungen von Explosionsklappen mit größeren Dimensionen als die oben angegebenen 2 m gestellt werden. Ziel 5 dieser Arbeit ist deshalb: Aufzeigen eines Verfahrens, mit dessen Hilfe EU-Baumusterprüfungen von Explosionsklappen mit großen Abmessungen mit den vorhandenen Mitteln der notifizierte Stellen dennoch durchgeführt werden können.

9.5.1 Ergebnisse

Die in vielen Forschungs- und Entwicklungsbereichen eingesetzte Methode, wissenschaftliche Erkenntnisse durch Versuche im Modellmaßstab zu gewinnen, wurde auf die EU-Baumusterprüfung von Explosionsklappen übertragen. Die Methode ist anwendbar wenn dynamische Ähnlichkeit zwischen Modell und Realität herrscht, d. h. die Geometrien und physikalischen Größen von Modell und Realität können durch den Maßstab zwischen Modell und Realität und Potenzen desselben ineinander überführt werden.

Zur Durchführung der EU-Baumusterprüfung einer Explosionsklappe mit großen Abmessungen wird diese in SIMEK virtuell auf verschiedene Behälter gesetzt und mit den vom Antragsteller vorgegebenen Werten für K_{St} und $p_{red,max}$ ein worst case-Szenario aufgesucht, d. h. $(dp/dt)_{red,max}$ und $F_{g,max}$ maximiert. Die sich dabei ergebenden Werte für $p_{red,max}$, $(dp/dt)_{red,max}$, $t_{\ddot{o}}$, $F_{g,max}$ etc. müssen sich bei der verkleinerten Variante auf dem Versuchsfeld – verändert um den Maßstab q und Potenzen desselben gemäß der dynamischen Ähnlichkeit – wiederfinden lassen. Um dies zu gewährleisten, werden Staubexplosionsversuche mit SIMEK simuliert, bei denen virtuelle Verkleinerungen des Prüflings Computermodelle der verschiedenen Behälter des Versuchsfeldes druckentlasten. Ist eine Behälter/Klappen-Kombination gefunden, welche die Erfordernisse der dynamischen Ähnlichkeit näherungsweise liefert, kann gegebenenfalls durch Variation des K_{St} -Wertes eine Feinabstimmung vorgenommen werden. Abschließend wird der Prüfling in einer maßstäblich verkleinerten Version hergestellt und auf dem ausgewählten Behälter mit dem durch Simulationsrechnung bestimmten K_{St} -Wert geprüft.

Chupin [6] konnte einen exemplarischen, experimentellen Nachweis erbringen, dass das erarbeitete Prüfverfahren anwendbar ist, d. h. dass im Rahmen der Messunsicherheit tatsächlich dynamische Ähnlichkeit vorliegt (Abschnitt 7.2).

Mit dem erarbeiteten Verfahren ist die EU-Baumusterprüfung von Explosionsklappen mit Durchmessern und Kantenlängen größer als 2 m durchführbar.

Dies kann für Betreiber großvolumiger Siloanlagen eine erhebliche Kostenersparnis bedeuten, da durch die Existenz zertifizierter großflächiger Explosionsklappen lediglich

eine vergleichsweise geringe Anzahl an Klappen erforderlich ist, um einen ausreichenden konstruktiven Explosionsschutz zu erzielen.

Stahlblech-Silos mit Volumina zwischen 100 m^3 und 10.000 m^3 , deren Bauweise die Anwendung handelsüblicher Explosionsklappen nicht zulässt, konnten durch das Verfahren mit einem konstruktiven Explosionsschutz versehen werden. Dabei wurden die Dachpanele der Silos zu großen Explosionsklappen umfunktioniert und anschließend auf dem Versuchsgelände in Kappelrodeck einer EU-Baumusterprüfung im Modellmaßstab unterzogen.

9.5.2 Anwendungsgrenzen und Ungenauigkeiten

Auch für das Verfahren zur EU-Baumusterprüfung von großen Explosionsklappen gelten die in Europanorm EN 14491 angegebenen Anwendungsgrenzen.

Ungenauigkeiten des Verfahrens korrelieren direkt mit der Prognosequalität von SIMEK. Letztgenannte spiegelt die Messwertschwankungen wider, die bei Staubexplosionsversuchen an Silos gemeinhin auftreten. Das in der EN 14491 vorgeschriebene Verfahren zur Durchführung einer EU-Baumusterprüfung, welches auch für EU-Baumusterprüfungen im Modellmaßstab angewandt wird, berücksichtigt die genannten Messwertschwankungen. Aus diesem Grund ist die Funktionsfähigkeit von Schutzsystemen, die im Modellmaßstab EU-baumustergeprüft wurden, gewährleistet.

9.5.3 Ausblick

Wie bereits in Abschnitt 7.2 dargelegt wurde, konnte Chupin [6] wegen erheblicher Schwankungen in p_{dyn} lediglich ausgewählte Versuche zur Verifizierung des Verfahrens heranziehen. Um die Verifikation des Prüfverfahrens statistisch besser abzusichern, ist die Durchführung weiterer Versuchsreihen sinnvoll. Kommt dabei die neu entwickelte Explosionsklappe aus Kapitel 6 bzw. deren Verschlussstechnik zur Anwendung, sollten sich Messdaten gewinnen lassen, die im Vergleich zu den Chupin'schen Daten eine deutlich geringere Messunsicherheit aufweisen.

Die angestrebte Optimierung der Prognosequalität von SIMEK (Abschnitt 9.1.3) wird sich positiv auf die Präzision des Verfahren zur EU-Baumusterprüfung großer Explosionsklappen auswirken.

9.6 Darlegen eines Verfahrens zur Berechnung der Wurfweiten abgerissener Explosionsklappen

Wenn bei staubexplosionsgefährdeten Anlagen Explosionsklappen als Schutzsysteme eingesetzt werden, besteht im Explosionsfall die Gefahr des Klappenabrisses durch defekte Klappenscharniere. Folglich muss die Frage nach der Wurfweite abgerissener Explosionsklappen beantwortet werden, um Sicherheitsabstände zu umliegenden Gebäuden angeben zu können. Ziel 6 dieser Arbeit ist deshalb: Darlegen eines Verfahrens zur Berechnung der Wurfweiten abgerissener Explosionsklappen.

9.6.1 Ergebnisse

Aus dem Energieerhaltungssatz und einer Optimierungsrechnung wurden die Gleichungen (8.3) und (8.4) abgeleitet, mit deren Hilfe die Anfangsbedingungen Startgeschwindigkeit und Startwinkel einer abgerissenen Explosionsklappe bestimmt werden können. Für eine gegebene Startgeschwindigkeit liefert (8.4) stets den Startwinkel, der die größtmögliche Wurfweite ergibt. Zur Berechnung der Startgeschwindigkeit gemäß (8.3) ist die Kenntnis der Klappenwinkelgeschwindigkeit zum Zeitpunkt des Klappenabrisses zwingend erforderlich. Letztgenannte liefert die in Kapitel 3 dargestellte Modellrechnung zur Dimensionierung von Explosionsklappenscharnieren. Weil die Scharnierbruchlast in der Regel nicht bekannt ist, wird der Maximalwert der Klappenwinkelgeschwindigkeit angesetzt, weshalb Startgeschwindigkeit und -winkel worst case-Werte annehmen. Mit den Anfangsbedingungen wird die Differentialgleichung für den schiefen Wurf mit Luftreibung numerisch gelöst, wobei auch Luftbewegung und die Rotation der Klappe um die eigene Achse während ihres Fluges berücksichtigt werden. Es ergibt sich die maximale Wurfweite der abgerissenen Explosionsklappe. Das Berechnungsverfahren wurde in die Software SIMEK integriert.

Im Gegensatz zu Hauptmanns [22, 23] ist das dargelegte Verfahren nicht auf stochastische Methoden angewiesen, um die Anfangsbedingungen für die Flugbahnberechnung zu generieren. Stattdessen ergibt sich die Startgeschwindigkeit (und daraus folgend der Startwinkel) aus einer Berechnungsmethode, die als experimentell abgesichert angesehen werden kann. Wurfweitenberechnungen mit diesem Verfahren sind deshalb genauer als solche, die auf stochastischen Methoden beruhen. Darüber hinaus liefert das erarbeitete Verfahren innerhalb weniger Minuten die maximale Wurfweite einer abgerissenen Explosionsklappe.

9.6.2 Anwendungsgrenzen und Prognosequalität

Weil die Modellrechnung zur Dimensionierung von Explosionsklappenscharnieren bzw. SIMEK zur Bestimmung der Startgeschwindigkeit abgerissener Explosionsklappen zur Anwendung kommt, gelten die in der EN 14491 angegebenen Anwendungsgrenzen.

Die Prognosequalität von SIMEK wirkt sich unmittelbar auf diejenige des Berechnungsverfahrens für die maximale Wurfweite abgerissener Explosionsklappen aus. Wie in Abschnitt 8.3 ausgeführt wird, ist das Ergebnis der Wurfweitenberechnung mit einer maximalen relativen Unsicherheit von rund 63% behaftet.

Die Vernachlässigung des Abgasstromes aus der Druckentlastungsöffnung bzw. dessen Auswirkungen auf die Anfangsbedingungen bei der Flugbahnberechnung sind eine weitere Fehlerquelle.

Beidem wird durch die Einführung eines Sicherheitsfaktors von 2 Rechnung getragen. Der Schutz von Gebäuden gegenüber Trümmerflug in Form von abgerissenen Explosionsklappen in der Nähe von staubexplosionsgefährdeten Anlagen ist damit gewährleistet.

9.6.3 Ausblick

Neben der angestrebten Prognosequalitätsoptimierung der Modellrechnung zur Dimensionierung von Explosionsklappenscharnieren (Abschnitt 9.1.3) muss eine theoretische und/oder experimentelle Untersuchung in Betracht gezogen werden, deren Gegenstand die mögliche Überschreitung der prognostizierten maximalen Klappenwurfweite unter Berücksichtigung des Sicherheitsfaktors 2 ist.

Bei der Berechnung der Klappenflugbahn durch die Luft wird zwar die Rotation der Klappe modelliert, nicht aber deren Dämpfung durch die Luftreibung. Dieses Verhalten, das keinen wesentlichen Einfluss auf die Klappenwurfweite haben sollte, wird in zukünftigen Softwareversionen Berücksichtigung finden.

9.7 Schlusswort

Alle in dieser Arbeit gesetzten Ziele wurden erreicht. Die erlangten Ergebnisse haben den technischen Standard des Schutzsystems Explosionsklappe angehoben, die technischen Möglichkeiten für EU-Baumusterprüfungen von Explosionsklappen erweitert und einen Beitrag für Gefahrenanalysen geliefert.

Eine zentrale Rolle spielte dabei die in Kapitel 3 entwickelte Modellrechnung zur korrekten Auslegung von Explosionsklappenscharnieren. Die im Zusammenhang mit dieser Arbeit aufgezeigten Anwendungsbeispiele des Modells bzw. der Software SIMEK demonstrieren, wie vielseitig das Programm einsetzbar ist. Zwar muss im Programmcode derzeit noch mit einem Sicherheitsfaktor von 2 gearbeitet werden, was der erheblichen, aber üblichen Streuung von Messwerten bei Staubexplosionsversuchen geschuldet ist, jedoch hat die Software auch mit diesem Manko einen hohen Nutzen hinsichtlich der Optimierung des konstruktiven Explosionsschutzes mit Hilfe von Explosionsklappen. Experimentell kalibrierte FEM-Modellrechnungen und Versuchsreihen mit der in dieser Arbeit entwickelten elektromagnetischen Klappenverschlussstechnik werden die Prognosequalität von SIMEK verbessern. Aus diesem Grund könnte die Software zukünftig auch eine Rolle in der europäischen Normung spielen, wodurch der experimentelle Aufwand bei EU-Baumusterprüfungen geringer oder für bestimmte Explosionsklappenmodelle gegebenenfalls sogar obsolet würde.

Nach Einschätzung des Verfassers ist derzeit nicht abzusehen, ob FEM-Software Staubexplosionsversuche und darauf basierende empirische Modelle jemals vollständig ersetzen kann. Dies wird sowohl von der weiteren Entwicklung der Computerleistung abhängen als auch von der (derzeit noch nicht vorhandenen) Fähigkeit, die physikalischen und chemischen Abläufe bei der Verbrennung von Staub/Luft-Gemischen korrekt zu modellieren. Staubexplosionsversuche und empirische Modelle werden folglich weiterhin benötigt werden.

Literaturverzeichnis

- [1] BARTKNECHT, W.: *Staubexplosionen*, Springer Verlag, Berlin Heidelberg, 1987.
- [2] BARTKNECHT, W.: *Explosionsschutz*, Springer Verlag, Berlin Heidelberg, 1993.
- [3] BLOCHING, M., SIWEK, R., LOTTERMANN, J., BUNSE, R., BARTH, U., PENNO, S.: *Influence of the Explosion Relief Device Geometry on its Venting Efficiency*, Poster Abstract, 9th International Seminar on Fire and Explosions Hazards, St. Petersburg, 2019.
- [4] BLOCHING, M.: *Persönliche Mitteilung*, Rembe GmbH, Brilon, 2019.
- [5] BOHL, W.: *Technische Strömungslehre*, Vogel Buchverlag, 7. Auflage, Würzburg, 1986.
- [6] CHUPIN, P.: *Experimentelle Verifizierung von Baumusterprüfungen im Modellmaßstab*, Masterarbeit, Hochschule Mannheim und Forschungsgesellschaft für angewandte Systemsicherheit und Arbeitsmedizin e. V., Mannheim, 2009.
- [7] ECKHOFF, R. K.: *Dust Explosions in the Process Industrie*, Butterworth Heineemann, Oxford, 1997.
- [8] EIBL, J., LEUKEL W.: *Bautechnische Maßnahmen zur Schadensminderung bei Staubexplosionen*, Abschlussbericht, Aktenzeichen: IV 1-5-605/90, Institut für Massivbau und Baustofftechnologie Universität Karlsruhe, Karlsruhe, 1993.
- [9] EIBL, J., LEUKEL W.: *Auslegung von Siloanlagen gegen Staubexplosionen*, DIN-Fachbericht 140, Beuth Verlag, Berlin, 2005.
- [10] EUROPÄISCHES KOMITEE FÜR NORMUNG: *DIN EN 14797: Einrichtungen zur Explosionsdruckentlastung*, Beuth Verlag, Berlin, 2007.
- [11] EUROPÄISCHES KOMITEE FÜR NORMUNG: *DIN EN 14491: Schutzsysteme zur Druckentlastung von Staubexplosionen*, Beuth Verlag, Berlin, 2012.
- [12] EUROPÄISCHES KOMITEE FÜR NORMUNG: *EN ISO 12100:2010: Sicherheit von Maschinen – Allgemeine Gestaltungsleitsätze – Risikobeurteilung und Risikominderung*, Beuth Verlag, Berlin, 2011.
- [13] EUROPÄISCHES PATENTAMT: *Explosions-Verschlussplatte, insbesondere Explosions-Luke*, EP 0 062 696 B1, Berlin, 1985.
- [14] EUROPÄISCHE UNION: *Richtlinie 2014/34/EU des Europäischen Parlaments und des Rates vom 26. Februar 2014 zur Harmonisierung der Rechtsvorschriften der Mitgliedsstaaten für Geräte und Schutzsysteme zur bestimmungsgemäßen Verwendung in explosionsgefährdeten Bereichen*, Amtsblatt der Europäischen Union L96/309, 57. Jahrgang, EUR-Lex (Internet), 2014.
- [15] EWEN, M.: *Analyse der Belastung eines Silos infolge von Explosionsbeanspruchung*, Diplomarbeit, Institut für Massivbau und Baustofftechnologie, Universität Karlsruhe, Karlsruhe, 1992.

- [16] FABER, M.: *Persönliche Mitteilung*, DEKRA EXAM GmbH, Dortmund, 1999.
- [17] FREYTAG, H.: *Handbuch der Raumexplosionen*, Verlag Chemie GmbH, Weinheim, 1965.
- [18] GRIESCHE, G.: *Persönliche Mitteilung*, IBExU Institut für Sicherheitstechnik GmbH, Freiberg, 2000.
- [19] HARMANNY, A.: *Einfluss der Massenträgheitskräfte auf die Entlastungsfähigkeit von Explosionsklappen*, VDI Berichte, 975, 1992.
- [20] HAUERT, F., RADANDT, S.: *Brand- und Explosionsschutz in Mühle, Mischfutterwerk und Landhandel*, Agrimedia, Clenze, 2007.
- [21] HAUERT, F., PAPE, T., VOGL, A.: *Auslegung der Explosionsdruckentlastung von Siloanlagen*, Forschungsgesellschaft für angewandte Systemsicherheit und Arbeitsmedizin, Mannheim, 2007.
- [22] HAUPTMANN, U.: *Prozess- und Anlagensicherheit*, Springer Verlag, Berlin Heidelberg, 2013.
- [23] HAUPTMANN, U.: *Kriterien für die Beurteilung von Gefährdungen durch technische Anlagen*, Sicherheitswissenschaftliches Kolloquium 2010-2011, Band 7, Schriftenreihe des Instituts für Arbeitsmedizin, Sicherheitstechnik und Ergonomie e. V., Forschungsbericht Nr. 27, Wuppertal, 2012.
- [24] HERWIG, H.: *Strömungsmechanik*, Vieweg+Teubner Verlag, Wiesbaden, 2008.
- [25] HÖCHST, S.: *Untersuchungen zur Druckentlastung großer Behälter beim deflagrativen Abbrand von Brenngas/Luft- und Brennstaub/Luft-Gemischen*, Dissertation, Universität Fridericiana Karlsruhe, Karlsruhe, 1997.
- [26] JIRKA, G. H.: *Einführung in die Hydromechanik*, Universitätsverlag Karlsruhe, Karlsruhe, 2007.
- [27] KÖNIG, T.: *Untersuchung der Zugfestigkeit von Polyamid-Schrauben in Abhängigkeit von der Belastungsanstiegsgeschwindigkeit*, Bachelorarbeit, Hochschule Mannheim und Forschungsgesellschaft für angewandte Systemsicherheit und Arbeitsmedizin e. V., Mannheim, 2019.
- [28] KOSSEBAU, F.: *9 m³-Behälter – Erforderliche Zündverzögerungszeiten für ungetrocknete Maisstärke zur Anpassung an die Gleichung zur Berechnung von Druckentlastungsflächen in der Richtlinie VDI 3673*, Forschungsgesellschaft für angewandte Systemsicherheit und Arbeitsmedizin e. V., Prüfbericht Nr. 01/93, Kappelrodeck, 1993.
- [29] KOSSEBAU, F.: *Persönliche Mitteilung*, Forschungsgesellschaft für angewandte Systemsicherheit und Arbeitsmedizin e. V., Kappelrodeck, 1995.
- [30] KRAUSE, H. C.: *Persönliche Mitteilung*, Ingenieurbüro Horst C. Krause, Bremen, 2003.
- [31] LORENZ, D.: *Gefahr erkannt, Gefahr gebannt – Eine neue zuverlässige Detektionsmethode für Glimmnester*, VDI Berichte, 1873, VDI Verlag, Düsseldorf, 2005.
- [32] LORENZ, D., OTT, H., SEITHEL, M.: *Untersuchung zur Mechanik von Druckentlastungsclappen und -deckeln beim Entlastungsvorgang*, Abschlussbericht zum

Projekt Nr. F-05-9304 der Forschungsgesellschaft für angewandte Systemsicherheit und Arbeitsmedizin e. V., Mannheim, 1996.

- [33] LORENZ, D.: *ExProtect - A Software Response to Important Questions on Safety in Dust and Gas Explosions*, Proceedings of the 3rd Worldwide Seminar on the Explosion Phenomenon and on the Application of Explosion Protection Techniques in Practice, Ghent, Belgium, 1999.
- [34] LORENZ, D., SCHIEBLER H.: *ExProtect - Ein Programm zur Beantwortung wichtiger Fragen zum angewandten Explosionsschutz*, VDI-Berichte 1601, VDI-Verlag, Düsseldorf, 2001.
- [35] LORENZ, D., SCHIEBLER, H.: *ExProtect - Ein Programm zur Beantwortung sicherheitstechnisch relevanter Fragen bei Gas- und Staubexplosionen*, Technische Überwachung, 3, Springer-VDI-Verlag, Düsseldorf, 2001.
- [36] LORENZ, D.: *Simulationsrechnung zum Trümmerflug bei Staubexplosionen*, Abschlussbericht zum Projekt Nr. F-05-9305 der Forschungsgesellschaft für angewandte Systemsicherheit und Arbeitsmedizin e. V., Mannheim, 1996.
- [37] LORENZ, D., RADANDT, S.: *Trümmerflug in der Umgebung von Staubexplosionsherden – Vergleich zwischen Modellrechnung und Explosionsereignissen*, VDI-Berichte, 1272, VDI-Verlag, Düsseldorf, 1996.
- [38] LORENZ, D., SCHIEBLER, H., SEITHEL, M.: *Entwicklung einer Druckentlastungsklappe ohne Silodeckenaufbauten*, Abschlussbericht zum Projekt Nr. F-05-0301 der Forschungsgesellschaft für angewandte Systemsicherheit und Arbeitsmedizin e. V., Mannheim, 2013.
- [39] LORENZ, D.: *Baumusterprüfung von Druckentlastungselementen im Modellmaßstab*, Jahrbuch Prävention 2009, Berufsgenossenschaft Nahrungsmittel und Gaststätten, Mannheim, 2009.
- [40] LORENZ, D., CHUPIN, P.: *Beweis erbracht: Baumusterprüfungen im Modellmaßstab anwendbar*, Jahrbuch Prävention 2010, Berufsgenossenschaft Nahrungsmittel und Gaststätten, Mannheim, 2010.
- [41] MIDDHA, P., SAMARAWEEERA, R., COFFEY, C., PRICE, D. W.: *The Influence of Explosion Relief Vent Layouts on Explosion Overpressure in Large Biomass Storage Vessels*, Chemical Engineering Transactions, 48, Mailand, 2016.
- [42] NATIONAL FIRE PROTECTION ASSOCIATION: *NFPA 68: Guide for Venting of Deflagrations*, Quincy, 1988.
- [43] NATIONAL FIRE PROTECTION ASSOCIATION: *NFPA 68: Guide for Venting of Deflagrations*, Quincy, 2002.
- [44] PAPE, T., LORENZ, D., CHUPIN, P.: *Konstruktiver Explosionsschutz großer Silos*, Technische Überwachung, 51, 2010.
- [45] PAPE, T., LORENZ, D., CHUPIN, P.: *Prüfung von Druckentlastungselementen im Modellmaßstab*, VDI Berichte, 2096, 2010.
- [46] RADANDT, S.: *Persönliche Mitteilung*, Forschungsgesellschaft für angewandte Systemsicherheit und Arbeitsmedizin e. V., Mannheim.

- [47] RAUSCHENBACH, F.: *Persönliche Mitteilung*, IBEExU Institut für Sicherheitstechnik GmbH, Freiberg, 2019.
- [48] ROSER, M.: *Persönliche Mitteilung*, Berufsgenossenschaft Nahrungsmittel und Gastgewerbe, Mannheim.
- [49] RUST, E. A.: Explosion venting for low-pressure equipment, *Chemical Engineering*, 5, 1979.
- [50] SCHEID, M.: *Experimentelle Untersuchungen zum Ablauf von Gas- und Staubexplosionen in druckentlasteten Reaktionsgefäßen*, Dissertation, Martin-Luther-Universität Halle-Wittenberg, Halle, 2005.
- [51] SCHEPP, P.: *Persönliche Mitteilung*, Forschungsgesellschaft für angewandte Systemsicherheit und Arbeitsmedizin GmbH, Mannheim, 2018.
- [52] SCHEPP, P.: *Überarbeitung QM-Handbuch, VA 4.7-35 Erstellung Druckanstieg entlastet, Überlegungen zum Einfluss von L/D und Zündortlage*, Forschungsgesellschaft für angewandte Systemsicherheit und Arbeitsmedizin GmbH, Mannheim, 2013.
- [53] SEITHEL, M.: *Deckelabsprengung am liegenden und stehenden 1 m³-Behälter mit unterschiedlichen Deckelmassen*, Projektabschlussbericht, Berufsgenossenschaft Nahrungsmittel und Gaststätten, 1993.
- [54] SIPPEL, M.: *Numerische Modellierung und Berechnung explosionsdruckstoffester Geräte*, Dissertation, Bergische Universität Wuppertal, Wuppertal, 2015.
- [55] SIWEK, R.; SKOV, O.: *Modellberechnung zur Dimensionierung von Explosionsklappen auf der Basis von praxisnahen Explosionsversuchen*, VDI Berichte, 701, 1988.
- [56] SKJOLD, T.: *Flame propagation in dust clouds - Numerical simulation and experimental investigation*, Dissertation, University of Bergen, Bergen, 2014.
- [57] SKJOLD, T.: *Persönliche Mitteilung*, Gexcon AS, Bergen, 2016.
- [58] SOCKEL, H.: *Aerodynamik der Bauwerke*, Vieweg & Sohn Verlagsgesellschaft mbH, Braunschweig, 1984.
- [59] SONG, S., MINGYANG, W., YANYU, Q., KANGHUA, G.: *Effect of a hinged rotating vent cover on a vented explosion*, *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, 57, Elsevier, Amsterdam, 2019.
- [60] STEEN, H.: *Handbuch des Explosionsschutzes*, Wiley-VCH, Weinheim, 2000.
- [61] VEREIN DEUTSCHER INGENIEURE: *VDI Richtlinie 2263 Blatt 1: Staubbrände und Staubexplosionen, Gefahren – Beurteilung – Schutzmaßnahmen, Untersuchungsmethoden zur Ermittlung von sicherheitstechnischen Kenngrößen von Stäuben*, Beuth Verlag, Düsseldorf, 1990.
- [62] VEREIN DEUTSCHER INGENIEURE: *VDI Richtlinie 3673 Blatt 1: Druckentlastung von Staubexplosionen*, Beuth Verlag, Berlin, 1992.
- [63] VEREIN DEUTSCHER INGENIEURE: *VDI Richtlinie 3673 Blatt 1: Druckentlastung von Staubexplosionen*, Beuth Verlag, Berlin, 1995.

- [64] VEREIN DEUTSCHER INGENIEURE: *VDI Richtlinie 3673 Blatt 1: Druckentlastung von Staubexplosionen*, Beuth Verlag, Berlin, 2002.
- [65] VAN DER WEL, P. G. J.: *Ignition and propagation of dust explosions*, Dissertation, Technische Universität Delft, Delft University Press, 1993.
- [66] WENZEL, M.: *Persönliche Mitteilung*, Berufsgenossenschaft Nahrungsmittel und Gastgewerbe, Mannheim, 1999.
- [67] WOLF, J.: *Persönliche Mitteilung*, Berufsgenossenschaft Nahrungsmittel und Gastgewerbe, Mannheim, 1996.
- [68] VOGL, A.: *Ablauf von Staubexplosionen in pneumatischen Saug-Flug-Förderanlagen*, Roland Asanger Verlag, Heidelberg, 1995.
- [69] VOGL, A.: *Persönliche Mitteilung*, Berufsgenossenschaft Nahrungsmittel und Gastgewerbe, Mannheim, 2018.
- [70] ZURMÜHL, R.: *Praktische Mathematik für Ingenieure und Physiker*, Springer Verlag, 5. Auflage, Berlin, Heidelberg, New York, 1965.

Bilderverzeichnis

1.1	Skizze einer Explosionsklappe. Angedeutet sind 4 Scharniere sowie Bohrungen und Kunststoffschrauben zum Verschließen der Klappe [Dirk Lorenz, 2017].	5
1.2	Druckverlauf bei einer Staubexplosion im 1 m ³ -Behälter mit und ohne Explosionsklappe. Die Messdaten stammen vom Versuchsfeld der BGN/FSA [Dirk Lorenz, 2017].	6
1.3	Schematisierte Darstellung des Informationsflusses zur Erreichung der Ziele dieser Arbeit [Dirk Lorenz, 2017].	10
2.1	Momentaufnahmen aus Videosequenzen von zwei verschiedenen technischen Funktionsprüfungen von Explosionsklappen, die auf dem Versuchsgelände der BGN/FSA durchgeführt wurden [Dirk Lorenz, 2019].	14
3.1	Skizze der Kraftverhältnisse an einer Explosionsklappe [Dirk Lorenz, 2017].	23
3.2	Fotografien des Versuchsaufbaus mit der Explosionsklappe TT 800 Uni-K. 1: Aluminium-Klappe, 2: Klappenfangvorrichtung, 3: Reflektor der Lichtschranke, 4: mechanische Schließvorrichtung, 5: Reißdraht, 6: Inkremental-Drehgeber, 7: Beschleunigungsmesser, 8: 9,4 m ³ -Behälter und 9: Staubvorratsbehälter [Dirk Lorenz, 1994].	24
3.3	Schematische Darstellung des gesamten Versuchsaufbaus. 10: Piezoelektrische Drucksonden, 11: pyrotechnische Zünder (2 × 5 kJ), restliche Zahlen wie in Bild 3.2 [Dirk Lorenz, 2018].	26
3.4	Skizze des Versuchsaufbaus zur Bestimmung des Klappenschwerpunktes [Dirk Lorenz, 2018].	28
3.5	Zeitliche Signalverläufe bei Versuch Nr. 4. Die Kurvenhöhen und -lagen wurden zum Zwecke der gemeinsamen Darstellung bearbeitet. Das Einblassignal markiert den Zeitpunkt $t = 0$ und fehlt in dieser Darstellung [Dirk Lorenz, 2018].	32
3.6	Dreidimensionale (oben) und zweidimensionale (unten) Darstellung der $\bar{p}_{\text{red,max}}$ aus Tabelle 3.2 mit Regressionsfunktion gemäß (3.16). Werden anstatt $p_{\text{stat}} = 0,1$ bar die Mittelwerte \bar{p}_{dyn} aus Tabelle 3.2 in (3.16) eingesetzt, ergeben sich die gestrichelten Linien im unteren Diagramm [Dirk Lorenz, 2018].	34
3.7	Dreidimensionale Darstellung der $\overline{(dp/dt)}_{\text{red,max}}$ aus Tabelle 3.2 mit Regressionsfunktion gemäß (3.17) [Dirk Lorenz, 2018].	35
3.8	Klappenöffnungswinkel $\varphi(t)$ über der Zeit sowie die zeitliche Entwicklung der am Scharnier angreifenden Kräfte $F_g(t)$, $F_r(t)$, $F_t(t)$ und der im Klappenschwerpunkt angreifenden resultierenden Kraft $F_S(t)$. Oben: Versuch Nr. 27 ($K_{\text{St}} = 160$ bar m/s, $m = 14,3$ kg). Unten: Versuch Nr. 4 ($K_{\text{St}} = 100$ bar m/s, $m = 25,3$ kg) [Dirk Lorenz, 2018].	37

3.9	Klappenöffnungswinkel $\varphi(t)$ über der Zeit sowie die zeitliche Entwicklung der am Scharnier angreifenden Kräfte $F_g(t)$, $F_r(t)$, $F_t(t)$ und der im Klappenschwerpunkt angreifenden resultierenden Kraft $F_S(t)$. Oben: Versuch Nr. 17 ($K_{St} = 130 \text{ bar m/s}$, $m = 36,3 \text{ kg}$). Unten: Versuch Nr. 12 ($K_{St} = 100 \text{ bar m/s}$, $m = 47,0 \text{ kg}$) [Dirk Lorenz, 2018].	38
3.10	Gemittelte maximale Scharnierbelastung $\bar{F}_{g,\max}$ in Abhängigkeit von Klappenwiderstand Q und $\bar{p}_{\text{red},\max}$ (oben) bzw. $(\overline{dp/dt})_{\text{red},\max}$ (unten). Ebenfalls dargestellt sind die Regressionsfunktionen (3.18) und (3.19) [Dirk Lorenz, 2018].	40
3.11	Gemittelte maximale Resultierende $\bar{F}_{S,\max}$ in Abhängigkeit von Klappenwiderstand Q und $\bar{p}_{\text{red},\max}$ (oben) bzw. $(\overline{dp/dt})_{\text{red},\max}$ (unten). Ebenfalls dargestellt sind die Regressionsfunktionen (3.20) und (3.21) [Dirk Lorenz, 2018].	41
3.12	Zeitlicher Verlauf des Klappenöffnungswinkels $\varphi(t)$ und der Klappenrotationsenergie $E_{\text{rot}}(t)$ bei Versuch Nr. 23 [Dirk Lorenz, 2018].	43
3.13	Messpunkte und Regression nach (3.28) für den Klappenbremsvorgang bei Versuch Nr. 23. Aus der Kurvenanpassung ergaben sich $k^\circ = 5.880 \text{ kg m}^2/\text{s}^2$, $\delta = -158 \text{ kg m}^2/\text{s}$ und $\varphi_{b,\max} = 1,03 \text{ rad}$ [Dirk Lorenz, 2018].	44
3.14	Schematische Darstellung der Kräfte am hinteren Fangbügel im Bereich der Blattfedern (links) sowie beim Stoßvorgang zwischen Explosionsklappe und Fangbügel (rechts) [Dirk Lorenz, 2018].	45
3.15	Skizze einer Explosionsklappe im Abgasstrom [Dirk Lorenz, 2018].	47
3.16	Verlauf der sigmoiden Funktionen aus (3.43) [Dirk Lorenz, 2018].	49
3.17	Berechneter und gemessener zeitlicher Verlauf des Klappenöffnungswinkels $\varphi(t)$, der Dichte im Behälter $\rho_S(t)$ und der Entlastungsfläche $A_{\bar{O}}(t)$ bei Versuch Nr. 23. Der für die Berechnung notwendige zeitliche Druckverlauf $p(t)$ wurde den Messdaten entnommen [Dirk Lorenz, 2018].	51
3.18	Experimentell (durchgezogene Linien) und theoretisch (gestrichelte Linien) bestimmte zeitliche Entwicklung der tangentialen, radialen und gesamten Kraft auf das Klappenscharnier sowie die am Klappenschwerpunkt angreifenden Resultierende bei Versuch Nr. 23 [Dirk Lorenz, 2018].	53
3.19	Halbwertsbreite des zeitlichen Druckverlaufes über dem Quotienten aus $p_{\text{red},\max}$ und $(dp/dt)_{\text{red},\max}$. Die Messpunkte stammen aus den Versuchen Nr. 1 bis 36 sowie aus anderen Versuchen, durchgeführt an einem 60 m^3 -Silo [Dirk Lorenz, 2018].	55
3.20	Vergleich von zwei, in unterschiedlichen Volumina gemessenen (Punkte) und mit (3.57) berechneten (Linien) Druckverläufen. $9,4 \text{ m}^3$ -Behälter: $K_{St} = 200 \text{ bar m/s}$, $Q = 14,4 \text{ kg/m}$, $A_E = 0,485 \text{ m}^2$. 60 m^3 -Behälter: $K_{St} = 200 \text{ bar m/s}$, $Q = 3,8 \text{ kg/m}$, $A_E = 1,5 \text{ m}^2$ [Dirk Lorenz, 2018].	56
3.21	Eingabefenster der Software SIMEK 5.3.2.0 [Dirk Lorenz, 2018].	59

3.22	Oben: Dreidimensionale Darstellung der gemessenen und mit SIMEK sowie dem DIN-Fachbericht 140 berechneten reduzierten maximalen Explosionsdrücke. Zur besseren Anschaulichkeit wurden anstelle der berechneten Werte Regressionsfunktionen verwendet. Unten: Quotient der Regressionsfunktionen aus dem oberen Diagramm in zweidimensionaler Darstellung [Dirk Lorenz, 2019].	61
3.23	Oben: Regressionsfunktionen der Quotienten der reduzierten maximalen Explosionsdrücke gemäß DIN-Fachbericht 140 und SIMEK über Klappenwiderstand Q und K_{St} -Wert für $L/D = 1, 1,5$ und 2 . Unten: $p_{red,max}$ gemäß EN 14491 bzw. SIMEK und DIN-Fachbericht 140 für eine trägheitslose Druckentlastung als Funktion von L/D . Eingangsgrößen: $V = 9,4 \text{ m}^3$, $A_E = 0,484 \text{ m}^2$, $K_{St} = 200 \text{ bar m/s}$, $p_{max} = 9 \text{ bar}$, $p_{stat} = 0,1 \text{ bar}$ [Dirk Lorenz, 2019].	63
3.24	Oben: Dreidimensionale Darstellung der gemessenen und mit SIMEK sowie dem DIN-Fachbericht 140 berechneten radialen Scharnierbelastungen bei der Klappenstellung $\varphi = 90^\circ$. Zur besseren Anschaulichkeit wurden anstelle der berechneten Werte Regressionsfunktionen verwendet. Unten: Quotient der Regressionsfunktionen aus dem oberen Diagramm in zweidimensionaler Darstellung [Dirk Lorenz, 2019].	65
3.25	Quotient aus den Regressionsfunktionen der radialen Scharnierbelastungen gemäß DIN-Fachbericht 140 und SIMEK bei $\varphi = 90^\circ$ über Klappenwiderstand Q und K_{St} -Wert für $L/D = 1, 1,5$ und 2 . Eingangsgrößen: $V = 9,4 \text{ m}^3$, $A_E = 0,484 \text{ m}^2$, $K_{St} = 200 \text{ bar m/s}$, $p_{max} = 9 \text{ bar}$, $p_{stat} = 0,1 \text{ bar}$ [Dirk Lorenz, 2019].	66
4.1	Klappenentlastungsfähigkeit als Funktion von Klappenwiderstand Q und K_{St} -Wert für $p_{stat} = 0,1 \text{ bar}$ (oben) und $p_{stat} = p_{dyn}$ (unten). Die Werte für p_{dyn} sind der Tabelle 3.2 entnommen. Die Fläche in den Diagrammen ist der Graph der Funktion (4.2) mit $V = 9,4 \text{ m}^3$ [Dirk Lorenz, 2018].	69
4.2	Druck-Flächen-Kurve für $V = 9,4 \text{ m}^3$, $K_{St} = 200 \text{ bar m/s}$ und $H/D = 1$ [Dirk Lorenz, 2018].	71
4.3	$(dp/dt)_{red,max}/p_{red,max}$ als Funktion des K_{St} -Wertes für zwei verschiedene Volumina. $(dp/dt)_{red,max}$ und $p_{red,max}$ wurden mit SIMEK berechnet [Dirk Lorenz, 2018].	72
5.1	CAD-Zeichnung der Explosionsklappe ohne Deckenaufbauten aus zwei verschiedenen Perspektiven [Michael Seithel, 2018].	74
5.2	Öffnungswinkel, Scharnierbelastung und Überdruck im $9,4 \text{ m}^3$ -Behälter bei der simulierten Druckentlastung mit der Explosionsklappe ohne Deckenaufbauten bei 10 mm starken Befestigungsbügeln [Dirk Lorenz, 2018].	76
5.3	Schematisierte Darstellung des Drehmomentes auf den Scheitelpunkt eines Klappenbügels aufgrund der Klappenbewegung [Dirk Lorenz, 2018].	77

5.4	Fotografie der Explosionsklappe ohne Deckenaufbauten mitsamt Schleifkontaktanordnung. 1: Explosionsklappenplatte, 2: Ring zum Einhaken von Zugwaage und Kran zur Prüfung des statischen Ansprechdrucks, 3: Seite mit Sitz der Rotationsachse, 4: Schleifkontakte zur Erfassung der Klappenbewegung [Dirk Lorenz, 2018].	78
5.5	Schematische Darstellung des gesamten Versuchsaufbaus. 1: Piezoelektrische Drucksonden, 2: Staubvorratsbehälter, 3: pyrotechnische Zünder (2×5 kJ), 4: Explosionsklappe, 5: Bügelaufhängung der Klappe, 6: Spannungsteiler zur Erfassung der Klappenbewegung, 7: Versuchsbehälter [Dirk Lorenz, 2018].	79
5.6	Fotografien der 8 mm, 10 mm und 14 mm starken Explosionsklappenbügel nach den Versuchen [Dirk Lorenz, 2002].	81
5.7	Konturpausen der Explosionsklappenbügel vor und nach den Versuchen. Rot: 8 mm-Bügel, grün: 10 mm-Bügel, blau: 14 mm-Bügel, schwarz: Bügelform vor dem Versuch [Dirk Lorenz, 2002].	82
6.1	Explosionsklappe bestehend aus mehreren Aluminiumblechen, die mit Hilfe eines federgetriebenen Rahmens geöffnet werden. Der Klappenverschluss wird durch rechteckige Elektromagneten (dunkelblau) realisiert [Michael Seithel, 2018].	87
6.2	Zweiflügelige Explosionsklappe mit Federantrieb und runden Elektromagneten. Das Abbremsen der Klappen wird mit Hilfe von Polyethylen-Schaum, Fangplatten und Stoßdämpfern bewerkstelligt [Michael Seithel, 2018].	88
6.3	Skizze der geometrischen Verhältnisse an einer der Klappen aus Bild 6.2 [Dirk Lorenz, 2018].	90
6.4	Permanent-Elektromagnet vom Typ 4230035 der Firma Mannel Magnettechnik GmbH ($\varnothing = 63$ mm, $h = 29$ mm, $F_M = 960$ N, $U = 12$ V, $P = 65$ W) [Mannel Magnettechnik GmbH].	91
6.5	Rechts: Torsionsfeder mit $k^\circ = 45,2$ Nm/rad [Dirk Lorenz, 2018]. Links: Vier Torsionsfedern im eingebauten Zustand [Michael Seithel, 2017].	92
6.6	Klappenöffnungsverhalten als Funktion des eingestellten Federdrehmoments [Dirk Lorenz, 2018].	93
6.7	Oben: Skizze der geometrischen Verhältnisse an einer der vergrößerten Klappen [Dirk Lorenz, 2018]. Unten: Adapter zum Anpassen der vergrößerten Explosionsklappe an den Anschlussflansch des $9,4$ m ³ -Behälters [Michael Seithel, 2018].	94
6.8	Oben: Seitliche Ansicht der Explosionsklappe (Ausschnitt) mit integrierter Fangplatte und Stoßdämpfer. Unten: Gesamtansicht einer Fangplatte (von hinten) mit Verstrebungen, Stoßdämpfern und Polyethylen-Schaummatten (grün) [Michael Seithel, 2017].	95
6.9	Gesamtansicht der fertig konstruierten Explosionsklappe [Michael Seithel, 2017].	96

6.10	Ausschnitt aus dem berechneten Druckverlauf einer Staubeexplosion im 9,4 m ³ -Behälter bei $K_{St} = 200$ bar m/s, $A_E = 0,3$ m ² , $p_{stat} = 0,1$ bar und $E_f = 87$ %. Eine um 1 ms verzögerte Freigabe der Entlastungsfläche verursacht eine Erhöhung des Ansprechdrucks um 0,0068 bar [Dirk Lorenz, 2018].	97
6.11	Links: CAD-Zeichnung der mechanischen Teile des Versuchsaufbaus zur Untersuchung des Abschaltverhaltens des Magneten [Michael Seithel, 2017]. Rechts: Gesamter Versuchsaufbau schematisiert [Dirk Lorenz, 2018].	98
6.12	Dauer zwischen dem Einschalten der Magnetstromversorgung und dem Lösen der Masse vom Magneten als Funktion von Versorgungsspannung und Zugkraft. Durch die Messpunkte wurden Regressionsfunktionen gelegt [Dirk Lorenz, 2018].	98
6.13	Optimierter Versuchsaufbau zur Untersuchung des Zusammenhangs zwischen der Magnetspannung und der Dauer bis zur Magnetkraftneutralisation in schematisierter Darstellung [Dirk Lorenz, 2018].	99
6.14	Aus Strom- und Kraftverlaufsmessdaten abgeleitete Magnetabschalt-dauern als Funktion der angelegten Spannung. Die Kurven sind Mittel aus je 12 Versuche. Die Strom- und Kontaktverlustkurven sind geglättet [Dirk Lorenz, 2018].	100
6.15	Vereinfachtes Schaltbild der Elektronik zur Ansteuerung der Magnete [Dirk Lorenz, 2018].	101
6.16	Links: Zusammenbau der Klappe auf dem Versuchsfeld durch den Verfasser [Pavlo Chupin, 2018]. Rechts: Eine der Klappen mitsamt Fangplatte nach dem ersten Explosionsversuch [Dirk Lorenz, 2018].	102
6.17	Links: Schnitt durch eine der beiden Magnethalterungen mitsamt zwei Magneten, Silikon-Schaumunterlagen und Magnethalteschrauben. Rechts: Magnethalteschraube mit Kugel- und Kontermutter [Michael Seithel, 2018].	103
6.18	Schematisierter Aufbau für die Funktionsprüfung der neuen Explosionsklappe im Labor. 1: Magnete, 2: Lichtschranken, 3: Ankerplatten, 4: Klappen (geöffnet), 5: Inkremental-Drehgeber [Dirk Lorenz, 2019]. . . .	104
6.19	Signalverläufe bei einem Versuch zur Klappenfunktionsprüfung im Labor [Dirk Lorenz, 2019].	105
6.20	Blockbilddarstellung des Versuchsaufbaus zur Funktionsprüfung der neu entwickelten Explosionsklappe. 1: Klappen, 2: Fangplatten, 3: Ankerplatten, 4: Magnete, 5: Lichtschranken, 6: Inkremental-Drehgeber, 7: Erweiterungstrichter, 8: Behälter, 9: Staubvorratsbehälter, 10: piezoelektrische Druckmesssonden, 11: pyroelektrischer Zünder [Dirk Lorenz, 2019].	107
6.21	Links: Vorbereitung eines Explosionsversuches am 9,4 m ³ -Behälter zur Klappenfunktionsprüfung. Rechts: Die neu entwickelte Explosionsklappe nach dem ersten Explosionsversuch (Nr. 14) [Dirk Lorenz, 2018].	109
6.22	Zeitlicher Verlauf der Messsignale bei Versuch Nr. 15 aus Tabelle 6.3. Deutlich ist zu erkennen, dass Komparator und Timer-Baustein wiederholt Ausgangssignale abgeben [Dirk Lorenz, 2018].	109

6.23	Bildsequenz aus dem Highspeed-Kamera-Video von Versuch Nr. 17 aus Tabelle 6.3 [Dirk Lorenz, 2019].	110
6.24	Zeitlicher Verlauf der Messsignale bei Versuch Nr. 15 aus Tabelle 6.3 bei hoher Zeitauflösung [Dirk Lorenz, 2018].	112
6.25	Permanent-Elektromagnet vom Typ VM65/ND der Firma Electroimanes NAFSA S.L. ($\varnothing = 65$ mm, $h = 45,5$ mm, $F_M = 1.220$ N, $U = 12$ V, $P = 75$ W) [Dirk Lorenz, 2019].	114
6.26	Oben: Vereinfachtes Schaltbild der optimierten Elektronik zur Ansteuerung der Magnete. Unten: Foto der überholten Klappensteuerelektronik bestehend aus dem Klappensteuergerät (oben) und dem Leistungsblock (unten) [Dirk Lorenz, 2018].	115
6.27	Oben: Bildsequenz aus dem Highspeed-Kamera-Video von Versuch Nr. 6 aus Tabelle 6.6 ($K_{St} = 240$ bar m/s). Unten: Zeitlicher Verlauf der Messsignale beim gleichen Versuch [Dirk Lorenz, 2019].	118
6.28	Zeitlicher Verlauf der Messsignale bei Versuch Nr. 6 aus Tabelle 6.6 bei hoher Zeitauflösung [Dirk Lorenz, 2019].	119
6.29	Differenz aus dynamischem und statischem Ansprechdruck als Funktion der Klappenansprehdauer t_a und der Druckerstiegschwindigkeit zum Zeitpunkt $p(t) = p_{stat}$, abgeleitet aus Messdaten [Dirk Lorenz, 2019]. . .	121
7.1	Zwei Explosionsklappen im Maßstab 3:1 bestehend aus Stahlplatten und Scharnieren [Pavlo Chupin, 2009].	124
8.1	Skizze einer kreisförmigen Platte, die mit der Geschwindigkeit \vec{v} und dem zeitabhängigen Neigungswinkel β zur Horizontalen durch die Luft fliegt [Dirk Lorenz, 1995].	128
8.2	Flugbahnen einer 47 kg schweren, runden Explosionsklappe mit den Startbedingungen $v_a = 18,6$ m/s, $\varphi_a = 41,4^\circ$, $h_a = 5$ m und $\omega_a = 35,8$ rad/s bei verschiedenen Windverhältnissen. Zum Vergleich ist die Flugbahn ohne Luftwiderstand eingezeichnet [Dirk Lorenz, 2018]. . . .	130

Tabellenverzeichnis

3.1	Werte der Versuchsparameter Klappenmasse, Klappen­trägheitsmoment, Abstand zwischen Rotationsachse und Schwerpunkt sowie K_{St} -Wert [Dirk Lorenz, 2018].	31
3.2	Resultate der Mittelwertbildung über die Messergebnisse der Versuche mit gleichen Parametern. Weiterhin angegeben ist die Messunsicherheit u . * bedeutet, dass nur ein Messwert vorliegt [Dirk Lorenz, 2018].	33
3.3	Gemittelte Maximalwerte der Scharnierbelastung F_g und der Resultierenden F_S mit zugehöriger Messunsicherheit u . Die mit * gekennzeichneten Werte sind geschätzt wegen nicht verwertbarer Drehgeber-Messdaten [Dirk Lorenz, 2018].	39
3.4	Gemittelte Maximalwerte der Klappenrotationsenergie E_{rot} mit zugehöriger Messunsicherheit u . Der mit * gekennzeichnete Wert ist geschätzt wegen unsauberer Drehgeber-Messdaten [Dirk Lorenz, 2018].	42
4.1	Mit $p_{stat} = 0,1$ bar berechnete Mittelwerte der Entlastungsfähigkeiten aus den in Kapitel 3 beschriebenen Versuchen. * bedeutet, dass nur ein Wert vorliegt [Dirk Lorenz, 2018].	68
4.2	Mit $p_{stat} = p_{dyn}$ bar berechnete Mittelwerte der Entlastungsfähigkeiten aus den in Kapitel 3 beschriebenen Versuchen. * bedeutet, dass nur ein Wert vorliegt [Dirk Lorenz, 2018].	70
5.1	Eingangsparameter für die Simulation des Öffnungsvorganges der Explosionsklappe ohne Deckenaufbauten mit SIMEK [Dirk Lorenz, 2018].	75
5.2	Abmessungen von Stahlplatte und Bügel der Explosionsklappe ohne Deckenaufbauten [Dirk Lorenz, 2018].	77
5.3	Messergebnisse der Versuche Nr. 1 bis 3 mit der Explosionsklappe ohne Deckenaufbauten [Dirk Lorenz, 2018].	83
5.4	Rotationsenergie E_{rot} der Explosionsklappe beim Anschlag an die Biege­walze, berechnete Deformationsenergien der Bügel $E_{V,B}$, der Stahlplatte $E_{V,P}$ und der Klappe insgesamt E_V sowie der Anteil der Verformungsenergie an E_{rot} [Dirk Lorenz, 2018].	83
6.1	Tabellarische Gegenüberstellung der Vor- und Nachteile der Konzepte 1 und 2 zur Realisierung einer Explosionsklappe mit möglichst reproduzierbarem dynamischen Ansprechdruck [Dirk Lorenz, 2018].	89
6.2	Ansprechdauern der Lichtschranken bei Versuchsreihe Nr. 23. Mittlere Ansprechdauer: $\bar{t}_a = 4,47$ ms [Dirk Lorenz, 2019].	106
6.3	Wichtigste Messergebnisse aus den 8 Versuchen der neu entwickelten Explosionsklappe unter realen Bedingungen mit $K_{St} = 78$ bar m/s [Dirk Lorenz, 2019].	108

6.4	Mittlerer dynamischer Ansprechdruck und Messunsicherheit sowie maximale Abweichung vom statischen Ansprechdruck bei den Versuchen Nr. 14-16 und Nr. 19-21 [Dirk Lorenz, 2019].	111
6.5	Wirksame Entlastungsfläche und Entlastungsfähigkeit der neuartigen Explosionsklappe für die Versuche Nr. 19-21 mitsamt Mittelwert sowie Messunsicherheit [Dirk Lorenz, 2019].	111
6.6	Wichtigste Messergebnisse der 6 Explosionsversuche mit der verbesserten Explosionsklappe bei $K_{St} = 78 \text{ bar m/s}$ und $K_{St} = 240 \text{ bar m/s}$. „Nachjustiert“ meint eine Vergrößerung des Spiels der Magnete [Dirk Lorenz, 2019].	117
6.7	Mittlerer dynamischer Ansprechdruck und Messunsicherheit sowie maximale Abweichung vom statischen Ansprechdruck bei den Versuchen Nr. 4-5 und Nr. 6-9 [Dirk Lorenz, 2019].	117
6.8	Wirksame Entlastungsfläche und Entlastungsfähigkeit der neuartigen Explosionsklappe für die Versuche Nr. 4-5 und Nr. 6-9 mitsamt Mittelwert sowie Messunsicherheit [Dirk Lorenz, 2019].	120
7.1	Verschiedene physikalische Größen mit Änderungsfaktor bei dynamischer Ähnlichkeit [Lorenz, 2018].	123
7.2	Verhältnis Realität/Modell verschiedener Messgrößen aus Staubexplosionsversuchen mit Explosionsklappen am $26,5 \text{ m}^3$ - und 1 m^3 -Behälter. Aufgelistet ist der Sollwert gemäß Theorie, die Simulationsergebnisse mit SIMEK sowie die Mittelwerte ausgewählter Versuche. Die Zahlen der Zeilen 3 und 4 sind den Tabellen 3.2 und 5.2 aus [6] entnommen [Dirk Lorenz, 2019].	125
8.1	Mit SIMEK berechnete maximale Wurfweiten W als Funktion von K_{St} -Wert und Klappenmasse m unter der Annahme $p_{stat} = p_{dyn} = 0,1 \text{ bar}$. Werden die $F_{g,max}$, welche sich bei der Berechnung von W ergeben, um 67,7% erhöht, folgen die maximalen Wurfweiten W^+ . Angeben ist weiterhin die relative Abweichung zwischen W und W^+ sowie der notwendige Sicherheitsfaktor c_W [Dirk Lorenz, 2019].	131
A.1	Rahmenbedingungen und Parameter der 36 in Kapitel 3 beschriebenen Staubexplosionsversuche.	161
A.2	Reduzierter maximaler Explosionsdruck, reduzierte maximale Druckanstiegsgeschwindigkeit, dynamischer Ansprechdruck und Entlastungsfähigkeit unter der Annahme $p_{stat} = 0,1 \text{ bar}$ (E_f^s) und $p_{stat} = p_{dyn}$ (E_f^b) für die Versuche aus Kapitel 3.	162
A.3	Experimentell und mit SIMEK bestimmte maximale Scharnierbelastungen, deren Abweichungen voneinander und die sich daraus ergebenden Sicherheitszuschläge c_B für die Versuche bzw. Parameter aus den Tabellen A.1 und A.2.	163
A.4	K_m gemäß DIN-Fachbericht 140 für die Parameter der in Kapitel 3 beschriebenen Versuche [Dirk Lorenz, 2018].	164
A.5	K_p gemäß DIN-Fachbericht 140 für die Parameter der in Kapitel 3 beschriebenen Versuche [Dirk Lorenz, 2018].	164

A.6	Gemäß DIN-Fachbericht 140 ermittelte reduzierte maximale Explosionsdrücke für die Parameter der in Kapitel 3 beschriebenen Versuche für $L/D = 1, 2$ und $1,5$ [Dirk Lorenz, 2019].	164
A.7	K_ω gemäß DIN-Fachbericht 140 für die Parameter der in Kapitel 3 beschriebenen Versuche für $L/D = 1, 2$ und $1,5$ [Dirk Lorenz, 2019].	165
A.8	ω bei $\varphi = 90^\circ$ Klappenstellung gemäß DIN-Fachbericht 140 für die Parameter der in Kapitel 3 beschriebenen Versuche für $L/D = 1, 2$ und $1,5$ [Dirk Lorenz, 2019].	166
A.9	F_r bei $\varphi = 90^\circ$ Klappenstellung gemäß DIN-Fachbericht 140 für die Parameter der in Kapitel 3 beschriebenen Versuche für $L/D = 1, 2$ und $1,5$ [Dirk Lorenz, 2019].	167
A.10	Mit SIMEK ermittelte reduzierte maximale Explosionsdrücke für die Parameter der in Kapitel 3 beschriebenen Versuche für $L/D = 1, 2$ und $1,5$ [Dirk Lorenz, 2019].	168
A.11	ω bei $\varphi = 90^\circ$ Klappenstellung gemäß SIMEK für die Parameter der in Kapitel 3 beschriebenen Versuche für $L/D = 1, 2$ und $1,5$. Zusätzlich sind die experimentell bestimmten mittleren maximalen Winkelgeschwindigkeiten aufgelistet. Der mit * gekennzeichnete Wert ist geschätzt wegen unsauberer Drehgeber-Messdaten [Dirk Lorenz, 2019].	169
A.12	F_r bei $\varphi = 90^\circ$ Klappenstellung gemäß SIMEK für die Parameter der in Kapitel 3 beschriebenen Versuche für $L/D = 1, 2$ und $1,5$. Zusätzlich sind die experimentell bestimmten mittleren maximalen Radialkräfte aufgelistet. Der mit * gekennzeichnete Wert ist geschätzt wegen unsauberer Drehgeber-Messdaten [Dirk Lorenz, 2019].	170
A.13	Mit dem Modell aus [55] berechnete Explosionsklappenentlastungsfähigkeiten $E_{f,M}$ für die in Kapitel 3 beschriebenen Versuche. In den Spalten 3 und 4 sind die mit SIMEK berechneten $E_{f,S}$ und vom Verfasser experimentell bestimmten und mit p_{dyn} korrigierten mittleren Entlastungsfähigkeiten \bar{E}_f^\triangleright aufgelistet [Dirk Lorenz, 2019].	171
A.14	Berechnete $E_{f,M}$ und experimentell bestimmte $E_{f,VS}$ Explosionsklappenentlastungsfähigkeiten aus [55]. In Spalte 4 sind die mit SIMEK berechneten Entlastungsfähigkeiten $E_{f,S}$ für die gleichen Versuchsparameter aufgelistet [Dirk Lorenz, 2019].	171
A.15	Messergebnisse der Referenzversuche am $9,4 \text{ m}^3$ -Behälter zur Einstellung eines simulierten K_{St} -Wertes von 78 bar m/s . Parameter: Maisstärke als Brennstoff, $c = 750 \text{ g/m}^3$, $t_v = 1,7 \text{ s}$, $A_E = 0,3 \text{ m}^2$, $p_{max} = 9 \text{ bar}$, $p_{stat} = 100 \text{ mbar}$ [Dirk Lorenz, 2019].	172
A.16	Rahmenbedingungen auf dem Versuchsgelände während der ersten Versuchsreihe [Dirk Lorenz, 2019].	172
A.17	Wichtigste Messergebnisse aus den 13 Versuchen der ersten Versuchsreihe bei Druckluftbeaufschlagung des Behälters [Dirk Lorenz, 2019].	172
A.18	Ansprechdauern der Lichtschranken bei den Versuchen auf dem Versuchsfeld. Mittlere Ansprechdauern: $\bar{t}_a(9 - 13) = 2,14 \text{ ms}$, $\bar{t}_a(14 - 16) = 2,02 \text{ ms}$, $\bar{t}_a(19 - 21) = 0,80 \text{ ms}$ [Dirk Lorenz, 2019].	173
A.19	Ansprechdauern der Lichtschranken bei den Versuchen im Labor. Mittlere Ansprechdauer $\bar{t}_a = 3,97 \text{ ms}$ [Dirk Lorenz, 2019].	174

A.20	Messergebnisse der Referenzversuche am $9,4 \text{ m}^3$ -Behälter zur Einstellung eines simulierten K_{St} -Wertes von 240 bar m/s . Parameter: Maisstärke als Brennstoff, $c = 750 \text{ g/m}^3$, $t_v = 1,05 \text{ s}$, $A_E = 0,3 \text{ m}^2$, $p_{\text{max}} = 9 \text{ bar}$, $p_{\text{stat}} = 100 \text{ mbar}$ [Dirk Lorenz, 2019].	174
A.21	Rahmenbedingungen auf dem Versuchsgelände während der zweiten Versuchsreihe [Dirk Lorenz, 2019].	174
A.22	Wichtigste Messergebnisse aus den 3 Versuchen der zweiten Versuchsreihe mit Druckluftbeaufschlagung des Behälters [Dirk Lorenz, 2019].	175
A.23	Ansprechdauern der Lichtschranken bei den Versuchen auf dem Versuchsfeld. Mittlere Ansprechdauern: $\bar{t}_a(1 - 3) = 2,67 \text{ ms}$, $\bar{t}_a(4 - 5) = 1,11 \text{ ms}$, $\bar{t}_a(6 - 9) = 2,80 \text{ ms}$ [Dirk Lorenz, 2019].	175
B.1	Physikalische Eigenschaften der Explosionsklappe TT 800 Uni-K. Die Indizes t und e stehen für das theoretische und experimentelle Bestimmungsverfahren [Dirk Lorenz, 2017].	176
B.2	Physikalische Eigenschaften der Fangbügel der TT 800 Uni-K [Dirk Lorenz, 2017].	176
B.3	Physikalische Eigenschaften der Teile der Explosionsklappe ohne Deckenaufbauten [Dirk Lorenz, 2017].	176
B.4	Physikalische Eigenschaften der Explosionsklappe ohne Deckenaufbauten. Die Indizes t und e stehen für das theoretische und experimentelle Bestimmungsverfahren [Dirk Lorenz, 2017].	177
B.5	Physikalische Bauteileigenschaften der ersten Version der Explosionsklappe mit elektromagnetischem Verschluss. $\Theta_{K,i}$ ist das Trägheitsmoment des i -ten Bauteils bezogen auf die Klappenscharnierachse [Dirk Lorenz, 2018].	177
B.6	Physikalische Bauteileigenschaften der zweiten Version der Explosionsklappe mit elektromagnetischem Verschluss. $\Theta_{K,i}$ ist das Trägheitsmoment des i -ten Bauteils bezogen auf die Klappenscharnierachse [Dirk Lorenz, 2018].	178
B.7	Physikalische Bauteileigenschaften der Klappenfangplatten. $\Theta_{K,i}$ ist das Trägheitsmoment des i -ten Bauteils bezogen auf die Klappenscharnierachse [Dirk Lorenz, 2018].	178

A Messergebnisse und Versuchsparameter

A.1 Tabellen zu Kapitel 3

Tabelle A.1: Rahmenbedingungen und Parameter der 36 in Kapitel 3 beschriebenen Staubexplosionsversuche.

Nr.	T [°C]	p [mbar]	F [%]	m [kg]	Θ_K [kg m ²]	K_{St} [$\frac{\text{bar m}}{\text{s}}$]	c [$\frac{\text{g}}{\text{m}^3}$]	t_v [s]
1	10	997	70	14,3	3,45	100	1000	1,30
2	9	997	74	14,3	3,45	100	1000	1,30
3	11	1001	77	14,3	3,45	100	1000	1,30
4	11	1000	77	25,3	6,54	100	1000	1,30
5	11	1003	50	25,3	6,54	100	1000	1,30
6	12	1003	60	25,3	6,54	100	1000	1,30
7	11	1002	72	36,3	9,63	100	1000	1,30
8	8	993	75	36,3	9,63	100	1000	1,30
9	3	991	72	36,3	9,63	100	1000	1,30
10	6	990	70	47,0	12,64	100	1000	1,30
11	6	988	69	47,0	12,64	100	1000	1,30
12	6	984	71	47,0	12,64	100	1000	1,30
13	6	983	71	14,3	3,45	130	925	1,11
14	6	982	75	14,3	3,45	130	925	1,11
15	5	975	80	25,3	6,54	130	925	1,11
16	7	975	73	25,3	6,54	130	925	1,11
17	7	975	71	36,3	9,63	130	925	1,11
18	8	983	93	36,3	9,63	130	925	1,11
19	8	983	93	47,0	12,64	130	925	1,11
20	7	983	93	47,0	12,64	130	925	1,11
21	8	983	93	47,0	12,64	160	850	0,97
22	9	982	93	47,0	12,64	160	850	0,97
23	6	982	93	36,3	9,63	160	850	0,97
24	7	982	93	36,3	9,63	160	850	0,97
25	7	982	93	25,3	6,54	160	850	0,97
26	5	987	93	25,3	6,54	160	850	0,97
27	5	986	93	14,3	3,45	160	850	0,97
28	7	986	93	14,3	3,45	160	850	0,97
29	9	993	75	14,3	3,45	200	750	0,82
30	9	992	74	14,3	3,45	200	750	0,82
31	7	990	83	25,3	6,54	200	750	0,82
32	10	988	76	25,3	6,54	200	750	0,82
33	8	986	93	36,3	9,63	200	750	0,82
34	8	985	93	36,3	9,63	200	750	0,82
35	8	986	93	36,3	9,63	200	750	0,82
36	8	985	93	47,0	12,64	200	750	0,82

Tabelle A.2: Reduzierter maximaler Explosionsdruck, reduzierte maximale Druckanstiegsgeschwindigkeit, dynamischer Ansprechdruck und Entlastungsfähigkeit unter der Annahme $p_{\text{stat}} = 0,1 \text{ bar}$ (E_f^{\triangleleft}) und $p_{\text{stat}} = p_{\text{dyn}}$ (E_f^{\triangleright}) für die Versuche aus Kapitel 3.

Nr.	$p_{\text{red,max}}$ [bar]	$(dp/dt)_{\text{red,max}}$ [bar/s]	p_{dyn} [bar]	E_f^{\triangleleft} [%]	E_f^{\triangleright} [%]
1	-	-	-	-	-
2	0,14	2,59	0,08	101,2	83,0
3	0,11	1,80	0,09	115,7	105,0
4	0,13	1,62	0,10	105,4	104,3
5	0,20	2,92	0,10	82,6	81,6
6	0,15	2,22	0,10	97,1	96,1
7	0,26	4,06	0,10	70,2	70,2
8	0,29	4,78	0,12	66,1	77,2
9	0,27	4,32	0,12	68,2	80,4
10	0,23	3,04	0,10	76,4	75,3
11	0,26	3,80	0,11	70,2	76,2
12	0,34	5,74	0,11	50,0	65,4
13	0,23	3,26	0,08	99,2	85,1
14	0,24	4,13	0,08	95,0	83,0
15	0,20	3,14	0,08	107,4	92,2
16	0,23	3,03	0,07	99,2	78,7
17	0,25	4,74	0,09	93,0	87,2
18	0,30	5,49	0,10	84,7	84,1
19	0,51	10,1	0,11	62,0	66,2
20	0,44	9,33	0,10	68,2	67,6
21	0,55	11,4	0,10	74,4	73,2
22	0,60	12,1	0,09	70,2	66,0
23	0,57	10,4	0,08	72,3	64,1
24	0,45	9,10	0,09	82,6	77,7
25	0,29	6,30	0,05	105,4	77,5
26	0,48	11,2	0,09	80,6	74,9
27	0,31	6,00	0,10	101,2	101,6
28	0,35	7,47	0,12	95,0	104,9
29	0,87	13,5	0,12	70,2	76,4
30	0,77	13,4	0,09	76,4	72,3
31	0,91	16,5	0,10	70,2	68,6
32	0,80	15,7	0,09	74,4	70,7
33	1,64	30,7	0,13	49,6	55,3
34	1,08	19,3	0,12	62,0	67,5
35	1,24	25,0	0,14	57,9	67,3
36	1,16	23,0	0,10	59,9	59,7

Tabelle A.3: Experimentell und mit SIMEK bestimmte maximale Scharnierbelastungen, deren Abweichungen voneinander und die sich daraus ergebenden Sicherheitszuschläge c_B für die Versuche bzw. Parameter aus den Tabellen A.1 und A.2.

Nr.	$F_{g,max,V}$ [N]	$F_{g,max,S}$ [N]	$\Delta F_{g,max}$ [N]	$\Delta F_{g,max}$ [%]	c_B
1	5.632	5.440	+192	+3,5	1,04
2	5.828	4.860	+968	+19,9	1,20
3	4.173	5.160	-987	-19,1	0,81
4	5.420	6.630	-790	-11,9	0,82
5	7.846	6.630	+1.216	+18,3	1,18
6	6.332	6.630	-298	-4,5	0,96
7	12.291	7.330	+4.961	+67,7	1,68
8	11.167	8.970	+2.197	+24,5	1,24
9	9.645	8.970	+675	+7,5	1,08
10	9.300	7.790	+1.510	+19,4	1,19
11	9.620	8.750	+870	+9,9	1,10
12	11.865	8.750	+3.115	+35,6	1,36
13	5.555	6.520	-965	-14,8	0,85
14	6.029	6.520	-491	-7,5	0,92
15	6.101	8.770	-2.669	-30,4	0,70
16	5.158	8.430	-3.272	-38,8	0,61
17	9.099	10.570	-1.471	-13,9	0,86
18	10.310	10.890	-580	-5,3	0,95
19	19.082	13.280	+5.802	+43,7	1,44
20	13.500	12.240	+1.260	+10,3	1,10
21	18.183	17.830	+353	+2,0	1,02
22	17.478	17.490	-12	-0,1	1,00
23	12.753	14.690	-1.937	-13,2	0,87
24	14.029	15.060	-1.031	-6,8	0,93
25	7.341	10.940	-3.599	-32,9	0,67
26	14.680	12.490	+2.190	+17,5	1,18
27	9.741	9.230	+511	+5,5	1,06
28	11.479	10.510	+969	+9,2	1,09
29	10.500	13.910	-3.410	-24,5	0,75
30	12.138	12.120	+18	+0,1	1,00
31	16.933	18.390	-1.457	-7,9	0,92
32	17.301	18.150	-849	-4,7	0,95
33	18.369	26.590	-8.221	-30,9	0,69
34	20.642	25.460	-4.818	-18,9	0,81
35	25.942	27.720	-1.778	-6,4	0,94
36	26.500	27.780	-1.280	-4,6	0,95

Tabelle A.4: K_m gemäß DIN-Fachbericht 140 für die Parameter der in Kapitel 3 beschriebenen Versuche [Dirk Lorenz, 2018].

$K_{St} \backslash m$	14,3 kg	25,3 kg	36,3 kg	47,0 kg
	$K_m \left[\text{kg}^{\frac{1}{2}} \text{bar}^{\frac{5}{4}} \text{m}^{\frac{3}{8}} \text{s}^{-\frac{5}{4}} \right]$			
100 bar m/s	1.885	2.511	3.006	3.421
130 bar m/s	2.616	3.483	4.171	4.746
160 bar m/s	3.393	4.518	5.410	6.156
200 bar m/s	4.485	5.972	7.151	8.137

Tabelle A.5: K_p gemäß DIN-Fachbericht 140 für die Parameter der in Kapitel 3 beschriebenen Versuche [Dirk Lorenz, 2018].

K_{St} [bar m/s]	100	130	130	200
K_p $\left[\text{m}^{\frac{3}{2}} \text{bar/s} \right]$	1.337	1.738	2.139	2.674

Tabelle A.6: Gemäß DIN-Fachbericht 140 ermittelte reduzierte maximale Explosionsdrücke für die Parameter der in Kapitel 3 beschriebenen Versuche für $L/D = 1, 2$ und $1,5$ [Dirk Lorenz, 2019].

$K_{St} \backslash m$	14,3 kg	25,3 kg	36,3 kg	47,0 kg
	$p_{\text{red,max}}$ [bar] für $L/D = 1$			
100 bar m/s	1,007	1,015	1,013	1,010
130 bar m/s	1,297	1,295	1,293	1,290
160 bar m/s	1,547	1,545	1,593	1,610
200 bar m/s	1,957	2,005	2,093	2,190
	$p_{\text{red,max}}$ [bar] für $L/D = 2$			
100 bar m/s	0,487	0,485	0,483	0,480
130 bar m/s	0,627	0,635	0,653	0,670
160 bar m/s	0,837	0,875	0,923	0,960
200 bar m/s	1,097	1,195	1,293	1,390
	$p_{\text{red,max}}$ [bar] für $L/D = 1,5$			
100 bar m/s	0,747	0,745	0,743	0,740
130 bar m/s	0,967	0,965	0,973	0,980
160 bar m/s	1,197	1,215	1,263	1,290
200 bar m/s	1,527	1,605	1,693	1,790

Tabelle A.7: K_ω gemäß DIN-Fachbericht 140 für die Parameter der in Kapitel 3 beschriebenen Versuche für $L/D = 1, 2$ und $1,5$ [Dirk Lorenz, 2019].

$K_{St} \backslash m$	14,3 kg	25,3 kg	36,3 kg	47,0 kg
	K_ω $[\text{kg}^{\frac{1}{2}} \text{bar}^{-\frac{1}{2}} \text{m}^{-\frac{1}{2}} \text{s}]$ für $L/D = 1$			
100 bar m/s	46,8	48,1	49,0	49,6
130 bar m/s	45,8	47,2	48,7	49,4
160 bar m/s	45,4	47,6	49,1	50,6
200 bar m/s	45,4	48,4	50,5	52,3
	K_ω $[\text{kg}^{\frac{1}{2}} \text{bar}^{-\frac{1}{2}} \text{m}^{-\frac{1}{2}} \text{s}]$ für $L/D = 2$			
100 bar m/s	83,0	101,7	115,0	119,5
130 bar m/s	82,0	96,7	106,4	111,3
160 bar m/s	80,7	94,8	102,9	106,2
200 bar m/s	80,7	93,7	100,5	104,0
	K_ω $[\text{kg}^{\frac{1}{2}} \text{bar}^{-\frac{1}{2}} \text{m}^{-\frac{1}{2}} \text{s}]$ für $L/D = 1,5$			
100 bar m/s	64,9	74,9	82,0	84,6
130 bar m/s	63,9	72,0	77,6	80,4
160 bar m/s	63,1	71,2	76,0	78,4
200 bar m/s	63,1	71,1	75,5	78,2

Tabelle A.8: ω bei $\varphi = 90^\circ$ Klappenstellung gemäß DIN-Fachbericht 140 für die Parameter der in Kapitel 3 beschriebenen Versuche für $L/D = 1,2$ und $1,5$ [Dirk Lorenz, 2019].

K_{St} \ m	14,3 kg	25,3 kg	36,3 kg	47,0 kg
	ω [rad/s] bei $\varphi = 90^\circ$ für $L/D = 1$			
100 bar m/s	10,36	8,04	6,83	6,06
130 bar m/s	11,50	8,91	7,67	6,83
160 bar m/s	12,46	9,81	8,58	7,81
200 bar m/s	14,01	11,36	10,11	9,42
	ω [rad/s] bei $\varphi = 90^\circ$ für $L/D = 2$			
100 bar m/s	12,78	11,74	11,06	10,07
130 bar m/s	14,32	12,78	11,90	11,08
160 bar m/s	16,28	14,70	13,69	12,66
200 bar m/s	18,64	16,99	15,82	14,92
	ω [rad/s] bei $\varphi = 90^\circ$ für $L/D = 1,5$			
100 bar m/s	12,37	10,72	9,79	8,85
130 bar m/s	13,86	11,73	10,60	9,68
160 bar m/s	15,23	13,01	11,82	10,83
200 bar m/s	17,20	14,94	13,60	12,73

Tabelle A.9: F_r bei $\varphi = 90^\circ$ Klappenstellung gemäß DIN-Fachbericht 140 für die Parameter der in Kapitel 3 beschriebenen Versuche für $L/D = 1,2$ und $1,5$ [Dirk Lorenz, 2019].

$K_{St} \backslash m$	14,3 kg	25,3 kg	36,3 kg	47,0 kg
	F_r [kN] bei $\varphi = 90^\circ$ für $L/D = 1$			
100 bar m/s	0,598	0,712	0,768	0,800
130 bar m/s	0,738	0,875	0,969	1,014
160 bar m/s	0,865	1,062	1,213	1,328
200 bar m/s	1,094	1,425	1,686	1,930
	F_r [kN] bei $\varphi = 90^\circ$ für $L/D = 2$			
100 bar m/s	0,910	1,522	2,018	2,208
130 bar m/s	1,144	1,801	2,335	2,674
160 bar m/s	1,479	2,385	3,087	3,488
200 bar m/s	1,938	3,182	4,125	4,843
	F_r [kN] bei $\varphi = 90^\circ$ für $L/D = 1,5$			
100 bar m/s	0,854	1,268	1,578	1,706
130 bar m/s	1,071	1,517	1,851	2,041
160 bar m/s	1,293	1,868	2,304	2,554
200 bar m/s	1,650	2,461	3,048	3,526

Tabelle A.10: Mit SIMEK ermittelte reduzierte maximale Explosionsdrücke für die Parameter der in Kapitel 3 beschriebenen Versuche für $L/D = 1, 2$ und $1,5$ [Dirk Lorenz, 2019].

K_{St} \ m	14,3 kg	25,3 kg	36,3 kg	47,0 kg
	$p_{red,max}$ [bar] für $L/D = 1$			
100 bar m/s	0,18	0,19	0,21	0,22
130 bar m/s	0,30	0,34	0,37	0,40
160 bar m/s	0,46	0,53	0,59	0,65
200 bar m/s	0,75	0,89	1,02	1,15
	$p_{red,max}$ [bar] für $L/D = 2$			
100 bar m/s	0,42	0,45	0,47	0,48
130 bar m/s	0,59	0,63	0,66	0,69
160 bar m/s	0,76	0,82	0,88	0,92
200 bar m/s	1,00	1,10	1,19	1,26
	$p_{red,max}$ [bar] für $L/D = 1,5$			
100 bar m/s	0,33	0,36	0,37	0,39
130 bar m/s	0,49	0,53	0,56	0,59
160 bar m/s	0,66	0,72	0,78	0,83
200 bar m/s	0,91	1,02	1,12	1,21

Tabelle A.11: ω bei $\varphi = 90^\circ$ Klappenstellung gemäß SIMEK für die Parameter der in Kapitel 3 beschriebenen Versuche für $L/D = 1, 2$ und $1,5$. Zusätzlich sind die experimentell bestimmten mittleren maximalen Winkelgeschwindigkeiten aufgelistet. Der mit * gekennzeichnete Wert ist geschätzt wegen unsauberer Drehgeber-Messdaten [Dirk Lorenz, 2019].

K_{St} \diagdown m	14,3 kg	25,3 kg	36,3 kg	47,0 kg
	ω [rad/s] bei $\varphi = 90^\circ$ für $L/D = 1$			
100 bar m/s	31,1	24,3	21,0	19,0
130 bar m/s	35,7	29,0	25,7	23,7
160 bar m/s	40,5	33,9	30,6	28,6
200 bar m/s	47,2	40,7	37,5	35,6
	ω [rad/s] bei $\varphi = 90^\circ$ für $L/D = 2$			
100 bar m/s	35,4	28,6	25,2	23,1
130 bar m/s	39,5	32,7	29,3	27,1
160 bar m/s	43,7	36,8	33,3	31,1
200 bar m/s	49,3	42,3	38,7	36,4
	ω [rad/s] bei $\varphi = 90^\circ$ für $L/D = 1,5$			
100 bar m/s	34,2	27,4	23,9	21,9
130 bar m/s	38,4	31,6	28,1	26,0
160 bar m/s	42,9	35,8	32,4	30,2
200 bar m/s	48,6	41,7	38,2	36,0
	$\bar{\omega}_{max} \pm u$ [rad/s] gemäß Versuch			
100 bar m/s	$29,9 \pm 3,5$	$24,3 \pm 3,3$	$25,9 \pm 2,3$	$21,7 \pm 2,1$
130 bar m/s	$32,2 \pm 1,3$	$22,6 \pm 1,9$	$24,3 \pm 1,7$	$27,4 \pm 5,1$
160 bar m/s	$43,3 \pm 3,6$	$31,6 \pm 11,5$	$28,5 \pm 1,5$	$28,6 \pm 0,6$
200 bar m/s	$45,0 \pm 3,4$	$39,4 \pm 0,4$	$36,2 \pm 4,7$	34,9*

Tabelle A.12: F_r bei $\varphi = 90^\circ$ Klappenstellung gemäß SIMEK für die Parameter der in Kapitel 3 beschriebenen Versuche für $L/D = 1, 2$ und $1,5$. Zusätzlich sind die experimentell bestimmten mittleren maximalen Radialkräfte aufgelistet. Der mit * gekennzeichnete Wert ist geschätzt wegen unsauberer Drehgeber-Messdaten [Dirk Lorenz, 2019].

$K_{St} \backslash m$	14,3 kg	25,3 kg	36,3 kg	47,0 kg
	F_r [kN] bei $\varphi = 90^\circ$ für $L/D = 1$			
100 bar m/s	5,39	6,52	7,26	7,82
130 bar m/s	7,12	9,29	10,89	12,21
160 bar m/s	9,14	12,64	15,42	17,79
200 bar m/s	12,40	18,23	23,15	27,52
	F_r [kN] bei $\varphi = 90^\circ$ für $L/D = 2$			
100 bar m/s	6,98	9,00	10,46	11,61
130 bar m/s	8,69	17,76	14,10	15,96
160 bar m/s	10,63	14,94	18,27	21,00
200 bar m/s	13,58	19,78	24,68	28,76
	F_r [kN] bei $\varphi = 90^\circ$ für $L/D = 1,5$			
100 bar m/s	6,52	8,31	9,45	10,44
130 bar m/s	8,24	11,02	13,05	14,73
160 bar m/s	10,62	14,16	17,31	19,90
200 bar m/s	13,16	19,15	24,01	28,14
	$\bar{F}_{r,max} \pm u$ [kN] gemäß Versuch			
100 bar m/s	$5,0 \pm 1,2$	$6,4 \pm 1,8$	$11,0 \pm 1,9$	$10,3 \pm 2,0$
130 bar m/s	$5,6 \pm 0,3$	$5,6 \pm 1,0$	$9,7 \pm 1,4$	$16,3 \pm 6,1$
160 bar m/s	$10,47 \pm 1,7$	$11,0 \pm 8,1$	$13,4 \pm 1,4$	$17,8 \pm 0,8$
200 bar m/s	$11,3 \pm 1,7$	$17,1 \pm 0,4$	$21,7 \pm 5,6$	26,5*

A.2 Tabellen zu Kapitel 4

Tabelle A.13: Mit dem Modell aus [55] berechnete Explosionsklappenentlastungsfähigkeiten $E_{f,M}$ für die in Kapitel 3 beschriebenen Versuche. In den Spalten 3 und 4 sind die mit SIMEK berechneten $E_{f,S}$ und vom Verfasser experimentell bestimmten und mit p_{dyn} korrigierten mittleren Entlastungsfähigkeiten \bar{E}_f^\triangleright aufgelistet [Dirk Lorenz, 2019].

K_{St} [bar m/s]	Q [kg/m]	$E_{f,S}$ [%]	\bar{E}_f^\triangleright [%]	$E_{f,M}$ [%]
100	14,4	88	94	80
100	27,3	83	94	73
100	40,2	80	76	66
100	52,8	78	72	59
200	14,4	77	74	89
200	27,3	69	70	81
200	40,2	64	63	74
200	52,8	60	60	68

Tabelle A.14: Berechnete $E_{f,M}$ und experimentell bestimmte $E_{f,VS}$ Explosionsklappenentlastungsfähigkeiten aus [55]. In Spalte 4 sind die mit SIMEK berechneten Entlastungsfähigkeiten $E_{f,S}$ für die gleichen Versuchsparameter aufgelistet [Dirk Lorenz, 2019].

K_{St} [bar m/s]	$p_{\text{red,max}}$ [bar]	Q [kg/m]	$E_{f,S}$ [%]	$E_{f,VS}$ [%]	$E_{f,M}$ [%]
100	0,6	14,96	80	76	80
100	0,7	23,61	76	70	72
100	0,8	32,25	73	65	66
200	1,4	14,96	66	85	88
200	1,6	23,61	60	78	80
200	1,9	32,25	57	74	75
100	0,4	16,53	88	75	80
200	0,9	16,53	78	84	87
300	1,6	16,53	69	92	89
200	0,9	32,25	82	80	84
300	1,9	32,25	74	90	91

A.3 Tabellen zu Kapitel 6

A.3.1 Versuchsreihe 1

Tabelle A.15: Messergebnisse der Referenzversuche am 9,4 m³-Behälter zur Einstellung eines simulierten K_{St} -Wertes von 78 bar m/s. Parameter: Maisstärke als Brennstoff, $c = 750 \text{ g/m}^3$, $t_v = 1,7 \text{ s}$, $A_E = 0,3 \text{ m}^2$, $p_{\max} = 9 \text{ bar}$, $p_{\text{stat}} = 100 \text{ mbar}$ [Dirk Lorenz, 2019].

Nr.	Datum	p_{dyn} [mbar]	$p_{\text{red,max}}$ [mbar]	K_{St} [bar m/s]
B1	14.08.2015	109	222	81
B2	14.08.2015	96	210	78
B2	17.08.2015	110	191	74
\bar{x}	-	105	208	78

Tabelle A.16: Rahmenbedingungen auf dem Versuchsgelände während der ersten Versuchsreihe [Dirk Lorenz, 2019].

Nr.	Datum	T [°C]	p [mbar]	F [%]	p_{stat} [mbar]	Druckerzeugung
1 - 4	5.4.2018	7	946	70	50	Druckluft
5 - 13	9.4.2018	15	940	49	50	Druckluft
14 - 16	9.4.2018	15	940	49	55	Staubexplosion
17 - 21	10.4.2018	10	939	62	100	Staubexplosion

Tabelle A.17: Wichtigste Messergebnisse aus den 13 Versuchen der ersten Versuchsreihe bei Druckluftbeaufschlagung des Behälters [Dirk Lorenz, 2019].

Nr.	p_{stat} [mbar]	p_{dyn} [mbar]	Bemerkungen
1	50	49	Filtereinstellung 3 kHz am Ladungsverstärker
2	50	49	-
3	50	47	Zu frühe Auslösung durch unsauberes Drucksignal
4	50	49	Komparator und Timer sprechen mehrmals an
5	50	49	MOSFET durchgebrannt
6	50	49	-
7	50	-	Sicherung in Magnetstromkreis durchgebrannt
8	50	51	Filtereinstellung auf 5 Hz geändert
9	50	51	-
10	50	51	-
11	50	51	-
12	50	-	Druckmessung fehlgeschlagen
13	50	51	-

Tabelle A.18: Ansprechdauern der Lichtschranken bei den Versuchen auf dem Versuchsfeld. Mittlere Ansprechdauern: $\bar{t}_a(9 - 13) = 2,14 \text{ ms}$, $\bar{t}_a(14 - 16) = 2,02 \text{ ms}$, $\bar{t}_a(19 - 21) = 0,80 \text{ ms}$ [Dirk Lorenz, 2019].

Versuch	LS 1 [ms]	LS 2 [ms]	LS 3 [ms]	LS 4 [ms]
9	2,27	2,19	2,12	2,21
10	2,25	2,13	2,07	2,17
11	2,21	2,10	2,07	2,17
12	2,22	2,07	2,04	2,18
13	2,21	2,04	2,01	2,16
$\bar{t}_{a,i} \pm u$ [ms]	$2,232 \pm 0,036$	$2,106 \pm 0,077$	$2,062 \pm 0,055$	$2,178 \pm 0,026$
Versuch	LS 1 [ms]	LS 2 [ms]	LS 3 [ms]	LS 4 [ms]
14	2,14	1,97	1,94	2,01
15	2,07	1,95	1,91	2,00
16	2,15	2,02	1,99	2,03
$\bar{t}_{a,i} \pm u$ [ms]	$2,120 \pm 0,075$	$1,980 \pm 0,062$	$1,947 \pm 0,070$	$2,013 \pm 0,026$
Versuch	LS 1 [ms]	LS 2 [ms]	LS 3 [ms]	LS 4 [ms]
19	0,99	0,36	-	0,17
20	1,60	0,86	0,27	0,66
21	1,43	0,73	-	0,36
$\bar{t}_{a,i} \pm u$ [ms]	$1,34 \pm 0,545$	$0,65 \pm 0,449$	-	$0,40 \pm 0,428$

A.3.2 Versuchsreihe 2

Tabelle A.19: Ansprechdauern der Lichtschranken bei den Versuchen im Labor. Mittlere Ansprechdauer $\bar{t}_a = 3,97$ ms [Dirk Lorenz, 2019].

Versuch	LS 1 [ms]	LS 2 [ms]	LS 3 [ms]	LS 4 [ms]
1	4,34	4,56	3,72	3,86
2	4,33	4,38	3,58	3,70
3	4,08	4,48	3,32	3,88
4	4,20	4,34	3,60	3,66
5	4,08	4,46	3,28	3,80
6	4,06	4,16	3,58	3,54
7	4,10	4,42	3,70	3,70
8	3,98	4,40	3,42	3,72
9	4,16	4,42	3,70	3,68
10	4,22	4,56	3,74	3,74
$\bar{t}_{a,i} \pm u$ [ms]	$4,155 \pm 0,112$	$4,418 \pm 0,110$	$3,564 \pm 0,160$	$3,728 \pm 0,095$

Tabelle A.20: Messergebnisse der Referenzversuche am $9,4 \text{ m}^3$ -Behälter zur Einstellung eines simulierten K_{St} -Wertes von 240 bar m/s . Parameter: Maisstärke als Brennstoff, $c = 750 \text{ g/m}^3$, $t_v = 1,05 \text{ s}$, $A_E = 0,3 \text{ m}^2$, $p_{\max} = 9 \text{ bar}$, $p_{\text{stat}} = 100 \text{ mbar}$ [Dirk Lorenz, 2019].

Nr.	Datum	p_{dyn} [mbar]	$p_{\text{red,max}}$ [bar]	K_{St} [bar m/s]
B1	12.12.2018	-	1,18	208
C21	17.12.2018	-	1,66	252
C22	17.12.2018	-	1,77	261
\bar{x}	-	-	1,54	240

Tabelle A.21: Rahmenbedingungen auf dem Versuchsgelände während der zweiten Versuchsreihe [Dirk Lorenz, 2019].

Nr.	Datum	T [°C]	p [mbar]	F [%]	p_{stat} [mbar]	Druckerzeugung
1 - 3	13.12.2018	0	956	73	50	Druckluft
4 - 9	13.12.2018	0	956	73	100	Staubexplosion

Tabelle A.22: Wichtigste Messergebnisse aus den 3 Versuchen der zweiten Versuchsreihe mit Druckluftbeaufschlagung des Behälters [Dirk Lorenz, 2019].

Nr.	p_{stat} [mbar]	p_{dyn} [mbar]	Bemerkungen
1	50	49	Lichtschranke 2 und 3 zu früh ausgelöst
2	50	49	Lichtschranke 2 und 3 zu früh ausgelöst
3	50	49	Lichtschranke 2 und 3 zu früh ausgelöst

Tabelle A.23: Ansprechdauern der Lichtschranken bei den Versuchen auf dem Versuchsfeld. Mittlere Ansprechdauern: $\bar{t}_a(1 - 3) = 2,67$ ms, $\bar{t}_a(4 - 5) = 1,11$ ms, $\bar{t}_a(6 - 9) = 2,80$ ms [Dirk Lorenz, 2019].

Versuch	LS 1 [ms]	LS 2 [ms]	LS 3 [ms]	LS 4 [ms]
1	2,56	-	-	3,27
2	2,41	-	-	2,68
3	2,44	-	-	2,67
$\bar{t}_{a,i} \pm u$ [ms]	$2,470 \pm 0,137$	-	-	$2,873 \pm 0,595$
Versuch	LS 1 [ms]	LS 2 [ms]	LS 3 [ms]	LS 4 [ms]
4	0,78	1,12	0,87	1,28
5	1,01	1,31	1,08	1,43
$\bar{t}_{a,i} \pm u$ [ms]	$0,805 \pm 0,345$	$1,215 \pm 0,285$	$0,975 \pm 0,315$	$1,355 \pm 0,225$
Versuch	LS 1 [ms]	LS 2 [ms]	LS 3 [ms]	LS 4 [ms]
6	1,42	3,22	2,81	3,22
7	2,17	3,26	2,59	3,17
8	3,34	3,33	2,80	3,51
9	2,52	2,48	2,49	2,40
$\bar{t}_{a,i} \pm u$ [ms]	$2,363 \pm 1,196$	$3,073 \pm 0,596$	$2,673 \pm 0,238$	$3,075 \pm 0,711$

B Zahlen und Maße

B.1 Tabellen zu Kapitel 3

Tabelle B.1: Physikalische Eigenschaften der Explosionsklappe TT 800 Uni-K. Die Indizes t und e stehen für das theoretische und experimentelle Bestimmungsverfahren [Dirk Lorenz, 2017].

A_E [m ²]	ρ [kg/m ³]	m [kg]	S_t [mm]	S_e [mm]	$\Theta_{K,t}$ [kg m ²]	$\Theta_{K,e}$ [kg m ²]
0,484	2,673	14,3	389,8	385 ± 5	3,325	3,56 ± 0,29

Tabelle B.2: Physikalische Eigenschaften der Fangbügel der TT 800 Uni-K [Dirk Lorenz, 2017].

Fangbügel	m [kg]	S [m]	Θ_B [kg m ²]
vorne	36,0	0,46	12,06
mitte	30,8	0,49	10,47
hinten	44,8	0,51	17,77

B.2 Tabellen zu Kapitel 5

Tabelle B.3: Physikalische Eigenschaften der Teile der Explosionsklappe ohne Deckenaufbauten [Dirk Lorenz, 2017].

	m [kg]	S [mm]	Θ [kg m ²]
Stahlplatte	28,0	0,589	10,74
Winkeleisen	4,0	0,328	0,43
Bügel, $d_B = 8$ mm	4,189	0,219	0,327
Bügel, $d_B = 10$ mm	5,256	0,219	0,411
Bügel, $d_B = 14$ mm	7,413	0,219	0,579

Tabelle B.4: Physikalische Eigenschaften der Explosionsklappe ohne Deckenaufbauten. Die Indizes t und e stehen für das theoretische und experimentelle Bestimmungsverfahren [Dirk Lorenz, 2017].

	m [kg]	S [mm]	$\Theta_{K,t}$ [kg m ²]	$\Theta_{K,e}$ [kg m ²]
Klappe mit $d_B = 8$ mm	40,4	0,440	11,82	11,85
Klappe mit $d_B = 10$ mm	42,5	0,424	11,99	12,22
Klappe mit $d_B = 14$ mm	46,8	0,413	12,34	12,68

B.3 Tabellen zu Kapitel 6

B.3.1 Versuchsreihe 1

Tabelle B.5: Physikalische Bauteileigenschaften der ersten Version der Explosionsklappe mit elektromagnetischem Verschluss. $\Theta_{K,i}$ ist das Trägheitsmoment des i -ten Bauteils bezogen auf die Klappenscharnierachse [Dirk Lorenz, 2018].

Bauteil	Stückzahl	m [kg]	$\Theta_{K,i}$ [kg m ²]	S [m]
Klappenwelle	1	3,554	0,0004	0,0
Klappe	1	1,629	0,07146	0,188
Ränder seitlich	2	0,062	0,00274	0,188
Rand hinten	1	0,061	0,00005	0,030
Hohlzylinder	4	0,782	0,00007	0,0
Laschen	4	1,365	0,01038	0,070
Federhalteplättchen	4	0,367	0,00492	0,095
Ankerplatten	2	0,430	0,0415	0,310
Gesamt		6,118	0,13151	0,095

Tabelle B.6: Physikalische Bauteileigenschaften der zweiten Version der Explosionsklappe mit elektromagnetischem Verschluss. $\Theta_{K,i}$ ist das Trägheitsmoment des i -ten Bauteils bezogen auf die Klappenscharnierachse [Dirk Lorenz, 2018].

Bauteil	Stückzahl	m [kg]	$\Theta_{K,i}$ [kg m ²]	S [m]
Klappenwelle	1	4,498	0,00051	0,0
Klappe	1	1,961	0,08604	0,187
Ränder seitlich	2	0,059	0,00259	0,187
Rand hinten	1	0,078	0,00007	0,037
Rand vorne	1	0,078	0,00879	0,337
Hohlzylinder	4	0,782	0,00007	0,0
Laschen	4	1,365	0,01038	0,070
Federhalteplättchen	4	0,367	0,00492	0,095
Ankerplatten	2	0,538	0,04955	0,303
Gesamt		7,541	0,16293	0,093

B.3.2 Versuchsreihe 2

Tabelle B.7: Physikalische Bauteileigenschaften der Klappenfangplatten. $\Theta_{K,i}$ ist das Trägheitsmoment des i -ten Bauteils bezogen auf die Klappenscharnierachse [Dirk Lorenz, 2018].

Bauteil	Stückzahl	m [kg]	$\Theta_{K,i}$ [kg m ²]	S [m]
Klappe	1	2,077	0,08756	0,181
Polyethylen-Schaumplatte	1	0,500	0,03098	0,182
Vierkant	1	1,115	0,00670	0,084
U-Stücke	3	0,474	0,01692	0,181
Ösen	2	0,658	0,00170	0,038
Anschlag	2	0,196	0,00037	0,088
Anschlagshalterung	2	0,174	0,00076	0,084
Gesamt		5,194	0,14499	0,136

Erklärung des Verfassers

Hiermit erkläre ich, dass ich die vorliegende Dissertation ohne unzulässige Hilfe Dritter selbstständig verfasst habe. Alle wörtlich und inhaltlich übernommenen Textstellen aus anderen Veröffentlichungen sind als solche gekennzeichnet.

Diese Arbeit lag in gleicher oder ähnlicher Form noch keiner Prüfungsbehörde vor und wurde bisher noch nicht veröffentlicht.

Ich erkläre, dass keine früheren Promotionsanträge erfolglos gewesen sind.

Mit Einreichung dieser Dissertation erkenne ich an, dass die Arbeit durch Dritte eingesehen und unter Wahrung urheberrechtlicher Grundsätze zitiert werden darf. Ferner stimme ich zu, dass die Arbeit durch das Fachgebiet an Dritte zur Einsichtnahme herausgegeben werden darf.

Neckarsteinach, im Juni 2019



Dirk Lorenz

Lebenslauf

Der Lebenslauf ist in der Online-Version aus Gründen des Datenschutzes nicht enthalten.

