MISKOLCI EGYETEM



Gépészmérnöki és Informatikai Kar Vegyipari Gépészeti Intézeti Tanszék

Robbanás elleni védelemmel ellátott rendszerek elméleti, szimulációs és kísérleti vizsgálata

Mikáczó Viktória okleveles gépészmérnök

PhD értekezés

Miskolci Egyetem Sályi István Gépészeti Tudományok Doktori Iskola Gépészeti Alaptudományok szakterület Transzportfolyamatok és gépeik témacsoport

> A doktori iskola vezetője: Vadászné Prof. Dr. Bognár Gabriella az MTA doktora

> > A TÉMACSOPORT VEZETŐJE: **Prof. Dr. Czibere Tibor** az MTA rendes tagja

ТÉMAVEZETŐK: Prof. Dr. Siménfalvi Zoltán egyetemi tanár Dr. habil. Szepesi L. Gábor egyetemi docens

MISKOLC, 2022.

Tartalomjegyzék

1.	Beve	ezetés,	célkitűzések	5
	1.1.	A rob	panásvédelem jelentősége	5
	1.2.	Célkit	űzések	6
2.	Szak	irodaln	ni és szabványi háttér áttekintése	9
	2.1.	Zárt te	érben végbemenő robbanások	9
		2.1.1.	A robbanás bekövetkezésének feltételrendszere	9
		2.1.2.	A robbanási nyomásgörbe jellegzetes értékei	10
		2.1.3.	Robbanási károk mérséklésének lehetőségei	11
		2.1.4.	A lefúvásos védelem	12
		2.1.5.	Nyomásemelkedés, robbanóképesség, robbanási határok	13
			2.1.5.1. Égés és robbanás, deflagráció és detonáció	13
			2.1.5.2. A por- és gázrobbanások közötti hasonlóságok és különbségek	14
			2.1.5.3. Robbanóképességet befolyásoló tényezők	15
			2.1.5.4. Elsődleges és másodlagos robbanások	18
		2.1.6.	Por- és gázfelhőben történő lángterjedés mechanizmusa	18
			2.1.6.1. Lamináris lángterjedés	18
			2.1.6.2. Turbulens lángterjedés	20
			2.1.6.3. Hőveszteségek	21
		2.1.7.	A lángterjedés jellegzetes értékei	22
			2.1.7.1. Expanziós faktor	22
			2.1.7.2. Lamináris lángterjedési sebesség	22
			2.1.7.3. Turbulens lángterjedési sebesség	23
			2.1.7.4. A nyomásemelkedés maximális értéke	23
		2.1.8.	Szimulációs módszerek	24
			2.1.8.1. Empirikus modellek	24
			2.1.8.2. Fenomenologikus modellek	26
			2.1.8.3. CFD modellek	29
	2.2.	A robl	oanás elvezetése lefúvóvezeték alkalmazása nélkül	29
		2.2.1.	A lefúvás során fellépő fizikai-kémiai jelenségek	29
		2.2.2.	A lefúvatást befolyásoló tényezők	31
		2.2.3.	A maximális redukált robbanási nyomás számítására szolgáló össze-	
			függések	32
	2.3.	Robba	nás elvezetése lefúvató csatornák alkalmazásával	34
		2.3.1.	Lefúvató csatornák	34
		2.3.2.	A lefúvató csatornában lejátszódó folyamatok	34

		2.3.3.	A lefúvató csatorna hatása a készülékben mérhető robbanási jellemzőkre	36
			2.3.3.1. A csatornahossz és -átmérő hatása	36
			2.3.3.2. A nyitónyomás hatása	37
			2.3.3.3. A gyújtási pozíció hatása	37
			2.3.3.4. A készüléktérfogat hatása	37
		2.3.4.	Lehetséges csatornakialakítások, szabványi előírások	37
			2.3.4.1. Az MSZ EN 14491 előírásai – porokra vonatkozó összefüggések	38
			2.3.4.2. Az MSZ EN 14994 előírásai – gázokra vonatkozó összefüggések	38
			2.3.4.3. Az NFPA 68 előírásai – porokra vonatkozó összefüggések .	39
			2.3.4.4. NFPA 68 előírásai – gázokra vonatkozó összefüggések	39
		2.3.5.	Redukált nyomásra és lefúvásra vonatkozó modellek	40
	2.4.	Lefúva	tott robbanás terelőlemez alkalmazásával	42
		2.4.1.	Terelőlemezek	42
		2.4.2.	A lefúvatás után a környezetben lejátszódó folyamatok	42
		2.4.3.	Külső nyomásértékekre vonatkozó modellek	43
		2.4.4.	Terelőlemezekre vonatkozó szabványi előírások	44
		2.4.5.	A lefúvatáskor fellépő nyomásmaximum számítására szolgáló szabvá-	
			nyi előírások	45
			2.4.5.1. MSZ EN 14491 – porokra vonatkozó előírások	45
			2.4.5.2. EN 14994 – gázokra vonatkozó összefügések	46
			2.4.5.3. VDI 3673 – porokra vonatkozó összefüggések	46
			2.4.5.4. NFPA 68 – porokra vonatkozó összefüggések	47
			2.4.5.5. NFPA 68 – gázokra vonatkozó összefüggések	47
•	T 7 .			
3.	Kuta	atási er	edmények	48
	3.1.	Zart te	erben bekovetkezo robbanas vizsgalata	48
		3.1.1.	Kiserleti kornyezet bemutatasa	48
			3.1.1.1. A robbantokamra felepítése \ldots	48
		910	3.1.1.2. Gazok vizsgalata \ldots	49
		3.1.2.	Zart terben bekovetkező robbanassal kapcsolatos meresek, modosított	50
			eljarassar	50
			2.1.2.1. A meresek menete	90
			5.1.2.2. A maximans robbanasi nyomas es a robbanasi konstans meg-	รว
		212	Tárt tárban hakövetkező robbanás modellezása	54
		5.1.5.	3 1 3 1 A Frolow modell	54
			$(0,1,0,1)$ \land $(1,0,0)$ $(0$	· 14
			3132 A modell laírása	54
			3.1.3.2. A modell leírása	54 56
			3.1.3.2. A modell leírása	54 56 57
			3.1.3.2. A modell leírása	54 56 57 57
			3.1.3.2. A modell leírása	54 56 57 57 59
		314	3.1.3.2. A modell leírása 3.1.3.3. Eredmények 3.1.3.4. Az ideális gáz modell 3.1.3.5. A modell leírása 3.1.3.6. A modell kiterjesztése A zárt terű robbanások vizsgálata során elért eredmények	54 56 57 57 59 62
	3 9	3.1.4. Lefúve	3.1.3.2. A modell leírása 3.1.3.3. Eredmények 3.1.3.3. Eredmények 3.1.3.4. Az ideális gáz modell 3.1.3.5. A modell leírása 3.1.3.6. A modell kiterjesztése 3.1.3.6. A modell kiterjesztése 3.1.3.6. A modell kiterjesztése A zárt terű robbanások vizsgálata során elért eredmények 3.1.3.6. A modell kiterjesztése	54 56 57 57 59 62 63
	3.2.	3.1.4. Lefúva 3 2 1	3.1.3.2. A modell leírása	54 56 57 57 59 62 63
	3.2.	3.1.4. Lefúva 3.2.1.	3.1.3.2. A modell leírása	54 56 57 57 59 62 63 63
	3.2.	3.1.4. Lefúva 3.2.1.	3.1.3.2. A modell leírása 3.1.3.3. Eredmények 3.1.3.4. Az ideális gáz modell 3.1.3.5. A modell leírása 3.1.3.6. A modell kiterjesztése A zárt terű robbanások vizsgálata során elért eredmények tott robbanások vizsgálata Lefúvatott robbanásokkal kapcsolatos mérések – lefúvató csatornával és anélkül 3.2.1.1. A mérések menete	54 56 57 57 59 62 63 63 63

TARTALOMJEGYZÉK

		3.2.1.2. Az eredmények megengedhető tűrései	65
		3.2.1.3. A fóliák nyitónyomása	66
		3.2.1.4. Mért karakterisztikus jellemzők	67
		3.2.1.5. Nyomásveszteség az $l/d = 33, 3$ hosszúságú csatorna mentén	70
	3.2.2.	A lefúvató csatornában lejátszódó jelenségek és nyomáscsúcsok azono-	
		sítása	72
	3.2.3.	A megnövekedett redukált nyomás számítására alkalmas új összefüggés	
		kidolgozása	76
	3.2.4.	A csősúrlódási veszteség részarányának meghatározása	78
		3.2.4.1. Alkalmazott összefüggések	78
		3.2.4.2. Anyagjellemzők, paraméterek, kezdeti- és peremfeltételek	80
		3.2.4.3. A megoldás menete	80
		3.2.4.4. Nyomásesések a 2,8 V/V% propántartalmú keverék esetén .	81
		3.2.4.5. Nyomásesések a 3,8 – 6,3 V/V% propántartalmú keverékek	
		$\operatorname{eset}\operatorname{\acute{e}n}$	82
	3.2.5.	A lefúvatott robbanások vizsgálata során elért eredmények	84
		3.2.5.1. A mérési eljárás módosításával elért eredmények	84
		3.2.5.2. A szabványi összefüggések vizsgálatával kapcsolatos eredmé-	
		nyek	84
		3.2.5.3. A lefúvató csatorna nyomásveszteségének vizsgálatával kap-	
		csolatos eredmények	85
4.	Tézisek	:	87
5.	Összefoglala	ás, további kutatási irányok	90

Témavezetői ajánlás

Mikáczó Viktória egyetemi tanulmányait 2008-ban kezdte a Miskolci Egyetem Gépészmérnöki és Informatikai Karán, ahol 2012-ben gépészmérnöki alapszakon, vegyipari és energetikai gépészeti specializáción BSc oklevelet szerzett. Már ekkor érdeklődést mutatott a tudományos kutatások iránt, valamint egyetemi tanulmányai alatt demonstrátori feladatokat látott el. Elvégzett munkája eredményeképpen a 2013/14-es tanévben Köztársasági Ösztöndíjat nyert el. 2014-ben gépészmérnöki mesterszakon Vegyipari gépészeti specializáción kitüntetéses MSc diplomát szerzett.

PhD tanulmányait szintén 2014-ben kezdte meg. Már az első perctől kezdve bekapcsolódott az akkori Vegyipari Gépek Tanszék projektjeibe, amelyek zászlóshajója a robbanásbiztonságtechnika témaköre. Megismerkedett a zárt terű robbanások fizikai-kémiai alapjaival és lefúvásos védelemmel kapcsolatos szabványi háttérrel, valamint aktívan részt vett a Tanszék biztonságtechnikai témájú projektjeiben, és a témakörhöz kapcsolódó tantárgyak oktatásában alap-, mester- és szakmérnöki szinten. Mára a tevékenysége kiegészült a DustLab porvizsgáló laboratórium működtetésében való aktív részvétellel, így a témakör méréstechnikai háttere sem ismeretlen számára. Emellett olyan matematikai modellezési technikákat is elsajátított, amelyek lehetővé tették a robbanás és lefúvatás közben lezajló folyamatok vizsgálatát. A témakörben való elmerülés jelen PhD értekezés elkészítését eredményezte. A fáradtságos munkával összegyűjtött ismerethalmaz jelentős része a klasszikus gépészmérnöki képzés anyagában nem szerepel, a témakör pedig olyan határterület, amely mind a biztonságtechnikai, mind az áramlástani, mind pedig a vegyészeti tudomány hasznára válhat.

Publikációs tevékenysége megfelelő, az MTMT adatbázisa alapján jelenleg 23 publikációval rendelkezik, amelyek közül 14 kötődik a dolgozat témájához, valamint további kettő megjelenés alatt van. Ezek közül két darab Scopus által referált, idegen nyelvű lektorált Q3-as, valamint Scopus által referált, idegen nyelvű lektorált közlemény.

PhD fokozatszerzése esetén az Energetikai és Vegyipari Gépészeti Intézet egy nagyon lényeges területén (biztonságtechnika, robbanás-biztonságtechnika) folytatná tudományos és oktatói tevékenységét.

Miskolc, 2022. november 14.

Prof. Dr. habil. Siménfalvi Zoltán sk. egyetemi tanár, témavezető

Dr. habil. Szepesi L. Gábor sk. egyetemi docens, társtémavezető

Jelölésjegyzék, indexek

Latin betűk

Jel	Megnevezés	Mértékegység
\overline{A}	Dimenziótlan lefúvófelület	-
a	Empirikus paraméter	-
A	Pre-exponenciális faktor, frekvencia-faktor	1/s
A_{eff}	Effektív lefúvófelület	m^2
A_f	Láng felülete	m^2
A_s	Készülék belső felülete	m^2
A_v	Lefúvófelület	m^2
$A_{v,f}$	Megnövelt lefúvófelület	m^2
A_{v1}	A lefúvató csatorna nélküli szerkezet biztosításához szük-	m^2
	séges lefúvófelület nagysága	
$A_{x,min}$	Legkisebb felület	m^2
$A_{x,v}$	A készülék falának belső felülete	m^2
b	Empirikus paraméter	-
Br	Bradley-szám	-
Br_t	Turbulens Bradley-szám	-
$Br_{t,vd}$	Turbulens Bradley-szám lefúvató csatorna alkalmazása	-
	mellett	
с	Empirikus paraméter	-
c	Koncentráció	$ m kg/m^3$
c	Hangsebesség	m/s
C_D	Lefúvási tényező	-
c_p	Közeg állandó nyomáson vett fajhője	$\rm J/kgK$
c_0	Hangsebesség a kezdeti állapotban	m/s
d	Empirikus paraméter	-
d	Lefúvató csatorna átmérője	m
D	Készülék átmérője	m
D_v	Lefúvófelület egyenértékű átmérője	m
$\mathrm{d}P/\mathrm{d}t$	Nyomásemelkedési sebesség	bar/s
$(\mathrm{d}P/\mathrm{d}t)_{max}$	Maximális nyomásemelkedési sebesség	bar/s
e	Empirikus paraméter	-
E	Expanziós faktor	-
E_a	Aktiválási energia	$\rm J/mol$
E_0	Expanziós faktor a kezdeti pillanatban	-
f	Frekvencia	Hz, $1/s$
f_d	D'Arcy-féle súrlódási tényező	-
k	Reakciósebességi állandó	1/s, mol/s

TARTALOMJEGYZÉK

Jel	Megnevezés	Mértékegység
$\overline{K, K_{St}, K_G}$	Robbanási konstans, deflagrációs index	bar· m /s
K_i	Gyulladási együttható	-
L	Turbulens örvények hosszának nagyságrendje	m
L	Készülék magassága	m
l, l_{duct}	Lefúvóvezeték hossza	m
leff	Lefúvóvezeték maximális hossza	m
$(l/d)_s, l_s$	Leghangsúlyosabb lefúvóvezetékhossz	-, m
m	Empirikus paraméter	_
$M_{\rm h}$	Elégett gáz móltömege	kg/kmol
M_{u}	El nem égett gáz móltömege	kg/kmol
n $$	Empirikus paraméter	-
n_e	Végső mólszám	mol
n_0	Kezdeti mólszám	mol
n_{45}, n_{90}	A 45° és 90°-os ívek száma	
P	Nvomás	bar
P_{a}	Körnvezeti nyomás	bar
P_{din}	Dinamikus aktivációs nyomás	$\operatorname{bar}_{\alpha}$
P_{I}	Hasadófelület tehetetlenségének hatása a végnyomásra	Pa
P _m	Maximális robbanási nyomás	bar.
Paratanan ang	Maximális redukált robhanási nyomás	bar.
P'	Maximans redukati robbanási nyomás Megnövekedett redukált robbanási nyomás	bar
\mathbf{P} red,max	Statikus aktivációs nyomás	bar
D stat	Kozdoti pyomós	bar
и ₀ р	Rezueti nyomas Robbantákamra gugara	bar _a
n 	L'énghopt gugan	III m
ГЪ D	Langnont sugara	III I/molW
n_0	Légyetemes gazanando	J/ mon
ne_f	Lang Reynolds-szama Matán áráci sabassára	- m /a
S_{CH4}	metan egesi sebessege	m/s
S_f	Lgesi sedesseg	m/s
S_l	Laminaris langterjedesi sebesseg	m/s
$S_{l,ad}$	Laminaris adiabatikus langterjedesi sebesseg	m/s
$S_{l,0}$	Laminaris langterjedesi sebesseg a kezdeti pillanatban	m/s
S_t	Turbulens langterjedesi sebesseg	m/s
$^{*}S_{0}$	Dimenziotian egesi parameter	-
t		S
T	Közeg hömérséklete	K
T_b	Elégett gáz hőmérséklete	K
$T_{f,p}$	Robbanás lánghőmérséklete izobár környezetben	K
T_u	El nem égett gáz hőmérséklete	K
T_0	Kezdeti gázhőmérséklet	K
u'	Lángsebesség ingadozásának intenzitása	m/s
v_{-}	Reakciósebesség	mol/s
V	Térfogat	m ^o
V_b	Elégett gáz térfogata	m ³
V_u	El nem égett gáz térfogata	m ³
V_p^*	Propán térfogatkoncentrációja	V/V%
V_t	Készüléktérfogat	m^3
V_0	Robbantókamra térfogata	m^3
w	Lefúvónyílás tehetetlensége	$ m kg/m^2$
x	Empirikus konstans	-
y	Empirikus konstans	-

Görög betűk

Jel	Megnevezés	Mértékegység
α	Empirikus konstans	-
α	Korrekciós tényező	-
β	Empirikus konstans	-
γ	Empirikus konstans	-
ΔP_{be}	Lefúvató csatorna belépési vesztesége	\mathbf{Pa}
$\Delta P_{csatorna}$	Lefúvató csatorna nyomásesése	Pa
ΔP_{css}	Csősúrlódási veszteség	Pa
ΔP_{ki}	Kiáramlási veszteség a csatornából	Pa
ΔP_{mr}	Másodlagos robbanásból fakadó nyomásesés	Pa
ϵ	Felületi érdesség	m
ϵ	Korrekciós tényező	-
ζ	Lefúvóvezeték-ellenállás	-
η_0	Lángfront vastagsága	m
κ	Pillanatnyi izentropikus kitevő	-
κ_b	Elégett keverék izentropikus kitevője	-
κ_u	Kiindulási keverék izentropikus kitevője	-
λ	Csősúrlódási veszteség	-
μ	Általánosított lefúvási együttható	-
$\pi_{i\#}$	Dimenziótlan kezdeti abszolút nyomás	-
π_{max}	Dimenziótlan robbanási nyomás	-
π_{red}	Dimenziótlan lefúvási nyomás	-
π_v	Dimenziótlan nyitónyomás	-
$ ho_p$	Por anyagának sűrűsége	$ m kg/m^3$
$ ho_u$	El nem égett gáz sűrűsége	$ m kg/m^3$
ϕ	Ekvivalencia arány, egyenértékűségi hányados	-
χ	Turbulencia faktor	-
χ/μ	DOI-szám	-

Indexek

Jel	Megnevezés
ad	adiabatikus
b	elégett
f	láng
g, G	gáz
l	lamináris
max	maximális
n	normál irányú
p	izobár körülmények között
red	redukált
St	por
stat	statikus
u	el nem égett
0	kezdeti

1. fejezet

Bevezetés, célkitűzések

1.1. A robbanásvédelem jelentősége

A legtöbb, iparban és háztartásban előforduló por gyúlékony, sok esetben pedig robbanóképes. Ilyenek például a liszt, szén, fa, cukor, keményítő, bizonyos fűszerek, műanyagok, gyógyszeripari alapanyagok, növényvédő szerek, fémek csiszolatai vagy vágás során keletkező porok. Ezen kívül különösen nagy veszélyforrást jelentenek azok az ipari létesítmények, amelyekben robbanóképes gázok, ködök, porok vagy hibrid keverékek fordulnak elő, mint például:

- olaj- és földgázkitermelő és feldolgozó egységek: szárazföldi és offshore létesítmények, finomítók, szállítási tevékenységek;
- petrolkémiai, vegyipari és metallurgiai tevékenységek: vegyipari üzemek, növényvédő szerek előállítása, porkohászati egységek, élelmiszer-előállítás, papírgyártás stb.;
- mechanikus nyersanyag-előkészítés vagy -feldolgozás: malomipar, cukorgyártás, bútoripar stb.;
- különleges folyamatok: robbanóanyagok, pirotechnikai eszközök, gyújtópatronok előállítása, kezelése, tárolása, szállítása [1];
- gyógyszeripari létesítmények, növényvédő és rovarirtó szerek előállításának létesítményei stb. Ez utóbbiak ismertetője, hogy nem csak nagyméretű, de kis űrtartalmú készülékeket is nagy számban alkalmaznak, így ezekben is bekövetkezhet robbanás.

A 2021. évben bekövetkezett porrobbanásos balesetek iparági sokféleségét szemlélteti a 1.1. ábra, amely az Amerikai Egyesült Államokbeli DustEx Research Ltd. jelentéséből [2] származik. Látható, hogy az ipari termelés minden szegmenséből származnak robbanóképes anyagok.



1.1. ábra. Robbanást okozó porok 2021. évi megoszlása az Amerikai Egyesült Államokban [2]

A legelső, porrobbanásról szóló írásos esettanulmányt 1785-ben Count Morozzo készítette el, amely egy Torinoban létesített lisztraktárban bekövetkezett balesetet ír le igen részletesen [3]. A XX. századtól kezdve számos irodalmi feljegyzés készült az ilyen jellegű esetekkel kapcsolatban. Ezek dokumentációja az idők során egyre pontosabbá és gyakoribbakká vált mind hazánkban, mind világviszonylatban, így számos részletes leírás áll a kutatók rendelkezésére a témában.

A bekövetkezett eseményekből a megfelelő következtetéseket levonva, napjaink ipari gyakorlatában egyre nagyobb szerepet játszanak a robbanás-biztonságtechnikai intézkedések is. Ezek foganatosítása során fő szempont az emberi élet és az anyagi javak megóvása, valamint a környezetvédelem. Robbanással járó balesetek bekövetkezésekor egyidejűleg okozhat kárt a kikerülő anyag, a készülékről leszakadó repeszek, a robbanás nyomáshulláma és hőhatása is. A rendszerek, készülékek integritásának megóvása tehát nem csak anyagi érdek.

1.2. Célkitűzések

A por- és gázrobbanások fizikai-kémiai háttere rendkívül összetett, a közben lejátszódó jelenségek pedig számos paramétertől függenek. Így zárt téri és lefúvatott szabványi előírásai nagyszámú kísérlet eredményeiként álltak elő, és minél szélesebb spektrumot igyekeznek lefedni mind a robbanóképes közegek, mind a geometriai jellemzők (csatorna-kialakítások és készülékgeometriák) terén. Azonban a kísérleti úton nyert összefüggések alkalmazási tartományát az alapul vett eredmények mérési körülményei határozzák meg. A szélsőséges esetekre, például a kisméretű készülékekben bekövetkező zárt téri vagy lefúvatott robbanásokra, esetleg az összetett geometriájú lefúvató csatornákra a szabványi összefüggések már pontatlan eredményt szolgáltatnak.

A zárt téri robbanás jellemzőinek meghatározása és a lefúvásos védelem tehát egy olyan témakör a robbanás-biztonságtechnikában, amely elméleti és szabványi háttere a mérnöki gyakorlat szempontjából nem eléggé szerteágazó, így számos kutatási lehetőséget tartogat. Az általam vizsgált kisméretű készülékek mérettartománya előfordul a gyógyszeripari, a vegyipari vagy akár a félüzemi kísérleti laboratóriumi alkalmazások körében, amelyek robbanásveszély szempontjából különösen veszélyeztetett területek.

1. FEJEZET. BEVEZETÉS, CÉLKITŰZÉSEK

A vizsgálataimat zárt téri és lefúvatott robbanások kapcsán az ipari gyakorlatban egyik legelterjedtebb gázzal, propán segítségével végzem el, miközben az alkalmazott eljárásokat és a megoldási módszereket minden esetben úgy alakítom ki, hogy tetszőleges gáz-levegő keverékek esetén alkalmasak legyenek ugyanezen vizsgálatok elvégzésére. Hosszú távú, doktori értekezésen túlmutató célom, hogy a jelenleg összegyűjtött ismereteket és eredményeket az iparban leggyakrabban előforduló gázkeverékekre is kiterjesszem, így egy jól használható információcsomagot állítsak össze a mérnöki gyakorlat számára.

Disszertációmban a por- és gázrobbanások jelenségét, feltételrendszerét, körülményeit és a közben végbemenő fizikai-kémiai folyamatokat vizsgálom. Áttekintem az ipari gyakorlatban alkalmazott, lefúvásos védelmi módokhoz kapcsolódó hazai és nemzetközi szabványi hátteret, valamint feltárom a zárt térben bekövetkező robbanás és a lefúvatás során fellépő fizikaikémiai folyamatokat.

Kutatásaim során a célom egy olyan laboratóriumi mérési eljárás kidolgozása, amely tetszőleges gázkeverék esetén alkalmas mind a zárt téri, mind a lefúvatott gázrobbanások közben lejátszódó folyamatok vizsgálatára. Ezen belül követelmény, hogy a mérésekből nyert eredmények alkalmasak legyenek a készülékben a robbanási jellemzők meghatározására és a lefúvató csatornákban a nyomásértékek rögzítésére. A lefúvatás közben mérhető nyomásértékeket elméleti és gyakorlati módszerekkel részletesen tanulmányozom, különös tekintettel a lefúvató csatornában tapasztalható jelenségekre. A vizsgálatokat légköri kezdeti nyomáson és környezeti hőmérsékleten végzem el.

A zárt kamrás mérések eredményeinek segítségével megvizsgálom a Frolov-modell és az ideális gáz modell alkalmazhatóságát a robbanási nyomás-idő függvény számítására. A modellek segítségével a robbanási nyomásgörbe kezdeti szakaszának vizsgálatát tűztem ki célul, mivel ez a szakasz jelentős szerepet játszik a lefúvatott robbanások és a lefúvásos védelmi berendezések nyitónyomásának leírásában. Amennyiben szükséges, a modellek alkalmazási tartományát kiterjesztem. Kutatásaim során nem célom a robbanási folyamat teljes szimulációja, mindössze olyan eszközként kívánom alkalmazni, amely feltétlenül szükséges a lefúvásos védelemmel kapcsolatos vizsgálatok elvégzéséhez. További célom, hogy az általam kidolgozott módszer más, az ipari gyakorlatban jellemzően előforduló robbanóképes gázok esetére szintén alkalmazható legyen.

A lefúvatott robbanások vizsgálatához az általam kialakított, zárt téri vizsgálatra alkalmas laboratóriumi mérési eljárás módosítása szükséges. Ennek érdekében elkészítek egy olyan hasadóelemet éls annak befogószerkezetét, amely a mérőkörbe illesztve alkalmas a lefúvatott robbanások vizsgálatára, valamint kidolgozom annak előkészítési eljárását. A mérőkört különböző hosszúságú lefúvató csatornákkal egészítem ki, hogy a lefúvatott robbanásokat lefúvóvezeték nélkül, majd kétféle hosszúságú lefúvóvezetékkel vizsgálhassam, amelyekhez szintén propán-levegő keveréket alkalmazok.

A gázrobbanásokkal kapcsolatos szabványok célja, hogy olyan széles körben alkalmazható összefüggéseket határozzanak meg az egyes védelmi intézkedésekre vonatkozóan, amelyek nagy biztonsággal alkalmazhatók a legtöbb vizsgált robbanóképes keverék és készülékgeometria esetében. Mérési eredményeim segítségével megvizsgálom, hogy az EN 14491 és NFPA 68 szabványok lefúvató csatorna alkalmazása mellett megnövekedett redukált nyomásra vonatkozó összefüggései az általam vizsgált geometriák és gázkeverék-összetételek esetén milyen pontossággal közelítik a mért nyomásmaximum-értékeket. Amennyiben szükséges, célom,

1. FEJEZET. BEVEZETÉS, CÉLKITŰZÉSEK

hogy az EN 14994 és az NFPA 68 szabványban szereplő összefüggések mintájára kidolgozzak egy új összefüggés meghatározására alkalmas eljárást a lefúvató csatorna használata mellett fellépő, megnövekedett redukált nyomásmaximum számítására.

Lefúvatott robbanásokra vonatkozó eredményeim felhasználásával célom a lefúvóvezeték által okozott ellenállás mértékének és abban a csősúrlódási veszteség részarányának meghatározása. Ennek eszközeként megvizsgálom a csősúrlódásból származó nyomásveszteségek összefüggéseinek alkalmazhatóságát a lefúvatott robbanásokra, valamint számszerűsítem az egyéb hatásokból eredő veszteségeket is. Továbbá vizsgálom a másodlagos robbanás helyét és maximumértékét, valamint a lefúvatás során a csatornában kialakuló nyomáscsúcsok nagyságát.

Jelen disszertáció számos témakört ölel fel a robbanás-biztonságtechnika területén belül, amelyek azonban egyenként járulnak hozzá a feltárt ismeretek átültetéséhez a mérnöki gyakorlatba.

2. fejezet

Szakirodalmi és szabványi háttér áttekintése

2.1. Zárt térben végbemenő robbanások

A fejezetben bemutatom a zárt térben bekövetkező robbanások bekövetkezésének feltételrendszerét és a robbanási nyomásgörbe jellegzetes értékeit. Áttekintem a por- és gázfelhőben történő lángterjedés mechanizmusait és annak jellegzetes értékeit. Ezt követően ismertetem az értékek meghatározására szolgáló jelentősebb szimulációs módszereket.

2.1.1. A robbanás bekövetkezésének feltételrendszere

Az égés feltételrendszerének széles körben ismert neve az úgynevezett "égési háromszög", amely magában foglalja azt a kritériumot is, miszerint három tényezőnek térben és időben egyszerre kell rendelkezésre állnia ahhoz, hogy az égés bekövetkezzen.

Az éghető anyag lehet gáz (például metán), gőz (például etanol vagy benzin gőze, esetleg különböző oldószerek) vagy por (például napraforgómag-héj pora). Az oxidáló közeget leggyakrabban a levegő oxigéntartalma adja, bár más közegek is hatékonyan segítik a gyulladást (például nitrogén-oxid vagy klór). Gyújtóforrásokból 13-féle típust különítünk el [4], ezek közül a leggyakrabban a következők fordulnak elő: forró felületek, mechanikus szikrák, láng, elektromos szikra, elektrosztatikus feltöltődés, kémiai reakciók és öngyulladás stb. Röviden, gyújtóforrásként funkcionálhat bármi, ami elegendő energiát képes biztosítani a gyulladás bekövetkezéséhez.

Ha az éghető anyag homogénen egyesül az oxidálószerrel és a gyújtóforrás is rendelkezésre áll, akkor bizonyos körülmények között az égési folyamat akár néhány tíz milliszekundumon belül is befejeződhet, és zárt térben (légköri nyomásról indulva) akár 10-12 bar_g nyomásemelkedést okozhat. Eckhoff definíciója szerint robbanásnak nevezzük azt az exoterm kémiai folyamatot, mely egy véges térfogatban következik be hirtelen és jelentős nyomásnövekedés kíséretében [5].

A por-levegő és gáz-levegő rendszerek robbanásának minimumfeltétele az égés három tényezőjének egyidejű jelenléte. További követelmény, hogy a megfelelően apró részecskeméretű robbanóképes anyag ($\leq 500 \ \mu m$) a megfelelő koncentrációban és eloszlásban álljon rendelkezésre. Ezen körülmények egyidejű, zárt térben való fennállása miatt a feltételrendszer elterjedt neve a "robbanási ötszög", amely a 2.1. ábrán látható.



2.1. ábra. A porrobbanás bekövetkezésének feltételrendszere

A porok fizikai-kémiai tulajdonságaiban jelentős eltérések tapasztalhatók attól függően, hogy lerakódott rétegben vannak jelen, vagy homogén porfelhőt alkotnak. Az előbbiek megfelelő hőmérsékletű felületen képesek izzásba jönni vagy bomlani, míg a porfelhő izzó anyaggal vagy meleg felülettel történő érintkezés által robbanhat. Az elsődleges robbanásveszély tehát lebegő porok esetén alakul ki, mert ebben az esetben lehet jelen a robbanáshoz szükséges arányú tüzelőanyag-levegő keverék. A leülepedett por az esetleges izzáson felül óriási másodlagos veszélyt rejt magában, hiszen bármilyen légmozgás, vagy más érkező nyomáshullám a nyugvó port is felkeverheti, másodlagos robbanást okozva [5].

Robbanási tulajdonságok szempontjából a gázok könnyebben alkotnak homogén keveréket a levegővel, így ez esetben nem kell tartani a leülepedett közeg felkeveredésével létrejövő másodlagos robbanásoktól. Itt az el nem égett gáz friss oxigénnel való keveredése okozhat másodlagos robbanást.

2.1.2. A robbanási nyomásgörbe jellegzetes értékei

A robbanási folyamat zárt térben való bekövetkezése során a reakció hevességéről a maximális robbanási túlnyomás (P_{max}) és a maximális nyomásemelkedési sebesség $((dP/dt)_{max})$ adnak információt, a 2.2. ábra szerint.



2.2. ábra. Adott koncentrációjú robbanóképes elegy nyomásnövekedési karakterisztikája zárt térben, és annak jellemző értékei

A tüzelőanyag-levegő keverékek csak az alsó és felső robbanási koncentrációik között robbanóképesek, ezen határok között található a robbanási tartomány. A munkahelyek biztonságának meghatározásakor az alsó robbanási határ az egyik legfontosabb mérhető paraméter, ez alatt ugyanis még robbanóképes szemcseméret esetén sem kell robbanásveszéllyel számolni.

A maximális robbanási nyomás és a nyomásemelkedési sebesség ezen határokon belül is változnak, az esetek nagy részében egy-egy jól behatárolható maximumértékkel. A megfelelő védelem kialakításánál a cél értelemszerűen a legkedvezőtlenebb eset megállapítása, így a tervezés során ezen görbék maximumértékei veendők figyelembe.

A különböző koncentrációk esetén meghatározott nyomásemelkedési sebességek maximumértékéből nyerhető a robbanási konstans, más néven a deflagrációs index (K_{St} porokra, K_G gázokra). Számítása a "köbös törvény" alapján történik, az (2.1) összefüggés szerint. Ez az érték megegyezik azzal a maximális robbanási nyomásemelkedéssel, amelyet az adott anyag esetén, 1 m³ térfogatú köbös edényben adódna meghatározott körülmények között, így ennek ismeretében az egyes porok robbanási hevessége válik egymással összehasonlíthatóvá.

$$K = \left(\frac{\mathrm{d}p}{\mathrm{d}t}\right)_{max} \cdot V^{1/3} \tag{2.1}$$

A K_{St} értékeket figyelembe véve a porok három veszélyességi osztályba sorolhatók: St-1, St-2, St-3 osztályokba. Amennyiben az adott porra jellemző robbanási konstans zérus, a por nem robbanóképes. Gázok és gőzök esetén ilyen alapon történő osztályba sorolás az ipari gyakorlatban nem használatos. A robbanóképes keverékek tulajdonságait számos tényező befolyásolja, így az aktuális állapotuktól függően eltérő jellemzőket is mutathatnak, mint az a robbanóképességi osztály, amelybe tartoznak.

2.1.3. Robbanási károk mérséklésének lehetőségei

A robbanásveszély kielégítő kezelésének két alappillére a megelőzés és a védelem. Amennyiben lehetséges, meg kell akadályozni az égés és/vagy robbanás feltételrendszerének kialakulását. Azonban a veszélyes állapot gyakran komplex eseménysorozat eredményeképpen jön létre, ezért a bekövetkezési valószínűség zérusra csökkentése lehetetlen. Ekkor a keletkező nyomáshullámokat és a lángot biztonságos és tervezett határok közt kell tartani vagy elfojtani. A védelemmel kapcsolatos intézkedéseket a műszaki gyakorlat szerint az alábbi három osztályba soroljuk.

- Elsődleges védelmi intézkedések: a 2.1. ábrán látható "robbanási ötszög" legalább egy feltételének kiküszöbölése, például a robbanásveszélyes anyag kiváltása a technológiában, vagy inertizálás. Kivételt képez ez alól a bezártság megszüntetése, mivel ez önmagában még nem jelenti a robbanás lehetőségének kizárását.
- Másodlagos védelmi intézkedések: a lehetséges gyújtóforrások kialakulásának megakadályozása.
- Harmadlagos védelmi intézkedések: a bekövetkező robbanás hatásainak mérséklése vagy megszüntetése, például robbanási nyomásálló építési móddal, lefúvásos védelem alkalmazásával, elfojtással stb.

A harmadlagos védelmi intézkedések számos típusát különböztethetjük meg: robbanásterjedés szakaszolása, elkülönítése, az elfojtás, a lefúvatás, valamint a veszélyes készülék vagy üzemrész megfelelő létesítési helyének kiválasztása [6]. Csak a robbanási paraméterek kielégítő ismerete garantálja a megfelelő megelőző és védelmi berendezések alkalmazását.

2.1.4. A lefúvásos védelem

Amennyiben a zárt térben bekövetkező robbanás megfelelően lefúvatásra kerül, annak kedvezőtlen hatása minimalizálható, gyakran teljes mértékben kiküszöbölhető. Különösen fontos ez toxikus anyagok esetén, ugyanis az expozíció fokozottan kerülendő.

A lefúvatás biztonságtechnikai szempontú megközelítése röviden a következő: por- vagy gázrobbanás esetére a szerkezeten annak teherviselő-képességénél alacsonyabb nyitónyomású elemeket helyeznek el. Ezek megfelelő méretezés esetén a robbanás korai szakaszában (névlegesen a P_{stat} statikus aktivációs nyomás elérésekor) kinyílnak, és elvezetik a lángokat, el nem égett anyagokat és égéstermékeket, így mérsékelve biztonságos értékig a nyomást a készülék, berendezés vagy épület belsejében. Sun és mtsai. [7] munkájából kitűnik, hogy a maximális redukált nyomás a készülék különböző pozícióiban mérve is azonos értékűnek vehető.



2.3. ábra. A zárt térben bekövetkező és lefúvatott robbanások nyomásgörbéi [3]

2. FEJEZET. SZAKIRODALMI ÉS SZABVÁNYI HÁTTÉR ÁTTEKINTÉSE

A harmadlagos védelmi módok közé tartozó védelmi berendezések működése során létrejövő lefúvatás a robbanás során maximálja a védett berendezésben fellépő nyomást az el nem égett alapanyagok és az égéstermékek elvezetésével (2.3. ábra). A várható P_{max} maximális robbanási nyomás helyett így kialakuló $P_{red,max}$ redukált maximális robbanási nyomás nem haladhatja meg a szerkezet teherviselő-képességét. Maga a robbanás ezzel nem szűnik meg, azonban annak káros következményei jelentősen mérséklődnek. Továbbá, a lefúvatást követően az elvezetett lángok és nyomáshullámok által okozott hatásokkal is számolni kell.

A lefúvatás eszközei például a hasadótárcsák, hasadópanelek, törőelemes lefúvószerkezetek vagy a robbanóajtók. Ezek számos geometriai konstrukcióban, anyagválasztékban és különböző kiegészítő elemekkel érhetők el a kereskedelmi forgalomban.

Dolgozatomban bővebben a hasadófelülettel történő lefúvatást vizsgálom. Ezek a szerkezetek kis tömegűek, és szinte tehetetlenség nélkül reagálnak a nyomásemelkedésre. Működésbe lépésükkor ellenállásuk pillanatnyi, mindössze néhány milliszekundumon belül megkezdődik a készülék mentesítése, elvezetve az elégett és el nem égett anyagokat, valamint az égéstermékeket melyek nyomásnövekedésükkel károkat okoznának a szerkezetben [3]. Alkalmazásukkal kétféle cél valósítható meg:

- kiváltható a berendezések szükségtelen szilárdsági túlméretezése,
- előre meghatározható és korlátozható a lefúvatás folyamata.

A nyitás pillanatára vonatkozó meghatározott nyomásérték a statikus aktivációs nyomás (P_{stat}) , az a túlnyomás, amely aktiválja a hasadótárcsát vagy a robbanóajtót. Meghatározása legfeljebb 0,1 bar/min nyomásemelkedési sebességgel történő terheléssel történik. Definiálható a dinamikus aktivációs nyomás (P_{din}) is, amely az a nyomás, amely aktiválja a hasadótárcsát vagy a robbanóajtót robbanás esetén. Ez általában kisebb, mint a statikus aktivációs nyomás értéke [8]. A kettő közül a hasadófelületek gyártó által megadott és ismert paramétere a statikus aktivációs nyomás.

Igény szerint adott lefúvási felület több panel vagy tárcsa együttesének felhasználásával is kialakítható. Ekkor a lefúvófelületek a védett készüléken úgy kell, hogy felszerelésre kerüljenek, hogy működésük közben fellépő erőhatások lehetőleg kiegyenlítsék egymást. Legelterjedtebb szerkezeti anyagaik a fémek különböző ötvözetei, de készülhetnek különböző polimerekből vagy akár grafitból is.

A hasadófelületek a távozó közeg, a kicsapó lángok hatásainak mérséklésére kiegészítő elemekkel is elláthatók, amelyek ellenállásként jelentkeznek a lefúvatással szemben. A lángok hatásainak mérséklésére alkalmazhatók például a lángzárak vagy a Q-csövek, míg a távozó közeg irányítására használhatók a terelőlemezek és/vagy a lefúvató csatornák.

2.1.5. Nyomásemelkedés, robbanóképesség, robbanási határok

2.1.5.1. Égés és robbanás, deflagráció és detonáció

Az égés Turns [9] szerint olyan gyors oxidációs folyamat, mely hőfelszabadulással, vagy egyidejű hőfelszabadulással és fényjelenséggel jár; vagy pedig lassú oxidáció mely relatíve alacsony hőfelszabadulással, látható fényjelenség nélkül megy végbe. A robbanás egy igen gyors égésnek tekinthető, szintén energiafelszabadulással járó reakció. Kétféle típusát különböztethetjük meg, a közben lezajló fizikai-kémiai változások alapján: fizikai és kémiai robbanást.

Zárt rendszerű és lefúvatott robbanási folyamatok esetén a két mechanizmus együttesével számolhatunk, változó arányban. Hevességét tekintve kétféle módon zajlik a lángterjedés:

deflagráció és detonáció.

- Deflagráció: a legáltalánosabb lángterjedési mód. Az el nem égett gázhoz viszonyítva hangsebesség alatti lángterjedési sebességgel jellemezhető reakció, melyben a tipikus lángterjedési sebesség (az álló megfigyelőhöz képest) 1 és 1000 m/s közé esik.
- Detonáció: ez esetben az el nem égett gázhoz viszonyított hangsebességnél nagyobb sebességű lángterjedéssel jellemezhető a folyamat. A deflagráció a lángterjedés és egyéb részecskemozgási folyamatok következtében átalakulhat detonációvá (angol nyelvű irodalmakban: DDT, azaz Deflagration to Detonation Transition).

Disszertációmban bővebben az deflagráció fogalomkörébe tartozó reakciókat tárgyalom, így ahol külön nem teszek erről említést, a továbbiakban használt "robbanás" kifejezés is erre vonatkozik.

2.1.5.2. A por- és gázrobbanások közötti hasonlóságok és különbségek

A porrobbanás és az aközben lejátszódó folyamatok modellezéséhez szükséges a folyamat közben fellépő jelenségek pontos ismerete. Mivel azonban az egyes részfolyamatok tárgyalása sa gázrobbanás esetén egyszerűbb modellekhez vezet, így fontos a két eset hasonlóságainak és különbségeinek tárgyalása is. A szakirodalom szerint a megfelelő megfontolások megtételével a porrobbanások is elemezhetők a gázkeverékek robbanására érvényes eszközök segítségével.

Eckhoff vizsgálatai alapján [10] a kialakult homogén porfelhőkben és gázfelhőkben lejátszódó folyamatok alábbi paraméterei lényegében rendkívül hasonlóak egymáshoz:

- 1. gyulladási/robbanási határok,
- 2. lamináris lángterjedési sebességek és elhalási hosszok,
- 3. a lángterjedési sebesség változása a helyi turbulencia függvényében,
- 4. a detonációba való átmenet lehetősége,
- 5. az adiabatikus, állandó térfogaton végbemenő robbanási nyomások maximumértékei,
- 6. jól definiálható és mérhető minimális gyújtási energiák,
- 7. jól definiálható és mérhető minimális gyulladási hőmérséklet adott mérési körülmények között.

A porfelhő keletkezésének és fennmaradásának fizikája alapvetően eltér a gázfelhőétől. Egy gázkeverék kialakulása esetén a robbanás bekövetkezik, ha annak összetétele az alsó és felső robbanási határok között van, lángterjedési tulajdonságai a keveréken belül nem mutatnak ugrásszerű változásokat. Ezzel szemben a por-levegő keverék lángterjedési tulajdonságai a dinamikusan változó porfelhő adott pontbeli koncentrációjától és homogenitásától függenek.

A különbségek oka a porszemcsék és gázmolekulák eltérő mozgásdinamikája. A robbanóképes gáz- vagy ködfelhő kvázi-homogénen keveredik a levegővel és az is marad a molekulák véletlenszerű mozgása révén. Ezzel szemben a por-levegő keverékekben a porszemcsék lényegesen nagyobbak a levegő molekuláinak méreténél (többségében 1–100 µm szemcsemérettartományba tartoznak), így mozgásukat olyan külső erők határozzák meg, mint a gravitációs vagy a tehetetlenségi erő. Ezen felül a gázmolekulák közötti ütközés rugalmas, viszont a porszemcsék ütközésük révén összetapadhatnak és ülepedhetnek.

Míg az iparban használatos készülékek belsejében könnyen fennmarad a robbanóképes homogén por-levegő elegy, addig szabad térben ezek fennállása rövid ideig tart. (Kivételt ké-

peznek például a pneumatikus szállítórendszerek szivárgási helyei, ám ekkor a robbanóképes koncentrációjú felhő igen kis térfogatban van tartósan jelen.) Továbbá, a lebegő részecskék zárt térből való kijutását is számos tényező akadályozza. A részecskék méretüknél fogva is lényegesen kisebb (minimum körülbelül 1 mm széles) réseken képesek áthaladni, mint a gáz-molekulák. A porszemcsék a járatok falán ki tudnak válni, elzárva a további szemcsék útját. A mégis átjutó részecskék a hirtelen megnövekvő áramlási keresztmetszet miatt veszítenek a sebességükből és azonnal elkezdenek ülepedni [10]. A leülepedett por innentől egy másfajta veszélyt hordoz magában: a másodlagos robbanás lehetőségét.

Ezen kívül a porfelhőben a szemcsék nagyobb tehetetlensége és a gáz fázishoz viszonyított elmozdulása helyi koncentráció-változásokat eredményezhet. Továbbá, a lángoktól az el nem égett porfelhő irányába hősugárzás alakul ki a részecskék anyagától függő mértékben, amely szintén befolyásolja a helyi részecskemozgási jelenségeket.

2.1.5.3. Robbanóképességet befolyásoló tényezők

Számos, az adott közeg robbanóképességét befolyásoló tényező ismert, ezek közül a következőkben részletezettek [11, 12] határozzák meg leginkább a keverékek robbanási tulajdonságait. A felsorolásból kitűnik, hogy némely tulajdonság tárgyalása mindössze porok esetén bír jelentőséggel, mások mind a porok, mind a gázok esetén befolyásolják a vizsgált jellemzőket.

A szemcseméret hatása A szilárd anyagok szemcséi között a lángterjedés kétféle módon következhet be.

- Az első, hogy a szemcsék által kibocsátott gyúlékony gázok égésével a részecskék elgőzölgésig melegszenek. Az elgőzölgés állapotába Beda szerint [13] összesen ötféle módon kerülhet a szemcse.
- 2. A második típus a részecskék felszínén végbemenő direkt oxidáció [14].

A legtöbb, iparban használatos por az első mechanizmussal ég, viszont az anyaghalmaz nagyobb méretű szemcséi nem vesznek részt kielégítő mértékben a lángterjedési folyamatban [15]. Ennek oka, hogy a finomabb részecskék nagyobb fajlagos felülettel rendelkeznek, könnyebben eloszlathatók levegőben és hosszabb ideig lebegnek. Amennyiben a lebegés közben agglomerátumokká állnak össze, ismét nagyobb szemcseméretű részecskére jellemző tulajdonságokat mutatnak.

Azon porok esetén, amelyek magasabb hőmérsékleten gőzölögnek el (például az alumínium), az égéstermékek magas hőmérséklete intenzív hősugárzást eredményez, amely a környező részecskéket készteti oxidációra vagy gáz halmazállapotba [16]. Ezek alapján elmondható, hogy a lángterjedés sebességének növekménye nem mindig áll egyenes arányban a fajlagos felülettel.

Rendkívül apró szemcseméret esetén a porfelhőkben a lángterjedés mechanizmusa általában véve hasonlóságot mutat az előkevert gázok esetével.

A robbanóképes anyag típusa és koncentrációja A robbanóképes porok és gázok is csak az alsó és felrő robbanási határaik (LEL – Lower Explosion Limit vagy MEC – Minimum Explosible Concentration; UEL – Upper Explosion Limit) között képesek robbanni [17]. Lebegő porok esetén a robbanás alsó határa általánosságban 50 – 100 g/m³, felső határa pedig 2 – 3 kg/m³ [18]. Gázok esetén ez a tartomány jóval kevésbé behatárolt.

A felső robbanási határ értelmezése az ipari gyakorlatban kisebb súllyal esik a latba, mivel a nagyobb koncentrációjú por-levegő keverékben a szemcsék könnyedén leülepedhetnek. Gázkeverékek esetén ilyen típusú szeparációval nem kell számolni, ott a nyílt térben fellépő légmozgás és a diffúziós terjedés könnyen a robbanóképes tartományba hígíthatja az elegyet. A robbanóképes koncentráció-tartomány felső határát a robbanáshoz szükséges oxigén minimális mennyisége szabja meg. Ilyen szempontból a legkevésbé reaktív gáz a metán, míg például a hidrogén robbanása kifejezetten heves robbanást okoz [12]. A legnagyobb maximális robbanási nyomás és nyomásemelkedési sebesség értéket a tüzelőanyagban enyhén gazdag keverék adja.

Oxidáló komponens koncentrációja A por- és gázrobbanásos esetek során az oxidáló közeg általában a környezeti levegő oxigénje. A 21 V/V%-nál magasabb oxigénmennyiség növeli a közeg égési sebességét, annál alacsonyabb pedig csökkenti. Általánosságban elmondható, hogy a lángok csak 10 V/V%-nál magasabb oxigéntartalom esetén maradnak fenn stabilan, és hogy a közegek felső robbanási határa jelöli ki az adott anyag robbanásához szükséges oxigén mennyiségét [11].

Az égés és robbanás folyamatát az égés lángterjedés fizikai-kémiai folyamatai határozzák meg, amelyeket a 2.1.6. fejezetben tárgyalok.

Gyulladási hőmérséklet Adott keverék egyik jellemző értéke a porfelhő minimális gyulladási hőmérséklete (MIT – Minimum Ignition Temperature), az a legkisebb hőmérséklet amelyen a keverék forró felület környezetében még éppen begyulladhat. Értéke a nedvességtartalommal, valamint a hozzáadott inert anyag koncentrációjával arányosan növekszik, azonban csökken a nagyobb illóanyag-tartalom, kisebb szemcseméret, magasabb oxigén-koncentráció és nagyobb porréteg-vastagság hatására [11]. Látható, hogy a gyulladási hőmérséklet nem csak a tüzelőanyag, hanem a rendszer jellemzője is, ezért csak hőmérséklet határok között adható meg. Befolyásolja az éghető keverék összetétele, gázok esetén általában a sztöchiometriai arányúhoz közeli összetételeknél a legalacsonyabb [18].

A turbulencia hatása Eredete szerint a turbulencia két típusra osztható. A kezdeti turbulencia a por feldolgozásából és kezeléséből adódik, valamint a kezdeti gázáramlásból kifolyólag lehet jelen. Egy kevésbé turbulens közeg gyulladásakor kezdetben a hőenergia felszabadulása viszonylag kis helyre koncentrálódik, mivel terjedése és disszipációja is alacsony sebességgel megy végbe. A folyamat közben ráadásul a porszemcsék ülepedése helyi inhomogenitásokat okoz, míg gázok esetén ez utóbbi hatással nem kell számolni. Egy erősen turbulens felhő eleve homogénen tartalmazza a lebegtetett port vagy az eloszlatott gázt, meggyulladása esetén pedig a turbulencia elkeveri a forró égő és elégett anyagokat a friss keverékkel. Így a láng gyorsan terjed, heves robbanást okozva.

A második típusba tartozó turbulencia a robbanási folyamat során alakul ki. Az áramlás sebessége, az elégett gázok expanziója és az áramlási tér geometriai változásai határozzák meg az örvényesség mértékét. A két típus egymáshoz való viszonyára igaz, hogy a lángfront által generált turbulencia a kezdeti zavaroknál sokkal nagyobb mértékű [19].

Di Benedetto és mtsai. [20] kísérleti úton bizonyították, hogy a robbanási konstans értéke a kezdeti turbulenciával arányos, a turbulencia mértékétől függően a százas nagyságrendről a zérushoz közelít. Ugyanakkor azt kimutatták, hogy ez a tényező mérsékelt hatással van a zárt téri maximális robbanási nyomás értékére. **Hozzáadott inert anyag koncentrációja** Chatrathi és Going [21] kísérletei rámutattak, hogy éghető és inert anyagból álló porkeverékek esetén felvehetők úgynevezett égési inertizálási görbék mind a porkoncentráció, mind az inert anyag koncentrációjának függvényében. Ezen görbék porok és gázok esetén is igen hasonló karakterisztikát mutatnak, és a következő paraméterekkel jellemezhetők: alsó és felső gyulladási határ és minimális inertizálási koncentráció (Minimum Inerting Concentration). Az elfojtással kapcsolatos eredmények azt mutatják, hogy a magas robbanási konstanssal jellemezhető anyagok porai és a fémporok kiolthatók, és a maximális robbanási nyomás értéke elfogadható szintre csökkenthető.

Gyúlékony gázok jelenléte Ha gyúlékony gáz is jelen van a keverékben, a közeg robbanóképessége fokozódik. A minimális robbanóképes koncentráció, a minimális gyújtási energia és a legkisebb gyulladási hőmérséklet csökkennek, míg a robbanási nyomásemelkedés maximuma emelkedik. Így a gyúlékony gáztartalom olyan port is robbanóképessé tud tenni, mely a minimális robbanóképes koncentrációja alatt van [22]. Szénhirdogének porokkal való keverése esetén La Chatelier keverési törvénye alkalmazható [15].

Poreloszlás és gyújtási pozíció hatása Hauert és mtsai. [23] a por eloszlásának hatását vizsgálták a robbanási jellemzőkre. 12 m³ térfogatú siló segítségével megállapították, hogy a hossztengelyen történő betároláshoz képest sokkal kisebb szállópor-koncentráció érhető el a siló felső peremén vízszintes irányból történő töltés alkalmazásával. Ezen kívül különböző magasságokban begyújtva a port, megállapították, hogy a láng minél hosszabb utat tesz meg a készülék belsejében, úgy lesz a robbanási nyomás maximuma egyre magasabb. Ezekre a tényezőkre a porrobbanásra vonatkozó, lefúvásos védelemről szóló szabványok is kitérnek.

Gyújtóforrások A lehetséges gyújtóforrások hőmérsékletükben, energiájukban és intenzitásukban is különböznek, így hatásuk a robbanási paraméterekre igen összetett. A sugárszerű és a térbeli kiterjedéssel rendelkező gyújtóforrások magasabb túlnyomásokat eredményeznek, mint a síkbeli vagy pontszerű kiterjedéssel bíró gyújtóforrások. A gyújtóforrás helyzete szintén számottevő, de minden esetben a védendő szerkezet geometriájával összefüggésben kell vizsgálni [11].

Készüléktérfogat hatása Kisméretű készülékekben bekövetkező gázrobbanáskor a lángok ráncolódása és nyúlása közvetlenül a kamra falának elérése előtt következik be, így jelentős hatásuk van a robbanási konstans értékére. Minél kisebb a készülék űrtartalma, a befolyás annál erősebb. Porok esetén, ahol a láng ráncolódása normál esetben hosszabb út megtétele után következik be, a jelenség szükségszerűen nagyobb térfogatú készülékekben játszódik le. Ezért porvizsgálatok lebonyolításához legalább 16 liter űrtartalmú készülék alkalmazása ajánlott [24].

Yan és mtasi. [25] 22 és 110 liter űrtartalmú robbantókamrán méréssel validált CFD (Computational Fluid Dynamics) szimulációs vizsgálatokat végeztek a készüléktérfogat hatásának vizsgálatára. Kimutatták, hogy adiabatikus körülmények között a vizsgált készüléktérfogatokban azonos mértékűre adódott a maximális robbanási nyomás, azonban a robbanás intenzitása az energiaveszteségek következtében a nagyobb készülékben kisebb volt. Később a konvektív hőátadás és a hősugárzás figyelembe vételével már jelentősen változott a robbanás intenzitása. Megállapították, hogy a maximális robbanási nyomás a készüléktérfogattal arányosan növekszik, a nyomásemelkedési sebesség pedig összhangban az (2.1) köbös törvénnyel, csökken.

2.1.5.4. Elsődleges és másodlagos robbanások

Amikor a robbanás feltételeit a robbanóképes anyag levegővel alkotott elegye teremti meg és a gyújtóforrást nem egy robbanás lángfrontja adja, az így bekövetkező robbanást elsődleges robbanásnak nevezzük. Az elsődleges robbanás által okozott nyomáshullám felkavarja az terjedés irányába eső leülepedett port, amelyet azonnal be is gyújt. Az eseménylánc bekövetkezhet például csővezetékekkel összekapcsolt készülékek között, vagy üzemek belsejében. A keresztmetszet-változások és az akadályok fokozzák a turbulenciát, amely a lángterjedési sebesség növekedését eredményezi, így a második robbanás hevesebb lehet mint az előző. Lunn és mtsai. [26] eredményei alapján az alábbi megállapítások tehetők.

- Általánosságban véve, az a robbanás amely egy adott méretű zárt térből indul és egy annál kisebb térbe terjed tovább, magasabb robbanási nyomást okoz mint a kiinduló térben.
- Készülékek közötti porrobbanás-terjedés nem minden esetben lép fel: minél kisebb átmérőjű az őket összekötő csővezeték, annál kisebb a másodlagos robbanás veszélye.
- Az egyik készülékben kialakuló robbanás nem szükségszerűen gyújtja be a hozzá kapcsolt készülékben lévő port. Ez a jelenség függ a második készülékben lévő por tulajdonságaitól, koncentrációjától, a második készülék robbanásvédelmétől, az összekötő vezetékek átmérőjétől, az elsődleges robbanás hevességétől, valamint az összekötő vezeték áramlási veszteségeitől, esetleges szerelvényeitől.

Továbbá, a másodlagos robbanás bekövetkezési valószínűsége a robbanási konstans értékével, valamint a keletkező lángok nagyságával együtt növekszik [6].

Ezek a megállapítások gázok esetén is érvényesek azzal a különbséggel, hogy értelemszerűen a másodlagos robbanás veszélyét a leülepedett por helyett a helyi gázszivárgások hordozzák magukban.

2.1.6. Por- és gázfelhőben történő lángterjedés mechanizmusa

A gyulladást követően, lánggal történő égés esetén egy jól elkülöníthető reakciózóna figyelhető meg, mely a tüzelőanyag-levegő keverékhez képest, azon keresztül halad előre, és égéstermékeket hagy maga mögött. Ahogyan a láng keresztülhalad a friss keveréken, a hőmérséklet és a nyomás emelkedését okozza.

A lángterjedési mechanizmusokról szóló ismereteink jelentős része az előkevert gázkeverékek lángterjedésének vizsgálatából származik. Ezek kiinduló pontja minden esetben a zavartalan lamináris láng. Ehhez képest a valós por- és gázfelhőkben bekövetkező lángterjedés folyamatai jelentősen eltérőnek mutatkoznak.

2.1.6.1. Lamináris lángterjedés

Nyugvó előkevert gázokban a forró égéstermékek hővezetés útján továbbítják a hőenergiát [27]. A hő kis része sugárzás útján terjed, ám ez általában nem haladja meg a teljes hőmennyiség néhány százalékát, így elhanyagolható. Mivel a hőcsere és az égés sebessége az adott keverékre jellemző, a tüzelőanyag-fogyási sebességnek is a keverékre jellemző tulajdonságnak kell lennie. Ez a sebesség a tüzelőanyag térfogati fogyási sebessége egységnyi lángfelületre vonatkoztatva, más néven az égési sebesség (S_f) . Amennyiben a friss keverék az égésnek megfelelő sebességgel pótlódik, a reakciózóna a fizikai térben nem mozdul, így álló lángról beszélünk (2.4. ábra).



2.4. ábra. Álló előkevert láng [28]

Ha a keverék áll és a láng halad előre, a lángfront sebessége az égéstermékek nyomásának és hőmérsékletének növekedése miatt változik, ez a lamináris lángterjedési sebesség (S_l , vagy $S_{l,ad}$ ha a folyamat adiabatikus voltának kiemelése is szükséges) (2.5. ábra).



2.5. ábra. Terjedő vagy robbanási láng [28]

2. FEJEZET. SZAKIRODALMI ÉS SZABVÁNYI HÁTTÉR ÁTTEKINTÉSE

Ahogyan a fentebbi leírásból is látható, az égési sebesség és a lamináris lángterjedési sebesség nem azonos paraméterek. Az égés kezdeti szakaszában, amikor még a láng izobár körülmények között halad előre, az S_f égési sebesség és az S_l lamináris lángterjedési sebesség között a (2.2) összefüggés áll fenn [29]:

$$A_f \cdot \rho_u \cdot S_l = A_f \cdot \rho_b \cdot S_f, \tag{2.2}$$

amelyből

$$S_l = \frac{\rho_b S_f}{\rho_u}.\tag{2.3}$$

Az égés során bekövetkezett expanzió a lángfrontot maga előtt tolja és gyorsulásra kényszeríti, így a lángterjedési sebesség az égési sebesség és a közeg mozgási sebességének összegeként áll elő. A készülék fala mentén kialakuló Rayleigh-Taylor instabilitás turbulenciát generálhat. A faltól eltávolodva terjedő láng szintén instabil, a helyben lejátszódó mikrofolyamatok révén a lángfrontban kitüremkedések alakulnak ki. A keletkező égéstermékek a lángfrontra normális irányban terjednek, azaz annak konvex irányába, amely tovább növeli a front adott helyének görbületét (Darrieus-Landau instabilitás). Az enyhén ráncolódott lángfrontban a a diffúziós folyamatok is kiegyensúlyozatlanul játszódnak le [30]. Az így kialakuló turbulencia tehát a reagensek és égéstermékek közötti fázisérintkezésnek kedvez, így gyorsítva a lángterjedést. A lángfront sejtes szerkezetűvé válik (cellular flame). A folyamat láncreakció-szerűen önmagát gyorsítja [16].

Dahoe és mtsai. [31] és Dahoe [32] vizsgálataik során a lamináris lángterjedési sebességet lézer Doppler anemometriás (LDA) mérések segítségével határozták meg, és úgy találták, hogy ez az érték a láng alakjának függvényében változik. Ez az eredmény vezetett a Markstein-hossz fogalmának bevezetéséhez, amely a láng nyúlásra adott válaszának mérőszáma, amely számos tényezőtől függ: a reagáló keverék anyagi tulajdonságaitól, a láng nyúlásától (ezzel analóg módon az ahhoz vezető transzportfolyamatoktól), a láng szerkezetének hatásaitól (adiabatikus vagy sugárzás vagy felületek miatt kialvó, időben állandó vagy változó).

Proust [33] mérési eredményei rámutattak, hogy a lamináris lángterjedési sebesség széles koncentráció-tartományon maximumértéket vesz fel a sztöchiometriai arányú összetétel környezetében, globálisan pedig haranggörbe-szerű alakot mutat. Ez a megállapítás szintén egybevág a megfigyelt gázszerű lángterjedési mechanizmussal. Ugyanez a tulajdonság számos más kutató munkája segítségével is bizonyításra került [29, 34, 35].

Továbbá, Proust [36] vizsgálatai során megállapította, hogy a tényleges lánghőmérséklet akár néhány száz °C-kal alacsonyabb is lehet, mint az elméleti maximális lánghőmérséklet. Az eltérésre kétféle lehetséges magyarázat adható: az első a láng hősugárzása során fellépő hőenergia-veszteség a környezet (leginkább a környező tárgyak, falak) felé, a másik a tökéletlen égés. A hősugárzással a környeztet felé leadott hőenergia-veszteség számítások szerint a teljes felszabaduló hőenergia 20–30%-ának csökkenését jelenti. A lánggal terjedő égés narancsos-sárgás fénye pedig a koromképződés miatt látható, amely a reagáló komponensek tökéletlen keveredése miatt alakul ki. Azaz a tökéletlen keveredés egyszerre okoz jellegzetes fényjelenséget, koromképződést és entalpia-veszteséget a rendszerben.

2.1.6.2. Turbulens lángterjedés

A turbulens lángfront úgy jön létre, hogy a lamináris lángfront az örvények mentén torzul, így az össz lángfelület megnövekszik, a láng pedig ráncolódik. A ráncolódás mértéke a láng felületnövekedéssel szembeni teherviselő-képességétől függ, az úgynevezett lángnyúlási mechanizmus szerint (Williams, említve [16]-ben), amely rámutat hogy a túlzott nyúlás a láng adott helyen történő kialvását eredményezheti.

Egy teljesen felépült turbulens áramlás kielégítően leírható a sebességingadozás u' intenzitásával (a sebességkomponensek négyzetes közepe), valamint a turbulens örvények hosszának L nagyságrendjével. Ha u' lényegesen nagyobb, mint S_{lad} , a robbanás gyorsan áthalad a közegen, ekkor a tökéletesen kevert reaktor modelljével írható le a rendszer. Amennyiben u'az S_{lad} nagyságrendjébe esik, a kezdetben lamináris láng szerkezetét örvények zavarják meg, melyek hatással vannak a hőfelszabadulás módjára, a lángfront pedig megvastagszik. Ez az úgynevezett flamelet model (közelítő fordításban lángszerkezet-modell), amely a turbulens lángot lokálisan egydimenziós lángszerkezetek együttesének tekinti a turbulens áramlási mezőben.

Az S_t turbulens lángterjedési sebesség az a sebesség, amellyel az átlagos elemi lángfelület halad át a reagenseken. Az S_t értéke a (2.4) alakú egyenlet szerint számítható [16]:

$$S_t/S_{l,ad} = K \left(u'/S_{l,ad} \right)^a \cdot \left(L/\eta_0 \right)^b.$$
(2.4)

Az összefüggés egy széles körben alkalmazott változata Gülder [37] nevéhez fűződik:

$$S_t/S_{l,ad} = 0,65 \cdot \left(\frac{u'}{S_{l,ad}}\right)^{3/4} \cdot \left(\frac{L}{\eta_0}\right)^{1/4}.$$
(2.5)

Rzal és Veyssiere (említve: Abbasi által [11]) néhány lehetséges különbséget említenek az előkevert gázok és porfelhők robbanásával kapcsolatosan. Kukoricakeményítő lamináris lángjának interakcióját vizsgálták különböző geometriájú akadályokkal Bizonyos esetekben ütközéskor a láng aprózódása volt megfigyelhető, melyet a porszemcsék és a levegő centrifugális erőtér hatására bekövetkező szétválasztódásának tulajdonítottak az örvényekben. Megállapításuk azért jelentős, mert bizonyítja, hogy a porfelhő nem minden esetben reagál ugyanúgy, ahogyan az előkevert gáz.

2.1.6.3. Hőveszteségek

A hőveszteségek egyes fajtái makrofolyamati szinten is jelentősen befolyásolják a robbanási jellemzőket.

A robbanási folyamatok során az energiafelszabadulással szemben a hősugárzással átadott hőmennyiség gyakran elhanyagolásra kerül. Azonban a robbanás előrehaladtával a láng felszínének és térfogatának aránya csökken, a hősugárzás hatása pedig növekvő jelentőséggel bír [38]. A reagáló gáz sugárzása kétféle mechanizmus szerint valósulhat meg [27]: a nagy hőmérsékletű gáz magas energiaszintjének köszönhetően elektromágneses sugarakat bocsájt ki; vagy kemilumineszcens sugárzás segítségével, melyet az aktív molekulák bocsátanak ki kémiai reakció közben.

A hővezetés és a konvektív hőátvitel a lángok fallal való érintkezésével válnak lényegessé. A hőelvonás harmadik módja a vízgőz kondenzációja a kamra falán. Ez utóbbi két mechanizmus számszerű értékelése azonban nehézkes.

Yan és mtasi. [25] 22 és 110 liter űrtartalmú robbantókamrán végeztek méréssel validált CFD szimulációs vizsgálatokat metán-levegő keverékre. Azt találták, hogy a készülék falán keresztül mind a konvektív hőveszteség, mind a hősugárzás befolyásolja a robbanás intenzitását – bár az utóbbi dominánsabb.

2.1.7. A lángterjedés jellegzetes értékei

2.1.7.1. Expanziós faktor

Az E expanziós faktor (expansion factor) definíció szerint a gáz sűrűségváltozása a kiindulási állapothoz képest, így Brinzea és mtsai. szerint [39]:

$$E = \frac{\rho_u}{\rho_b} = \left(\frac{T_{f,p}}{T_0}\right) \left(\frac{n_e}{n_0}\right). \tag{2.6}$$

Az expanziós faktor a robbanás kezdetén bármely éghető keverékre meghatározható az izobár körülmények között végbemenő robbanás során mért adiabatikus lánghőmérséklet és a keverék mólszámainak ismeretében. Értékei változó összetételű propán-levegő keverékekre Brinzea és mtsai. [40] szerint a 2.6. ábrán láthatók. Az értékek 1 bar_a kezdeti nyomású és 293 K kezdeti hőmérsékletű esetekre vonatkoznak.



2.6. ábra. Az expanziós faktor értékei propán-levegő keverékekben a propántartalom függvényében [40]

2.1.7.2. Lamináris lángterjedési sebesség

A lamináris lángterjedési sebesség anyagi jellemző, amely erősen függ a robbanóképes keverék összetételétől. Ezt a sebességet a különböző vegyületek molekuláris diffúziója, a hőátviteli folyamatok és a reakciók sebessége befolyásolja, az értékek gázkeverékek esetén – a hidrogén kivételével – a 0,3–0,6 m/s tartományban mozognak. Propán robbanása esetén (1 bar_g kezdeti nyomás mellett) az égési sebesség $S_f = 40, 7 - 41$ cm/s, a lamináris lángterjedési sebesség $S_l = 325 - 328$ cm/s [39]. Meghatározása méréssel történik, amelynek számos módszere ismert [40]:

- az állólángok tulajdonságait kihasználó módszerek, például az égő módszer vagy az ellenáramú ikerláng módszere; vagy
- a terjedő lángfrontot felhasználó módszerek, például a cső-módszer vagy az állandó térfogaton elvégzett robbantás-vizsgálatok.

2. FEJEZET. SZAKIRODALMI ÉS SZABVÁNYI HÁTTÉR ÁTTEKINTÉSE

Az adott keverékre jellemző lamináris lángterjedési sebesség a méréseken kívül számítással is meghatározható a (2.7) összefüggés segítségével [40][41]:

$$S_l = R \cdot \left[\frac{K_{St,G}}{P_0 \cdot E^2 \cdot (E-1) \cdot \kappa_u}\right]^{1/3}, \qquad (2.7)$$

Mivel ismert, hogy a lángsebesség erősen függ a hőmérséklet és nyomás változásaitól, ezeket figyelembe véve annak pillanatnyi értéke Brinzea és mtsai. szerint [39]:

$$S_l(t) = S_{l,0} \left(\frac{T_{f,p}(t)}{T_0}\right)^{\alpha} \cdot \left(\frac{P(t)}{P_0}\right)^{\beta}.$$
(2.8)

A kiindulási állapot, amely esetén érvényes az összefüggés: 293 K hőmérséklet és 1 bar_a kezdeti nyomás. Az α és β kitevők értékei például propán és levegő sztöchiometriai arányú keverékére $\alpha = 2, 13, \beta = -0, 17$ [42].

2.1.7.3. Turbulens lángterjedési sebesség

Turbulens áramlási viszonyok között az előkevert lángot létrehozó közegáramlási sebesség jóval nagyobb, mint a lamináris lángsebesség. Ennek eredményeképpen a turbulencia olyan örvényeket okoz, amelyek jelentősen eltorzítják a lamináris lángfrontot. Így bár az átlagsebesség nagyobb, mint a lamináris lángsebesség, a hullámzó lángfront sebessége megegyezik a lamináris lángterjedési sebességgel. Nagy Reynolds-szám értékek esetén az átlagos turbulens lángsebesség a lamináris lángsebesség négy-ötszöröse [18]. Számítása például a (2.4) és a (2.5) összefüggések segítségével történhet.

2.1.7.4. A nyomásemelkedés maximális értéke

A nyomásemelkedés maximális értéke nem csak a por robbanóképességére utaló adat, hanem számos robbanásérzékelő és védelmi berendezés méretezési alapadata. A klasszikus robbanáselmélet szerinti [27] ideális esetet feltételezve (állandó térfogatban bekövetkező robbanás és gömb alakú lángfront esetén, középponti gyújtással), a kamra abszolút nyomása az idő függvényében a következőképpen változik [11]:

$$\frac{P(t) - P_0}{P_{max} - P_0} = k \cdot \frac{V(t)}{V_0},$$
(2.9)

Néhány matematikai átalakítást elvégezve adódik, hogy:

$$K_{St} = \left[\frac{dP(t)}{dt}\right]_{max} \cdot V_0^{1/3} = 4,84 \cdot \left(\frac{P_{max}}{P_0} - 1\right) \cdot P_{max} \cdot S_f.$$
 (2.10)

Wiemann (említve: Abbasi és Abbasi [11]) mérései alapján a kezdeti nyomás növelése esetén (1–4 bar_g tartományban) a maximális robbanási nyomás lineárisan nő, a robbanási konstans értéke pedig szintén növekszik.

2.1.8. Szimulációs módszerek

A robbanás jellemzői értékei, ahogyan az előző fejezetek is mutatták, számos tényezőtől függnek. Ezek zárt téri, majd lefúvatott robbanásokra történő meghatározására számos, különböző alapokon nyugvó modell és eljárás alkalmazható. Ide tartoznak az empirikus, a fenomenologikus valamint a CFD alapú modellek is, azonban mindegyik típus számos egyszerűsítést alkalmaz. Az ebből következő információvesztés mértékét és elfogadhatóságát mérési eredményekkel történő validáció útján lehet meghatározni [12].

2.1.8.1. Empirikus modellek

Az empirikus modellek a kísérletek és analitikus vizsgálatok eredményeiből meghatározott összefüggéseket használják fel. A továbbiakban két, kifejezetten a propánrobbanás jellemző értékeinek meghatározására szolgáló módszert ismertetek röviden.

Huzayyin és mtsai. modellje Huzayyin és mtsai. [34] számos, mérésen alapuló vizsgálatot végeztek LPG gáz és propán levegővel alkotott különböző arányú keverékeinek robbanási jellemzőivel kapcsolatban. A méréseket egy 144,5 mm átmérőjű, 150 mm hosszúságú hengeres robbantókamrában végezték. Munkájuk során összefoglalták a lángterjedési sebesség számítására vonatkozó jelentősebb irodalmi összefüggéseket, majd számos mérési eredmény alapján saját modelleket alkottak.

Így propán-levegő elegyek esetén a maximális robbanási nyomás az adott keverék sztöchiometriai arányának és a kezdeti nyomás függvényében a (2.11) egyenlet segítségével határozható meg:

$$P_{max} = -26,9 + \left(-6,2+25,6\cdot\phi-18,7\cdot\phi^2+9,4\cdot\phi^3-3,26\cdot\phi^4\right)\cdot P_0.$$
(2.11)

Az összefüggés érvényességi tartománya: $0.7 \le \phi \le 1.4$; $50 \le P_0 \le 400$ kPa; $T_0 = 305$ K. Az összefüggés $R^2 = 0,972$ determinációs együtthatóval közelíti a mérési eredményeket. Szintén propán-levegő keverékekre a lángterjedési sebesség a (2.12) szerint számítható:

$$S_l = S_{l,0} \cdot (P/P_0)^{\beta},$$
 (2.12)

ahol

$$S_{l,0} = 5766, 8 - 24761, 3 \cdot \phi + 38798, 1 \cdot \phi^2 - 25188, 3 \cdot \phi^3 + 5795, 9 \cdot \phi^4, \tag{2.13}$$

$$\beta = -0,463 + 0,56 \cdot \phi - 0,354 \cdot \phi^2. \tag{2.14}$$

Az összefüggés érvényességi tartománya: $0.7 \le \phi \le 1.4$; $50 \le P_0 \le 400$ kPa; $T_0 = 305$ K. Az összefüggés $R^2 = 0.971$ determinációs együtthatóval közelíti a mérési eredményeket. A robbanási konstans a vizsgált esetben a (2.15) összefüggés szerint számítható.

$$K_G = 18 + 0,64 \cdot P_0 \tag{2.15}$$

Az itt felsorolt (2.11) – (2.15) összefüggések propán-levegő keverékek esetén érvényesek.

Razus és mtsai. modellje Razus és mtsai. [35] modellje szintén kiterjedt mérési eredményhalmazon alapuló empirikus összefüggések rendszere. Megállapításaikat szintén propánlevegő keverékekre vonatkozóan tették meg. Az összefüggések alkalmazásának korlátai: 2,5 - 6,2 V/V% propántartalmú keverék, $P_0 = 0,3 - 1,2$ bar_a kezdeti nyomás, valamint $T_0 = 298 - 423 \text{ K}$ kezdeti hőmérséklet.

Az elvégzett mérések eredményei alapján propán levegő keverékekre a maximális robbanási nyomás kezdeti hőmérséklettől való függése a (2.16) összefüggés szerint adható meg.

$$\pi_{max} = a + \frac{b}{T_0},\tag{2.16}$$

ahol a dimenziótlan maximális robbanási nyomás értéke a (2.17) összefüggés szerint számítható:

$$\pi_{max} = \frac{P_{max}}{P_0}.\tag{2.17}$$

A (2.17) összefüggés paramétereit 10 cm átmérőjű gömb alakú robbantókamrában, $P_0 = 1$ bar_a kezdeti nyomáson kezdeti hőmérsékleten végzett kísérletekre a 2.1. táblázat tartalmazza.

$\begin{tabular}{lllllllllllllllllllllllllllllllllll$	$a \ [-]$	$b \times 10^3 \; [{\rm K}]$
2,8	1,71	1,458
$3,\!15$	$1,\!151$	1,952
3,61	1,23	$2,\!177$
4,08	1,042	$2,\!287$
4,2	$1,\!125$	$2,\!352$
4,51	0,907	$2,\!432$
5,06	$1,\!167$	$2,\!349$
5,5	1,674	2,061
6,22	$2,\!106$	$1,\!674$

2.1. táblázat. A (2.16) összefüggésben szereplő együtthatók [35]

A fentebb bemutatott két számítási modell összehasonlítását szemlélteti a 2.7. ábra. Az összehasonlítást propán-levegő keverékek esetén végeztem el, $P_0 = 1$ bar_a kezdeti nyomásal és $T_0 = 293$ K kezdeti hőmérséklettel. Köztük a legnagyobb eltérések a nyomásmaximum-görbék csúcsánál adódik, itt 21% a Razus-modellre vonatkoztatva.



2.7. ábra. A Huzayyin- [34] és Razus-modellek [35] összehasonlítása légköri nyomás és környezeti hőmérséklet esetén, a propántartalom függvényében

Ezekből a modellekből is látható, hogy a tisztán empirikus modellek nem a teljes nyomásemelkedési görbére adnak közelítést, mindössze a robbanási jellemzők értékeit becslik, így önmagukban nem írják le a teljes folyamatot. Az általuk becsült eredmények közti eltérés rendkívül magas, valamint az egyenletek csak behatárolt feltételek esetén alkalmazhatók. Azonban előnyük, hogy más modellek részszámításaiként való használatuk jelentősen leegyszerűsíti a modellezési folyamatot, valamint redukálja annak megoldási idejét.

2.1.8.2. Fenomenologikus modellek

A fenomenológiai vagy fenomenologikus modellek olyan, félempirikusnak tekinthető egyszerűsített fizikai modellek, amelyek mindössze a legszükségesebb alapegyenleteket tartalmazzák. Bizonyos paramétereket (például a lángterjedési sebességet) empirikus összefüggésekkel határoznak meg, másokat pedig a fizikai törvényszerűségek alapján írnak fel. A modellek közös jellemzője, hogy bennük a legnagyobb egyszerűsítés a modellezett geometriára vonatkozik. Általában nem kísérlik meg a tényleges folyamat leírását, ehelyett egy idealizált rendszerre vonatkoznak a megközelítések – például egy tökéletes gömb alakú zárt vagy egyszerűen lefúvatott robbantókamrára, amely több, turbulenciát generáló csomópontot tartalmaz. Ez a megközelítés összetettebb problémák megoldására már nem megfelelő. Bonyolultságukat tekintve az empirikus és a CFD modellek közé helyezhetők el. Előnyük, hogy rövid futási idejük nagyszámú, különböző kimenetelű eset szimulációjára teszi őket alkalmassá.

Ebbe a csoportba tartozik például a széles körben alkalmazott SCOPE modell (Shell Code for Overpressure Prediction in Gas Explosions). A lángterjedés vizsgálata szempontjából egydimenziós, és alapja egy olyan idealizált geometria, amely egy lefúvatott tartályt és turbulenciát generáló akadályok sorozatát tartalmazza. Az egyes akadályokon való áthaladással örvények generálódnak, melyek megnövelik a turbulens lángterjedés sebességét. A módszer

2. FEJEZET. SZAKIRODALMI ÉS SZABVÁNYI HÁTTÉR ÁTTEKINTÉSE

a lefúvást összenyomható közegáramlásként modellezi [12].

A CLICHE (Confined LInked CHamber Explosion) modell elsősorban épületekben bekövetkező és összekapcsolt készülékek közötti robbanások modellezésére szolgál. A módszer alapjai elsősorban Fairweather és Vasey [43] valamint Chippett [24] zárt kamrás és lefúvatott modelljei. A tipikus üzemekben előforduló készülékek és csővezetékek turbulencianövelő hatását megfelelően megválasztott ellenállás-értékekkel veszi figyelembe. A szükséges szilárdsági és láng-készülék interakciós paramétereket numerikus adatbázisból határozza meg a program. A robbanás szubmodellje az elégett és el nem égett gázkeverék megmaradási törvényeit alkalmazza, és feltételezi, hogy az anyagjellemzők állandóak, mindössze az anyagáramok impulzusa változik a terjedés során. Ez a megközelítés nem alkalmas a résztérfogatokon (például elégett vagy el nem égett keverékrészeken) belüli áramlás számítására, viszont a lángtorzulások meghatározására sem. Következésképp a láng alakja empirikusan becsült érték a geometria és az elégett gáz térfogata alapján. A gázok lefúvásából származó külső égés számítása külön modell segítségével történik [12].

Reakciókinetikai módszerek A kémiai reakciók lejátszódásának üteme a reakciósebességgel jellemezhető, melyet a C + D = CD reakcióegyenlet esetén a (2.18) összefüggés segítségével definiálhatunk:

$$v = -\frac{\mathrm{d}\left[C\right]}{\mathrm{d}t} = -\frac{\mathrm{d}\left[D\right]}{\mathrm{d}t} = \frac{\mathrm{d}\left[CD\right]}{\mathrm{d}t} = k \cdot \left[C\right] \cdot \left[D\right], \qquad (2.18)$$

A kinetikus gázelmélet szerint a reakciósebesség az időegység alatt bekövetkező eredményes alapanyag-molekula ütközések számával arányos, az ütközések száma pedig a rendelkezésre álló molekulák koncentrációjával. Így tehát a reakciósebességre felírható a (2.18) egyenletben szereplő k a reakciósebességi állandóval kifejezett tag is. Az állandó számos tényezőtől függ, ám elmondható hogy a reakciósebesség a hőmérséklet növelése következtében exponenciálisan nő. Meghatározása Arrhenius-típusú egyenletek segítségével történhet. Bimolekuláris reakciókra ennek egy, a gyakorlatban is könnyen kezelhető formája:

$$k(T) = A \cdot T^{b} \cdot e^{(-E_{a}/R_{0}T)}.$$
(2.19)

Globális reakcióra alkalmazható a szénhidrogének oxidációjára vonatkozó (2.20) összegképlet, k reakciósebességi állandóval.

$$C_x H_y + (x + y/4)O_2 \longrightarrow xCO_2 + (y/2)H_2O$$

$$(2.20)$$

A tüzelőanyag koncentrációjának idő szerinti változása a (2.18) és a (2.19) egyenletek szerint:

$$\frac{\mathrm{d}\left[C_x H_y\right]}{\mathrm{d}t} = -A \cdot e^{\left(-E_a/R_u T\right) \cdot \left[C_x H_y\right]^m \cdot \left[O_2\right]^n}.$$
(2.21)

A fentebb említett tagokon kívül az m és az n kitevők szintén empirikus paraméterek [9].

A szénhidrogének oxidációját a (2.20) egyenlet írja le, amely alapján az általam részletesen vizsgált propán levegőben történő égésének egyensúlyi egyenletét a (2.22) fejezi ki, amennyiben a levegőt 21 V/V% oxigén és 79 V/V% nitrogén keverékének feltételezzük.

$$C_3H_8 + 5O_2 + 18, 8N_2 = 3CO_2 + 4H_2O + 18, 8N_2$$
(2.22)

Azonban az égés különösen nagy sebességgel és folyamatosan változó hőmérséklet- és nyomásviszonyainak köszönhetően az abban részt vevő vegyületek közt egyidejűleg nagyszámú részreakció zajlik le változó sebességgel és arányban. A propán égésének teljes reakciókinetikai leírását például több, mint 140 egyensúlyi egyenlet megoldásával lehet megfogalmazni. Ezek mindegyike eltérő hevességgel és arányban zajlik le, amely folyamatok reakciókinetikai állandói a rendszer hőmérsékletétől és nyomásától is jelentősen függenek [44]. Mivel ez még közel sem a teljes robbanási folyamat és/vagy paraméterek leírására alkalmas egyenletrendszer, ezért a számítások egyszerűsítése érdekében szükség van az égés egyszerűbb, ám kielégítő pontossággal történő matematikai tárgyalására.

Andreis és mtsai. [45] redukált 10 lépéses reakciókinetikai mechanizmust állított fel propán égésére, melyeken összesen 33-féle egyensúlyi egyenlet lezajlása után alakul ki a keverék végső, elégett állapota. Mind a teljes mechanizmus, mind a redukált mechanizmus egyenleteinek rendszere megoldható például az úgynevezett aszimptotikus analízis módszerével [46]. A feltételezett tízlépéses mechanizmusra elvégzett aszimptotikus analízis és matematikai szimuláció eredményei igazolják a szerzők módszerének helyességét.

Egy-egyenlet modellek Az egyszerűsített reakciókinetikai modelleknél kevésbé pontos, de a mérnöki gyakorlatban használható eredményt adnak az úgynevezett egy-egyenlet modellek, amelyek az égés (2.20) egyensúlyi reakcióegyenletét veszik alapul, majd erre az egy összefüggésre vonatkozóan határozzák meg a tüzelőanyag-fogyás mértékét. A fogyás differenciálegyenlete empirikus összefüggés, amely alapján a többi komponens időbeli változása is modellezhető.

Westbrook és Dryer [47] mérési eredményekkel validált egy-egyenlet modelleket dolgoztak ki különböző szénhidrogén keverékekre (a 10-es szénatomszámú vegyületekkel bezárólag). Ezek közül például a propánrobbanás során a tüzelőanyag-fogyás számítására a (2.23) összefüggés alkalmazható.

$$-\frac{d\left[C_{3}H_{8}\right]}{dt} = 8,6 \cdot 10^{11} \cdot e^{(-15000/T)\left[C_{3}H_{8}\right]^{0,1}\left[O_{2}\right]^{1,65}}$$
(2.23)

Frolov és m
tsai. [48] szintén propán robbanására vonatkozóan a $\left(2.24\right)$ egyen
letet alkották meg.

$$-\frac{d\left[C_{3}H_{8}\right]}{dt} = 7 \cdot 10^{14} \cdot P^{n} \cdot e^{(-E_{a}/R_{0}T)\left[C_{3}H_{8}\right]\left[O_{2}\right]}$$
(2.24)

Wen és Wang 2013-as modellje [49] szerint a propán robbanása közben a tüzelőanyagfogyás mértéke a (2.25) összefüggés szerint számítható.

$$-\frac{d\left[C_{3}H_{8}\right]}{dt} = 3,11 \cdot 10^{14} \cdot e^{(-55910/R_{0}T)\left[C_{3}H_{8}\right]^{0,1}\left[O_{2}\right]^{1,65}}$$
(2.25)

Látható, hogy a (2.23) - (2.25) összefüggések közül mindössze a (2.24) szerinti Frolovmodell veszi figyelembe a rendszer pillanatnyi nyomását.

A fenomenologikus modellek közé tartozik továbbá az úgynevezett ideális gáz modell és a már említett Chippett-modell. Ezeket, valamint a Frolov-modellt a 3.1. fejezetben tárgyalom részletesebben.

2.1.8.3. CFD modellek

A CFD modellek a robbanási folyamatot leíró differenciálegyenletek rendszerét numerikus módszerekkel oldják meg. A megmaradási törvények minden egyes elemi térfogatra alkalmazhatók, így olyan – egymástól függő – algebrai egyenletrendszert nyerve, mely iterációs módszerekkel megoldható. A modellek előnye, hogy a megfelelő beállításokkal rendkívül pontos eredményeket szolgáltatnak, ám hátrányuk a nagy számítási időigény, valamint alkalmazásuk megköveteli a rendkívüli szakmai tájékozottságot is. A robbanásbiztonság-technika területén az előbb említett nehézségeken felül a robbanás és lefúvatás közben – különösen a lefúvató csatornában – lezajló folyamatok rendkívüli összetettsége miatt a robbanások közvetlen modellezése CFD szimulációk alkalmazásával a gyakorlatban nem mondható elterjedtnek. Az irodalmakban publikált tudományos eredmények leginkább gyakorlati összefüggésekre támaszkodnak.

A CFD modellek egyik ismert fajtája az EXSIM kód. Ez egy kartéziuszi hálót használó, fél-implicit, véges térfogat módszeren alapuló megoldó, mely a porózus testekként veszi figyelembe a kisméretű objektumokat a térben. A megoldó kis-, közepes- és nagyméretű rendszerekben történő áramlások esetén is nagyszámú méréssel lett validálva. További előnye, hogy külső robbanások esetén is alkalmazható. Hátránya, hogy $k - \epsilon$ turbulencia-modellel számol, holott a CFD szimuláció rohamos fejlődésének köszönhetően ennél pontosabb turbulencia-modellek is elérhetők. További gyengesége, hogy helyi hálósűrítések nem alkalmazhatók a geometrián.

A másik, a témában az egyik legjelentősebb szoftver a CMR-GEXCON által fejlesztett FLACS (FLame ACceleration Simulator). Szintén véges térfogat módszeren alapuló, strukturált hálót használó szoftver. A hálóméretnél kisebb objektumok turbulenciageneráló hatásának figyelembe vételére az EXSIM-hez hasonló módon szintén porozitás/részleges ellenállás közelítést alkalmaz. Szintén kiterjedt mérettartományban került validálásra. Külső térben történő robbanások és vízfelszín modellezésére is alkalmas. Hátránya, hogy $k - \epsilon$ turbulencia-modellt alkalmaz, bár a falak közelségének hatását numerikusan is figyelembe veszi. Súlyozott centrális sémát alkalmaz, a reakciót leíró változók kivételével elsőrendben pontos.

Az előbbieken kívül természetesen számos módszer alkalmazható a robbanás jellemzőinek nem méréssel történő meghatározására, amelyeket a rendelkezésre álló hely szűke miatt itt nem kívánok bemutatni.

2.2. A robbanás elvezetése lefúvóvezeték alkalmazása nélkül

2.2.1. A lefúvás során fellépő fizikai-kémiai jelenségek

Amikor a zárt téri robbanás közben a közeg egy lefúvónyíláson át a szabadba kerül, a távozó gázok miatt a lángfront az ideális gömb alakúhoz képest hirtelen torzulást szenved. A lángfront előtti gázok felgyorsulnak, és az ebből generálódott nyomáshullám további instabilitást okoz a lángfrontban. A teljes lángfelület rendkívüli mértékben megnő, ez pedig az égési sebesség jelentős növekedését vonja magával a kamrában. A folyamat eredménye, hogy a hasadófelület nyitását követően gyakran egy második helyi maximumérték is megfigyelhető a robbanási nyomásgörbén [24, 50].

A készülékben mért nyomásnövekedés lefúvatott gázrobbanások esetén három különböző szakaszra bontható, amelyeket a 2.8. ábra szemléltet. Az első szakaszban a robbanóképes keverék meggyullad, a láng terjed és expandál. Amikor ez eléri a hasadóelem nyitónyomását, az kiszakad és a közeg elkezd kiáramlani a térből. Minél nagyobb a lefúvófelület, a nyomás annál gyorsabban redukálódik, ezzel együtt pedig a folyamat első szakaszának is vége.



2.8. ábra. A lefúvatás során kialakuló nyomásgörbe jellegzetes szakaszai [7]

A második szakaszban az úgynevezett Helmholtz-oszcilláció léphet fel. Ennek oka, hogy a hasadóelem tönkremenetele után a térben a közeg nyomása és emiatt a hőmérséklete hirtelen lecsökken, amely a kamra belsejében vákuumot okoz. Ekkor a friss levegő és a már lefúvatott keverék kívülről elkezd visszaáramlani a kamrába, amely turbulens zavart okoz a lángfrontban, és a kamrában újabb lokális nyomásmaximumot generál. A turbulens zavar az égési sebességet növeli, és újabb kiáramlást okoz a lefúvónyíláson át. Ezek a folyamatok ismétlődnek, közben fokozatosan elhalnak. Az oszcilláció frekvenciája [51]:

$$f = \frac{c}{2\pi} \cdot \sqrt{\frac{A_v}{\alpha \cdot V}},\tag{2.26}$$

ahol az α korrekciós tényező a D_v lefúvófelület egyenértékű átmérőjével kifejezve:

$$\alpha = 0,51 \cdot \frac{D_v}{2}.\tag{2.27}$$

A harmadik szakasz az akusztikus oszcillációk néven ismert nagyfrekvenciájú rezgések szakasza, ám ez nem minden esetben figyelhető meg a lefúvatás során. A távozó nyomáshullám a készüléket sajátfrekvencia-közeli akusztikus rezgésbe hozhatja. Mivel a lefúvatás a gázkeverék termodinamikai állapotjelzőit is megváltoztatja, amely a hőenergia-felszabadulás mértékében is változást eredményez, így ez is az akusztikus rezgések kialakulásának kedvez. A rezgések visszaverődései a lángfront felszínének jellegzetes sejtes struktúráját hozzák létre és megnövelik a láng felületét. Ezért, az akusztikus oszcillációk szorosan összefüggnek a felszabaduló energia mennyiségével: csak akkor következik be, amikor a robbanás hevessége egy bizonyos minimumszintet elér, így az alsó és felső robbanási határok közelében nem fordul elő [7].

A fenti jelenségeken kívül a lefúvatott közeg még el nem égett tüzelőanyagot is tartalmazhat. Az oxigénnel való keveredés folytán a készüléken kívül, vagy az oszcillációknak köszönhetően a készülék belsejében másodlagos robbanás is bekövetkezhet. Sun és mtsai. [52] megfigyelték, hogy a nagyméretű lefúvófelületek szimpla robbanási nyomáscsúcsot eredményeztek a karmában, míg a kisméretű felületek esetén a másodlagos robbanás már a készülékben bekövetkezett és olyan heves volt, hogy esetenként meghaladta a robbanás nyomásmaximumát is.

A lefúvásos védelmi rendszerek mindegyike a nyomásgörbe első szakaszára koncentrál, így a vizsgálataim jelentős része is erre korlátozódik.

2.2.2. A lefúvatást befolyásoló tényezők

A lefúvatás során végbemenő folyamatokat természetesen minden olyan paraméter befolyásolja, amely a zárt téri robbanás során is szerepet játszik. Azonban kiemelhető néhány olyan tényező, amely hatása kifejezetten a lefúvatásra is hatással van.

A keverék tüzelőanyag-tartalmának hatásai ugyanúgy megjelennek a maximális nyomásértékekben és a nyomásemelkedés sebességében, mint a zárt terű robbanások során. Mindkét érték a tüzelőanyagban enyhén gazdag keverék esetén veszi fel a maximumát, azonos lefúvónyílás-paraméterek alkalmazása mellett parabolikus függvény szerint.

A koncentráció másik jelentős befolyása az oszcillációk tulajdonságaira van. Sun és mtsai. [7] megállapították, hogy a Helmholtz-oszcilláció időtartama és frekvenciája szoros összefüggésben áll a lángterjedési sebességgel, így a tüzelőanyag mennyiségével. Vizsgálataik során meghatározták, hogy az oszcilláció frekvenciája 20 és 40 Hz közé esik, időtartama pedig 300 és 500 ms közé tehető.

A tüzelőanyag koncentrációja az akusztikus oszcillációk megjelenését is befolyásolja. Sun és mtsai. [7] kimutatták, hogy ezek a sztöchiometriai arányú keverék környezetében jelennek meg. Az akusztikus oszcillációs szakasz időtartama a robbanási folyamat jellemző időtartamához képest hosszú, mintegy 1000 ms, frekvenciája 250 és 400 Hz közé esik, azonban Bauwens [53] szerint ez 700 Hz értékűre tehető.

A turbulencia hatását a robbanások lefúvására számos tanulmány vizsgálja [23, 54]. A lefúvatás során a kezdeti és a robbanás során kialakult turbulencia kiegészül a lefúvatás során keletkező turbulenciával. Ahogyan a zárt téri robbanásoknál is látható volt, még a kezdeti közegmozgásból származó mérsékelt turbulencia is jelentős növelő hatással van a lefúvatott robbanások esetén mérhető nyomásértékekre [7, 11]. A lefúvatás során kialakuló turbulencia az ahhoz vezető részfolyamatok függvénye, így külön ennek a tényezőnek a vizsgálatára nem irányulnak kutatások.

Sun és mtsai. [52] $2 \times 1, 2 \times 0,6$ m méretű kamra lefúvatását vizsgálták etilénrobbanás esetén. Arra jutottak, hogy kisebb vastagságú (0,4 mm) lefúvófelület dinamikus nyitónyomása megegyezik a statikus aktivációs nyomással, és nem függ a keverék koncentrációjától. Ezzel ellentétben a kifejezetten vastag hasadóelemek (10 és 18 mm) dinamikus állapotban

bekövetkező nyitónyomása a keverék koncentrációjával együtt haranggörbe szerint változik.

2.2.3. A maximális redukált robbanási nyomás számítására szolgáló összefüggések

A lefúvásos robbanásvédelemmel kapcsolatos szabványokban a $P_{red,max}$ maximális robbanási nyomás nem számítandó paraméter, hanem méretezési alapadat, így ezek nem tartalmaznak közvetlenül ennek a meghatározására szolgáló összefüggéseket. Ennek meghatározására azonban számos modell született, amelyek közül a jelentősebbeket foglalja össze a 2.2. táblázat. Bradley és Mitcheson [55], valamint Yao [55], valamint Lautkaski [56] modelljeinek számításához az alábbi egyenletek használhatók:

$$\overline{A} = \frac{C_D \cdot A_v}{A_s},\tag{2.28}$$

$$S = \frac{S_{l,ad}}{c_0} \cdot \left(\frac{\rho_u}{\rho_b} - 1\right) = \frac{S_{l,ad}}{c_0} \cdot (E - 1).$$
(2.29)

A Bradley-szám és a turbulens Bradley-szám meghatározása az alábbiak szerint lehetséges (Molkov modellje [57]):

$$Br = \frac{A_v}{V^{2/3}} \frac{c_0}{S_{l,ad} \left(E - \frac{1 - 1/\kappa_b}{1 - 1/\kappa_u}\right)},$$
(2.30)

$$Br_t = \frac{\sqrt{E/\kappa_u}}{\sqrt[3]{36\pi}} \cdot Br \cdot \frac{\mu}{\chi},\tag{2.31}$$

ahol a DOI-szám (deflagration-outflow interaction):

$$\frac{\chi}{\mu} = \alpha \cdot \left[\frac{\left(1 + V^{1/3}\right) \cdot \left(1 + 0, 5Br^{\beta}\right)}{1 + \frac{P_{stat}}{P_0}} \right]^{\gamma}.$$
(2.32)

A maximális redukált robbanási nyomáson kívül Cubbage és Simmonds [58] a lefúvatáskor fellépő második nyomáscsúcs értékének megállapítására, míg Chippett [24] a lefúvatott tömegáramra, valamint a lefúvatáskor fellépő nyomásgörbe felfelé ívelő szakaszára dolgoztak ki számítási módot.
Forrás	Összefüggés
Dragosavic (1973.) [58]	$P_{red,max} = P_0 + 1000 \cdot \left[3 + 0, 5 \cdot (P_{stat} - P_0) + \frac{0, 04 \cdot V_0^2}{A_v^2}\right]$
	Alkalmazhatóság: 20,8 m ³ $\leq V \leq$ 36 m ³ ; $P_{stat} \geq 0, 3bar_{g}$
Yao (1969.) [59] Brad- ley és Mitcheson alkal- mazásában (1978.) [55]	$P_{red,max} = \left(\frac{0,375 \cdot \chi^{0,675} \cdot E_0^{7/6}}{E_0 - 1}\right)^2 \cdot \left(\frac{\overline{A}}{*S_0}\right)^{-2}$
	Yao [59] szerint $\chi = 4$ hasadótárcsára, $\chi = 3$ hasadópanelre [59]. Bradley és Mitcheson [55] szerint $\chi = 4$.
Rasbash (1976.) [58]	$P_{red,max} = 1, 5 \cdot (P_{stat} - P_0) + 1000 \cdot \chi \cdot \frac{S_0}{0, 45} \cdot \left(P_I + 2, 5 \cdot \frac{A_{x,min}}{A_v}\right)$
	$P_{I} = \left(0, 203 \cdot \frac{A_{x,min}}{A_{v}} \cdot w + 1, 17\right) \cdot V_{0}^{1/3}$
Bradley és Mitcheson (1978.) [60]	$P_{red,max} = 4, 8 \cdot (P_{stat} - 1)^{0,375} \cdot \left(\frac{\overline{A}}{S}\right)^{-1,25}$
Molkov (2001.) [61][57]	$\frac{\pi_{red}}{\pi_v^{1,5}} = Br_t^{-2,4} \left(\frac{\pi_{red}}{\pi_v^{1,5}} \le 1; Br_t \ge 1\right)$
	$\frac{\pi_{red}}{\pi_v^{1,5}} = 7 - 6 \cdot Br_t^{-0,5} \left(\frac{\pi_{red}}{\pi_v^{1,5}} > 1; Br_t < 1\right)$
	$\frac{Br_t \cdot \sqrt[3]{36 \cdot \pi} \cdot V^{2/3} \cdot S_{l,ad} \cdot (E_i - 1)}{c_0 \cdot \sqrt{E_i/\kappa_u}} =$
	$= \frac{F \cdot (1 + \pi_v)^{0,4} \cdot \pi_{i\#}^{-0,6}}{\Gamma}$
	$\alpha \cdot (1 + 10 \cdot V^{1/3})^{0,4} \cdot \left[1 + 0, 5 \cdot \left(\frac{F \cdot c_0}{V^{2/3} \cdot S_{l,ad} \cdot (E_i - 1)} \right)^{\rho} \right]$
Sustek (2006.) [58]	$P_{red,max} = P_a + P_0 \cdot (E-1) \cdot \frac{V_{cl}}{V} \cdot e^{-\left[\frac{C_D \cdot A_v}{A_{x,v}} \cdot \frac{S_{CH_4} \cdot K_E}{S_0 \cdot K_i} + \frac{0,05 \cdot A_v \cdot w}{V} - \frac{0,2 \cdot P_{stat}}{P_0}\right]}$
	$C_D = 0,81, K_E = 5,118, K_i$ a gyulladási együttható (1 a lefúvónyí- lással szembeni gyújtásnál, 0,75 központi gyújtásnál). Metánrobba- nás esetén alkalmazható.
Lautkaski (2012.) [56]	$P_{red,max} = 4,82 \cdot P_{stat}^{0,375} \cdot (\overline{A}/\overline{S}_0)^{-1,25}$

2.2. táblázat. Jelentősebb összefüggések a maximális redukált robbanási nyomás számítására

2.3. Robbanás elvezetése lefúvató csatornák alkalmazásával

2.3.1. Lefúvató csatornák

Ahhoz, hogy a lefúváskor távozó anyagok elkerüljék a munkaterületet vagy a szomszédos készülékeket és csővezetékeket, lefúvató csatornák alkalmazhatók. Azonban ez a megoldás számos tényezőből összetevődő ellenállást jelent a lefúvatott közeg áramlásával szemben, amely ellennyomásként jelentkezik a lefúvás szempontjából. Mértéke jelentősen függ a csatorna áramlástani viszonyaitól, így többek között annak hosszától, átmérőjétől, felületi érdességétől és geometriai kialakításától (keresztmetszetének alakjától, íveitől stb.). Ez az ellenállás kedvezőtlen befolyással van a védendő szerkezetben mérhető redukált nyomásra is [1][62].

A lefúvató csatornákra vonatkozó vizsgálatok kevés kivételtől eltekintve kétféle irányba haladnak. A lefúvatásra érvényes számítási összefüggések többsége – így a szabványokban megtalálható képletek nagy része is – kiterjedt méréssorozatok eredménye, amelyekből a megfelelő következtetéseket levonva empirikus vagy félempirikus egyenletek származnak. A másik kutatási irány a szimulációk segítségével végrehajtott vizsgálatokat takarja. Ezek többségében CFD szimulációk, amelyekre a 2.1.8.3. alfejezetben említett modellek is al-kalmasak lehetnek. Azonban ezek végrehajtása a lefúvató csatornában lezajló folyamatok összetettsége és számos változója miatt rendkívül nagy számítási igénnyel jár, így a kutatók egyszerű geometriákra végzik el ezeket a vizsgálatokat.

2.3.2. A lefúvató csatornában lejátszódó folyamatok

A lefúvató csatornában lejátszódó folyamatok igen összetettek, amelyek jelentősen befolyásolják a lefúvatást és a készülékben mérhető robbanási jelzőszámokat. A megfigyelhető szakaszok és lezajló jelenségek összefoglalva, Ponizy és Leyer [63] nyomán, Pang és mtsai. [64] megfigyeléseivel kiegészítve az alábbiak.

- 1. Gyújtás, majd a láng gyorsul és a készülék fala felé terjed. Lamináris, később turbulens lángterjedés a készülékben.
- 2. Az el nem égett keverék feltorlódik a hasadóelem előtt, a láng kissé lefékeződik, a keverék nyomása tovább nő.
- 3. A nyomásnövekedéstől a hasadóelem kiszakad, a csatorna szabaddá válik.
- 4. A hirtelen keresztmetszet-változás miatt a láng benyomul a csatornában nyugvó gázba és a széle felkavarodik (Rayleigh-Taylor instabilitás). Eközben a nyomáshullám ugyan folytonos marad, de a lángfront helyenként szakadást szenved így a friss keverék egy része égés nélkül ki tud áramlani a csatornába. A felkavarodott, még megmaradt láng begyújtja a csatornába került el nem égett keveréket is, másodlagos robbanást okozva. Ez töréspont formájában megjelenhet a készülékben mérhető nyomásgörbén.
- 5. A másodlagos robbanástól előrefelé és hátrafelé irányuló impulzusok indulnak.
- 6. Az előreáramló impulzus és az anyagjellemzőkben bekövetkezett változás gyorsuló lángot eredményez (ez segíti a lefúvatást), amelyet a maga előtt tolt légtömeg tehetetlensége és a csatorna hidraulikai ellenállása fékez, a csatornában való haladással egyidejűleg egyre kisebb mértékben. Emiatt a csatorna fala mentén akusztikus oszcillációk is felléphetnek.
- 7. A készülékben a reakció tovább folytatódik, azonban a lefúvatást a másodlagos robbanás akadályozza, így további nyomásemelkedés figyelhető meg.

2. FEJEZET. SZAKIRODALMI ÉS SZABVÁNYI HÁTTÉR ÁTTEKINTÉSE

- 8. A másodlagos robbanás elhalása után ismét beindul a lefúvatás a kamrából. Az anyagjellemzők változása a lefúvatott közeget szintén gyorsulásra készteti.
- 9. A távozó gáztömeg a kamrában lévő közeg sűrűségének csökkenését okozza, így vákuumot indukál a kamrában, amelynek hatására kismértékű visszaszívás tapasztalható a csatornán keresztül.
- 10. A 9. pont addig ismétlődik, míg a csatorna fala menti súrlódás miatt a jelenség meg nem szűnik.

A közeg lefúvóvezetékben történő áramlása közben fellépő ellenállások tehát a következők lehetnek (Russo [65] nyomán, kiegészítve):

- a készülékből a csatornába történő belépési veszteség,
- a lefúvórendszer áramlási veszteségei,
- a csatornában lévő légtömeg tehetetlensége,
- másodlagos robbanás a csatornában,
- akusztikus oszcillációk.

Ezek értelmében a lefúvató csatornákban nem csak egyetlen nyomáscsúcs azonosítható. Pang és mtsai. [64] kukoricakeményítővel végzett vizsgálataik során a következő nyomáscsúcsok megjelenését és időbeli eltolódását vizsgálták. Ezen nyomáscsúcsokat a 2.9. ábra szemlélteti.



2.9. ábra. Jellegzetes nyomáscsúcsok a csatornával lefúvatott robbanásokban [64]

Az első, P_1 -gyel jelölt csúcsérték a hasadóelem nyitását követő turbulens zavar és az ebből induló lökéshullám hatása. Megnevezése a külföldi szakirodalomban "membrane break shock", amelyet Ye és mtsai. [66] 2004-ben azonosítottak. A P_2 -vel jelölt második csúcs maga a másodlagos robbanás, amelynek jelenléte már az 1990-es évektől kezdve ismert [67]. Pang és mtsai. [64] kimutatták, hogy minél hevesebb robbanást produkál egy keverék, időben annál közelebb helyezkedik el egymáshoz a P_1 és P_2 csúcs. A legkönnyebben megfigyelhető, így legrégebb óta [68] ismert nyomáscsúcs a P_3 jelű, amely akkor keletkezik, mikor a másodlagos robbanás hatása gyengül, és a készülékből újra megindul a lefúvatás. Míg az előző két maximumérték rendkívül gyorsan leépül, addig a P_3 csúcs hatása elnyújtottan marad fenn.

Ujabb kutatások szerint [69] egy második másodlagos robbanás is létrejöhet a következő feltételek mellett: nagyméretű, nagy L/D viszonyú készülékek esetén $(0.92 \times 0.62 \times 2 \text{ m})$, szintén nagyméretű hasadóelem (800×500 mm) alkalmazásával. Ekkor olyan körülmények léphetnek fel, amelyek egy, a másodlagos robbanásnál magasabb lokális nyomáscsúcsot eredményeznek. Ez a nagyméretű lefúvófelületnek köszönhető, amely lehetővé teszi a Helmholtzoszcilláció során nagy tömegáramú közeg megmozdítását és újra keveredését. Azonban ilyen jelenséget kisméretű köbös készülékek, relatíve kis lefúvófelület esetén, valamint lefúvató csatornák alkalmazása mellett még nem rögzítettek.

Ezeken felül a lefúvatást követően, már a vezetéken kívül is kialakulhat másodlagos robbanás, amelynek létrejöttét például Cao és mtsai. [70] vizsgálták.

2.3.3. A lefúvató csatorna hatása a készülékben mérhető robbanási jellemzőkre

Lunn és mtsai. [71] egyértelműen kimutatták, hogy a redukált nyomás jelentősen változik, amennyiben lefúvató csatorna is csatlakozik a készülékhez. Hatását legintenzívebben az alábbi paraméterek befolyásolják:

- a csatorna hossza és átmérője,
- $\bullet\,$ a hasadó
elem nyitónyomása,
- a készülék térfogata, és
- a gyújtási pozíció.

A témával foglalkozó kutatók többségében csak az adott keverék leghevesebben reagáló koncentrációit vizsgálják. Ezen kívül, mivel a robbanási konstans értéke számos paramétertől függ, ezért ennek meghatározása nagymértékű bizonytalansággal jár, így a szakirodalmak jellemzően ezt az értéket sem tartalmazza.

2.3.3.1. A csatornahossz és -átmérő hatása

Yang és mtsai. [72] megmutatták, hogy a redukált maximális nyomások nem csak a keverékösszetételnek megfelelően változnak haranggörbe szerint, hanem a csatorna l/d viszonya is befolyásolja azt: a hossz kezdetben jelentős és növekvő hatással van a redukált nyomásra, majd mérséklődik.

Yan, Yu és Gao [73] azt találták, hogy bár nem minden esetben lép fel másodlagos robbanás a lefúvócsőben, de a nagyobb csatornaátmérők és kisebb nyitónyomások kedveznek a másodlagos robbanásnak. A tüzelőanyag koncentrációjának növelése szintén növeli a másodlagos robbanás bekövetkezési valószínűségét [74]. Amennyiben bekövetkezik, a csatornában kialakuló másodlagos robbanás játssza a legnagyobb szerepet lefúvató csatorna áramlási ellenállásának mértékében [65][75].

Bartknecht [65] továbbá kimutatta, hogy l > 10-20 m csatornahosszok esetén az áramló közeg sebessége meghaladhatja a hangsebességet és a lángterjedés átléphet detonációba (DDT – deflagration to detonation). Ezen okból a csatornahosszt ajánlott 10 méternél rövidebbre, vagy legalább 10 bar_g belső nyomásterhelésre tervezni. A Bartknecht által kidolgozott számítási összefüggések jelenleg is az NFPA 68 és az MSZ EN 14994 szabványok számítási módszereinek alapját képezik.

Blanchard és mtsai. (2010.) [76] vizsgálataikat kifejezetten 90°-os ívet tartalmazó csővezetékre végezték el. Kimutatták, hogy egy viszonylag kis távolságra elhelyezett 90 fokos ív képes megnövelni a láng sebességét és a túlnyomást, valamint lerövidíteni a DDT bekövetkezésének távolságot a gyújtási ponttól. Így látható, hogy a lefúvató csatornában elhelyezett egyetlen iránytörés is jelentősen megváltoztatja a közeg áramlási viszonyait.

2.3.3.2. A nyitónyomás hatása

Yan, Yu és Gao [73] kimutatták, hogy ha nagyobb a hasadóelem statikus aktivációs nyomása, az csökkenti a másodlagos robbanás intenzitását, ennélfogva csökkenti a redukált nyomás emelkedésének mértékét is.

Guo és mtsai. [77] különböző vastagságú hasadóelemek szerepét tanulmányozták a maximális redukált robbanási nyomásra valamint a lefúvás időtartamára vonatkozóan. Míg a redukált nyomás a hasadóelem vastagságával (így a nyitónyomásával) lineáris kapcsolat szerint növekedett, addig a lefúvás időtartama másodfokú jelleget követett.

2.3.3.3. A gyújtási pozíció hatása

Taveau [78] számos kísérleti eredményt összefoglalva bizonyította, hogy a készülékben mérhető maximális robbanási nyomás fordítottan arányos a gyújtási pozíció és a lefúvófelület közti távolsággal. Továbbá megállapította, hogy kisméretű lefúvófelületek és intenzív kezdeti turbulencia esetén a másodlagos robbanás kevésbé intenzív, mint a nagy lefúvófelület, kis kezdeti turbulencia és lefúvófelülettől távoli gyújtási pozíció esetén.

Ferrara és mtsai. [75] azt is kimutatták, hogy a lefúvócső átmérőjének, hosszának és a gyújtás helyének változtatása közül ez utóbbi gyakorolja a legnagyobb hatást a készülékben mérhető túlnyomásra. Ennek kiváltó oka szintén a csatornában tapasztalható másodlagos robbanás.

2.3.3.4. A készüléktérfogat hatása

A kísérleti vizsgálatok nagy része kisméretű készülékekben zajlik, ezért kulcsfontosságú a megállapítások ipari méretű készülékekre való megfelelő átültetése. Nagy térfogatú készülékek esetén a robbanás és lángterjedés homogenitása nem biztosított, így lefúváskor nagyobb valószínűséggel jut ki a készülékből jelentős mennyiségű el nem égett por- vagy gázfelhő, igen heves másodlagos robbanást okozva a készüléken kívül is [78].

2.3.4. Lehetséges csatornakialakítások, szabványi előírások

A következőkben a lefúvató csatornák hatásának megállapítására vonatkozó főbb szabványi előírásokat ismertetem. Az egyes módszerek végén említett relatív hibák értékeit Lautkaski [56] állapította meg széles vizsgálati tartományban elvégzett kísérletek alapján. A szerző propán, metán, aceton, földgáz és városi gáz 4V/V% - 30V/V% közötti gáz-levegő keverékével végzett kísérletek szakirodalmi adatait gyűjtötte össze. Ezeket a kísérleteket 3,7 dm³ – 10 m³ térfogatú edényekben végezték el, többségében középponti gyújtással és 0,3 – 25 méter hosszúságú lefúvató csatornákkal. A továbbiakban említett relatív hibák ezen kísérletek adataira vonatkoznak.

A lefúvató csatornákra vonatkozó kritériumok többnyire hasonlóak az MSZ EN 14491, EN 14991, NFPA 68 és VDI 3673 szabványok esetén:

• a csatorna legyen annyira rövid és egyenes, amennyire lehetséges;

- a csatorna keresztmetszete legyen megegyező (MSZ EN 14491) vagy legalább akkora, mint a lefúvó keresztmetszet (MSZ EN 14994, NFPA 68);
- az egyenes csatorna kezdeti keresztmetszetében a lefúvató felület normálisával maximum 20°-os szöget zárjon be;
- az enyhén görbült lefúvató csatorna görbületi sugarának és a csatornaátmérő hányadosára teljesüljön, hogy r/d > 2.
- Azok a csatornakialakítások, melyek egyetlen 45° vagy 90°-os ívet tartalmaznak, megfelelő mérnöki megfontolások mellett, az UK Institution of Chemical Engineers iránymutatásai mentén alkalmazhatók. (MSZ EN 14491)

2.3.4.1. Az MSZ EN 14491 előírásai – porokra vonatkozó összefüggések

Az MSZ EN 14491 szabvány [8] a szabadon álló, V térfogatú köbös edényekre a (2.33) összefüggést ajánlja a d átmérőjű, l hosszúságú lefúvóvezeték által megnövelt redukált nyomás maximumának meghatározására.

$$\frac{P'_{red,max}}{P_{red,max}} = 1 + 17, 3 \cdot \left[\frac{A}{V^{0,753}}\right]^{1,6} \cdot \frac{l}{d}$$
(2.33)

Továbbá megállapítja, hogy a lefúvató csatorna hatására bekövetkező nyomásnövekedés a (2.34) szerint meghatározott csatornahossz-átmérő viszonynál a leghangsúlyosabb.

$$(l/d)_s = 4,564 \cdot P_{red,max}^{-0,37} \tag{2.34}$$

A szabvány feltételezése szerint ennél nagyobb hosszúság-átmérő viszony alkalmazása sem növeli tovább a redukált robbanási túlnyomás maximumát. A (2.33) – (2.34) összefüggések érvényességi korlátai: 0,1 m³ $\leq V \leq 10000$ m³; 0,1 bar_g $\leq P_{stat} \leq 2$ bar_g; 0,1 bar_g $\leq P_{max} \leq 2$ bar_g; 5 bar_g $\leq P_{red,max} \leq 12$ bar_g; 10 bar·m/s $\leq K_{St} \leq 800$ bar·m/s.

Az összefüggések központi gyújtás esetén 32,5%-os relatív hibával adják vissza a Lautkaski [56] munkája szerint vizsgált mérési eredményeket.

2.3.4.2. Az MSZ EN 14994 előírásai – gázokra vonatkozó összefüggések

A gázrobbanásokra vonatkozó EN 14994 jelű szabvány [79] gázok robbanási nyomásának lefúvatása esetén a Bartknecht [80] kutatásai alapján megfogalmazott összefüggéseket ajánlja.

A csatorna redukált nyomást növelő hatása, amennyiben a lefúvóvezeték hossza 3 méternél rövidebb:

$$P'_{red,max} = 1,24 \cdot P^{0,8614}_{red,max},\tag{2.35}$$

míg 3 méternél hosszabb, de 6 méternél rövidebb lefúvóvezetékek esetén:

$$P'_{red.max} = 2,48 \cdot P^{0.5165}_{red.max}.$$
(2.36)

A 6 méternél hosszabb csatornákra nem érhető el mérési adat, így ezeket kísérleti vagy szimulációs módon kell meghatározni [79]. Az összefüggések relatív hibája Lautkaski szerint [56] bármely lefúvóvezeték-hosszúság esetén 27-27,5%.

A szükséges lefúvófelület számítására alkalmas összefüggések alkalmazhatósági tartománya szabadon álló, közel köbös készülékekre (a készülék hosszúság-átmérő viszonya 2-nél kisebb): $V \leq 10000 \text{ m}^3$; 0,1 bar_g $\leq P_{stat} \leq 0,5$ bar_g; $P_{red,max} \leq 2$ bar_g és $P_{red,max} > P_{stat} + 0,5$ bar; $K_G \leq 500$ bar·m/s.

2.3.4.3. Az NFPA 68 előírásai – porokra vonatkozó összefüggések

Az NFPA 68 szabvány [17] Ural kutatási eredményei alapján [81] fogalmaz meg összefüggéseket. A lefúvóvezeték hatására megnövekedett redukált robbanási nyomás számítása helyett a jelenleg hatályos szabvány a (2.37) összefüggésben egy olyan megnövelt A_{vf} lefúvófelület számítását javasolja, amelynek segítségével a lefúvóvezeték által okozott nyomásemelkedés hatása is kezelhető.

$$A_{vf} = A_v \cdot \left(1 + 1, 18 \cdot E_1^{0,8} \cdot E_2^{0,4}\right) \cdot \sqrt{\frac{\zeta}{\zeta_n}},$$
(2.37)

ahol az egyes tényezők (2.38) - (2.41) szerint számíthatók. Az A_v lefúvófelület számításakor figyelembe kell venni a készülék hosszúság-átmérő viszonyát, a hasadóelem tehetetlenségét, valamint a szabvány által meghatározott egyéb tényezőket. A (2.37) egyenletben szereplő tényezők:

$$E_1 = \frac{A_{vf} \cdot l}{V},\tag{2.38}$$

$$E_2 = \frac{10^4 \cdot A_{vf}}{\left(1 + 1,54 \cdot P_{stat}^{4/3}\right) \cdot K_{St} \cdot V^{3/4}}.$$
(2.39)

A lefúvóvezeték-rendszer (2.37) egyenletben szereplő teljes ellenállása a (2.40) egyenlet szerint határozható meg:

$$\zeta \equiv \zeta_{inlet} + \frac{f_d \cdot l}{d} + \zeta_{elbows} + \zeta_{outlet} + \dots$$
(2.40)

Az f_d D'Arcy-féle súrlódási tényező általános meghatározása turbulens áramlásra:

$$f_d = \left\{ \frac{1}{1, 14 - 2 \cdot \log_{10}\left(\epsilon/d\right)} \right\}^2 \tag{2.41}$$

Az összefüggések az eddigi NFPA 68 szerinti feltételeken felül a következő esetekben alkalmazhatók: $P_0 \leq 1,2$ bar_a; 1 < L/D < 6; a hasadóelem tehetetlensége ≤ 40 kg/m².

A módszer relatív hibája Lautkaski [56] szerint bármely lefúvóvezeték-hosszra 35,5 – 36%.

A szabvány szerint a lefúvóvezeték maximális hossza a következőképpen határozható meg:

$$l_{eff} \le \min\left[\frac{1000 \cdot d}{K_{St}}, \frac{11000}{K_{St}}\right],$$
 (2.42)

ahol $l_{eff} = \min(l_{duct}, l_{dusty}), \ l_{dusty} = (P_{max} - P_{red}) \cdot V/A_v.$

2.3.4.4. NFPA 68 előírásai – gázokra vonatkozó összefüggések

Gázok és ködök robbanási nyomásának lefúvatása esetén azonban a szabvány a redukált robbanási nyomásnövekményre a (2.43) és (2.44) összefüggéseket adja, amennyiben a vizsgálati paraméterek teljesítik a szabvány további előírásait.

Amennyiben a lefúvató csatorna hossza 3 méternél vagy a hidraulikai átmérő négyszeresénél rövidebb, a megnövekedett redukált nyomás a (2.43) összefüggés segítségével számítható.

$$P'_{red,max} = 0,779 \cdot P^{1,161}_{red,max}.$$
(2.43)

Ha a lefúvóvezeték hossza 3 és 6 méter közé esik, vagy annál rövidebb de a hossza a hidraulikai átmérő négyszeresénél nagyobb, a csatorna hatására megnövekedett redukált nyomás a (2.44) összefüggés segítségével számítható.

$$P'_{red.max} = 0,172 \cdot P^{1,936}_{red.max}.$$
(2.44)

Russo és mtsai. [65] vizsgálatai alapján ez utóbbi összefüggések alulbecsülik a redukált nyomás csúcsértékét a csatorna alkalmazása esetén. A számítások relatív hibája: 44%.

Az említett szabványok Lautkaski [56] által meghatározott relatív hibáit a 2.10. ábra szemlélteti. Látható, hogy bár a szabványok széles körben alkalmazhatók, az összefüggésekből nyert eredmények jelentős hibával terheltek.



2.10. ábra. A vizsgált szabványok maximális nyomásra vonatkozó összefüggéseinek relatív hibái [56]

2.3.5. Redukált nyomásra és lefúvásra vonatkozó modellek

A lefúvató csatorna alkalmazása mellett felállított jelentősebb számítási modelleket a 2.3. táblázat foglalja össze. Látható, hogy ezen összefüggések fejlesztése folyamatos.

Azonban megjegyzendő, hogy Ural [81] modelljén kívül a többi megközelítés mindössze egyenes lefúvató csatorna alkalmazására ad közelítéseket. Továbbá ezen összefüggések közös jellemzője, hogy – Az Ural-modellt leszámítva mindennapi mérnöki gyakorlatban az alkalmazásuk nehézkes és időigényes.

Forrás	Összefüggés	
Bartknecht (1993.) (említve: [56])	Gázrobbanás esetén, ha $l < 3$ m: $P_{red,vd} = 1,24 \cdot P_{red}^{0,8614},$	(2.45)
	ha 3 m < $l \le 6$ m: $P_{red,vd} = 2,48 \cdot P_{red}^{0,5165}.$	(2.46)
	Porrobbanásra, ha $l < 3$ m: $P_{red,vd} = 1,84 \cdot P_{red}^{0,654},$	(2.47)
	ha 3 m < $l \le 6$ m: $P_{red,vd} = 3,00 \cdot P_{red}^{0,4776}.$	(2.48)
Tamanini és Fischer		
(2003.) (említve: [56])	$\frac{A_v}{A_{eff}} = 1 + 5 \cdot \Gamma^{3/2} \cdot \Phi_d \cdot \Psi_d^{1/4}$	(2.49)
	$\Gamma = C_d \sqrt{\kappa_u \frac{\kappa_u + 1}{2} \frac{R_0 T_0}{M_u}} \cdot \frac{A_v}{V^{2/3}} \cdot \frac{P_m}{K_{St}}$	(2.50)
	$\Phi_d = \frac{l \cdot V^{1/3}}{A_v} \cdot \frac{M_u}{R_0 T_0} \cdot \left(\frac{K_{St}}{P_{max}}\right)^2$	(2.51)
	$\Psi_d = 0,005 \cdot \pi \cdot \frac{d \cdot V}{A_v^2}$	(2.52)
Ural (2005.) [81]		
	$A_{v,f} = A_{v1} \left(1 + 1, 18 \cdot E_1^{0,8} \cdot E_2^{0,4} \right) \sqrt{\frac{\sum_i \zeta_i}{1,5}}$	(2.53)
	$E_1 = \frac{A_v \cdot l}{V}, \ E_2 = \frac{10^4 \cdot A_v}{K_{St} \left(1 + 1,54 \cdot P_{stat}^{3/4}\right) V^{3/4}}$	(2.54)
	$\sum_{i} \zeta_{i} = 1, 5 + \frac{l/d}{\left[1, 14 + 2 \cdot \log\left(\frac{d}{\epsilon}\right)\right]^{2}} + 0, 35 \cdot n_{45} + 1, 12 \cdot n_{90}$	(2.55)
Di Benedetto és mtsai. [82]: Yao kiterjesztett elmélete (2007.)	$\frac{P_{red,vd}}{P_0} = \left(\frac{Br_t}{Br_{t,vd}}\right)^2 \cdot \frac{1}{Br_t^2} =$	
	$\frac{1}{(1,38\cdot a)^2} \frac{E^{7/3}}{(E-1)^2} \cdot Re_f^{-2b} \cdot \left(\frac{A}{S}\right)^{-2(c+1)} \cdot \left(\frac{l}{d}\right)^{-2e}$	(2.56)
Lautkaski (2012.) [56]	$Br_{t,vd} = 0.364 (P_{max})^{1,922} (l)^{0,027} (P_{stat})^{-1}$	1,699
	$\frac{1}{Br_t} = 0,36 \cdot Re_f^{(0,004)} \left(\frac{1}{P_0}\right) \qquad \left(\frac{1}{d}\right) \qquad \cdot \left(\frac{1}{P_0}\right)$	(2.57)

2.3. táblázat. Jelentősebb összefüggések a maximális redukált robbanási nyomás számítására, lefúvató csatorna alkalmazásával

2.4. Lefúvatott robbanás terelőlemez alkalmazásával

2.4.1. Terelőlemezek

A terelőlemezek a lefúvatott robbanásokból származó közegáram irányának elterelésére szolgálnak, az emberi élet és az anyagi javak védelme érdekében. Nem csak a lángoktól védik a környezetet, de a védelmi berendezés működése következtében kiáramló szilárd részecskéket is felfogják. Azonban, ha a lemez túlságosan közel esik a lefúvófelülethez vagy a készüléktérfogat túl kicsi, a redukált nyomás olyan mértékben megnőhet, amely már a lefúvatást akadályozza. Az ipari gyakorlatban leginkább hasadópanelek kiegészítőiként fordulnak elő, és porrobbanással kapcsolatos védelmi rendszerek részét képezik.

A korábbiakban említett MSZ EN 14491 [8], EN 14994 [79], NFPA 68 [17] és VDI 3673 [83] szabványok is rendelkeznek a terelőlemezek alkalmazásával kapcsolatban, bár az előírások igen szűk mozgásteret engednek a tervezés szempontjából. A szabványok nem terjednek ki a terelőlemez és a lefúvófelület távolságának változására, szükséges szilárdságára, valamint a lefúvóvezetékek és terelőlemezek együttes alkalmazására sem. Ennek folyománya, hogy az ipari gyakorlatban gyakran a $P'_{red,max}$ nyomásértékre való méretezéssel biztosítják a lemezek szilárdsági megfelelőségét.

2.4.2. A lefúvatás után a környezetben lejátszódó folyamatok

A következőkben ismertetett folyamatok a lefúvató csatorna nélküli esetekre vonatkoznak, a csatorna alkalmazása módosíthatja a bekövetkező jelenségeket. A kifejezetten terelőlemezekre vonatkozó tudományos vizsgálatok köre szűk, a megjelent tanulmányok ehelyett inkább a lefúvatott nyomáshullám maximumértékére és a kicsapó láng hosszúságára koncentrálnak.

Ismert, hogy amikor a láng a lefúvatást követően a környezetbe kerül, a belső túlnyomás mérséklődik, kellően nagy lefúvófelület esetén akár nullára is csökkenhet. Megfigyelhető, hogy a láng terjedése kissé le van maradva a nyomáshullámhoz képest, ezért az ezek által okozott károk nincsenek szinkronban egymással: a környezetet előbb a nyomáshullám rongálja meg, majd a másodlagos, hő által okozott károk következnek. Ezeket érdemes lehet figyelembe venni a tervezési és védelmi szempontok kialakításánál [84].

A lefúvatott láng struktúrája a Darrieus-Landau instabilitásnak és a diffúziós-termikus instabilitásnak köszönhetően négy különböző fázisra osztható [84]:

- "lapos" lángfront: a hasadóelem kiszakadása után a lefúvatás korai szakaszában alakul ki, amikor a láng sík formában terjed;
- 2. "gomba" alakú lángfront: a terjedés során a lángfront ívelt felületűvé válik, a környezeti levegőbe való benyomulás eredményeképpen pedig örvények képződnek a széleken;
- 3. ellipszoid lángfront: a széleken kialakuló örvények eltűnnek, a lángfront pedig ellipszoid alakot vesz fel;
- 4. ráncolt láng: az el nem égett keverék kiáramlása megszűnik, a lángfront szabálytalan alakot vesz fel, majd elhal.

Eközben a mind a sebesség, mind a láng nyúlásának mértéke csökken, előbbi változását az alábbi egyenlet írja le:

$$v = \frac{\mathrm{d}L}{\mathrm{d}t} = \alpha \cdot t^{(\alpha-1)},\tag{2.58}$$

ahol $\alpha = 0,65$ etilén-levegő keverék esetén [84]. A lefúvatott "felhő" maximális R_{Cl} sugara

2. FEJEZET. SZAKIRODALMI ÉS SZABVÁNYI HÁTTÉR ÁTTEKINTÉSE

pedig [85]:

$$R_{Cl} = 0, 5 \cdot V^{0,3}. \tag{2.59}$$

Wang és mtsai. [86] metán-levegő keverékek vizsgálatával megállapították, hogy bizonyos körülmények között a készüléken kívül két nyomáscsúcs is kialakulhat. Az első csúcsot a lefúvatott anyagáram okozza, míg a második csúcs szintén a lefúvatásnak vagy a másodlagos robbanásnak köszönhető. Mind a készüléken kívüli maximális nyomás, mind a nyomásemelkedési sebesség növekszik a kezdeti nyomással, a lefúvónyomással, valamint a lefúvófelülettel arányosan. A készüléken kívüli robbanási paraméterek azonban a készülék térfogatának növelésével csökkennek. Mind a külső nyomás maximuma, mind a nyomásemelkedési sebesség a vizsgált keverék maximális robbanási nyomást adó összetételének környékén tapasztalható.

Bao és mtsai. szintén a lefúvatáskor fellépő külső nyomáscsúcsokat vizsgálták [87]. Különböző összetételű metán-levegő keverékek vizsgálatával megállapították, hogy a lefúvatás során akár négy külső nyomáscsúcs is kialakulhat. Az első csúcsot a lefúvófelület nyitása utáni lökéshullám okozza, míg a negyedik csúcsot a robbanás akusztikus oszcillációja. A két köztes nyomáscsúcs okáról a szerzők nem tesznek említést. Később a szerzők mérési eredményeit felhasználva Yang és mtsai. [88] adtak számítási összefüggéseket ezen nyomáscsúcsok értékeire, amelyek a 2.4. táblázatban (lentebb) találhatók meg.

Taveau [78] szerint a készüléken kívüli másodlagos robbanás intenzívebbé válik, ha a gyújtási pozíció távolsága a lefúvófelülettől növekszik, valamint a lefúvófelület előtt akadályok is vannak. A távolság növelése növeli a lefúvási sebességet, valamint a készülékben a robbanás során kialakuló turbulenciát is. Ebből kifolyólag a külső nyomáscsúcs akár tartósan is meghaladhatja a belső nyomást [51].

2.4.3. Külső nyomásértékekre vonatkozó modellek

A lefúvatott robbanások által a terelőlemezre kifejtett erőhatások maximumértékeinek meghatározására irodalmi adatokat a kutatásaim során nem találtam. Azonban a lefúvatott robbanások külső nyomásmaximumainak becslésére korlátozott számban, de elérhetők számítási összefüggések a szakirodalomban. Ezek közül a jelentősebbeket a 2.4. táblázat foglalja össze.

A táblázatban szereplő összefüggésekből is látható, hogy a külső nyomáscsúcs számítására szolgáló módszerek nem veszik figyelembe a nyomás időbeli változását. Azonban a szerkezetek dinamikus válaszának vizsgálatakor a külső nyomás időbeli változásának ismerete is elengedhetetlen. Yang és mtsai. [88] metán-levegő keverékekkel végzett vizsgálataik során erre is közöltek számítási összefüggéseket.

Forrás	Összefüggés
Palmer és Tonkin	
(1980.) (említve: [89])	
	$P_{max} = k/(d+d_0) $ (2.60)
Hattwig (1980.) (említ-	
ve: [5])	
	$P_{max} = P_{red,max} \cdot C_1 \cdot C_2/d \tag{2.61}$
	$C_1 = -0.26/A_v + 0.49 \cdot A_v \tag{2.62}$
	$C_1 = 1m \tag{2.63}$
Forcier és Zalosh	
(2000.) [89]	
	$\gamma \left(\frac{(\gamma+1) \cdot P_{red}}{2} \right)^{1/2}$
	$\frac{P_{max}}{P_{max}} = 1 + \frac{\gamma \left(-\rho_a \cdot c_0^2 \right)}{(2.64)}, \qquad (2.64)$
	$P_a \qquad (\gamma+1)(\log\hat{r})^{1/2}\cdot\hat{r}$
	ahol $\hat{r} = r/c$. Az r a robbanási nyomáshullám elülső frontjának
	távolsága a robbanás középpontjától.
Yang és mtsai. (2021.)	
[88]	
	$\Delta P_{max} = 19,265 \cdot K_v \cdot \left e^{0,015 \cdot P_{stat} - 13,53 \cdot (\phi - 1)^2} - e^{-2,32 \cdot P_{stat}} \right (2.65)$
	$V^{2/3}$
	$K_v = \frac{V}{\Lambda} \tag{2.66}$
	A_v
	ahol 0,3 kPa $\leq P_{stat} \leq 55$ kPa; 0,684 $\leq \phi \leq 1,315$ metán-levegő
	keverékek esetén.

2.4. táblázat. Jelentősebb összefüggések a külső maximális robbanási nyomás számítására, lefúvatott robbanások esetén

2.4.4. Terelőlemezekre vonatkozó szabványi előírások

A terelőlemezek lehetséges kialakítását és beépítését a 2.11. ábra szemlélteti. Az általam vizsgált MSZ EN 14491, EN 1499 és az NFPA 68 és VDI 3673 szabványok ezt az elrendezést ajánlják, ám eltérő kritériumok mellett. Az alkalmazási feltételeket a 2.5. táblázat foglalja össze. Mivel a VDI 3673 nem fogalmaz meg terelőlemezekre vonatkozó összefüggéseket, így ez nem szerepel a felsorolásban.

Az egyes szabványok meghatározzák a terelőlemez és a lefúvónyílás területének viszonyát, ezek befoglaló méreteinek arányát, valamint a terelőlemez dőlésszögét. Úgy kell továbbá elhelyezni a lemezt, hogy a lefúvónyílás és a terelőlemez tengelyének egybe kell esnie. Ezen felül a lemezt úgy kell felszerelni, hogy ne akadályozza a lefúvatást, és középpontjának a lefúvónyílástól vett távolsága a szabványi ajánlás szerint $1,5 \cdot D$, ám ez az érték a tervezés során módosítható. Továbbá a terelőlemeznek ellen kell állnia a robbanás nyomáshulláma által kifejtett erőnek, amely a szabványi ajánlás szerint a $P'_{red,max}$ redukált nyomásmaximum és a terelőlemez felületének szorzatával adható meg [8].



2.11. ábra. Terelőlemez lehetséges kialakítása1. készülék 2. hasadófelület 3. terelőlemez 4. védőtávolság [8]

Előírás	MSZ EN 14491	EN 14994	NFPA 68
	por	gáz	por és gáz
Terelőlemez befoglaló mérete a lefúvónyí- lás befoglaló méretéhez képest:	$1,6\times$	$1,75\times$	$1,75 \times$
Terelőlemez dőlésszöge:	$45^{\circ}-60^{\circ}$	$45^{\circ}-60^{\circ}$	$45^{\circ}-60^{\circ}$
A terelőlemez középpontjának lefúvónyí- lástól vett távolsága:	$1,5 \cdot D$	$1,5 \cdot D$	$1,5 \cdot D$
Maximális készüléktérfogat:	20 m^3	20 m^3	20 m^3

2.5. táblázat. A tárgyalt szabványok szerinti terelőlemez-előírások összehasonlítása

Az NFPA 68 szabvány [17] alternatív megoldásként nagy görbületi sugarú könyököt tartalmazó lefúvató csatornát javasol, feltéve, hogy annak hatását a tervező figyelembe veszi a lefúvófelület méretezése során.

A terelőlemezre ténylegesen ható erő a lefúvatott anyagáram nyomásával – amely helytől függő paraméter – van összefüggésben. A következőkben a nyomásértékek meghatározására alkalmazható szabványi előírásokat foglalom össze.

2.4.5. A lefúvatáskor fellépő nyomásmaximum számítására szolgáló szabványi előírások

2.4.5.1. MSZ EN 14491 – porokra vonatkozó előírások

Az MSZ EN 14491 szabvány [8] szerint a készüléken kívül lefúvatáskor kialakuló maximális nyomásérték:

$$P_{ext} = 0, 2 \cdot P_{red,max} \cdot A^{0,1} \cdot V^{0,18}.$$
(2.67)

A horizontális irányban mért maximális külső nyomásérték R_s távolságban várható:

$$R_s = 0,25 \cdot L_f, \tag{2.68}$$

ahol L_f a láng maximális kinyúlása:

$$L_f = 8 \cdot V^{1/3} \tag{2.69}$$

függőleges lefúvatásra, míg vízszintesre:

$$L_f = 10 \cdot V^{1/3}. \tag{2.70}$$

Ennél nagyobb r távolságokban a külső nyomás értéke:

$$P_r = 1,24 \cdot \left(1,13 \cdot A^{0,5}/r\right) / \left[1 + (\alpha/56)^2\right] \cdot P_{red,max}.$$
(2.71)

Az összefüggések érvényesek, ha 0,1 m³ $\leq V \leq 250$ m³; $P_{stat} \leq 0,1$ bar_g; 0,1 bar_g $\leq P_{red,max} \leq 1,0$ bar_g; $r > R_s$; $P_{max} \leq 9$ bar_g; $K_{St} \leq 200$ bar·m/s; L/D < 2; 0,2 bar_g $\leq P_r \leq 1,0$ bar_g; $0^{\circ} \leq \alpha \leq 180^{\circ}$.

2.4.5.2. EN 14994 – gázokra vonatkozó összefügések

Az EN 14994 gázokra vonatkozó szabvány [79] összefüggései a lefúvatás készüléken kívüli hatásaira a következők.

A láng hossza a lefúvatásra normális irányban:

$$L_f = 5 \cdot V^{1/3}, \tag{2.72}$$

ahol az összefüggés érvényességi korlátai: 0,1 m³ $\leq V \leq 50$ m³; $P_{stat} \leq 0,1$ bar_g; 0,1 bar_g $\leq P_{red,max} \leq 1,0$ bar_g; $P_{max} \leq 9$ bar_g; $K_G \leq 100$ bar·m/s; L/D < 2.

A maximális külső nyomás a (2.73) összefüggés szerint számítható.

$$P_{r} = \left[1, 24 \cdot P_{red,max} \cdot \left(\sqrt{A/r}\right)^{1,35}\right] / \left[1 + (\alpha/56)^{2}\right]$$
(2.73)

Az összefüggés érvényes, ha 0,1 m³ $\leq V \leq 250$ m³; $P_{stat} \leq 0,1$ bar_g; 0,1 bar_g $\leq P_{red,max} \leq 1,0$ bar_g; $P_{max} \leq 9$ bar_g; $K_G \leq 200$ bar·m/s; L/D < 2; 0,2 bar_g $\leq P_{ext} \leq 1,0$ bar_g; 0° $\leq \alpha \leq 180^{\circ}$. Az α a lefúvatott sugár beesési szöge a terelőlemezre ($\alpha = 0^{\circ}$: közvetlenül a lefúvónyílás előtt; $\alpha = 90^{\circ}$: a lefúvónyílás oldalai).

2.4.5.3. VDI 3673 – porokra vonatkozó összefüggések

A VDI 3673 szabvány szerint [83] a készüléken kívül kialakuló maximális nyomásérték a lefúvatáskor szintén a (2.67) egyenlet szerint határozható meg. Ennek R_s távolsága a lefúvófelülettől:

$$R_s = 0,25 \cdot L_f. \tag{2.74}$$

Itt a láng L_f maximális kinyúlása szintén a (2.69) és (2.70) egyenletek szerint határozható meg. A P_r külső nyomáscsúcs a lefúvónyílástól mért r ($r \ge R_s$) távolságra a következő összefüggés szerint számítható:

$$P_r = P_{max} \cdot \left(\frac{R_s}{r}\right),\tag{2.75}$$

Az összefüggések alkalmazhatósági tartománya többségében megegyezik az MSZ EN 14491-ben foglalt feltételekkel: $V \leq 250 \text{ m}^3$; $P_{stat} \leq 0,1 \text{ bar}_{g}$; $0,1 \text{ bar}_{g} \leq P_{red,max} \leq 1,0 \text{ bar}_{g}$; $P_{max} \leq 9 \text{ bar}_{g}$; $K_{St} \leq 200 \text{ bar} \cdot \text{m/s}$; L/D < 2.

2.4.5.4. NFPA 68 – porokra vonatkozó összefüggések

Az NFPA 68 szabvány [17] porokra vonatkozó összefüggése a lefúvatás tengelyében mért külső nyomásmaximumra a következő:

$$P_{max,a} = 0, 2 \cdot P_{red,max} \cdot A_v^{0,1} \cdot V^{0,18}$$
(2.76)

Az $\alpha \cdot D$ távolságnál messzebbi terelőlemezek esetén a horizontális irányban mért maximális külső nyomásérték R_s távolságban várható:

$$P_{max,r} = P_{max,a} \cdot (\alpha \cdot D/r), \qquad (2.77)$$

ahol $\alpha = 0, 2$ horizontális lefúvatás esetén.

Az összefüggések alkalmazhatósági feltételei: 0,3 m³ $\leq V \leq 250$ m³; $P_{stat} \leq 0,1$ bar_g; $P_{red,max} \leq 1$ bar_g; $P_{max} \leq 9$ bar_g; $K_{St} \leq 200$ bar·m/s; L/D < 2.

2.4.5.5. NFPA 68 – gázokra vonatkozó összefüggések

Az NFPA 68 szabvány [17] nem fogalmaz meg hasonló összefüggéseket gázokra és gázkeve-rékekre vonatkozóan.

3. fejezet

Kutatási eredmények

3.1. Zárt térben bekövetkező robbanás vizsgálata

Ebben az alfejezetben a zárt térben bekövetkező robbanásokkal kapcsolatos vizsgálataimat és eredményeimet mutatom be. Az elvégzett vizsgálatok célja egy olyan eljárás megalkotása, amelynek segítségével a zárt térben bekövetkező robbanás nyomásgörbéjének kezdeti szakasza leírható.

A fejezetben először ismertetem a kutatásaim első fázisaként kialakított mérőkört, amely lehetővé teszi a berendezésben bekövetkező robbanás folyamatának vizsgálatát. A mérőkör alkalmasságát propán-levegő keverékkel, mint az ipari gyakorlatban egyik leggyakrabban előforduló robbanóképes gázeleggyel vizsgálom.

A mérési eredmények bázisát felhasználva megalkotok egy olyan, mérnöki gyakorlatban használható matematikai modellt, amely a robbanási folyamat kezdeti fázisát kellő pontossággal írja le, mivel ez az irodalomban ritkán vizsgált fázis játszik döntő szerepet a lefúvásos védelem működésében.

3.1.1. Kísérleti környezet bemutatása

3.1.1.1. A robbantókamra felépítése

A vizsgálataimhoz kapcsolódó méréseket a Miskolci Egyetem Vegyipari Gépészeti Intézeti Tanszékének DustLab laboratóriumában végeztem.

A vizsgálatok központi berendezése egy, az EN 14034-1:2004+A1 szabvány [90] előírásainak megfelelő 20 liter űrtartalmú, Kühner gyártmányú robbantókamra volt, amelyet a 3.1. ábra szemléltet. Az ábrán porrobbanás-vizsgálatok elvégzésére alkalmas elrendezésben látható. Fő egysége a robbanásálló kivitelben készült, gömb alakú, duplafalú, korrózióálló acélból készült kamratest. A két falréteg között a kontrollált teszthőmérsékletek biztosítása érdekében hűtővíz, fűtőgőz vagy egyéb közeg áramoltatható.

Porrobbanások vizsgálatára alkalmas elrendezésben a minta bejuttatásáért a kamra oldalán elhelyezett garat és az alsó mágnesszelep felelős.



3.1. ábra. A 20 liter űrtartalmú Kühner robbantókamra fotója, porvizsgálatra alkalmas elrendezésben

A gyújtóforrás mind por-, mind gázrobbanás-vizsgálatok esetén a kamra középpontjában helyezkedik el. Az itt felépülő nyomásprofil rögzítését két darab Kistler gyártmányú piezoelektromos szenzor végzi, továbbá lehetőség van egy harmadik távadó felszerelésére is. A kamra középső övén kialakított karimára további mérőegységek rögzíthetők vagy kémlelőnyílás szerelhető fel, ez utóbbi az ábrán is látható. Az egység mérés utáni tisztítása a felső csonkon át, gázzal (többnyire környezeti levegővel) történő átöblítése pedig az oldalsó gömbcsapon keresztül történik.

A mérési program vezérlését, valamint a Kistler távadók által továbbított jel feldolgozását és az eredeti funkció szerinti robbanásvizsgálatok eredményeinek kiértékelését a KSEP számítógépes szoftver végzi.

3.1.1.2. Gázok vizsgálata

A robbantókamra vázlatát és főbb részeit gázok robbanási tulajdonságainak vizsgálatára alkalmas elrendezésben a 3.2. ábra szemlélteti. Gázok, gázkeverékek vizsgálata esetén a kamra oldalsó betöltő garata és az ehhez csatlakozó mágnesszelep leszerelésre kerül, ezek helyett a megfelelő arányú töltést külső forrásról kell megoldani.

Gázok esetén a vizsgálandó elegy gyújtását a kémiai patronok helyett szikráztató csúcsok végzik, melyek távolsága előre beállított (5 mm) méretű. Gázok gyújtóforrása 10 J energiájú folyamatos villamos ív, amely a robbantókamra mértani középpontjában helyezkedik el.

A mérés kezdetén, annak érdekében, hogy a kamra belsejében a robbanóképes elegy betöltése után légköri nyomás alakuljon ki, a kamra előzetes vákuumozása szükséges -0,6 bar_g értékre. A kamra gyártójának előírásai szerint [91] a bejuttatandó gázelegy egyes komponenseinek mennyiségét a kamrában mért nyomás segítségével kell beállítani úgy, hogy mérőóráról olvassuk le a szükséges parciális nyomások értékét bar egységben, legfeljebb két tizedesjegy pontossággal. Ekkor az adagolásért és a vákuumozásért felelős szerelvények kézi vezérlésűek. A gyújtás időzítése gázelegyekkel végzett mérések esetén szintén kézzel történik. Ez a töltési és leolvasási mód megfelelőnek bizonyul a gázok robbanási jellemzőinek meghatározásához, ám tudományos kutatások elvégzéséhez nem eléggé pontos.

Az adott gázelegyre jellemző robbanási karakterisztika felvételéhez több méréssorozatot is el kell végezni, előre meghatározott koncentrációk sorozata szerint.



3.2. ábra. Gázmérésre szerelt 20 liter űrtartalmú Kühner robbantókamra vázlata Cesana [91] nyomán

3.1.2. Zárt térben bekövetkező robbanással kapcsolatos mérések, módosított eljárással

3.1.2.1. A mérések menete

A mérési elrendezés vázlatát a 3.3. ábra szemlélteti. A felhasznált gáz az előzetesen levákuumozott robbantókamrába (2) került bevezetésre. A mérésekhez kereskedelmi forgalomban elérhető, Linde gyártmányú 99,5% tisztaságú propánt használtam, az előre meghatározott összetételű keverék másik összetevője pedig a környezeti levegő volt. A gyújtóforrást a kamra mértani középpontjában elhelyezett, 10 J energiájú elektromos szikra adta. A robbanás során a kamra nyomásértékeit a már korábban említett két darab Kistler nyomástávadón (K1 és K2) kívül még egy nyomástávadó szenzorral (P2) rögzítettem, 9600 Hz frekvenciaértékekkel. (3.3. ábra)

A méréseket atmoszférikus kezdeti nyomáson (1 bar_a) és környezeti kezdeti hőmérsékleten (298 K) végeztem. A mérésekhez a megfelelő nyomás biztosításához a Kühner robbantókamra vákuumozását vákuumszivattyú segítségével oldottam meg, amelyet az ábrán nem jelöltem.

A mérések megbízhatóságának növelése érdekében a kívánt mennyiségű gáz betöltésére egy – csatlakozó szerelvényekkel együtt – 0,6 liter űrtartalmú töltőkamrát (1) terveztem és alkalmaztam, fotója a 3.4 ábrán látható. A kívánt gázmennyiséget a töltőkamrán elhelyezett P1 jelű nyomástávadó segítségével ellenőriztem, szintén 9600 Hz frekvencián.

Vizsgálataim során a kamra vezérlését és a Kistler távadók által mért nyomásértékek rögzítését a KSEP szoftverrel, míg az azokon kívüli nyomásértékek rögzítését külső távadókkal és HBM mérő-adatgyűjtő egységgel oldottam meg.



3.3. ábra. Propán-levegő töltőrendszer vázlata; 1 - töltőkamra, 2 - robbantókamra



3.4. ábra. A 0,6 liter űrtartalmú gáztöltő kamra fényképe

A zárt kamrás mérések egyes szakaszait a 3.5. ábra szemlélteti. Az ábrán a folytonos vonallal jelzett görbe a robbantókamrában, míg a szaggatott vonal a töltőkamrában rögzített nyomásértékek jelleggörbéjét mutatja.



3.5. ábra. A zárt kamrás mérések jellemző szakaszai Folytonos vonal – nyomás a robbantókamrában; szaggatott vonal – nyomás a töltőkamrában

Az 1. szakaszban zajlott a töltőkamra és a robbantókamra egyidejű vákuumozása a

kívánt értékre. Ezt követően a két kamra közötti elzáró szerelvény zárásával a köztük lévő anyagáram megszűnt. A töltőkamrába a 2. szakaszban került betöltésre a propán, szintén előre meghatározott nyomásértékig. Ezt követően a két kamra közötti elzáró szerelvény ismét nyitásra került, a propán egy része a 3. szakaszban beáramlott a robbantókamrába. A vákuum teljes megszüntetése és a töltőkamra átöblítése érdekében a hiányzó légmennyiséget a szabadból, annak a töltőkamrán keresztül történő átáramoltatásával biztosítottam. A 4. szakaszban szoftveresen vezérelt, 60 ms-os késleltetés után megtörtént a gyújtás. A kamrában a robbanás közbeni nyomásértékeket a 3.4. ábrán is feltüntetett P2 jelű nyomástávadó és HBM adatgyűjtő egység segítségével rögzítettem.

A bekövetkező robbanás után a teljes rendszert körülbelül 20-szoros lécserével szellőztettem át a maradék gázok és égéstermékek eltávolítása érdekében.

3.1.2.2. A maximális robbanási nyomás és a robbanási konstans meghatározása

A lefúvási folyamat vizsgálata előtt célszerű a zárt térben bekövetkező robbanások jellemző értékeit (a P_{max} maximális robbanási nyomást és a K_G robbanási konstanst) megvizsgálni, valamint a megfelelő szakirodalmi adatokkal összehasonlítani.

Ahogyan már korábban is említettem, vizsgálataimat propán-levegő keverékkel végeztem. A keverék általam vizsgált összetételei rendre a következők voltak: 2,8, 3,8, 4,8, 5,8 és 6,3 V/V% propántartalmú keverék.

A vizsgálatok eredményeképpen előálló jellemző robbanási értékeket a 3.1. táblázat foglalja össze. Minden egyes feltüntetett koncentrációhoz legalább három különböző mérés tartozik oly módon, hogy az adott koncentrációhoz tartozó méréseket legalább ötször ismételtem meg, ezek közül a legkisebb és legnagyobb eredményt elhagytam, a többinek pedig a számtani közepét képeztem. Továbbá, ahogyan a mérés leírásából is kitűnik, a nyomásértékeket a robbantókamrában három különböző nyomástávadó rögzítette, így egyetlen koncentrációhoz tartozó maximális robbanási nyomás legalább 9 különböző mérés átlaga, míg a robbanási nyomásemelkedés legalább 3 különböző mérési eredmény átlagából tevődik össze.

Propántartalom	Maximális robbanási nyomás	Robbanási konstans
[V/V%]	P_{max} [barg]	$K_G \; [\text{bar} \cdot \text{m/s}]$
$2,\!8$	$5,\!46$	21
$3,\!8$	$7,\!36$	85
4,8	7,91	111
5,8	7,15	49
6,3	6,54	23

3.1. táblázat. Zárt kamrával végzett mérési eredmények

A maximális robbanási nyomás eredmények összevetését a szakirodalomban megtalálható adatokkal a 3.6. ábra szemlélteti. Az ábra magyarázatában szereplő értékek forrásai a következők: Cashdollar és mtsai. [15], NFPA 68 szabvány [17], Razus és mitsai. [92]. Látható, hogy a mérési eredmények megfelelően közelítik a szakirodalmi eredményeket, azoktól -3%-on belüli átlagos eltérést mutatnak.



3.6. ábra. Zárt kamrában mért maximális robbanási nyomások [15][17][92]

Mivel a robbanási nyomásemelkedés értékét számos külső tényező befolyásolja – ilyenek a kezdeti turbulencia, a környezeti hőmérséklet és nyomás, a robbantókamra térfogata stb. – ezért a szakirodalomban ilyen jellegű adatokat a szerzők nem, vagy csak diagram formában közölnek. Egy erre vonatkozó mérési eredmény Huzayyin és mtsai. [34] munkájából származik (3.7. ábra). A saját mérési eredmények hibája az irodalomhoz képest a -19%. Mivel a kezdeti turbulencia extrém mértékben befolyásolja a pillanatnyi lángsebességet, ezzel együtt pedig a robbanási nyomásemelkedés sebességét, ez megmagyarázhatja a saját eredmények jelentő szórását, valamint az irodalomtól való eltérést – bár erre vonatkozó információt a forrásban nem találtam.



3.7. ábra. A zárt kamrában mért robbanási konstansok [34]

3.1.3. Zárt térben bekövetkező robbanás modellezése

3.1.3.1. A Frolov-modell

A reakciókinetikai modelleknél kevésbé pontos, de a mérnöki gyakorlatban használható eredményt adnak az úgynevezett egy-egyenlet modellek, amelyek az égés (2.20) egyensúlyi reakcióegyenletét veszik alapul, majd erre vonatkozóan határozzák meg a tüzelőanyag fogyás mértékét. A fogyás differenciálegyenlete empirikus összefüggés, amely alapján a többi komponens időbeli változása is modellezhető.

Kutatásaim célja ezek közül egy olyan, a mérnöki gyakorlatban is egyszerűen alkalmazható modell megtalálása volt, amely a mérnöki gyakorlatban is kielégítően alkalmazható a zárt téri robbanások nyomásemelkedésének számításához.

3.1.3.2. A modell leírása

A korábban már röviden ismertetett egy-egyenlet modellek közül a Frolov és mtsai. [48] által meghatározott összefüggés – számos hasonló modellel ellentétben – tartalmazza a rendszer pillanatnyi nyomását, így figyelembe is veszi azt. Ebből kifolyólag a továbbiakban ezen modell segítségével vizsgáltam a zárt rendszerben bekövetkező propán-robbanást, és kíséreltem meg a nyomásemelkedési görbe leírását.

A kiválasztott egy-egyenlet modell alkalmazhatóságát 4,8 V/V%-os összetételű propánlevegő keverék esetén vizsgáltam a robbantókamrában végzett kísérleteim segítségével, így a számítások kezdeti feltételeit is ezek alapján választottam meg. A kamrában a kezdeti nyomás légköri, azaz 1 bar_a volt, a kezdeti hőmérséklet pedig 298 K. Teljesen előkevert állapotú keveréket feltételeztem a vizsgált tér minden pontjában. Az egyes komponensek koncentráció-változásainak differenciálegyenleteit felírva számítottam azok pillanatnyi értékeit.

A modell szerint a gyulladás bekövetkezéséhez egy kezdeti emelt hőmérséklet szükséges, amelyet 1450 K értékűre vettem fel. A keveréket a gyulladás előtt a bevett gyakorlat szerint ideálisnak feltételezve, az egyesített gáztörvény értelmében a kezdeti nyomás így 4,7 bar_g-re adódott.

Az általam vizsgált propán levegőben történő égésének egyensúlyi egyenlete a már említett (2.22) formula:

$$C_3H_8 + 5O_2 + 18, 8N_2 = 3CO_2 + 4H_2O + 18, 8N_2,$$

amennyiben a levegőt 21 V/V% oxigén és 79 V/V% nitrogén keverékének feltételezzük. A propán (2.22) egyenlete szerinti égésének reakciósebességét a (2.18) összefüggéssel analóg módon számíthatjuk:

$$v = k \cdot [C_3 H_8] [O_2], \qquad (3.1)$$

ahol v a reakciósebesség; k az adott körülmények között érvényes reakciósebességi állandó; a szögletes zárójelek pedig az adott komponens pillanatnyi koncentrációjára utalnak.

A Frolov és mtsai. [48] által kidolgozott (2.24) összefüggés a reakciókinetikai állandó számítására, matematikailag kissé átalakított formában:

$$k = 7 \cdot 10^{14} \cdot P^{-0,2664} \cdot e^{(-E_a/(R_0 \cdot T))}.$$
(3.2)

A nyomás és a hőmérséklet az oxidációs folyamat során változtak, az E aktiválási energia értéke pedig 45,460 kcal/mol (azaz 190,204 kJ/mol) volt.

Amikor a robbanási folyamatot kinetikusan kívánjuk leírni, a reakcióegyenlet minden egyes tagjára megmaradási törvények kell, hogy érvényesek legyenek. A koncentráció változások differenciálegyenleteit a (3.3) - (3.7) összefüggések írják le.

$$\frac{d [C_3 H_8]}{dt} = -k \cdot [C_3 H_8] [O_2], \qquad (3.3)$$

$$\frac{d[O_2]}{dt} = -5 \cdot k \cdot [C_3 H_8] [O_2], \qquad (3.4)$$

$$\frac{d [CO_2]}{dt} = 3 \cdot k \cdot [C_3 H_8] [O_2], \qquad (3.5)$$

$$\frac{d [H_2 O]}{dt} = 4 \cdot k \cdot [C_3 H_8] [O_2], \qquad (3.6)$$

$$\frac{d\,[N_2]}{dt} = 0,\tag{3.7}$$

ahol $d\left[\ldots\right]/dt$ az adott komponens koncentrációs-változása idő szerint.

Mivel az egyes elemi reakciók mólszám-növekedéssel és energiafelszabadulással járnak, minden időpillanatban szükséges a hőmérséklet korrekciója is. Ez a felszabaduló hőenergia ismeretében a fázisváltozás nélküli energiaváltozás (3.8) általános egyenlete segítségével végezhető el.

$$Q = c_{p,mix} \cdot \rho_{mix} \cdot V \cdot \Delta T, \qquad (3.8)$$

ahol $c_{p,mix}$ a kamrában lévő keverék átlagos, állandó nyomáson vett fajhője; ρ_{mix} a keverék átlagos sűrűsége a kamrában; V a vizsgált kamra térfogata; ΔT pedig a hőmérséklet-változás a térben.

A fajhő változása a (3.9) - (3.13) összefüggések segítségével fejezhető ki a hőmérséklet függvényében. A megadott összefüggések alkalmazási tartománya 200 K és 2000 K közé esik. Az egyes függvények felvételéhez szükséges adatokat a UniSim Design szoftver adataiból nyertem.

$$c_{p,C_3H_8} = -1,142 \cdot 10^{-6} \cdot T^2 + 4,976 \cdot 10^{-3} \cdot T + 0,399$$
(3.9)

$$c_{p,O_2} = -8,083 \cdot 10^{-8} \cdot T^2 - 3,313 \cdot 10^{-4} \cdot T + 0,833$$
(3.10)

$$c_{p,CO_2} = 1,100 \cdot 10^{-10} \cdot T^3 - 6,359 \cdot 10^{-7} \cdot T^2 + 1,229 \cdot 10^{-3} \cdot T + 0,531$$
(3.11)

$$c_{p,H_2O} = -7,415 \cdot 10^{-8} \cdot T^2 - 7,351 \cdot 10^{-4} \cdot T + 1,636$$
(3.12)

$$c_{p,N_2} = 1,075 \cdot 10^{-4} \cdot T^2 - 4,458 \cdot 10^{-3} \cdot T + 1,013$$
(3.13)

A keverék átlagos hőkapacitását a (3.14) összefüggés alapján, az egyes komponensek tömegtörtjei szerint súlyozva számítottam ki:

$$c_{p,mix} = c_{p,C_3H_8} \cdot \frac{m_{C_3H_8}}{m_{sum}} + c_{p,O_2} \cdot \frac{m_{O_2}}{m_{sum}} + c_{p,CO_2} \cdot \frac{m_{CO_2}}{m_{sum}} + c_{p,H_2O} \cdot \frac{m_{H_2O}}{m_{sum}} + c_{p,N_2} \cdot \frac{m_{N_2}}{m_{sum}}$$
(3.14)

ahol m_i az *i*-edik komponens gáz/gőz fázisbeli tömege.

A reakció során felszabaduló energiát 2220 kJ/mol értékkel vettem figyelembe, a kamra falán keresztül elvont hőt pedig a Newtoni hőátadási törvény alapján számítottam. A kamra falát – annak folyamatos vízhűtéses kialakítása folytán – állandó hőmérsékletűnek tekintettem. Azonban, a falmenti hőátadási tényező és a pontos gyújtási hőmérséklet ismeretlenek voltak, ezeket saját mérési eredmények alapján egy rövid iterációs folyamattal határoztam meg. Ennek eredményeképp a konvektív hőátadási tényezőt a fal mellett 900 W/(m²K), a gyújtási hőmérsékletet pedig 1450 K értékkel vettem figyelembe.

A fentebb leírt egyenletrendszer megoldását Matlab szoftver segítségével, ode23s megoldóval végeztem. A számítást elegendőnek bizonyult 0,1 s-ig lefuttatni, 10^{-4} s-os időlépték alkalmazásával.

3.1.3.3. Eredmények

A szimulációs számítások során – ahogyan már korábban említettem – a mérésekhez használt geometriával és körülményekkel megegyező kezdeti- és peremfeltételeket vettem figyelembe.

A kamrában előforduló komponensek koncentrációjának szimulált változását a 3.8. ábra szemlélteti. Ezek felhasználásával a hőmérséklet- és nyomásértékeket is meghatároztam, ezek a tér minden pontjában azonosnak tekinthetők.



3.8. ábra. Az egyes komponensek koncentráció-változása

A 3.9. ábra a 4,8 V/V%-os porpántartalmú keverék esetén hasonlítja össze a mért és szimulált eredményeket. Látható, hogy amíg a mért eredmény nyomásértékének maximuma 7,9 bar_g, addig a szimulált érték maximuma 7,2 bar_g, ez 8,9%-os eltérést jelent a két érték között. Robbanás szimulációja esetén a lezajló részfolyamatok bizonytalansága és rendkívüli összetettsége miatt ez elfogadható eltérés.



3.9. ábra. Mért és szimulált nyomásemelkedési görbék a sztöchiometriai arány közelében (4,8 V/V% propántartalom esetén)

A modell legfőbb hibáját is kifejezően szemlélteti a 3.9. ábra. Az előkevert közeg és a gyújtáshoz szükséges magas lánghőmérséklet a számítások során eredendően magas kezdeti nyomást eredményez, amellyel így elvész a nyomásgörbe kezdeti szakasza. A további vizsgálatok során a lefúvatott robbanást kívántam vizsgálni, így ez a modell ebben a formájában alkalmatlan a további matematikai szimulációk elvégzéséhez.

Mivel a célom egy olyan, egyszerűen alkalmazható matematikai formula megalkotása volt, amely a mérnöki gyakorlatban is kielégítően alkalmazható a zárt téri robbanások nyomásemelkedésének számításához, így a továbbiakban ezen modell alkalmazásától eltekintettem.

3.1.3.4. Az ideális gáz modell

3.1.3.5. A modell leírása

Az ideális gáz modell a fenomenológiai modellek közé sorolható. Zárt térben történő gázlevegő keverék robbanása során a "thin flame model" értelmében a lángfront vastagsága elhanyagolható. A 2.1. fejezetben azt is kifejtettem, hogy a robbanás kezdeti szakaszában, még ha zárt térben következik is be, az elégett és el nem égett komponensek keveréke ideális gáznak tekinthető, hőmérsékletük és nyomásuk pedig homogénnek feltételezhető az elégett és el nem égett térrészeken belül. Ebben az esetben mindkét fázisra felírható az egyesített gáztörvény (3.15) és (3.16) alakja. Ugyanekkor a láng még elhanyagolható mértékben nyúlik, nem is tapasztalható ráncolódás. Ezek az állítások nagy biztonsággal a kezdeti nyomáshoz viszonyított nyomásemelkedés 10%-áig [29] érvényesek.

$$P \cdot V_u = \frac{m_u \cdot R_0 \cdot T_0}{M_u} \tag{3.15}$$

$$P \cdot V_b = \frac{m_b \cdot R_0 \cdot T_b}{M_b} \tag{3.16}$$

Az összefüggésekben az u index az el nem égett keverékre, míg a b index az elégett keverékre, és mindig az adott időpillanatban mérhető értékekre vonatkozik. Mivel a nyomást a rendszerben állandónak tekintjük, így $P = P_u = P_b$. A robbanás során az elégett anyag mennyiségi változása:

$$\frac{dm_b}{dt} = A_f \cdot \rho_u \cdot S_l. \tag{3.17}$$

A (3.17) összefüggés bal oldalán álló tag két részre bontható, amely utal a láng terjedési sebességére és égési sebességére:

$$\rho_b \frac{dV_b}{dt} + V_b \frac{d\rho_b}{dt} = A_f \cdot \rho_u \cdot S_l. \tag{3.18}$$

Legyen r az a pillanatnyi távolság, amelyet a láng a robbanás középpontjától már megtett. Ebben az esetben a láng felülete a következő módon értelmezhető: $dV_b/dr = A_f$. A láng sebessége $dr/dt = S_f$. Felhasználva (3.18)-t írható, hogy:

$$S_f = \left(\frac{\rho_u}{\rho_b}\right) \cdot S_l - \left(\frac{V_b}{\rho_b \cdot A_f}\right) \left(\frac{d\rho_b}{dt}\right).$$
(3.19)

A láng terjedési irányába eső felület nagysága A_n , amely csőben történő egydimenziósnak tekinthető lángterjedés esetén megegyezik a $d^2 \cdot \pi/4$ áramlási keresztmetszettel (ahol da csőátmérő). Azonban, ha a lángfront geometriája komplex (ráncolódik, nyúlik, helyenként felszakadozik), $A_f \neq A_n$, ekkor a (3.19) egyenlet módosítása szükséges. Mivel a robbanás kezdeti szakaszán a sűrűségváltozás kismértékű, a (3.19) egyenlet jobb oldalán lévő sűrűségváltozást kifejező tag elhanyagolható, így a lángsebesség:

$$S_f = \left(\frac{\rho_u}{\rho_b}\right) \cdot S_l. \tag{3.20}$$

Megállapítható, hogy a (3.20) egyenlet ρ_u/ρ_b tagja maga az expanziós faktor a (2.6) egyenlet szerint. A robbanási folyamat elején T_u és T_b időben állandónak tekinthető, így a (3.15) és a (3.16) összefüggések felhasználásával kapjuk, hogy:

$$V_t \cdot \frac{dP}{dt} = \frac{dm_b}{dt} \left[\frac{R_0 \cdot T_b}{M_b} - \frac{R_0 \cdot T_u}{M_u} \right],\tag{3.21}$$

ahol zárt térben bekövetkező robbanás esetén a teljes térfogat $V_t = V_u + V_b$, valamint a tömegmegmaradási egyenlet értelmében $dm_u/dt = -dm_b/dt$. Figyelembe véve a (3.15) és a (3.17) egyenleteket, valamint a $\rho_u = m_u/V_u$ összefüggést, a (3.21) a következő alakban írható:

$$V_t \cdot \frac{dP}{dt} = A_f \cdot S_l \cdot P \cdot \frac{M_u}{R_0 \cdot T_u} \left[\frac{R_0 \cdot T_b}{M_b} - \frac{R_0 \cdot T_u}{M_u} \right].$$
(3.22)

Felhasználva a (2.6) összefüggést, a (3.22) egyszerűsített alakja:

$$V_t \cdot \frac{dP}{dt} = A_f \cdot S_l \cdot P(E-1). \tag{3.23}$$

A robbanás kezdeti szakaszán a láng a jelentős hőmérséklet-változás (és a jelenleg elhanyagolható mértékű sűrűségváltozás) miatt r_b sugárra expandál, így a láng felülete:

$$A_f = 4 \cdot \pi \cdot r_b^2. \tag{3.24}$$

Az adott pillanatban a lángterjedési sebesség segítségével felírható a láng sugara:

$$r_b = S_f \cdot t = E \cdot S_l \cdot t. \tag{3.25}$$

Felhasználva a (3.23), (3.24) és (3.25) összefüggéseket írható, hogy:

$$V_t \frac{dP}{dt} = P \cdot E^2 (E-1) \cdot S_l^3 \cdot 4 \cdot \pi \cdot t^2, \qquad (3.26)$$

illetve

$$\frac{1}{P}\frac{dP}{dt} = \frac{4 \cdot \pi \cdot E^2 \cdot (E-1) \cdot S_l^3 \cdot t^2}{V_t}.$$
(3.27)

Integrálva az összefüggést, a (3.28) egyenlet adódik.

$$lnP = \frac{4 \cdot \pi \cdot E^2(E-1)}{3 \cdot V_t} \cdot S_l^3 \cdot t^3 + const,$$
(3.28)

illetve P_0 és P tartományon:

$$P = P_0 \cdot e^{\frac{E^2 \cdot (E-1)(S_l \cdot t)^3 \cdot 4 \cdot \pi}{V_t}}.$$
(3.29)

Figyelembe véve, hogy az általam vizsgált robbantókamra R sugarú gömb, a (3.29) egyenlet egyszerűbb alakban írható:

$$P = P_0 \cdot e^{E^2 \cdot (E-1) \left(\frac{S_1 \cdot t}{R}\right)^3}.$$
(3.30)

3.1.3.6. A modell kiterjesztése

A modell feltételeiből jól látható, hogy a (3.30) egyenlet a robbanás során a kezdeti nyomás +10%-os értékéig, azaz megközelítőleg a lángterjedés lamináris szakaszán érvényes.

Célom a modell alkalmazhatóságának kiterjesztése volt az 1 bar_a nyitónyomás +150%-áig, azaz 2,5 bar_a értékig, hogy a robbanási nyomásemelkedés kezdeti szakaszát nagy pontossággal írja le, a lehető legegyszerűbb összefüggések segítségével.

Látható, hogy a (3.30) összefüggés matematikai formulája – annak exponenciális alakja folytán – alkalmas arra, hogy a valós nyomásemelkedési görbe inflexiós pontjáig szolgáltasson megfelelő eredményeket.

Mivel az eredeti modell a lamináris lángterjedést veszi figyelembe, a kiterjesztett esetben pedig a turbulens lángterjedés tartományában is zajlik a robbanási folyamat, ezért a kiterjesztett alkalmazás a modell paramétereinek módosításával valósítható meg. Ez a megközelítés egyben kijelöli a paraméterek módosításának a formáját is: a két állapot közötti különbséget a lamináris és turbulens lángterjedési sebesség közötti kapcsolat adja meg (lásd 2.1.6.2. fejezet), amely adott paraméterek, mint szorzótényezők segítségével írható le. Ezen tényezőket egy ϵ tényezőben egyesítve a (3.30) egyenlet módosított formáját a (3.31) alakban kerestem:

$$P = P_0 \cdot e^{\epsilon \cdot E^2 \cdot (E-1) \left(\frac{S_l \cdot t}{R}\right)^3}.$$
(3.31)

ahol ϵ az az általam bevezetett tényező, amely a turbulen lángterjedés közben lejátszódó részfolyamatok hatását fejezi ki számszerűen.

Vizsgálataim során a (3.31) összefüggés E expanziós faktorát, $T_{f,p}$ adiabatikus izobár lánghőmérsékletét és S_l lamináris lángterjedési sebességét irodalmi adatok felhasználásával állapítottam meg.

Az E expanziós faktort Brinzea és mtsai. [39] munkájában szereplő értékekre vettem fel a propántartalom függvényében. A felvett értékekre a további számításokat megkönnyítendő, a (3.32) függvény illeszthető. A függvény determinációs együtthatója: $R^2 = 0,9817$.

$$E = 0,0795 \cdot V_p^{*3} - 1,4415 \cdot V_p^{*2} + 8,2717 \cdot V_p^{*} - 7,2286$$
(3.32)

A $T_{f,p}$ izobár körülmények között megállapított adiabatikus lánghőmérsékletet szintén Brinzea és mtsai. [39] munkájában szereplő értékekre vettem fel a propántartalom függvényében. A felvett értékekre a további számításokat megkönnyítendő, a (3.33) függvény illeszthető. A függvény determinációs együtthatója: $R^2 = 0,9869$.

$$T_{f,p} = 24,174 \cdot V_p^{*3} - 440, 5 \cdot V_p^{*2} + 2446, 3 \cdot V_p^{*} - 2066, 1$$
(3.33)

Az S_l lamináris lángterjedési sebességet a következő forrásokban közölt értékek alapján határoztam meg: Liu és mtsai. [29], Babkin (említve: [34]), Brinzea és mtsai. [40], Metgalchi és Keck [42]. Az ezekben szereplő mérési eredmények közé illesztett értékek a (3.34) függvény szerint közelíthetők, így a (3.31) egyenletben is ezt alkalmaztam. A közelítő függvény determinációs együtthatója: $R^2 = 1$.

$$S_l = 0,0232 \cdot V_p^{*4} - 0,4247 \cdot V_p^{*3} + 2,7618 \cdot V_p^{*2} - 7,4914 \cdot V_p^{*} + 7,4164$$
(3.34)

A valós mérési eredményekhez illesztve a Microsoft Excel Solver bővítményének segítségével határoztam meg a (3.31) egyenletben keresett ϵ faktor értékét, ezen függvényillesztés hibáinak négyzetösszege minden esetben 0,6 bar²-en belül volt. Az ezzel a módszerrel nyert ϵ korrekciós tényező értékeit szemlélteti a 3.10. ábra.



3.10. ábra. Az ϵ faktor értékei

Ahogyan az ábrán látható, az ϵ tényező értéke a propánkoncentrációtól erősen függ, a függvénykapcsolat pedig másodfokú függvénnyel írható le. Ez utóbbit az ábrán pontozott vonallal jelöltem. Az általam meghatározott ϵ értékekre illesztett másodfokú függvény egyenlete:

$$\epsilon = -0,0132 \cdot V_n^{*2} + 0,0832 \cdot V_n^* + 0,1853, \tag{3.35}$$

amelyben az előbbieken kívül a V_p^\ast a propán térfogatkoncentrációját jelenti a kiindulási keverékben. A közelítő parabola determinációs együtthatójának értéke $R^2=0,9952.$

Egy ilyen módon közelített nyomásgörbét szemléltet a 3.11. ábra, amely a legkritikusabb, 4,8 V/V% propántartalmú keverékre vonatkozik. Látható, hogy a kiterjesztett modell nem csak a vizsgált +150%-os nyomástartományon, de azon túl is igen jól közelíti a mért nyomásértékeket.



3.11. ábra. A mért és a kiterjesztett modellel számított nyomásgörbék összehasonlítása 4,8 V/V% propántartalmú keverék esetén

3.1.4. A zárt terű robbanások vizsgálata során elért eredmények

Kialakítottam egy laboratóriumi mérőkört a zárt téri robbanások készülékben mérhető nyomásértékeinek vizsgálatára. A mérőkör kitűzött feladatra való alkalmasságát az ipari gyakorlatban elterjedten alkalmazott propán-levegő keverékek segítségével igazoltam. A vizsgálatokat nem szükséges a teljes robbanóképességi tartományon elvégezni, mivel biztonságtechnikai szempontból legveszélyesebbek a sztöchiometriai arányú keverék környezetében lévő összetételek. Ezen megfontolásból propán esetén a vizsgálati tartományt 2,8 V/V% – 6,3 V/V% közé választottam. A vizsgálatokat légköri kezdeti nyomáson és környezeti hőmérsékleten végeztem el.

A zárt kamrás mérések eredményeinek segítségével megvizsgáltam a Frolov-modell alkalmazhatóságát a robbanási nyomásgörbe kezdeti szakaszának modellezésére. Megállapítottam, hogy a modell a maximális nyomást a leghevesebben reagáló keverék esetén a kielégítő 10%-os pontosságon belül közelíti, ám a nyomásgörbe kezdeti szakaszának leírására jelenlegi formájában nem alkalmas.

A következőkben megvizsgáltam az ideális gáz modell nyomás-idő függvényre való alkalmazhatóságát. Az eredeti modellt kifejezetten a nyomásgörbe kezdeti szakaszának leírására dolgozták ki, alkalmazási tartománya a szakirodalom szerint a kezdeti P_0 nyomáshoz képesti maximum +10% nyomásemelkedésig terjedt. Mérési eredményeimet felhasználva a eredeti formulába illesztettem egy ϵ módosító tényezőt, amely segítségével a modell alkalmazhatóságát kibővítettem a P_0 +150%-os tartományra.

Összefoglalva, a fejezetben ismertetett eredmények felhasználási lehetőségei a következők:

- A bemutatott mérési eljárás segítségével nem csak propán-levegő keverékek esetén, hanem tetszőleges robbanóképes gázelegy jelölt robbanási jellemzői vizsgálhatók.
- Az ideális gáz modellt egy ϵ korrekciós tényezővel egészítettem ki, amely korrekciós tényezőket propán-levegő keverékre meghatároztam.
- A bemutatott eljárás alkalmazásával az ε tényező tetszőleges robbanóképes gáz levegővel alkotott keverékére meghatározható.

További célom, hogy más, az ipari gyakorlatban jellemzően előforduló anyagpárok és -kombinációk esetére meghatározzam az ϵ korrekciós tényezőt, amely így egy mérnöki gya-korlatban könnyen alkalmazható tudáscsomagot jelent majd.

3.2. Lefúvatott robbanások vizsgálata

Ebben az alfejezetben a lefúvásos védelem alkalmazása mellett bekövetkező robbanásokkal kapcsolatos vizsgálataimat és eredményeimet mutatom be. A vizsgálatok célja az elérhető mérési eljárások és szabványi számítási összefüggések kiterjesztése annak érdekében, hogy azokon a területeken (kis készüléktérfogatok és ezekhez kapcsolt lefúvató csatornák területén) is megbízható adatokat nyerjek, ahol a szabványi összefüggések nem feltétlenül adnak pontos eredményt. Ennek érdekében a vizsgálatok és így a fejezet is három fő részre tagolódik.

A fejezet első felében bemutatom a zárt kamrás mérésekhez kidolgozott mérési eljárás módosított változatát, amely így a lefúvatott robbanások vizsgálatára is alkalmassá vált. Az új mérési eljárás alkalmazásával a lefúvatott robbanás közben lezajló, nyomásváltozással járó részfolyamatok is kellő pontossággal vizsgálhatók tetszőleges robbanóképes gázelegy esetén, különös tekintettel a másodlagos robbanások létrejöttére, a lefúvató csatorna hatásainak vizsgálatára és a csatornában bekövetkező nyomásveszteségekre.

A fejezet második részében a lefúvásos védelemre vonatkozó szabványokat vizsgálom. Ezen szabványok célja, hogy olyan széles körben alkalmazható összefüggéseket határozzanak meg az egyes védelmi intézkedésekre vonatkozóan, amelyek nagy biztonsággal alkalmazhatók a legtöbb vizsgált robbanóképes keverék és készülékgeometria esetében. A szabványi megközelítések tehát olyan általános összefüggések, amelyek a legtöbb közegre és geometriára alkalmazhatók, viszont az általam vizsgált esetekre nem adnak pontos becslést. Az EN 14994 és az NFPA 68 szabványban szereplő összefüggések mintájára megalkotok egy új összefüggést a lefúvató csatorna használata mellett fellépő, megnövekedett redukált nyomásmaximum számítására. Az összefüggésben szereplő ismeretlen konstansok értékeit az általam elvégzett mérések segítségével állapítom meg.

A fejezet harmadik részében a lefúvató csatornák nyomásveszteségét és a csatornában fellépő csősúrlódási veszteségek számítási összefüggéseit vizsgálom. Mivel az összefüggések általános alakúak, így egyéb, iparban használatos gázkeverékekre is alkalmazhatók. Segítségükkel számszerűsíthetők a csatornában létrejövő másodlagos robbanások nyomásértékei, valamint azok egyéb jellemzői (összetétel, elhalási hossz) is vizsgálhatók.

3.2.1. Lefúvatott robbanásokkal kapcsolatos mérések – lefúvató csatornával és anélkül

3.2.1.1. A mérések menete

A lefúvatott robbanásokat a 3.1.2. fejezetben bemutatott Kühner robbantókamrával és annak általam kidolgozott töltési módjával vizsgáltam. A vizsgált keverékkoncentrációk a zárt terű mérésekkel megegyezően itt is 2,8, 3,8, 4,8, 4,8, 6,3 V/V% propánt tartalmaztak. Mivel a propán-levegő keverék felső robbanási határa 9,5 – 10,5 V/V%, ezért 7,8 és 9,8 V/V% propántartalmú keverék esetén is vizsgáltam a csatornában megfigyelhető nyomáscsúcsokat. Ezeket a koncentrációkat – mivel nem tartoznak a legveszélyesebb koncentrációk közé – zárt terű robbanás kapcsán nem vizsgáltam. A korábbiaknak megfelelően, minden egyes feltüntetett koncentrációhoz legalább három különböző mérés tartozik.

Hasadóelemként kereskedelmi forgalomban is elérhető alumínium fóliákat alkalmaztam. Ahhoz, hogy ezek nyitónyomásának szórását csökkentsem, hőkezelő kemencében 300°C-on 30 percig hőn tartottam, majd levegőn hűtöttem őket.

A hasadóelemeket a kamrán kialakított kémlelőnyílás helyére illesztettem, amelyhez speciális befogókat terveztem az ipari gyakorlatban alkalmazott hasadótárcsa-befogók mintájára. Ezeket karimás kötéssel rögzítettem a szerkezeten. A befogókat a 3.12. ábracsoport szemlélteti. A metszeti képek zsúfoltságát elkerülendő, az ábrán látható lekerekítések sugara 2 mm volt.



3.12. ábra. Robbantókamra és lefúvóvezeték szerelési vázlata

A lefúvatásért felelős elemek robbantott vázlatát a 3.13. ábra, míg a mérési elrendezés sémáját a 3.14. ábra (lentebb) szemlélteti.



3.13. ábra. Robbantókamra és lefúvóvezeték szerelési vázlata

Vizsgálataim során lefúvató csatorna nélkül (0 m hosszúságú csatorna), valamint 0,15 m és 1 m hosszú csatornával végeztem méréseket. Az 1 m hosszú csatornát egy 0,15 m-es és egy 0,85 m-es toldat segítségével állítottam össze, ahogyan az az ábrákon is megfigyelhető. Mind a hasadóelem nyílófelülete, mind a csatornák belső átmérője 30 mm volt. Tehát az általam vizsgált csatornák l/d viszonya rendre 0, 5 és 33,3 volt. A csatorna hossza mentén nyomástávadókat helyeztem el, a 3.14. ábrán látható módon.



3.14. ábra. A lefúvatott robbanások mérési elrendezésének vázlata

A 3.14. ábra jelölései a következők:

- 1 gáztöltő kamra,
- 2 20 liter űrtartalmú robbantókamra,
- 3 hasadóelem a befogókkal,
- 4 0,15 m hosszúságú lefúvató csatorna elem,
- K1, K2 Kistler gyártmányú piezoelektromos távadó vezérlésre, maximumértékek rögzítésére,
- P1 P6 Hottinger gyártmányú nyomástávadó a teljes nyomásgöbék rögzítésére.

Minden mérési adatsorból három fő paramétert határoztam meg:

- a fólia nyitónyomását (P_{set}) ,
- a propán-levegő keverék maximális redukált nyomását $(P_{red.max})$,
- a lefúvatás hatására módosult robbanási konstans értékét (K_G) .

Ezeken felül az eredmények kiértékeléséhez felhasználtam a lefúvató csatornán elhelyezett P3 - P6 nyomástávadók segítségével rögzített értékeket. Mivel a robbanásvizsgálatok eredményei számos paramétertől függenek, ezért nem hanyagolható el azok tűrése sem.

3.2.1.2. Az eredmények megengedhető tűrései

Az alkalmazott alumínium fólia működése során sík hasadótárcsaként viselkedik. Az EN ISO 4126-6 jelű szabványban megtalálhatók [93] a leggyakrabban alkalmazott hasadótárcsa típusokra jellemző maximális nyitónyomás-tűrések. A szabvány által említett legegyszerűbb típus a bekarcolt síktárcsa, amely a karcoknak köszönhetően stabilabb nyitónyomással rendelkezik az egyszerű sík tárcsánál. Az említett szabvány által az előbbire megfogalmazott maximális ajánlott tűrés $\pm 50\%$, amely egy igen széles tartomány, és amelyet a korábban említett hőkezelésnek köszönhetően a mérések során 10% alá sikerült csökkentenem.

A zárt téri maximális nyomás meghatározása során a maximumértékek tűrései porok esetén az EN 14034-1 szabvány szerint [90] 10%-on belül kell, hogy legyenek. Gázok esetén nincs ilyen kritérium a tűrésekre vonatkozóan [91]. Ilyen jellegű laboratóriumi vizsgálatok elvégzése a lefúvatott robbanásokra nem az ipari gyakorlat része, ám a lefúvatott esetek vizsgálata során is a porokra előírt toleranciát tartottam mérvadónak.

A robbanási konstansok gyakran nagy szórást mutatnak az átlaghoz képest. A jelenség oka a lángterjedés és lefúvatás összetett fizikai-kémiai folyamataiban keresendő. Mint ahogy korábban ismertettem, a turbulencia rendkívül nagy hatással van a pillanatnyi lángterjedési sebességre és a nyomásemelkedési sebességre, amely a mért robbanási konstansokban jelentkező magas szórást magyarázza. Lefúvatott robbanások esetén további turbulenciafokozó tényezők is szerepet játszanak: éles szélű peremen történő kiáramlás, sugárösszehúzódás majd szétterülés. Éppen ezért a szakirodalomban rendkívül kevés zárt téri robbanásoki megállapított deflagrációs index érték található meg, míg lefúvatott robbanásokra vonatkozó ilyen adatokat egyáltalán nem találtam a kutatómunkám során.

3.2.1.3. A fóliák nyitónyomása

A fóliák nyitónyomását a robbanás során felvett nyomásgörbékből határoztam meg, mind lefúvóvezeték nélküli, mind a későbbiekben ismertetett lefúvóvezetékkel végzett esetben. Ezt a készüléken elhelyezett P2 jelű nyomástávadó jelében a robbanás kezdeti szakaszán bekövetkezett változásból, azaz a görbe meredekségének szakadásából állapítottam meg.



3.15. ábra. Hasadóelemek mért nyitónyomásai a propántartalom függvényében

Ezzel a módszerrel a fóliák átlagos nyitónyomására $P_{set} = 0,49$ bar_g adódott, +8,81% és -8,25% tűrésen belül. Bár az átlagtól való eltérés magasnak tűnhet, jóval az EN ISO 4126-6 szabvány által megfogalmazott ±50%-os határ alá esik.

Továbbá az is megállapítható volt, hogy ugyan a hosszabb lefúvató csatorna esetén – a nagyobb ellennyomás miatt – magasabb nyitónyomások adódtak , ám az általam vizsgált csatornahosszok nem befolyásolták jelentősen a nyitónyomások értékét.

3.2.1.4. Mért karakterisztikus jellemzők

A 3.2. táblázat foglalja össze a mért karaterisztikus jellemzőket: a redukált maximális robbanási nyomást a kamrában és a lefúvatott robbanás során mérhető robbanási konstanst. A táblázat a 7,8 és 9,8 V/V%-os keverékek értékeit nem tartalmazza, mivel utóbbi esetén egyáltalán nem tapasztaltam robbanást már a kamrában sem, míg a 7,8 V/V%-os keverék esetén rendkívül gyenge robbanás volt megfigyelhető. A 7,8 V/V%-os keverék esetén az átlagos maximális robbanási nyomás 0,441 barg volt.

Lefúvóvezeték l/d	Kezdeti	Redukált maximális	Robbanási konstans
viszonya [-]	propántartalom [V/V%]	robbanási nyomás,	$K_G \; [\mathrm{bar} \cdot \mathrm{m/s}]$
	$\begin{bmatrix} \mathbf{v} / \mathbf{v} / 0 \end{bmatrix}$	I red,max [Da1g]	
	2,8	0,54 + 5% - 5%	3 + 7%, -11%
	$3,\!8$	3,82 + 6% - 5%	33 + 8%, -8%
0	4,8	4,73 + 2% - 3%	53 + 5%, -1%
	5,8	2,67 +10% -7%	34 +13%, -10%
	6,3	0,7 +8% -6%	5+5%, -9%
	2,8	0,54 + 4% - 6%	3 +3%, -2%
	3,8	3,9 +1% -1%	27 +1%, -2%
5	4,8	5,12 +0% -2%	58 +10%, -7%
	5,8	2,99 +3% -2%	19 +2%, -1%
	6,3	1,33 + 2% - 5%	5 + 4%, - 4%
33,3	2,8	0,66 + 5% - 5%	2 +37%, -2%
	3,8	4,23 +5% -5%	31 +11%, -18%
	4,8	5,34 + 2% - 1%	43 +34%, -27%
	5,8	3,35 + 2% - 3%	26 + 19%, -34%
	6,3	1,94 + 10% - 10%	7 + 22%, -19%

3.2. táblázat. Lefúvatáskor mért redukált maximális robbanási nyomások és robbanási konstansok

A 3.16. ábra grafikusan is szemlélteti a redukált nyomások átlagértékeit a kezdeti propántartalom függvényében. Ahogyan az ábrán is látható, a csatorna alkalmazása és annak hossza jelentős hatással van a kamrában mérhető nyomásértékekre. Továbbá az is megfigyelhető, hogy a tüzelőanyagban szegényebb keverék kisebb hatást gyakorolt a kamrában mérhető maximumértékekre. Például 2,8 V/V% propántartalom esetén a maximális redukált nyomások átlagértékei megegyeznek a csatorna nélküli és az l/d = 5 hosszúságú csatorna esetén. Emelkedő propánmennyiségeknél a nyomások közötti különbségek is egyre jelentősebbé válnak. Ennek magyarázata, hogy a gazdagabb keverékek a lefúvatás pillanatában nagyobb el nem égett propánmennyiséget tartalmaznak, amely a csatornába érve friss oxigénnel keveredik és másodlagos robbanást okoz. Minél hevesebb a másodlagos robbanás, annál nagyobb hatást gyakorol a tesztkamrában mérhető nyomásra.



3.16. ábra. A robbantókamrában mért redukált nyomások átlagos maximumértékei

A 3.17. ábra grafikusan szemlélteti a mért robbanási konstansok átlagértékeit. Ezek az értékek – hasonlóan a nyomásmaximumokhoz – szintén összefüggést mutatnak a csatornahosszal. Az íves karakterisztikát azonban az l/d = 5 hosszúságú csatornához tartozó görbe nem követi, ez haranggörbe-szerű alakot vesz fel.



3.17. ábra. A robbantókamrában mért robbanási konstansok átlagos maximumértékei

Ahhoz, hogy az l/d = 5 hosszúságú csatornához tartozó görbe átlagostól eltérő alakját megvizsgáljam, felvettem a P3 távadó által mért nyomásmaximumokat is. Ezek a 3.18. ábrán láthatók. Megfigyelhető, hogy a lefúvató csatornák kezdeti szakaszán a P3 távadó
által mért nyomásértékek átlagos maximumai a robbanási konstansokhoz hasonló jelleget mutatnak.



3.18. ábra. A P3 távadó által mért nyomások átlagos maximumértékei

A jelenség magyarázata a következő. Csatorna nélküli lefúvatás esetén a sugár a lefúvónyílást elhagyva expandál, majd szabadon kiáramlik a környezetbe. A nagysebességű kiáramlásnak és jelentős keresztmetszet-változásnak köszönhetően a másodlagos robbanás hatása elhanyagolható. A kiáramlás sebességét és hatásos felületét jelen esetben a kiáramlási keresztmetszet geometriája és a kiáramló friss keverék robbanási tulajdonságai határozzák meg. Ebből kifolyólag a kamrában mérhető redukált nyomás és deflagrációs index a megszokott függvény szerint változik.

Az l/d = 33, 3 hosszúságú csatorna esetén a távozó anyagáram folyamatos, és közvetlenül a lefúvófelületet elhagyva is koncentrált marad. A folyamat során a korábban már említett akadályozó tényezők gátolják a szabad kiáramlást: súrlódási veszteségek, a csőben nyugvó gázoszlop tehetetlensége, akusztikus oszcillációk, másodlagos robbanás. Ezek közül a súrlódási veszteségek a csatorna teljes hosszán fennállnak. Ahogyan azt korábban bemutattam, a gázoszlop tehetetlensége elhanyagolható mértékű ellenállást jelent. A másodlagos robbanás hatása jelentős, ám az előresiető nyomáshullám szintén a súrlódási veszteségeket növeli. A mért nyomásgörbékből továbbá az is megállapítható, hogy az akusztikus oszcillációk nyomásmaximumai szintén jelentősen elmaradnak az egyes távadók által mért maximumoktól, valamint a csatorna végén el is halnak.

Ezzel szemben az l/d = 5 csatornahosszon közvetlenül a másodlagos robbanást követően megtörténik a szabadba való kilépés, amely az oszcillációknak köszönhetően megkönnyíti a friss levegő visszajutását a környezetből. A legmagasabb robbanási konstanssal rendelkező 4,8 V/V%-os vizsgált koncentráció kivételével a közeg könnyen a szabadba tud áramolni, míg a 4,8 V/V% esetén az újrakeveredés szintén heves másodlagos robbanással járul hozzá a további nyomásnövekedéshez.

3.2.1.5. Nyomásveszteség az l/d = 33, 3 hosszúságú csatorna mentén

A továbbiakban az l/d = 33, 3 hosszúságú lefúvató csatorna nyomásveszteségét vizsgáltam. A 3.3. táblázat és a 3.19. ábra az egyes nyomástávadók által mért maximumértékeket foglalják össze. Általában elmondható, hogy minél közelebb helyezkedett el az adott nyomástávadó a csatorna kilépési keresztmetszetéhez, annál nagyobb szórást mutattak a mérési eredmények is. Ezen felül megállapítható, hogy a propántartalom-skála két végén elhelyezkedő koncentrációk eredményei nagyobb szórást mutattak, mint a sztöchiometriai arány közelébe esők.

Propánt.	Maximális nyomások [barg]						
[V/V%]	$P2$ távadó, P_2	$P3$ távadó, P_3	P_4 távadó, P_4	$P5$ távadó, P_5	$P6$ távadó, P_6		
2,8	0,66 +5%, -5%	0,62 + 18%, -27%	0,6 + 11%, -13%	0,52 + 11%, -15%	0,62 + 12%, -20%		
3,8	4,23 +5%, -5%	2,73 +5%, -6%	1,41 + 6%, -6%	1,43 +6%, -6%	1,19 + 9%, -10%		
4,8	5,34 + 2%, -1%	3,32 + 2%, -3%	2,01 + 15%, -26%	$1,79 + 2\%, \\ -3\%$	1,03 + 6%, -9%		
5,8	3,35 + 2%, -3%	2,06 + 2%, -2%	1,17 + 4%, -4%	1,03 +6%, -9%	0,74 + 6%, -3%		
6,3	$1,94 +10\%, \\ -10\%$	1,13 + 13%, -13%	0,57 + 21%, -12%	0,47 + 24%, -18%	0,53 + 22%, -13%		

3.3. táblázat. Lefúvatáskor mért redukált maximális robbanási nyomások és robbanási konstansok

Továbbá, a 2,8, 3,8 és 6,3 V/V% propántartalmú keverékek esetén a csatorna kilépési keresztmetszete felé haladva a várt nyomáscsökkenés helyett nyomásnövekedés volt megfigyelhető. Ez a hatás nem jelentkezett a 4,8 és 5,8 V/V% összetételű keverékeknél.



3.19. ábra. A P2 - P6 távadók által mért nyomások átlagos maximumértékei az 1 méter (l/d = 33, 3) hosszúságú csatorna esetén

A 3.19. ábrán is jól látható, hogy a csatorna kezdeti szakaszán jelentős nyomásveszteség figyelhető meg. Az ábrán P_i jelenti az *i*-edik nyomástávadó által mért maximumértékek átlagát, l_i pedig az *i*-edik távadó hosszkoordinátáját a csatorna mentén.

Propántartalom [V/V%]	Abszolút nyomásesés P2 és $P3$ között, bar $(P_2 - P_3)$	Nyomásesés egységnyi hosszon $P2$ és $P3$ között, bar/m $(P_2 - P_3)/(l_3 - l_2)$	Nyomásesés egységnyi hosszon $P3$ és $P6$ között, bar/m $(P_3 - P_6)/(l_6 - l_3)$
2,8	0,04	$0,\!59$	$0,\!05$
3,8	1,5	19,97	3,34
4,8	2,02	26,95	4,31
5,8	1,29	17,25	2,87
6,3	0,82	10,89	1,56

3.4. táblázat. Nyomásesések az l/d=33,3hosszúságú csatorna mentén

A 3.4. táblázat a fentebb említett nyomásesésre vonatkozó adatokat foglalja össze. Látható, hogy a P2 és P3 távadók eredményei közötti abszolút nyomáskülönbség, valamint az egységnyi hosszra vonatkoztatott különbség is jelentősen eltér a 2,8 V/V%-os keverék esetén. Ekkor a kezdeti szakaszon a teljes nymásesés 97%-a esik, míg a többi koncentráció esetén ez átlagosan mindössze 52%. A jelentős százalékos eltérés oka az alábbiakban keresendő.

A 3.16. ábrán megfigyelhető, hogy a 2,8 V/V% propántartalmú keverék esetén a robbantókamrában mért nyomásmaximumok a l/d = 0 és az l/d = 5 hosszúságú csatornák

esetén megegyeztek (a kerekítés szabályai szerint, valójában minimális eltérés volt megfigyelhető köztük), valamint az l/d = 33, 3 hosszúságú csatorna esetén mérttől csak minimálisan különböztek. Ugyanez az állítás igaz a 3.17. ábra robbanási konstans értékeire is. Ezek az észrevételek, valamint az a tény, hogy a 3.19. ábrán és a 3.4. táblázatban feltüntetett nyomásesések jóval alacsonyabbak a más koncentrációk esetén mérthez képest, azt mutatják, hogy ennél a keverékösszetételnél nem következik be vagy elhanyagolható a lefúvatás során a másodlagos robbanás. Így ez az eredmény a későbbiekben a csatorna belépési és súrlódási veszteségeinek számításához használható fel.

3.2.2. A lefúvató csatornában lejátszódó jelenségek és nyomáscsúcsok azonosítása

A 2.3.2. fejezetben összefoglaltak szerint a lefúvató csatornában fellépő Helmholtz- és akusztikus oszcillációk mellett a membránszakadásból származó lokális maximumnak, a lehetséges másodlagos robbanásnak és elnyújtott nyomásnövekedési szakasznak is azonosíthatónak kell lennie. Ennek érdekében megvizsgáltam az l/d = 33, 3 hosszúságú csatorna esetén eltérő pozíciókban mért nyomásértékeket. Ezeket a 3.20. ábra szemlélteti egy 6,3 V/V% összetételű keverék példáján keresztül.



3.20. ábra. A P2 - P6 távadók által mért nyomások görbéi egy 6,3 V/V% propántartalmú keverék és l/d = 33,3 hosszúságú lefúvató csatorna esetén

A korábban említett jellegzetes maximumértékek jól azonosíthatók a 3.21. ábra segítségével, amely a 3.20. ábra módosított változata.



3.21. ábra. A 3.20. ábrán látható nyomásgörbék jellegzetes szakaszai

A 3.23. ábrán nem látható, és a mérések során nem is volt megfigyelhető az akusztikus oszcillációk szakasza. A mérések során egyedül a 7,8 V/V% összetételű keverék esetén tudtam azonosítani ezt a szakaszt, a jelenség bekövetkezése pedig tisztán hallható volt. A 3.22. ábra egy ilyen összetételű görbesereget mutat, a diagram időtengelyén 2 s és 4,5 s között pedig megfigyelhető az akusztikus oszcillációk szakasza. Továbbá az is látható, hogy a lefúvató csatornában fellépő maximális nyomás meghaladja a készülékben mérhető nyomásmaximumot.



3.22. ábra. A P2 - P6 távadók által mért nyomások görbéi egy 7,8 V/V% propántartalmú keverék és l/d = 33,3 hosszúságú lefúvató csatorna esetén

A 3.20. ábra görbéinek nyomástávadónként elkülönített változatát szemlélteti a 3.23. ábra, amely azonban a nyomáshullám Helmholtz-oszcillációs szakaszát már nem tartalmazza. A legfelső görbe a robbantókamrában P2 távadó jelét mutatja. Alatta sorrendben a

P3-P6távadók által rögzített nyomásgörbék figyelhetők meg. Az ábrán is látható, de a többi koncentráció esetén is megfigyelhető volt, hogy a membránszakadás nyomáshullámának maximuma a csatorna hossza mentén közel állandó értéket vett fel.



3.23. ábra. A 3.20. ábra nyomásgörbéi egyesével ábrázolva

Mivel az általam vizsgált szakirodalmak szerzői nem említik, így a 3.21. ábrán sem került jelölésre a P3 görbén is megfigyelhető, másodlagos robbanást követő két kiugró nyomáscsúcs. Ezek egyikének maximumértéke az elnyújtott nyomáscsúcs maximumát is meghaladja. Az irodalomban nem definiált, új nyomáscsúcsok a további távadók jelében is megfigyelhetők, bár az elhalásnak megfelelően csökkenő intenzitással.

Extra nyomáscsúcsból az 5,3 V/V%-os propán-levegő keveréknél egy darab, míg 6,3 V/V%-os keveréknél két darab volt konzekvensen megfigyelhető. A jelenség magyarázata, hogy a hasadóelem kiszakadásakor friss tüzelőanyag-levegő keverék is áramlik a csatornába (minél magasabb a kiindulási koncentráció, annál több), amely begyullad, ez a szokásosan megfigyelhető másodlagos robbanás. A csatorna kis l/d = 33, 3 hosszúság-átmérő viszonya miatt a láng homlokfelülete még a turbulens lángfrontot figyelembe véve is kicsi, így az összes kiáramlott friss keverék nem tud azonnal elégni. A másodlagos robbanás miatt a keverék egy része visszaáramlik a kamrába, majd a másodlagos robbanás elhalása után újra kiáramlik onnan, amely újra begyullad. Az általam vizsgált legmagasabb propántartalmú keverék (6,3 V/V%) esetén a jelenség újból megismétlődik.

Az általam végzett mérések alapján az egyes kiindulási propánkoncentrációk esetén a 3.5. táblázat szerinti másodlagos robbanások figyelhetők meg. A táblázat a csatorna hossza mentén mért legmagasabb, azaz a P3 nyomástávadó által rögzített értékek átlagait foglalja össze. Megfigyelhető, hogy minél magasabb a kiindulási propánkoncentráció, annál több másodlagos robbanás figyelhető meg a lefúvató csatornában, amely a fentebb ismertetett elméletet támasztja alá. Azonban 7,8 V/V%-os keverék esetén a csatornában pedig a membránszakadáson kívül egyetlen másodlagos robbanást figyeltem meg.

Propántartalom [V/V%]	Másodlagos robbanások száma [db]	Másodlagos robbanások átlagos maximumértékei $[\rm bar_g]$			
2,8	0 - 1	0,26	_	_	
3,8	1	0,875	_	_	
4,8	1	1,343	_	_	
5,8	2	0,809	1,563	_	
6,3	3	0,538	0,843	0,979	
7,8	1	0,242	_	_	
9,8	0	_	_	_	

3.5.	táblázat.	Másodlagos	robbanások	P3	távadó	által	mért	átlagos
			értékei					

Az egyedi méréseket és nyomásmaximumokat – tehát nem az átlagértékeket – figyelembe véve megállapítható volt, hogy bizonyos esetekben a másodlagos robbanások maximális nyomásértékeinek egyike meghaladja az elnyújtott nyomásmaximumot.

A megállapításnak a lefúvató csatornák szilárdsági tervezése szempontjából van kiemelt jelentősége.

3.2.3. A megnövekedett redukált nyomás számítására alkalmas új összefüggés kidolgozása

A kamrában mérhető redukált robbanási nyomás maximumértékének becslésére mind az EN 14994, mind az NFPA 68 szabvány közöl számítási módokat. A továbbiakban megvizs-gáltam, hogy az általam elvégzett mérések során ezek az ajánlások mennyiben feleltek meg a redukált nyomás értékének előre jelzésére.

Az EN 14994 szabványban szereplő (2.35) összefüggés szerint a csatorna redukált nyomást növelő hatása, amennyiben a lefúvóvezeték hossza 3 méternél rövidebb:

$$P'_{red,max} = 1,24 \cdot P^{0,8614}_{red,max}$$

Az NFPA 68 szabvány szerint, ha a lefúvóvezeték hossza 3 és 6 méter közé esik, vagy annál rövidebb de a hossza a hidraulikai átmérő négyszeresénél nagyobb, a csatorna hatására megnövekedett redukált nyomás a (2.44) összefüggés segítségével számítható:

$$P'_{red,max} = 0,172 \cdot P^{1,936}_{red,max}$$

A 2.3.4. fejezetben részletesen ismertettem az összefüggések alkalmazhatósági feltételeit, amelyeknek az általam vizsgált esetek megfelelnek. Mivel az összefüggések nem tartalmazzák a csatornahossz hatását, ezért a nyomásemelkedés szempontjából kedvezőtlenebb, l/d = 33, 3hosszúságú lefúvató csatorna mérési eredményeivel hasonlítottam össze őket. A számítási eredmények összevetését a kamrában mért átlagos nyomásmaximumokkal a 3.24. ábra és a 3.6. táblázat tartalmazza.



3.24. ábra. A mért, valamint az EN 14994 és NFPA 68 szabványok szerint meghatározott redukált nyomásmaximumok

A mért és a lefúvatott értékek mért eredményekre vonatkoztatott különbsége az NFPA 68 szabvány szerinti számítások esetén adódott a legmagasabbra. Ekkor az l/d = 33, 3 csatorna esetén az eltérések 34,8% és 95,5% között mozogtak. A nagymértékű pontatlanságok úgymond szokványosak a robbanásbiztonság-technika területén, ám ezek az értékek már nem kívánt eltérést jelentenek a valós eredményekhez képest. Ráadásul, a szabványi számítások a legkritikusabb koncentrációk esetén alulról közelítik a mérési eredményeket, amelyek

tékét a kamrában	•		0	0
Propántartalom [V/V%]	Mért ma	ximumok	Szabványi számítások	
	l/d = 5csatorna esetén	l/d = 33, 3 csatorna esetén	EN 14994 szerint	NFPA 68 szerint
2,8	0,54	0,66	0,73	0,05
3,8	3,9	4,23	3,93	2,3
4,8	5,12	5,34	4,73	3,48
5,8	3	3,35	2,89	1,18
6.3	1.33	1 94	0.92	0.09

önmagukban is kockázatosak a lefúvásos védelem tervezése során, ezért egy olyan egyenlet megalkotását tűztem ki célul, amely pontosabban közelíti a megnövekedett redukált nyomás értékét a kamrában.

3.6. táblázat. A megnövekedett redukált nyomás maximumértékei

Az új egyenletet az EN 14994 szabványban szereplő (2.35) és az NFPA 68 szabványban szereplő (2.44) összefüggések mintájára a következő alakban állítottam fel:

$$P'_{red.max} = a \cdot P^b_{red},\tag{3.36}$$

ahol a és b az ismeretlen konstansok. Ezek értékét az általam elvégzett, l/d = 33, 3 hosszúságú lefúvató csatorna esetén kapott redukált nyomásértékekhez igazítottam a legkisebb négyzetek módszerével úgy, hogy eközben az egyenlet a maximális nyomást eredményező koncentrációnál is felülről közelítse a mérési eredményeket. Így a következő értékek adódtak: a = 1,6953 és b = 0,7384, amelyekkel az új közelítő egyenlet:

$$P'_{red,max} = 1,6953 \cdot P^{0,7384}_{red}.$$
(3.37)



3.25. ábra. A mért redukált nyomásmaximumok összevetése a (3.37) egyenlet szerinti eredményekkel

A (3.37) összefüggés segítségével kapott redukált robbanási nyomások a 3.25. ábrán láthatók. Megfigyelhető, hogy az új összefüggés az elvárásoknak megfelelően a maximumértéknél 0%-os hibával közelíti a mérési eredményeket, valamint annak szomszédos értékeinél is -8%-os pontosságon belül, felülről burkolják a mérési eredmények görbéjét. Így az új egyenlet alkalmas a redukált nyomásmaximumok megfelelő közelítésére a 20 literes űrtartalmú edény és 30 mm átmérőjű, l/d = 33, 3 hosszúságú csatorna esetén.

3.2.4. A csősúrlódási veszteség részarányának meghatározása

A lefúvató csatornában fellépő hatások közül a csősúrlódási veszteség az, amely minden egyes esetben fellép, és amelyre a további hatások szuperponálódnak. Ezek együtt adják a redukált nyomás növekedését eredményező ellenállást. Ahhoz tehát, hogy ezeket az egyéb hatásokat – másodlagos robbanásokat, oszcillációkat, elnyújtott nyomáscsúcsot – számszerűsíthessük, ismerni kell a csatornában fellépő nyomásveszteséget a lefúvatás során.

Ennek meghatározásához a lefúvató csatorna nélküli, valamint az 1 méter (l/d = 33, 3) hosszúságú csatornával elvégzett mérési eredményeimet használtam fel.

Mivel a mért nyomásgörbék részletesebb elemzéséből megállapítható volt, hogy a 2,8 V/V% propántartalmú keverék lefúvatásakor a csatornában nem következett be másodlagos robbanás vagy annak hatása elhanyagolható volt, a csatornában fellépő súrlódási veszteség meghatározását ennek a keveréknek a vizsgálatával kezdem. Meghatározom a csatornában fellépő súrlódási veszteségekből származó nyomáscsökkenést, majd a csatorna kilépési pontjában ezzel a módszerrel kapott nyomást összevetem a lefúvató csatorna nélküli eset kamrában mérhető nyomásával. A két érték egyezése esetén a bemutatott módszer alkalmas a csősúrlódási veszteség meghatározására, mivel ez azt jelenti, hogy a kamrában lefúvóvezeték nélkül és lefúvóvezetékkel mért nyomások közti különbséget mindössze a csősúrlódási veszteség okozza.

3.2.4.1. Alkalmazott összefüggések

A kamrából lefúvatáskor – leegyszerűsítve a lejátszódó folyamatokat – a közeg a lefúvató csatornába áramlik, amely hatás ΔP_{be} beáramlási veszteségként vehető figyelembe. A csatorna hossza mentén csősúrlódási veszteség, ennek következtében ΔP_{css} csősúrlódásból származó nyomásveszteség lép fel. A 2.2. fejezetben leírtak értelmében a fellépő akusztikus- és Helmholtz-oszcillációk hatása elhanyagolható. A csatornában fellépő másodlagos robbanások ΔP_{mr} nyomásveszteségként jelentkeznek, amelyek számszerűsítése a robbanásból eredő nyomásnövekedés, valamint az előresiető és visszainduló nyomáshullám miatt rendkívül nehézkes, leginkább egy összesített veszteségként vehetők figyelembe. A csatornából a közeg nagy sebességgel lép ki egy jóval nagyobb térfogatba, így az, hogy a közeg nyomása a kilépési tér növekedésének hatására csökken, ΔP_{ki} kilépési veszteségként jelentkezik. Így a lefúvató csatorna teljes nyomásvesztesége:

$$\Delta P_{csatorna} = \Delta P_{be} + \Delta P_{css} + \Delta P_{mr} + \Delta P_{ki}.$$
(3.38)

A (3.38) összefüggésben szereplő belépési veszteség a kontrolltérfogat 1-es belépési és 2-es kilépési pontja között (3.39) egyenlet szerint [94] számítható ki.

$$\Delta P_{be} = \zeta \cdot \frac{v_2^2}{2} \cdot \rho_2. \tag{3.39}$$

Mivel a lezajló folyamatok rendkívül gyorsan mennek végbe, ezért a csővezetékben a súrlódás hatására bekövetkező nyomáscsökkenés jó közelítéssel adiabatikus állapotváltozásnak tekinthető. Ezzel egyidejűleg, mivel a kamrából kiáramló közeg áramlási sebessége vizsgálataim során nem haladta meg a helyi hangsebességet, a közeg állapotfüggvényei nem szenvedtek szakadást, így a számítások elvégzésére a következő egyenletek valóban alkalmazhatók. A súrlódási veszteség következtében bekövetkező nyomáscsökkenés például az 1 és 2 jelű pozíciók közt adiabatikus csőáramlásra a (3.40), (3.41) és a (3.42) egyenletek felhasználásával határozható meg [95].

$$\Delta P_{css} = P_1 - P_2 \tag{3.40}$$

$$\frac{P_1^2 - P_2^2}{2 \cdot P_1} = \lambda \cdot \frac{l}{d} \cdot \frac{v_1^2}{2} \cdot \rho_1 \tag{3.41}$$

$$T_2 \approx T_1 \cdot \left(\frac{P_2}{P_1}\right)^{\frac{\kappa-1}{\kappa}} \tag{3.42}$$

A csatornában fellépő csősúrlódási tényező meghatározásához a Colebrook-összefüggés használható [17]:

$$\lambda = \left\{ \frac{1}{1, 14 - 2 \cdot lg\left(\frac{\epsilon}{d}\right)} \right\}^2.$$
(3.43)

A csatornából történő kilépés vesztesége a szűk résből történő kiáramlás mintájára a (3.44) egyenlet szerint számítható [95]:

$$\Delta P_{ki} = \zeta \cdot \frac{\rho}{2} \cdot v_{ki}^2, \qquad (3.44)$$

ahol $\zeta = 1$ -nek tekinthető [94].

A 3.26. ábra a lefúvató csatorna nélküli és a csatornával lefúvatott esetek nyomáseséskomponenseit szemlélteti a másodlagos robbanás nélküli esetekben, például a 2,8 V/V%-os propántartalmú keverék esetén.



3.26. ábra. A csatorna nélküli és csatornával lefúvatott, másodlagos robbanás nélküli esetek nyomásesés-komponenseinek összehasonlítása

Az ábrán is látható, hogy a lefúvató csatorna nélkül és az azzal lefúvatott esetek közti különbség a ΔP_{be} belépési veszteség és a ΔP_{css} csősúrlódási veszteség, azaz:

$$P_2' - P_2 = \Delta P_{be} + \Delta P_{css} + \Delta P_{ki'} - \Delta P_{ki}.$$

Így tehát feltételezésem szerint, ha a (3.38) - (3.44) egyenletek megfelelően írják le a lefúvató csatorna hatását nagysebességű áramlás esetén is, a következő egyenlőségnek kell teljesülnie:

$$P_2' = P_2 + \Delta P_{be} + \Delta P_{css} + \Delta P_{ki'} - \Delta P_{ki}, \qquad (3.45)$$

ahol a P_2 és P'_2 mért eredmények, a ΔP_{css} , $\Delta P_{ki'}$ és ΔP_{ki} pedig számított értékek. Vizsgálataim során az elméletem ellenőrzésére a (3.45) összefüggést használom.

3.2.4.2. Anyagjellemzők, paraméterek, kezdeti- és peremfeltételek

A fenti egyenletek megoldásához számos paraméter és anyagjellemző megadása szükséges.

A lefúvató csatornába való belépés előtt a közeg nyomását minden esetben a P2 nyomástávadó által mért maximális nyomás értékűnek feltételeztem.

A hirtelen keresztmetszet-változás okozta ζ belépési veszteség Perry [94] szerint 0,1-nek tekinthető abban az esetben, ha a keresztmetszet-változás lekerekítési sugara nagyobb, mint a kilépési keresztmetszet átmérőjének 0,15-szöröse. A hasadóelem befogójának kialakítása miatt ez a feltétel teljesül, így ez az érték a számítások során is alkalmazható.

A csatornába való belépési veszteség és a csősúrlódás meghatározásához elengedhetetlen a csatorna torkolatában mérhető áramlási sebesség ismerete. Ez az érték a csatornával lefúvatott mérések nyomás-idő diagramjaiból szintén leolvasható, a következőképpen. A membránszakadás nyomáshulláma tisztán megjelenik a csatorna hossza mentén elhelyezett P3 - P6 nyomástávadók által rögzített értékekben. Ezen nyomáshullám terjedési sebessége a kezdeti kiáramlási sebesség, amely propánkoncentrációtól függetlenül 374,7 m/s-ra adódott. A sebesség propántartalom-függetlenségének oka, hogy a kamrában mérhető közegnyomás és a lefúvó oldali nyomás különbsége az alacsony nyitónyomás-tűrésnek köszönhetően állandó volt. A lefúvatott közeg összetételének eltéréseiből fakadó anyagjellemzőkbeli változás a mérési eredmények alapján elhanyagolhatónak bizonyult.

A kamrából kiáramló közeg hőmérsékletét 1450 K értékűnek feltételeztem, mivel a 3.1.3. fejezetben igazoltam, hogy a teljesen előkevert égés során a gyújtási hőmérséklet 1450 K-nek tekinthető, amely megközelítőleg megfelel a lefúvatott közeg hőmérsékletének is.

A közeg a számításaim során atmoszférikus nyomású térbe lépett ki.

A robbanás során tökéletesen előkevert állapotot feltételeztem, ezért a lefúvatott keverékekre is azzal a közelítéssel éltem, hogy a kamrában már az összes lehetséges propán elégett, így a tüzelőanyagban szegény kezdeti összetételek esetén oxigénfelesleg, míg a tüzelőanyagban gazdag kiindulási keverékek esetén maradék propán is távozott az égéstermékekkel együtt. Ez a megközelítés természetesen elhanyagolja a lángfront előtt felhalmozódó el nem égett keverékmennyiséget a lefúvatás kezdetén, ám az összetételben bekövetkező ilyen kis változás nem befolyásolja nagy mértékben a lefúvatott keverék anyagjellemzőit.

3.2.4.3. A megoldás menete

Az l/d = 33,3 hosszúságú csatorna esetén a súrlódási veszteség meghatározása során a kamrában mért P2 nyomásmaximumból indultam ki, és nyomástávadótól nyomástávadóig,

véges differenciák segítségével számítottam az értékeket. Minden egyes szakasz végén a kapott nyomás és hőmérséklet függvényében újraszámítottam az anyagjellemzőket (a keverék sűrűségét, viszkozitását, izentropikus kitevőjét), a csősúrlódási tényezőt és az áramlási sebességet a kontinuitási egyenletnek megfelelően. Az egyes szakaszokon az alábbi veszteségeket vettem figyelembe, a 3.14. ábra szerint:

- a P2 P3 szakaszon: $\Delta P_{be} + \Delta P_{css,2-3}$;
- a P3 P4 szakaszon: $\Delta P_{css,3-4}$;
- a $P_4 P_5$ szakaszon: $\Delta P_{css,4-5}$;
- a P5 P6 szakaszon: $\Delta P_{css,5-6}$;
- a P6 kilépési pont szakaszon: $\Delta P_{css,6-ki} + \Delta P_{ki'}$.

3.2.4.4. Nyomásesések a 2,8 V/V% propántartalmú keverék esetén

A csatorna mentén mért és számított nyomásértékeket a 3.27. ábra és a 3.7. táblázat foglalja össze. Ezek eltérései a számított értéket a mért értékre vonatkoztatva a P2 pozícióban 0%, a P3-ban -1%, P4-ben -2%, P5-ben -13% és P6-ban +11%.



3.27. ábra. Az l/d = 33, 3 hosszúságú csatornával lefúvatott, 2,8 V/V%-os összetételű esetek mért és számított nyomásértékeinek összehasonlítása a csatorna hossza mentén

Az ábrán a P5 és P6 pozíciókban nem jelentős, de jól látható különbségek figyelhetők meg a mért és számított nyomáscsúcsok között. A jelenség magyarázata a Helmholtz-oszcilláció, valamint a lefúvatáskor végbemenő jelentős turbulencia együttes hatásának tudható be.

Nyomástávadó koordinátája [m]	Nyomástávadó l/d koordinátája [-]	Nyomástávadó száma	Mért maximális nyomás [bar _g]	Számított maximális nyomás [bar _g]
0	0	P2	0,66	$0,\!66$
0,075	2,5	P3	0,62	0,62
0,35	11,7	P4	0,6	0,61
0,63	21	P5	0,52	$0,\!59$
0,91	30,3	P6	0,62	$0,\!55$
1	33,3	$(P_{ki'})$	_	0,25

3.7. táblázat. A megnövekedett redukált nyomás maximumértékei

A (3.45) összefüggés szolgál az elmélet ellenőrzésére:

$$P_2' = P_2 + \Delta P_{be} + \Delta P_{css} + \Delta P_{ki'} - \Delta P_{ki},$$

ahol a P_2 a csatorna nélküli lefúvatáskor a kamrában mért nyomás, értéke 0,54 bar_g. A ΔP_{ki} szintén lefúvató csatorna nélküli esetre a kiáramlás nyomásvesztesége, értéke 0,28 bar. A további tagok összege a számításaim során a csatorna hossza mentén adódó nyomásveszteség, amelynek értéke 0,41 bar. Az összefüggésbe behelyettesítve adódik, hogy $P'_2 = 0,67$ bar_g. Ez a ténylegesen mért 0,66 bar_g értéktől mindössze 1%-os eltérést jelent.

A feltétel teljesült, így igazoltam, hogy a másodlagos robbanás nélküli esetben a kamrában mérhető redukált nyomás növekményét a lefúvató csatorna súrlódási vesztesége okozza.

Az általam vázolt számítási módszer a másodlagos robbanást nem okozó keverékek esetén alkalmas a csatornában történő nyomásesés számítására, még magas hőmérséklet és áramlási sebesség esetén is. A módszerrel a lefúvató csatorna hatására megnövekedő redukált nyomás értéke nagy pontossággal számítható. Ezen felül olyan keverékek esetén, ahol másodlagos robbanás is tapasztalható, a csatorna teljes áramlástani veszteségének csősúrlódási veszteségi része is meghatározható.

3.2.4.5. Nyomásesések a 3,8 – 6,3 V/V% propántartalmú keverékek esetén

Vizsgálataim során kimutattam, hogy porpán-levegő keverékek azon koncentrációinak esetén, ahol másodlagos robbanások is fellépnek a csatornában, azok hatásával is számolni kell. A 3.2.2. fejezetben megállapítottam, hogy a lefúvató csatorna hossza mentén esetenként nem csak egyetlen másodlagos robbanás lép fel, így ezek számszerű leírása rendkívül összetett.

A csatorna egyes pozícióban mért nyomásokból kivonva a számított csősúrlódási veszteségeket, a lefúváskor fellépő egyéb ellenállások mértéke meghatározható. Ezek azok az értékek, amelyek tisztán a másodlagos robbanás hatásai, és amelyek a csősúrlódási veszteségre szuperponálódnak. Propán-levegő keverékeken elvégzett vizsgálataim során az egyes keverékösszetételeknek megfelelően a 3.28. ábrán és a 3.8. táblázatban láthatók.



3.28. ábra. A 2,8 – 6,3 V/V%-os összetételű keverékek mért nyomásmaximumainak és számított csősúrlódási veszteségeinek különbségei

A 3.8. táblázat értékeiből látható, hogy a legelső, azaz a P3 távadó értékeinél a legnagyobb a különbség a mért és számított nyomások között. Ez arra enged következtetni, hogy a legintenzívebb másodlagos robbanás a P3 távadó környezetében következett be. Az ezen a helyen mérhető nyomásmaximumok szintén haranggörbe szerint alakulnak a kiindulási koncentráció függvényében, amely a csúcsát a 4,8 V/V%-os keverék esetén éri el. Ez azt bizonyítja, hogy ezen a helyen az a keverék robbant be, amelyet a lángfront maga előtt tolt és a lefúvatáskor hirtelen expandált. Technikailag a P3 helyen tapasztalható másodlagos robbanás a kiindulási összetételű keverék robbanása a csatornában.

A későbbi másodlagos robbanások a lefúvatott (már égéstermékeket tartalmazó) keverék maradék propántartalmának újbóli berobbanásai. A lefúvató csatorna kezdeti szakasza kis térfogatú, félig zárt térfogatnak tekinthető. Mivel Yan és mtasi. [25] rámutattak, hogy kisebb készüléktérfogatban kisebb a maximális robbanási nyomás is, így a másodlagos robbanásra rendelkezésre álló térfogat változtatása, azaz a lefúvató csatorna átmérőjének változtatásával járó hatások vizsgálata a tématerületben rejlő további kutatási irányok egyike.

Koordináta,	Az adott pontbeli mért és számított nyomásmaximum különbsége [bar]					
l/d [-]	$3,8 \mathrm{~V/V\%}$	4.8 V/V%	5,8 V/V%	$6,3~{ m V/V\%}$		
2,5	1,402	1,906	1,212	0,757		
11,7	1,213	1,231	$0,\!837$	0,528		
21	0	0,116	0,072	0,057		
30,3	0,081	0,243	0,181	0		

3.8. táblázat. A megnövekedett redukált nyomás maximumértékei

Továbbá megállapítható, hogy a vizsgált koncentráció-skála két szélső értékén, azaz a 3,8 és 6.3 V/V% összetételű keverékek esetén a másodlagos robbanás hatása a csatorna végéhez

érve elhal.

Megfigyelhető, hogy jelentős nyomáscsökkenés minden egyes vizsgált keverék esetén a csatorna l/d = 21 koordinátájáig áll fenn, ezt követően nagyságrendi változás áll be az értékekben. A kezdeti szakaszon tehát leginkább a másodlagos robbanások hatása érvényesül, míg az ezt követő nyomáskülönbség növekményért a csatornában kialakuló oszcilláció felel, amely azonban elhanyagolható mértékű a másodlagos robbanás hatásához képest.

A csősúrlódási modellt a 3.8. táblázat nyomásértékeivel kiegészítve a valós robbanási nyomásgörbék átlagértékei $\pm 3\%$ pontossággal közelítik a vizsgált eseteket.

3.2.5. A lefúvatott robbanások vizsgálata során elért eredmények

Az alábbiakban a lefúvatott robbanások vizsgálatával kapcsolatos eredményeimet és azok várható hasznát, valamint további kutatási lehetőségeit foglalom össze.

3.2.5.1. A mérési eljárás módosításával elért eredmények

Az általam kialakított, zárt téri robbanások vizsgálatára alkalmas laboratóriumi mérési eljárást úgy módosítottam, hogy az a lefúvatott robbanások vizsgálatára is alkalmassá vált. Kialakítottam egy olyan hasadóelemet és annak előkészítési eljárását, amelynek nyitónyomástűrése jóval a szabványi ajánlás szerinti hasadótárcsa-tűrések alatt helyezkedik el. Az új mérési eljárás segítségével a lefúvatott robbanás közben lezajló, nyomásváltozással járó részfolyamatok is kellő pontossággal vizsgálhatók.

A korábban megkezdett kutatómunka folytatásaként továbbra is 2,8 V/V% – 6,3 V/V% összetételű propán-levegő keveréket vizsgáltam légköri kezdeti nyomáson és környezeti hőmérsékleten. Az eljárás alkalmazásával igazoltam, hogy az általam vizsgált 20 literes űrtartalmú, gömb alakú robbantókamra és l/d = 33,3 hosszúság-átmérő viszonyú lefúvató csatorna esetén a szakirodalomban említett egyetlen másodlagos robbanáson kívül további másodlagos robbanások is fellépnek a kezdeti propántartalommal arányosan növekvő számban, amelyek esetenként a csatornában mérhető elnyújtott nyomáscsúcs maximumértékét is meghaladják.

3.2.5.2. A szabványi összefüggések vizsgálatával kapcsolatos eredmények

A gázrobbanásokkal kapcsolatos szabványok célja, hogy olyan széles körben alkalmazható összefüggéseket határozzanak meg az egyes védelmi intézkedésekre vonatkozóan, amelyek nagy biztonsággal alkalmazhatók a legtöbb vizsgált robbanóképes keverék és készülékgeometria esetében. A szabványi megközelítések tehát olyan általános összefüggések, amelyek a legtöbb közegre és geometriára alkalmazhatók, viszont az általam vizsgált esetekre nem adnak pontos becslést.

Mérési eredményeim segítségével kimutattam, hogy az EN 14491 és NFPA 68 szabványok lefúvató csatorna alkalmazása mellett megnövekedett redukált nyomásra ($P'_{red,max}$ -ra) vonatkozó összefüggései az általam vizsgált geometriák és propán-levegő összetételek esetén jelentősen alulbecsülik a mért nyomásmaximum-értékeket.

Az EN 14994 és az NFPA 68 szabványban szereplő összefüggések mintájára megalkottam egy új összefüggést a lefúvató csatorna használata mellett fellépő, megnövekedett redukált nyomásmaximum számítására. Az összefüggésben szereplő ismeretlen konstansok értékeit az

felülről burkolja a mérési eredményeket.

általam elvégzett, l/d = 33, 3 hosszúságú lefúvató csatorna esetén kapott redukált nyomásértékekhez igazítottam a legkisebb négyzetek módszerével úgy, hogy a közelítő függvény is

Ahhoz, hogy az eljárás gyakorlati haszna érvényesülhessen, nem elegendő egyetlen anyagra megalkotni ezeket az összefüggéseket. Viszont az általam kidolgozott mérési és számítási eljárás lehetővé teszi a tetszőleges anyaggal történő vizsgálatot és új összefüggések megalkotását.

3.2.5.3. A lefúvató csatorna nyomásveszteségének vizsgálatával kapcsolatos eredmények

A lefúvató csatornák nyomásveszteségének vizsgálatával kapcsolatban megállapítottam és igazoltam, hogy a vizsgált propán-levegő keverékekre a másodlagos robbanás nélküli esetben a kamrában mérhető redukált nyomás növekményét a lefúvató csatorna csősúrlódási vesztesége okozza. Ehhez a csőbe történő belépési és a csőben történő áramlási veszteség számítására szolgáló összefüggéseket használtam, amelyekre így igazoltam, hogy lefúvatott robbanások esetén is alkalmazhatók a vizsgált feladatra, amennyiben nem lép fel a csatornában másodlagos robbanás. Mivel az összefüggések általános alakúak, így egyéb, iparban használatos gázkeverékekre is alkalmazhatók.

A másodlagos robbanások hatását a csősúrlódási veszteség számítására alkalmas modell segítségével számszerűsítettem. Minden egyes kiindulási keverék esetén meghatároztam az arra jellemző csősúrlódási veszteséget a csatorna hossza mentén, majd ezeket az adott pozíciókban mért nyomásértékekből kivonva adódott a másodlagos robbanások parciális nyomása. Ezek azok az értékek, amelyek tisztán a másodlagos robbanás hatásai, és amelyek a csősúrlódási veszteségre szuperponálódnak. A propán-levegő keverékeken végzett vizsgálataim azt mutatták, hogy a másodlagos robbanások hatása a csatorna l/d = 21 koordinátájáig állt fenn. Az ezt követő nyomáskülönbség-növekményért a csatornában kialakuló oszcilláció felel, amely azonban elhanyagolható mértékű a másodlagos robbanás hatásához képest. A másodlagos robbanások száma és azok nyomásmaximumai gázkeverék és készülékgeometriaspecifikus értékek. Az eredmények azonban igazolják, hogy a lefúvató csatorna teljes hossza mentén számolni kell ezek hatásával.

A fejezetben ismertetett eredmények felhasználási lehetőségei a következők:

- Az általam kidolgozott mérési eljárás bemutatott módosításával nem csak propánlevegő keverékek esetén, hanem tetszőleges robbanóképes gázelegy lefúvatott robbanásának egésze és részfolyamatai vizsgálhatók.
- A lefúvató csatornában azonosított másodlagos robbanási nyomáscsúcsok jelenléte a lefúvató csatornák szilárdsági tervezésénél figyelembe veendő paraméter.
- Az általam kidolgozott mérési és számítási eljárás lehetővé teszi a szabványi összefüggések mintájára megalkotott összefüggés tetszőleges gázkeverékre történő megalkotását. Segítségével a laboratóriumi méretben elérhető készülékek esetén is elérhetővé válnak a megnövekedett redukált nyomás számítására szolgáló összefüggések.
- A lefúvató csatornák nyomásveszteségének vizsgálatával kapcsolatban a másodlagos robbanás nélküli esetben a kamrában mérhető redukált nyomás növekményét a lefúvató csatorna csősúrlódási vesztesége okozza. Az ennek meghatározására alkalmazott csőbe történő belépési és a csőben történő áramlási veszteség számítására szolgáló

összefüggések általános alakúak, így egyéb, iparban használatos gázkeverékekre is al-kalmazhatók.

 A másodlagos robbanások bekövetkezési helye, és azok részaránya a lefúvató csatorna nyomásveszteségében az egyéb ellenállásokhoz képest olyan alapinformációk, amelyek a későbbi tudományos előrelépést szolgálhatják és a lefúvásos védelmi berendezések fejlesztési irányaira is hatással lehetnek.

4. fejezet

Tézisek

1. tézis

Kidolgoztam egy olyan mérési eljárást, amely alkalmas a laboratóriumi méretű (20 liter űrtartalmú) zárt téri és lefúvatott robbanások vizsgálatára. Az eljárás segítségével adott robbanóképes gázkeverék készülékben mérhető robbanási jellemzői (maximális robbanási nyomás és nyomásemelkedési sebesség) reprodukálhatóan megállapíthatók, valamint a lefúvatott robbanás közben végbemenő, nyomásváltozással járó részfolyamatok (például másodlagos robbanások, fellépő oszcillációk) is vizsgálhatóak. A bemutatott mérési eljárás segítségével tetszőleges robbanóképes gázelegy robbanási jellemzői és lefúvatási paraméterei vizsgálhatók.

2. tézis

A kidolgozott mérési eljárás alkalmazásával a laboratóriumi méretű (20 literes űrtartalmú) készülék esetén az EN 14491 é NFPA 68 szabványokban található összefüggések pontosítására, a lefúvóvezeték hatására bekövetkező redukált nyomás növekedésére egy új összefüggést határoztam meg, amelynek alakja a következő:

$$P'_{red,max} = a \cdot P^b_{red}.$$

Az összefüggés az említett szabványok megengedett alsó készülékméret-tartományában pontosabb eredményt szolgáltat, mint az eredetiek.

Propán-levegő keverékek esetén meghatároztam az összefüggés a és b konstansait (a = 1,6953 és b = 0,7384) a robbanásveszély szempontjából legveszélyesebb koncentrációk tartományában.

3. tézis

Kidolgoztam a zárt téri robbanás kezdeti szakaszán a nyomásváltozás modellezésére szolgáló, mérnöki gyakorlatban alkalmazható eljárást. A zárt téri robbanást ideális gázként közelítő nyomásfüggvénybe egy olyan ϵ módosító tényezőt illesztettem, amelynek segítségével a függvény alkalmazási tartományát kiterjesztettem. Az összefüggés a következő alakban írható fel:

$$P = P_0 \cdot e^{\epsilon \cdot E^2 \cdot (E-1) \left(\frac{S_l \cdot t}{R}\right)^3}$$

Az összefüggés alkalmazhatóságát propán-levegő keverék esetén méréssel és szakirodalmi adatokkal való összefüggéssel igazoltam, továbbá propán-levegő keverék esetén meghatároztam az ϵ korrekciós tényező propántartalomtól való függését az

$$\epsilon = -0,0132 \cdot V_p^{*2} + 0,0832 \cdot V_p^{*} + 0,1853$$

alakban.

A bemutatott eljárás alkalmazásával az ϵ tényező tetszőleges robbanóképes gáz levegővel alkotott keverékére meghatározható.

4. tézis

Kísérleti vizsgálatokkal igazoltam, hogy 20 literes űrtartalmú, gömb alakú robbantókamrából történő lefúvatás esetén, lefúvató csatorna alkalmazása mellett, a szakirodalomban általánosan megjelenő egyetlen másodlagos robbanáson kívül további másodlagos robbanások is felléphetnek, amelyek esetenként a csatornában mérhető elnyújtott nyomáscsúcs maximumértékét is meghaladhatják.

Az eljárás alkalmazásával propán-levegő keverék különböző koncentrációira igazoltam, hogy 20 literes űrtartalmú, gömb alakú robbantókamra, l/d = 33, 3 hosszúság-átmérő viszonyú lefúvató csatorna esetén a szakirodalomban említett egyetlen másodlagos robbanáson kívül további másodlagos robbanások is fellépnek. A másodlagos robbanások száma arányos a propánkoncentrációval.

5. tézis

Az általam elvégzett elméleti, szimulációs és kísérleti vizsgálatok segítségével a lefúvóvezetékkel ellátott, lefúvatott gáz-levegő keverékek robbanása esetén az alábbi megállapításokat tettem.

- a) Igazoltam, hogy a másodlagos robbanás nélküli esetben a kamrában mérhető redukált nyomás növekményét a lefúvató csatorna csősúrlódási vesztesége okozza.
- b) Kísérletek és számítások segítségével igazoltam, hogy a csőbe történő belépési és a csőben történő áramlási veszteség számítására szolgáló összefüggések lefúvatott robbanás esetén is alkalmazhatók a csatornában fellépő csősúrlódási veszteség számítására.
- c) Propán-levegő keverékek esetén kimutattam, hogy amennyiben másodlagos robbanás is megfigyelhető a csatornában, a legintenzívebb másodlagos robbanás a lefúvónyílás környezetében következik be. Az ezen a helyen mérhető nyomásmaximumok szintén haranggörbe szerint alakulnak a kiindulási koncentráció függvényében, amely a csúcsát sztöchiometriai arányú keverék környezetében éri el.

4. FEJEZET. TÉZISEK

- d) Megállapítottam, hogy az először bekövetkező másodlagos robbanást a csatornában megjelenő kiindulási összetételű keverék robbanása okozza. Az esetlegesen létrejövő későbbi másodlagos robbanások a lefúvatott (már égéstermékeket is tartalmazó) keverék maradék tüzelőanyag-tartalmának újbóli berobbanása következtében alakulnak ki.
- e) A másodlagos robbanások hatása a csatornaszakasz adott tartományában jelenik meg. A távolabbi szakaszokon bekövetkező nyomáskülönbség-növekmény a csatornában kialakuló oszcilláció következtében alakul ki, amely azonban elhanyagolható mértékű a másodlagos robbanás hatásához képest.

5. fejezet Összefoglalás, további kutatási irányok

Dolgozatomban kiterjedten vizsgáltam a zárt téri és lefúvatott robbanások elméleti alapjait, feltételrendszerét, körülményeit és a közben végbemenő fizikai-kémiai folyamatokat. Áttekintettem az ipari gyakorlatban alkalmazott, lefúvásos védelmi módokhoz kapcsolódó hazai és nemzetközi szabványi hátteret, valamint feltártam a zárt térben bekövetkező robbanás és a lefúvatás során fellépő fizikai-kémiai folyamatokat.

Kidolgoztam egy mérési eljárást a kamrában és a lefúvató csatornákban mérhető nyomásértékek rögzítésére és vizsgálatára. Elméleti és gyakorlati módszerekkel részletesen tanulmányoztam a lefúvatás közben mérhető robbanási jellemzőket, amelynek eredményeképpen új, a másodlagos robbanáshoz köthető nyomáscsúcsokat azonosítottam a lefúvató csatornában. Megállapítottam, hogy a másodlagos robbanási nyomáscsúcsok száma a kiinduló keverék propánkoncentrációjával arányos. Amennyiben – akár több – másodlagos robbanás is megfigyelhető a csatornában, a legintenzívebb másodlagos robbanás a lefúvónyílás környezetében következik be. Az ezen a helyen mérhető nyomásmaximumok haranggörbe szerint alakulnak a kiindulási koncentráció függvényében, amely a csúcsát a sztöchiometriai arányú keverék környezetében éri el. Vizsgálataim azt mutatták, hogy a másodlagos robbanások hatása a vizsgált csatorna egy adott szakaszán áll fenn. Az ezt követő nyomáskülönbség-növekményért a csatornában kialakuló oszcilláció felel, amely azonban elhanyagolható mértékű a másodlagos robbanás hatásához képest.

Mérési eredményeim felhasználásával jelentősen kiterjesztettem a robbanási nyomásgörbe kezdeti szakaszát leíró ideális gáz modell alkalmazási határát.

Számítások segítségével kimutattam, hogy a másodlagos robbanás nélküli esetben a kamrában mérhető redukált nyomás növekményét a lefúvató csatorna súrlódási vesztesége okozza. Ezt követően bizonyítottam, hogy a csőbe történő belépési és a csőben történő áramlási veszteség számítására szolgáló összefüggések lefúvatott robbanások esetén is alkalmazhatók a csatornában végbemenő nyomásveszteség meghatározására, amennyiben nem lép fel másodlagos robbanás.

Részletesen tanulmányoztam a vizsgált szabványok összefüggéseinek alkalmazhatóságát kisméretű készülékek csatornával történő lefúvatása esetén. Az EN 14491 és NFPA 68 szabványokban szereplő, lefúvóvezeték hatására bekövetkező redukált nyomásnövekedésre vonatkozó szabványos összefüggések mintájára megalkottam egy propán-levegő keverékre alkalmazható új összefüggést ugyanezen paraméter számítására. Ez az összefüggés a vizsgált esetek redukált robbanási nyomásnövekményére pontosabb közelítést ad, mint a szabványi megoldások. Ahogyan az elvégzett munka is mutatja, a témakör rendkívül kiterjedt, és számos kutatási irányt magában foglal.

Jelen dolgozatban összefoglalt vizsgálataimat propán-levegő keverékek esetén végeztem el, így ezekre határoztam meg az ideális gáz modellbe illesztett ϵ korrekciós tényezőt, valamint a megnövekedett redukált nyomás számítására szolgáló *a* és *b* konstansokat. Ahhoz, hogy ezek valóban a mérnöki gyakorlat számára hasznos kutatási eredmények lehessenek, az első és legfontosabb szempont ezek kiterjesztése az iparban előforduló egyéb gázkeverékekre is. Így elsődleges kutatási irányként ezt a vonalat preferálom.

A lefúvatott robbanások témaköre szintén rendkívül összetett. Különösen igaz ez a lefúvóvezetékek alkalmazására, amelyek számos paraméterét a jelenlegi dolgozatban nem vizsgáltam.

A lefúvató csatornára vonatkozó vizsgálataim mindössze a hangsebesség alatti áramlásokra terjedtek ki, azonban a DDT átmenet után a csatornában hangsebesség fölötti áramlás is kialakulhat, amely egészen eltérő áramlás- és nyomásviszonyokat okoz a csatornában és a készülékben egyaránt. További kutatási lehetőség ezen folyamatok vizsgálata.

Az általam áttekintett szabványok közül egyedül az NFPA 68 szabvány porrobbanásokra vonatkozó része közöl számítási módot az egyenestől eltérő kialakítású csatornák nyomásveszteségének számítására, ám azok is korlátozott mennyiségű mérési eredményen alapuló empirikus összefüggések. Ilyen szabványi ajánlások a gázrobbanásokra vonatkozóan az általam vizsgált körben nem léteznek. Ezek pontosítása vagy a felhasználható összefüggések körének bővítése is kijelölhető további kutatási irányként.

A másodlagos robbanások bekövetkezési helye, és azok részaránya a lefúvató csatorna nyomásveszteségében az egyéb ellenállásokhoz képest olyan alapinformációk, amelyek a későbbi tudományos előrelépést szolgálhatják és további munkával a lefúvásos védelmi berendezések fejlesztési irányaira is hatással lehetnek.

Ahogyan a dolgozatból is kitűnik, a robbanásvédelem témaköre minden egyes vizsgált területen bőven rejt magában tudományos potenciált. Ebből kiindulva a továbbiakban is szeretném folytatni a kutatásaimat a témában.

Summary

In my thesis, theoretical background of explosions in closed vessels and vented explosions have been extensively studied, involved their physico-chemical processes and the parameters which have influence to them.

I reviewed the Hungarian national and international standards related to venting explosion protection methods in industrial practice, and discussed the occuring phisical and chemical processes in closed vessel explosion and venting.

During my work, a measurement procedure were developed to record and investigate pressure values in the chamber and the vent duct. Using theoretical and practical methods, I have studied in detail the pressure values during venting, resulting the identification of new pressure peaks in the vent duct realted to secondary explosion. I have shown, that maximum values of secondary explosions may exceed the reduced maximum explosion overpressure in the vessel. The number of the secondary pressure peak is proportional to the propane concentration of the initial mixture. If several secondary explosions are observed in the duct, the most intensive of them occurs near the vent area. The pressure maxima at this location also follow a bell-shape curve as a function of initial concentration, with the peak at near soliciometric propane content. Current investigations showed, that the effect of secondary explosions persists in a given section of the investigated channel. When forther increase in pressure occurs, this is due to oscillations in the duct, which is negligible compared to the effect of the secondary explosion.

Using the measurement results, I have developed and successfully applied a mathematical model to calculate the pressure maximum of a closed vessel explosion and the amount of each component during the reaction. With this model and the measurement results, I have significantly extended the application limits of the ideal gas model describing the initial phase of the explosion pressure curve.

Using my measuring results, the scope of the ideal gas model describing the initial phase of the explosion pressure curve have been significantly extended.

With mathematical method, I have shown that the increase in reduced explosion overpressure with the lack of secondary explosion is due to the frictional loss of the vent duct. I have proven, that these common relationships are applicable in case of vented explosions.

I have studied in detail the applicability of the examined standards in the context of small vessels during the venting. Using the EN 14491 and NFPA 68 standard equations, I have created a correlation for the calculation of the increased reduced pressure maximum in case of duct vented propane explosion. This equation gives a more accurate approximation than the standard solutions.

As the thesis shows, the subject of the explosion protection is very broad and encompasses many research directions.

5. FEJEZET. ÖSSZEFOGLALÁS, TOVÁBBI KUTATÁSI IRÁNYOK

The investigations which are summarized in this thesis were carried out for propane-air mixtures, for which I determined the correction factor ϵ fitted in the ideal gas model, and the constants a and b for the calculation of the increased reduced pressure. To make these results truly useful in engineering practice, the first and most important aspect is to extend them to other gas mixtures occurring in industry. Thus, this line pf research is the leading further direction.

The background of vented explosions is also extremely complex. This is particularly valid for the use of vent ducts, whose many parameters have not been investigated in this thesis.

Current investigations on the vent ducts have only regards below the speed of sound, but after the DDT, outflow above the sound speed can develop in the channel, causing different flow pattern and pressure conditions both in the channel and in the device. A further research opportunity is to investigate these processes.

Of the standards I have reviewed, only the dust explosion part of NFPA 68 provides equations for the pressure drop and resistance of vent ducts with non-straight design. However, these empirical formulas based on a limited amount of measured data. Moreover, such standard recommendations for gas explosions are not available. To reach higher precision of the equations and extension of their application could be identified as a further research direction.

The location of the secondary explosion and their ratio comapred to other resistances in the venting process can serve for future future scientific advances and, with further work, can influence the development directions of explosion protection equipment.

As this thesis shows, the topic of explosion protection has a great scientific potential in each of the areas I studied in this thesis. Starting of this statement and my previous work, I would like to continue my research on this field.

Köszönetnyilvánítás

Köszönettel tartozom témavezetőimnek, Dr. habil. Szepesi L. Gábornak és Prof. Dr. Siménfalvi Zoltánnak, akik kitartóan támogattak sokéves munkám során, és akikhez bármikor fordulhattam szakmai kérdésekben.

Szeretnék köszönetet mondani az Energetikai és Vegyipari Gépészeti Intézet munkatársainak a doktori képzésem alatt és a disszertáció elkészítése közben nyújtott támogatásukért. Továbbá, a mérőkör egyes kulcselemeinek megvalósításáért köszönettel tartozom Ramada Zoltánnak és Krámer Gyulának. Külön köszönettel tartozom Pusztai Tamásnak, aki nélkül a dolgozat mérései nem valósulhattak volna meg, és aki szakmai támogatásával és barátságával mindig segített a kutatás közben felmerülő holtpontokon való átlendülésben.

Végül, de nem utolsó sorban szeretném megköszönni a férjemnek, családomnak és a barátaimnak a sokéves támogatást, odaadást és türelmet, amely végigkísérte ennek a dolgozatnak a megszületését.

Miskolc, 2022. november 14.

Mikáczó Viktória sk. okleveles gépészmérnök, tanársegéd

A disszertációhoz kapcsolódó publikációk jegyzéke

- V. Mikáczó, G. L. Szepesi *"Theoretical Investigation of Pressure-Characteristic in case of Gas Explosion"*, Proceedings of the International Scientific Conference on Advances in Mechanical Engineering (ISCAME 2014) Debrecen, Magyarország : University of Debrecen Faculty of Engineering (2014) pp. 82-90., 8 p.
- Mikáczó V., Szepesi L. G. "Nyomás-idő függvény elméleti vizsgálata gázrobbanás esetén", GÉP 65: 1 pp. 33-37 (2014)
- Mikáczó V. "Hydrodynamical Investigation of Vent Duct in case of Dust Explosion", Tavaszi Szél 2014 Konferencia: Konferenciakötet VII., Debrecen, Magyarország : Doktoranduszok Országos Szövetsége (DOSZ) (2014) 570 p. pp. 460-470. Paper: ISBN 978-615-80044-6-6, 11 p.
- Mikáczó V. "Lefúvóvezeték hatásának vizsgálata töltetrobbanás hasadópaneles védelme esetén", Pokorádi, László; Vámossy, Zoltán (szerk.) XXXII. OTDK Műszaki Tudományok Szekció : Tartalmi kivonatok, Budapest, Magyarország : Óbudai Egyetem, (2015) pp. 298.
- 5. V. Mikáczó, G. L. Szepesi "Theoretical and Experimental Investigation of Pressure Rise Generated by Dust Explosion", Tavaszi Szél: Absztraktkötet 2015 Budapest, Magyarország, Győr, Magyarország: Doktoranduszok Országos Szövetsége (DOSZ), Publio Kiadó (2015) pp. 332.
- Mikáczó V. "Gázkeverék robbanása során történő lefúvatás vizsgálata I. rész", The Publications of the MultiScience - XXX. microCAD International Multidisciplinary Scientific Conference, Miskolc, Magyarország : University of Miskolc (2016) Paper: D4.8, 5 p.
- 7. V. Mikáczó, Z. Siménfalvi, G. L. Szepesi "Investigation of deflector plates in case of gas explosion", Proceedings of the 4th International Scientific Conference on Advances in Mechanical Engineering (ISCAME 2016) Debrecen, Magyarország : University of Debrecen Faculty of Engineering (2016) 654 p. pp. 330-335., 6 p.
- 8. V. Mikáczó, Z. Siménfalvi, G. L. Szepesi "Influence of the vent duct design in case of gas explosion in 20 litre sphere apparatus", 22nd International Congress of Chemical and Process Engineering, CHISA 2016 and 19th Conference on Process Integration,

Modelling and Optimisation for Energy Saving and Pollution Reduction, PRES 2016, Prága, Csehország : Czech Society of Chemical Engineering (2016) p. 682 *Scopus*

- V. Mikáczó, Z. Siménfalvi, G. L. Szepesi "Simulation of propane explosion in closed vessel", Annals of Faculty of Engineering Hunedoara - International Journal of Engineering 15: 3 pp. 49-54., 6 p. (2017)
- V. Mikáczó, G. L. Szepesi "Phenomenological modeling of gas explosion in closed vessel", MultiScience - XXXIII. microCAD International Multidisciplinary Scientific Conference, Miskolc-Egyetemváros, Magyarország : Miskolci Egyetem (2019) pp. 1-9. Paper: D3-4, 9 p.
- Mikáczó V., Szepesi L. G., Siménfalvi Z. "Lefúvóvezeték hatása a redukált robbanási nyomásra - elméleti modellek", GÉP LXXII. : 1-2 pp. 26-30. , 5 p. (2021)
- Mikáczó V., Szepesi L. G. "Por- és gázrobbanásokkal kapcsolatos vizsgálatok alapjai és tapasztalatai", Multidiszciplináris Tudományok: A Miskolci Egyetem közleménye 11 : 2 pp. 93-99., 7 p. (2021)
- V. Mikáczó, Z. Siménfalvi, G. L. Szepesi "Practical Extension of Ideal Gas Model for Propane Explosions", Abstract book for the 17th Miklós Iványi International PhD & DLA Symposium: Architectural, Engineering and Information Sciences, Pécs, Magyarország : Pollack Press (2021) 227 p. p. 143
- V. Mikáczó, Z. Siménfalvi, G. L. Szepesi "Practical Extension of Ideal Gas Model for Propane Explosions", Pollack Periodica: An International Journal for Engineering an Information Sciences, Paper: 10.1556/606.2022.00603 (2022) Scopus, Q3
- 15. V. Mikáczó "Gas explosion venting of 20-litre vessel with and without varoius length of vent ducts", Multidiszciplináris Tudományok: A Miskolci Egyetem közleménye (2022)
 Megjelenés alatt
- Mikáczó V., Siménfalvi Z. "Lefúvatott robbanások maximális redukált nyomásának vizsgálata az EN 14994 és NFPA 68 szabványok tükrében", GÉP (2022) – Megjelenés alatt

Irodalomjegyzék

- R. K. Eckhoff, "Current status and expected future trends in dust explosion research," Journal of Loss Prevention in the Process Industries, vol. 18, no. 4-6, pp. 225–237, 2005.
- [2] C. T. Cloney, "2021 Mid-year combustible dust incident report Version 1," tech. rep., DustEx Research Ltd. Retrieved, 2021.
- [3] I. Bokros, V. Mannheim, Z. Siménfalvi, and G. Szepesi L., Por- és gázrobbanás elleni védelem. Miskolc: Nemzeti Tankönyvkiadó, 2009.
- [4] TvMI 13.1:2020.01.22, "Tűzvédelmi Műszaki Irányelv," 2020.
- [5] R. K. Eckhoff, *Dust explosions in the process industries*. Gulf Professional Publishing, third edit ed., 2003.
- [6] J. Barton, Dust explosion prevention and protection A practical guide. Gulf Professional Publishing, 2002.
- [7] S. Sun, Y. Qiu, H. Xing, and M. Wang, "Effects of concentration and initial turbulence on the vented explosion characteristics of methane-air mixtures," *Fuel*, vol. 267, no. 1, pp. 1–9, 2020.
- [8] MSZ EN 14491 standard, "Dust Explosion Venting Protective Systems," 2006.
- [9] S. R. Turns, An introduction to combustion concepts and appliacations. McGraw-Hill Higher Education, second ed., 2000.
- [10] R. K. Eckhoff, "Differences and similarities of gas and dust explosions: A critical evaluation of the European 'ATEX' directives in relation to dusts," *Journal of Loss Prevention* in the Process Industries, vol. 19, no. 6, pp. 553–560, 2006.
- [11] T. Abbasi and S. A. Abbasi, "Dust explosions Cases, causes, consequences, and control," *Journal of Hazardous Materials*, vol. 140, pp. 7–44, 2007.
- [12] C. J. Lea and H. S. Ledin, "A review of the State-of-the-art in gas explosion modelling," tech. rep., 2002.
- [13] L. Beda, Égés- és oláselmélet I. 2001.
- [14] M. Hertzberg, I. A. Zlochower, and K. L. Cashdollar, "Metal dust combustion: Explosion limits, pressures, and temperatures," *Twenty-Fourth Symposium (International) on Combustion*, pp. 1827–1835, 1992.

- [15] K. L. Cashdollar, "Overwiev of dust explosibility characteristics," Journal of Loss Prevention in the Process Industries, no. 13, pp. 183–199, 2000.
- [16] C. Proust, "A few fundamental aspects about ignition and flame propagation in dust clouds," *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, vol. 19, no. 2-3, pp. 104– 120, 2006.
- [17] NFPA 68-2018, "Standard on Explosion Protection by Deflagration Venting," 2018.
- [18] Á. B. Palotás, Ipari tüzeléstechnika. 2009.
- [19] S. Zhong and X. Deng, "Modeling of maize starch explosions in a 12 m3 silo," Journal of Loss Prevention in the Process Industries, vol. 13, no. 3-5, pp. 299–309, 2000.
- [20] A. Di Benedetto, A. Garcia-Agreda, P. Russo, and R. Sanchirico, "Combined effect of ignition energy and initial turbulence on the explosion behavior of lean gas/dust-air mixtures," *Industrial and Engineering Chemistry Research*, vol. 51, no. 22, pp. 7663– 7670, 2012.
- [21] K. Chatrathi and J. Going, "Dust deflagration extinction," Process Safety Progress, vol. 19, no. 3, 2000.
- [22] P. R. Amyotte, "Solid inertants and their use in dust explosion prevention and mitigation," *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, vol. 19, no. 2-3, pp. 161–173, 2006.
- [23] F. Hauert, A. Vogl, and S. Radandt, "Dust cloud characterization and the influence on the pressure-time-history in silos," *Process Safety Progress*, vol. 15, no. 3, pp. 178–184, 1996.
- [24] S. Chippett, "Modeling of vented deflagrations," Combustion and Flame, vol. 55, pp. 127–140, 1984.
- [25] C. Yan, Z. Wang, K. Liu, Q. Zuo, Y. Zhen, and S. Zhang, "Numerical simulation of size effects of gas explosions in spherical vessels," *Simulation*, vol. 93, no. 8, pp. 695–705, 2017.
- [26] G. A. Lunn, P. Holbrow, S. Andrews, and J. Gummer, "Dust explosions in totally enclosed interconnected vessel systems," *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, vol. 9, no. 1 SPEC. ISS., pp. 45–58, 1996.
- [27] B. Lewis and G. von Elbe, Combustion, Flames and Explosions of Gases. third ed., 1987.
- [28] R. Lautkaski, "Understanding vented gas explosions," tech. rep., 1997.
- [29] Q. Liu, Y. Zhang, F. Niu, and L. Li, "Study on the flame propagation and gas explosion in propane/air mixtures," *Fuel*, vol. 140, pp. 677–684, 2015.
- [30] G. Ciccarelli and S. Dorofeev, "Flame acceleration and transition to detonation in ducts," Progress in Energy and Combustion Science, vol. 34, no. 4, pp. 499–550, 2008.

- [31] A. E. Dahoe, R. S. Cant, M. J. Pegg, and B. Scarlett, "On the transient flow in the 20-liter explosion sphere," *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, vol. 14, pp. 475–487, 2001.
- [32] A. E. Dahoe, "Laminar burning velocities of hydrogen-air mixtures from closed vessel gas explosions," *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, vol. 18, pp. 152–166, 2005.
- [33] C. Proust, "Experimental determination of the maximum flame temperatures and of the laminar burning velocities for some combustible dust-air mixtures," 5. International Colloquium on Dust Explosions, Varsovie, Poland, pp. 161–184, 1993.
- [34] A. S. Huzayyin, H. A. Moneib, M. S. Shehatta, and A. M. A. Attia, "Laminar burning velocity and explosion index of LPG-air and propane-air mixtures," *Fuel*, vol. 87, no. 1, pp. 39–57, 2008.
- [35] D. Razus, V. Brinzea, M. Mitu, and D. Oancea, "Temperature and pressure influence on explosion pressures of closed vessel propane-air deflagrations," *Journal of Hazardous Materials*, vol. 174, pp. 548–555, 2010.
- [36] C. Proust, "Flame propagation and combustion in some dust-air mixtures," Journal of Loss Prevention in the Process Industries, vol. 19, no. 1, pp. 89–100, 2006.
- [37] O. L. Gülder, "Turbulent premixed flame propagation models for different combustion regimes," Symposium (International) on Combustion, vol. 23, no. 1, pp. 743–750, 1991.
- [38] L. Rogstadkjernet, Combustion of Gas in Closed, Interconnected Vessels: Pressure Piling. PhD thesis, University of Bergen, Bergen, Norway, 2004.
- [39] V. Brinzea, M. Mitu, C. Movileanu, A. Musuc, D. Razus, and D. Oancea, "Propagation velocities of propane-air deflagrations at normal and elevated pressures and temperatures," *Revista de Chimie*, vol. 63, no. 3, pp. 289–292, 2012.
- [40] V. Brinzea, M. Mitu, C. Movileanu, A. Musuc, and D. Razus, "Expansion coefficients and normal burning velocities of propane-air mixtures by the closed vessel technique," *Analele Universitatii Bucuresti: Chimie*, vol. 19, no. 2, pp. 31–37, 2010.
- [41] M. Mitu, V. Giurcan, C. Movileanu, D. Razus, and D. Oancea, "Propagation of CH4-N2O-N2 flames in a closed spherical vessel," *Processes*, vol. 9, no. 5, pp. 1–14, 2021.
- [42] M. Metghalchi and J. C. Keck, "Burning velocities of mixtures of air with methanol, isooctane, and indolene at high pressure and temperature," *Combustion and Flame*, vol. 48, no. C, pp. 191–210, 1982.
- [43] M. Fairweather and M. W. Vasey, "A mathematical model for the prediction of overpressures generated in totally confined and vented explosions," *Nineteenth Symposium* of Combustion, pp. 645–653, 1982.
- [44] N. S. Titova, P. S. Kuleshov, and A. M. Starik, "Kinetic mechanism of propane ignition and combustion in air," *Combustion, Explosion, and Shock Waves*, vol. 47, no. 3, pp. 249–264, 2011.

- [45] G. S. L. Andreis, R. S. Gomes, and A. L. De Bortoli, "A reduced kinetic mechanism for propane," *Thermal Engineering*, vol. 11, no. 1, pp. 37–43, 2012.
- [46] H. Haario, L. Kalachev, T. Salmi, and J. Lehtonen, "Asymptotic analysis of chemical reactions," *Chemical Engineering Science*, vol. 54, no. 8, pp. 1131–1143, 1999.
- [47] C. K. Westbrook and F. L. Dryer, "Simplified reaction mechanisms for the oxidation of hydrocarbon fuels in flames," *Combustion Science and Technology*, vol. 27, no. 1-2, pp. 31–43, 1981.
- [48] S. M. Frolov, V. S. Aksenov, and I. O. Shamshin, "Reactive shock and detonation propagation in U-bend tubes," *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, vol. 20, no. 4-6, pp. 501–508, 2007.
- [49] J. Wen and C. Wang, "The new single-step reaction mechanism for propane explosions covering the entire spectrum of flame acceleration, transition to detonation and detonation," tech. rep., The University of Warwick, 2013.
- [50] M. G. Cooper, M. Fairweather, and J. P. Tite, "On the mechanisms of pressure generation in vented explosions," *Combustion and Flame*, vol. 65, no. 1, pp. 1–14, 1986.
- [51] X. Chen, J. Xu, T. Zhang, H. Jiang, Z. Zhang, C. Zhang, K. Zhang, and W. Gao, "Experimental investigation of the pressure characteristics in the dust explosion venting," *Powder Technology*, vol. 406, no. March, p. 117582, 2022.
- [52] S. Sun, M. Wang, K. Gao, T. Zhao, and Q. Guo, "Effect of vent conditions on internal overpressure time-history during a vented explosion," *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, vol. 54, no. 1, pp. 85–92, 2018.
- [53] C. R. Bauwens, J. Chaffee, and S. B. Dorofeev, "Vented explosion overpressures from combustion of hydrogen and hydrocarbon mixtures," *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 36, no. 3, pp. 2329–2336, 2011.
- [54] P. R. Amyotte and F. I. Khan, "An inherent safety framework for dust explosion prevention and mitigation," *Journal de Physique IV (Proceedings)*, vol. 12, no. 7, pp. 189–196, 2002.
- [55] D. Bradley and A. Mitcheson, "The venting of gaseous explosions in spherical vessels. II-Theory and experiment," *Combustion and Flame*, vol. 32, no. C, pp. 237–255, 1978.
- [56] R. Lautkaski, "Duct venting of gas explosions. Revision of two proposed engineering correlations," *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, vol. 25, no. 2, pp. 400– 413, 2012.
- [57] V. V. Molkov, "Unified correlations for vent sizing of enclosures at atmospheric and elevated pressures," *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, vol. 14, no. 6, pp. 567–574, 2001.
- [58] J. Sustek and B. Janovsky, "Comparison of empirical and semi-empirical equations for vented gas explosion with experimental data," *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, vol. 26, no. 6, pp. 1549–1557, 2013.

- [59] C. Yao, J. DeRis, S. N. Bajpai, and J. L. Buckley, "Evaluation of protection from explosion overpressure in AEC gloveboxes," tech. rep., U. S. Atomic Energy Commission Chicago Operations Office, Argonne, Illinois, 1969.
- [60] D. Bradley and A. Mitcheson, "The venting of gaseous explosions in spherical vessels. I-Theory," *Combustion and Flame*, vol. 32, no. C, pp. 221–236, 1978.
- [61] V. Molkov, R. Dobashi, M. Suzuki, and T. Hirano, "Modeling of vented hydrogen-air deflagrations and correlations for vent sizing," *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, vol. 12, no. 2, pp. 147–156, 1999.
- [62] F. Tamanini and J. V. Valiulis, "A correlation for the impulse produced by vented explosions," *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, vol. 13, no. 3-5, pp. 277–289, 2000.
- [63] B. Ponizy and J. C. Leyer, "Flame dynamics in a vented vessel connected to a duct: 1. Mechanism of vessel-duct interaction," *Combustion and Flame*, vol. 116, pp. 259–271, 1999.
- [64] L. Pang, Z. Zhang, S. Cui, and S. Sun, "Experimental study of the venting characteristics of dust explosion through a vent duct," *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, vol. 65, p. 104144, 2020.
- [65] P. Russo and A. Di Benedetto, "Effects of a duct on the venting of explosions Critical review," Process Safety and Environmental Protection, vol. 85, no. 1 B, pp. 9–22, 2007.
- [66] J. F. Ye, X. H. Jiang, Z. W. Jia, and B. C. Fan, "Experimental investigations of external second-explosion induced by vented explosion," *Explosion Shock Waves*, vol. 04, pp. 356– 362, 2004.
- [67] M. Hey, "Pressure relief of dust explosions through large diameter ducts and effects of changing the position of the ignition source," *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, vol. 4, no. 4, pp. 217–222, 1991.
- [68] W. Kordylewski and J. Wach, "Influence of ducting on the explosion pressure," Combustion and Flame, vol. 66, no. 1, pp. 77–79, 1986.
- [69] M. Schiavetti, T. Pini, and M. Carcassi, "The effect of venting process on the progress of a vented deflagration," *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 44, no. 17, pp. 9080–9088, 2019.
- [70] W. Cao, W. Li, L. Zhang, J. Chen, S. Yu, Z. Zhou, Y. Zhang, X. Shen, and Y. Tan, "Flame characteristics of premixed H2-air mixtures explosion venting in a spherical container through a duct," *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 46, no. 52, pp. 26693–26707, 2021.
- [71] G. A. Lunn, A. M. Nicol, P. D. Collins, and N. R. Hubbard, "Effects of vent ducts on the reduced pressures from explosions in dust collectors," *Journal of Loss Prevention in* the Process Industries, vol. 11, pp. 109–121, 1998.

- [72] F. Yang, J. Guo, C. Wang, and S. Lu, "Duct-vented hydrogen-air deflagrations: The effect of duct length and hydrogen concentration," *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 43, no. 45, pp. 21142–21148, 2018.
- [73] X. Yan, J. Yu, and W. Gao, "Duct-venting of dust explosions in a 20 l sphere at elevated static activation overpressures," *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, vol. 32, pp. 63–69, 2014.
- [74] X. Q. Yan and J. Yu, "Overpressure characteristics of aluminium dust explosion vented through a relief pipe," *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, vol. 26, no. 4, pp. 676–682, 2013.
- [75] G. Ferrara, A. Di Benedetto, E. Salzano, and G. Russo, "CFD analysis of gas explosions vented through relief pipes," *Journal of Hazardous Materials*, vol. 137, no. 2, pp. 654– 665, 2006.
- [76] R. Blanchard, D. Arndt, R. Grätz, M. Poli, and S. Scheider, "Explosions in closed pipes containing baffles and 90 degree bends," *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, vol. 23, no. 2, pp. 253–259, 2010.
- [77] J. Guo, C. Wang, Q. Li, and D. Chen, "Effect of the vent burst pressure on explosion venting of rich methane-air mixtures in a cylindrical vessel," *Journal of Loss Prevention* in the Process Industries, vol. 40, pp. 82–88, 2016.
- [78] J. Taveau, "Correlations for blast effects from vented dust explosions," Journal of Loss Prevention in the Process Industries, vol. 23, no. 1, pp. 15–29, 2010.
- [79] EN 14994, "Gas Explosion Venting Protective Systems," 2007.
- [80] W. Bartknecht, *Explosions*. Berlin: Springer-Verlag, 1981.
- [81] E. A. Ural, "Dust explosion venting through ducts," in AIChE 2005 Spring national meeting 39th annual loss prevention symposium, Atlanta, GA, April 11e13, 2005, pp. Paper TG004–5, 2005.
- [82] A. Di Benedetto, P. Russo, and E. Salzano, "The Design of Duct Venting of Gas Explosions," Wiley InterScience, 2007.
- [83] VDl 3673, "Pressure Venting of Dust Explosions," 2002.
- [84] S. Sun, M. Wang, Y. Qiu, and K. Gao, "Study of flame propagation in an external space under vented explosion conditions," *Energy*, vol. 178, pp. 186–194, 2019.
- [85] A. Sinha, V. C. Madhav Rao, and J. X. Wen, "Modular phenomenological model for vented explosions and its validation with experimental and computational results," *Journal* of Loss Prevention in the Process Industries, vol. 61, no. March, pp. 8–23, 2019.
- [86] Z. Wang, M. Pan, S. Wang, and D. Sun, "Effects on external pressures caused by vented explosion of methane-air mixtures in single and connected vessels," *Process Safety Progress*, vol. 25, no. 4, pp. 385–391, 2014.

- [87] Q. Bao, Q. Fang, Y. Zhang, L. Chen, S. Yang, and Z. Li, "Effects of gas concentration and venting pressure on overpressure transients during vented explosion of methane-air mixtures," *Fuel*, vol. 175, pp. 40–48, 2016.
- [88] S. Yang, J. Cai, Y. Yang, Q. Fang, Q. Bao, and S. Wang, "Investigation of a semiempirical load model of natural gas explosion in vented spaces," *Journal of Safety Sci*ence and Resilience, vol. 2, no. 3, pp. 157–171, 2021.
- [89] T. Forcier and R. Zalosh, "External pressures generated by vented gas and dust explosions," *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, vol. 13, no. 3-5, pp. 411–417, 2000.
- [90] EN 14034-1:2004+A1, "Determination of explosion characteristics of dust clouds Part 1: Determination of the maximum explosion pressure Pmax of dust clouds," 2004.
- [91] C. Cesana and R. Siwek, "Manual for 20-l-Apparatus 7.1." 2022.
- [92] D. Razus, D. Oancea, V. Brinzea, M. Mitu, and C. Movileanu, "Experimental and computed burning velocities of propane-air mixtures," *Energy Conversion and Management*, vol. 51, no. 12, pp. 2979–2984, 2010.
- [93] EN ISO 4126-6, "Safety devices for protection against excessive pressure Part 6: Application, selection and installation of bursting disc safety devices," 2003.
- [94] R. H. Perry, Perry's Chemical Engineers' Handbook (Process Safety). 2008.
- [95] W. Bohl, Műszaki áramlástan. Budapest: Műszaki Könyvkiadó, 1983.