

Alternative ottomotorische Zündsysteme und Entflammung

Zur Erlangung des akademischen Grades eines
DOKTORS DER INGENIEURWISSENSCHAFTEN (Dr.-Ing.)

von der KIT-Fakultät für Maschinenbau des
Karlsruher Instituts für Technologie (KIT)
angenommene

DISSERTATION

von

Dipl.-Phys. Thorsten Wolf

Tag der mündlichen Prüfung:
Hauptreferent:
Korreferent:

26.04.2019
Prof. Dr.-Ing. Ulrich Spicher
Prof. Dr.-Ing. Peter Elsner

Vorwort des Autors

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als Doktorand in der Vorentwicklung Ottomotor der BMW AG in München.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing Ulrich Spicher für die wissenschaftliche Betreuung meiner Arbeit und das mir dabei entgegengebrachte Vertrauen. Der bereichernde und konstruktive Austausch wird mir positiv in Erinnerung bleiben. Herrn Prof. Dr.-Ing. Peter Elsner danke ich für das Interesse an meiner Arbeit und für die Übernahme des Korreferats.

Bei allen meinen Kollegen bedanke ich mich herzlich für ihre Hilfsbereitschaft und das kollegiale Arbeitsklima, insbesondere bei den Kollegen des Teams Brennverfahren unter der Leitung von Herrn Dr.-Ing Benedikt Klaus. Allen voran möchte ich Herrn Dr.-Ing. Martin Schenk nennen, der mir die Durchführung der Arbeit ermöglichte. Sein fundiertes Fachwissen, die anregenden Diskussionen, aber auch das gute Miteinander haben zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen. Den Herren Dipl.-Ing Jörg Schulz, Dipl.-Ing Thorsten Langhorst und M.Sc. Christian Roos danke ich für die Unterstützung beim Durchführen von Messungen. Des Weiteren danke ich Herrn Dipl.-Ing (FH) Markus Schröter und Herrn Reinhard Aschenbrenner für die ausgezeichnete Einarbeitung am Motorenprüfstand sowie den Kollegen der Sondermesstechnik im Bereich Optik und Zündtechnik für ihre tatkräftige Unterstützung. Für den hervorragenden Support an den Einzylinderprüfständen danke ich Herrn Reinhard Bauer und Herrn Gerhard Noske. Die Zielstrebigkeit und Tatkraft von Herrn Dr. techn. Florian Preuß haben mich besonders in der letzten Phase meiner Arbeit motiviert. Danke dafür.

Großer Dank gebührt meinen Eltern, die bereits frühzeitig mein Interesse an Technik geweckt und mich während meiner Ausbildung bedingungslos unterstützt haben. Von ganzem Herzen danke ich meiner Frau Franziska für ihr offenes Ohr, ihre Motivation und ihr Verständnis während meiner gesamten Arbeit.

München, im Januar 2019

Thorsten Wolf

Inhaltsverzeichnis

Vorwort des Autors	iii
Inhaltsverzeichnis	vii
Nomenklatur	ix
1 Einleitung und Motivation	1
2 Grundlagen der Verbrennung	3
2.1 Flammenausbreitung	3
2.1.1 Turbulente Flammengeschwindigkeit	3
2.1.2 Charakterisierung turbulenter Strömungsfelder	4
2.2 Ladungsbewegung	6
2.2.1 Formen der Ladungsbewegung	6
2.2.2 Ladungsbewegung im TVDI-Brennverfahren von BMW	8
2.3 Irreguläre Verbrennung	9
2.3.1 Klopfende Verbrennung	9
2.3.2 Vorentflammung	10
3 Grundlagen der Zündung und ausgewählte Zündsysteme	11
3.1 Geschwindigkeit chemischer Reaktionen	11
3.2 Grundlagen der Zündung	11
3.2.1 Thermische Entflammungsinitialisierung	14
3.2.2 Entflammungsinitialisierung mittels elektronischer Anregung	15
3.3 Anforderungen an die Zündung im Ottomotor	16
3.4 Funkenbasierte Systeme	17
3.4.1 Konventionelle Funkenzündung	17
3.4.2 Multi-Spark- und Continuous-Spark-Systeme	19
3.5 Alternative Systeme	19
3.5.1 Plasmastrahlzündung	19
3.5.2 Mikrowellenbasierte Zündsysteme	20
3.5.3 Laserzündung	21
3.5.4 Coronazündung	21
4 Versuchsträger und Messtechnik	25
4.1 Einzylinder-Forschungsmotor	25
4.2 Optisch zugänglicher Motor	26

4.3	Seriennahe Reihenmotoren	28
4.4	Messtechnik	29
5	Bewertungskriterien und statistische Zusammenhänge	31
5.1	Zusammenhang von Mittelwert und Standardabweichung	32
5.2	Übertragung zyklischer Verbrennungsschwankungen	34
5.2.1	Kraftstoffmassenumsatzpunkte	34
5.2.2	Indizierter Mitteldruck p_{mi}	39
5.3	Einfluss des indizierten Mitteldrucks	40
6	Einfluss relevanter Motorparameter auf Zündung und Entflammung	43
6.1	Einfluss der Verdünnung – Vergleich der Wirkung verbesserter Zündung und Ladungsbewegung	43
6.1.1	Zündung	43
6.1.2	Ladungsbewegung	47
6.1.3	Vergleich	49
6.2	Einfluss der Last	51
6.2.1	Nulllast	52
6.3	Einfluss der Drehzahl	53
6.4	Einfluss der Verdichtung	54
6.5	Wechselwirkung von Zündsystem und Ladungsbewegung	56
6.5.1	Einfluss von Ladungsbewegung auf das Zündvolumen	56
6.5.2	Einfluss von Ladungsbewegung auf die Entflammung	60
7	Coronaparameter	63
7.1	Prinzipieller Einfluss von Zündspannung und Zünddauer	63
7.2	Einfluss der Zündspannung	64
7.2.1	Vergleich zur Transistorspulenzündung	64
7.2.2	Effekte bei niedrigen Zündspannungen	66
7.2.3	Effekte bei hohen Zündspannungen	67
7.2.4	Übergang Corona-Funkenüberschlag	69
7.2.5	Spannungseinfluss im Hochlastbetrieb	73
7.2.6	Zusammenfassung Einfluss der Zündspannung	74
7.3	Einfluss der Zünddauer	75
7.3.1	Einfluss auf Zündung und Entflammung	75
7.3.2	Einzelzyklenbetrachtung	77
7.3.3	Minimale Zünddauer	78
7.4	Optimierung der Coronaparameter	79
7.5	Gepulste Zündung	81
8	Fazit – Ein Vergleich zwischen Transistorspulen- und Coronazündung in ausgewählten Betriebspunkten	85
8.1	Katalysator-Heizen	85

8.2	Hochlastbetrieb	89
8.2.1	Klopfgrenze	89
8.3	Wirkungsgradoptimierung in der Teillast	92
8.3.1	Optimierung der Ventilsteuerzeiten	92
8.3.2	Optimierung der Zündung in Kombination mit Ladungsbewegung	95
9	Zusammenfassung und Ausblick	99
A	Anhang	101
A.1	Herleitung der Standardabweichung für Abschnitt 7.2.4	101
	Abbildungsverzeichnis	107
	Tabellenverzeichnis	109
	Literaturverzeichnis	117

Nomenklatur

Physikalische Größen

Formelzeichen	Einheit	Bezeichnung
ZZP	°KW n. OT	Zündzeitpunkt
MFB5%	°KW n. OT	5 %-Kraftstoffmassenumsatzpunkt
MFB50%	°KW n. OT	Verbrennungsschwerpunktlage
Brenndauer 5-50	°KW n. OT	Dauer zwischen MFB5% und MFB50% (Verwendung im Diagramm)
BV	°KW n. OT	Brennverzug: Dauer zwischen ZZP und MFB5%
p_{mi}	MPa	indizierter Mitteldruck
$VAK_{p_{mi}}$	%	Variationskoeffizient des indizierten Mitteldrucks
$\sigma_{MFBxx\%}$	°KW n. OT	Standardabweichung der Lage des MFBxx%
ϵ	-	Verdichtungsverhältnis
κ	-	Isentropenkoeffizient
λ	-	Verbrennungsluftverhältnis

Abkürzungen und Indizes

Abkürzung	Bezeichnung
OT	Oberer Totpunkt
LOT	Oberer Totpunkt nahe des Ladungswechsels
ZOT	Oberer Totpunkt nahe der Zündung
KW	Kurbelwinkel
PN	Partikelanzahl
AGR	Abgasrückführung
KAT	Katalysator
LB	Ladungsbewegung
TSZ	Transistorspulenzündung (Verwendung im Diagramm)
Corona	Coronazündung (Verwendung im Diagramm)
CZS	Coronazündsystem, gleichbedeutend mit Coronazündung
MSI	Multi-Spark-Ignition
CSI	Continuous-Spark-Ignition
DCI	Dual-Coil-Ignition
VANOS	Variable Nockenwellensteller
VCO	Voltage-Controlled Oscillator
N	Stickstoffatom
O	Sauerstoffatom
H	Wasserstoffatom
C	Kohlenstoffatom
CO	Kohlenstoffmonoxid
HC	Kohlenwasserstoff-Verbindung
NO _x	Stickstoffoxid
NEFZ	Neuer Europäischer Fahrzyklus
WLTP	Worldwide harmonized Light vehicles Test Procedure
BMW	Bayerische Motoren Werke
CTR	Carinthian Tech Research
max.	maximale/r/s
u.a.	unter anderem
z.B.	zum Beispiel
Std	Standard

Aufgrund des geringeren Platzbedarfs wird in Diagrammen „TSZ“ als Abkürzung für die Funkenzündung verwendet, und „Corona“ für die Coronazündung. Im Fließtext findet der besseren Lesbarkeit wegen meist „Funkenzündung“ bzw. „Transistorspulenzündung“ und „Coronazündung“ Verwendung.

1 Einleitung und Motivation

Ein stetig steigendes Umweltbewusstsein in Bevölkerung und Politik erhöht die Nachfrage nach Fahrzeugen mit niedrigem Kraftstoffverbrauch und geringen Abgasemissionen. Um die globale Erderwärmung einzudämmen, soll insbesondere der Ausstoß von klimaschädlichen Treibhausgasen reduziert werden. Hierbei nimmt Kohlenstoffdioxid mit über 75 % Anteil am anthropogenen Treibhauseffekt eine wichtige Rolle ein [45]. Nach der Energiewirtschaft stellt der Sektor Verkehr/Transport mit 18,3 % den zweitgrößten Beitrag an der CO₂-Emission in Deutschland dar [64]. Zur Reduktion der Kohlenstoffdioxidemissionen im europäischen Straßenverkehr wurde eine Obergrenze des durchschnittlichen CO₂-Ausstoßes für Neuzulassungen von 95 g/km ab Ende 2020 vereinbart [30]. Bei Nichterfüllung drohen den Automobilkonzernen empfindliche Strafzahlungen in Höhe von 95 Euro pro Gramm und Fahrzeug [52], sodass bereits eine Verfehlung von 1 g/km bei einer Million in der EU verkauften Fahrzeugen 95 Millionen Euro Strafe nach sich zieht. Zeitgleich steigt der Fokus auf gesundheitsschädliche Emissionen wie Stickstoffoxide, Kohlenstoffmonoxid, Kohlenwasserstoffe und Partikel. Um die Emissionen im Straßenverkehr zu reduzieren, wurden in der Vergangenheit die Grenzwerte der PKW-Emissionen stetig verschärft. Die Einführung des WLTP als Zyklus mit höherem Lastkollektiv zur Ermittlung von Schadstoffemissionen und Kraftstoffverbrauch für die Abgasnorm Euro 6c stellt den ersten Schritt dar, die realen Emissionen im Straßenverkehr am Prüfstand besser abzubilden. Einen weiteren Schritt geht die neue Abgasnorm Euro 6d-TEMP, die Abgasemissionstests im realen Straßenverkehr vorsieht. Trotz einiger Restriktionen kann das Fahrprofil relativ frei gewählt werden [11]. So sind z.B. auch kurzzeitige Vollastbeschleunigungen zulässig. Die weiter gestiegenen Anforderungen an moderne Verbrennungsmotoren ebnen den Weg für neue, innovative Technologien. Eine besondere Bedeutung kommt an dieser Stelle der ottomotorischen Zündung zu, die als Initiator der Flamme die Verbrennung wesentlich beeinflusst und dadurch große Potentiale erschließen kann.

Die vorliegende Arbeit widmet sich der Untersuchung der Coronazündung als ein alternatives Zündsystem mit hoher Leistungsfähigkeit. Zu Beginn werden statistische Zusammenhänge bei der Bewertung von Zünd- und Verbrennungsstabilität näher erläutert. Anschließend folgt eine Beschreibung des prinzipiellen Einflusses relevanter Motorparameter auf Zündung und Entflammung sowie die detaillierte Untersuchung des Einflusses der Parameter der Coronazündung. Das Fazit bildet ein Vergleich zwischen Funken- und Coronazündung in ausgewählten Betriebspunkten.

2 Grundlagen der Verbrennung

In diesem Kapitel werden die für das Verständnis der in dieser Arbeit durchgeführten Versuche relevanten Aspekte von Flammenausbreitung, Ladungsbewegung und irregulärer Verbrennung kurz erläutert.

2.1 Flammenausbreitung

Bei der Flammenausbreitung wird allgemein zwischen vorgemischter und nicht vorgemischter Verbrennung unterschieden. Die vorgemischte Verbrennung findet in konventionellen Ottomotoren statt. Hier sind Kraftstoff und Oxidationsmittel nahezu homogen vorgemischt, bevor sie verbrannt werden. Bei der nicht vorgemischten Verbrennung findet die Durchmischung erst während der Verbrennung statt. Sie findet bei aktuellen Dieselmotoren Anwendung. Diese Arbeit beschränkt sich auf Ottomotoren und damit auf die Betrachtung der vorgemischten Verbrennung.

Wird ein sich in Ruhe befindendes homogenes, thermodynamisch und chemisch isotropes Luft-Kraftstoffgemisch, das an keiner Seite von einer Wand begrenzt wird und dessen Temperatur unterhalb der Selbstentzündungstemperatur liegt, entzündet, breitet sich die Flamme sphärisch, d.h. in alle Richtungen mit gleicher Geschwindigkeit – der laminaren Flammengeschwindigkeit – aus. Diese hängt von der Wärmeleitung und der Diffusion von Radikalen ab [26]. Wird dem Luft-Kraftstoff-Gemisch eine turbulente Strömung aufgeprägt, wird die Flammenfront räumlich verzerrt und die Oberfläche der reaktiven Flammenfrontzone vergrößert. Es liegt turbulente Flammenausbreitung mit deutlich vergrößerter Massenumsatzgeschwindigkeit vor.

Die Flammenausbreitung unmittelbar nach der Zündung erfolgt in hohem Maße laminar, solange ihre Größe gering gegenüber der Größe der turbulenten Wirbel ist. Im weiteren Verlauf wird die Verbrennung stark durch die Turbulenz bestimmt [24].

2.1.1 Turbulente Flammengeschwindigkeit

Eine Veranschaulichung kann über Damköhlers Vorstellung der turbulenten Flamme als gefaltete laminare Flamme erfolgen. Mit der durch die Faltung vergrößerten Oberfläche, die sich nach wie vor mit der laminaren Flammengeschwindigkeit ausbreitet, gilt folgender Zusammenhang [69]:

$$v_T = v_L A_L / A_T \quad (2.1)$$

Hierbei ist v_T die turbulente Flammengeschwindigkeit, v_L die laminare Flammgeschwindigkeit, A_T die gedachte Oberfläche der nicht gefalteten Flammenfront und A_L die Oberfläche der gefalteten Flammenfront. Die Größen sind in Abb. 2.1 veranschaulicht.

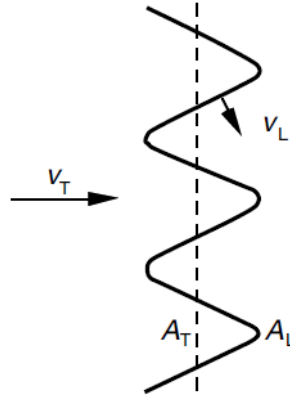


Abbildung 2.1: Veranschaulichung der turbulenten Flammenausbreitung [69]

Die turbulente Flammgeschwindigkeit im Verbrennungsmotor steigt mit steigender Turbulenz. Beispielsweise steigt die turbulente Flammgeschwindigkeit fast linear mit zunehmender Motordrehzahl. So ist, auf Kurbelwinkelskala bezogen, mit steigender Drehzahl kaum eine Verlangsamung der Verbrennung festzustellen [50]. Der Brennverzug auf Kurbelwinkelskala hingegen steigt zu höheren Drehzahlen deutlich an, da die Entflammung und anfängliche Flammenfrontausbreitung laminar geprägt sind.

2.1.2 Charakterisierung turbulenter Strömungsfelder

Da die Versuche in dieser Arbeit an Verbrennungsmotoren durchgeführt wurden, werden sie stark durch das turbulente Strömungsfeld beeinflusst, weshalb zum besseren Verständnis der in dieser Arbeit diskutierten Ergebnisse kurz auf die Charakterisierung turbulenter Strömungsfelder eingegangen wird. Hierzu dienen die turbulenten Längen- und Zeitmaßstäbe. Die dimensionslose Kennzahl der turbulenten Reynolds-Zahl Re_t dient der Beschreibung und Differenzierung zwischen laminarer und turbulenter Strömung [26].

$$Re_t = \frac{u' \cdot l_I}{\nu} \quad (2.2)$$

u' beschreibt die Geschwindigkeitsfluktuationen, l_I das turbulente integrale Längenmaß der Strömung und ν die Viskosität des Luft-Kraftstoffgemischs. Bei $Re_t < 1$

erfolgt die Flammenausbreitung laminar. Bei $Re_t > 1$ erfolgt sie turbulent und kann weiter unterteilt werden. Hierfür dienen die zwei dimensionslosen Größen turbulente Karlovitz-Zahl Ka und turbulente Damköhler-Zahl Da , was in Abb. 2.2 veranschaulicht wird.

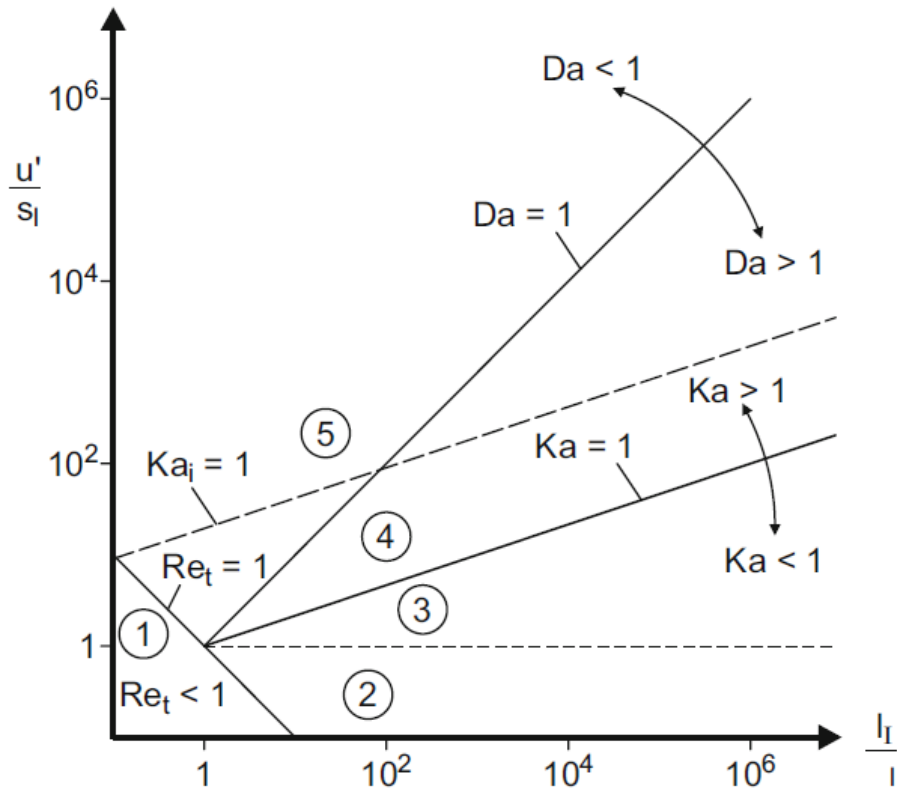


Abbildung 2.2: Flammenregime vorgemischter turbulenter Flammen (Borghi-Diagramm) [41]

$$Ka = \frac{t}{t_k} \text{ mit } t_k = \sqrt{\frac{\nu}{\tilde{\epsilon}}} \quad (2.3)$$

t ist die Zeitskala der laminaren Flamme bzw. der chemischen Reaktionen und t_k die Umdrehungszeit der größten im Strömungsfeld vorkommenden Wirbel. Hierbei stellen ν die Viskosität des Luft-Kraftstoffgemischs und $\tilde{\epsilon}$ die Dissipationsgeschwindigkeit der turbulenten kinetischen Energie dar.

$$Da = \frac{t_I}{t} = \frac{l_I s_l}{u' l} \quad (2.4)$$

Mit $t_I = l_I/u'$ als der turbulenten integralen Zeit, als Maß für die Mischungszeit, und $t = l/s_l$ als der Zeitskala für chemische Reaktionen mit l als Längenskala für chemische Reaktionen und s_l als laminarer Flammengeschwindigkeit.

In Abb. 2.3 sind die Regime aus Abb. 2.2 einzeln aufgeführt.

Regime 1 beschreibt die laminare Flamme. In Regime 2 liegt leichte Turbulenz vor, wobei die Geschwindigkeit turbulenzbedingter lokaler Fluktuationen geringer ist als die laminare Flammengeschwindigkeit. Die Flammenfront wird hierdurch leicht gewellt. Die Flammencharakteristik ist laminar und auch die Brenngeschwindigkeit hauptsächlich durch die laminare Flammengeschwindigkeit bestimmt. Mit weiter steigender Turbulenz (Regime 3) kann es zur Inselbildung kommen. An der Grenzlinie zwischen Regime 3 und 4 ist die Karlovitzzahl $Ka = 1$. Die kleinsten Turbulenzstrukturen besitzen hier die gleiche Größenordnung wie die laminare Flamme. Für Karlovitz- und Damköhlerzahlen größer 1 (Regime 4) wurde von Peters [48] eine zweite Karlovitzzahl Ka_i definiert. Sie gibt das Verhältnis der Größe der inneren Reaktionszone zur Größe der kleinsten turbulenten Wirbel an. Für $Ka_i < 1$ dringen die kleinen Wirbelstrukturen in die Vorheizzone ein, nicht jedoch in die Reaktionszone. Im Regime 5 werden die Reaktionen im Vergleich zur Turbulenz langsam. Für $Da \ll 1$ kann eine vollständige Mischung der Reaktanten vor Beginn der Reaktionen angenommen werden [41].

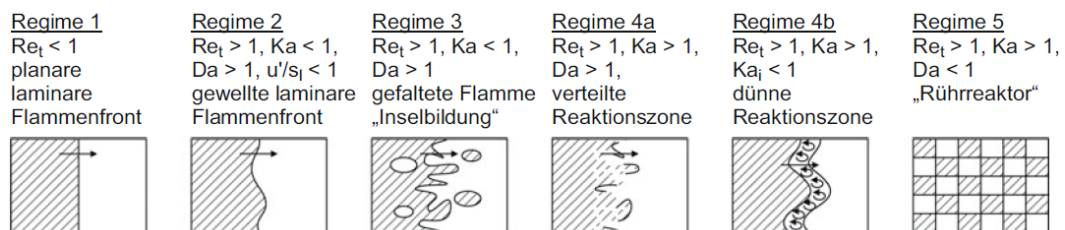


Abbildung 2.3: Schematische Darstellung unterschiedlicher Flammentypen der vorge-mischten Verbrennung [41]

2.2 Ladungsbewegung

Einerseits kann mikroskopische Ladungsbewegung in Form von Turbulenz Einfluss auf die Verbrennung nehmen und diese, wie in 2.1 beschrieben, beschleunigen. Andererseits kann makroskopische Ladungsbewegung gesamte Gebiete der Flamme verwehen oder die Form eines entflammten Gebietes beeinflussen.

2.2.1 Formen der Ladungsbewegung

Die während der Einströmung erzeugte Ladungsbewegung wird anhand deren Rotationsachse in Drall (Rotation um die Zylinderachse) und Tumble (Rotation senkrecht zur Zylinderachse) unterteilt. Zusätzlich wird die Strömung im Brennraum durch den sich bewegenden Kolben und die Expansion während der Verbrennung beeinflusst. (Abb. 2.4)

Drallladungsbewegung kann bereits erzeugt werden, indem ein Einlassventil geschlossen bleibt. Um den Drall zu verstärken, kann der Kanal des öffnenden Ventils als

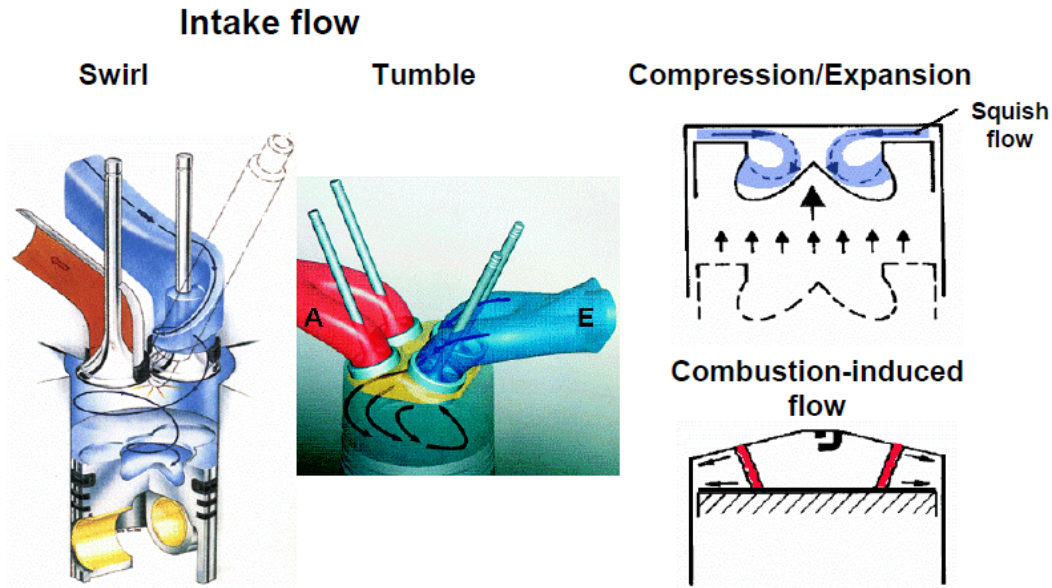


Abbildung 2.4: Ladungsbewegung im Verbrennungsmotor [51]

Tangentialkanal ausgeführt werden, wie es meist bei Dieselmotoren angewandt wird. In Untersuchungen von Lauer [36] stellt die hierbei entstehende Drallströmung ab ca. 90° KW n. LOT die mit Abstand dominierende Form makroskopischer Ladungsbewegung dar. Die durch diese Maßnahmen erzeugte Drallströmung wird von der Kolbenbewegung vergleichsweise wenig beeinflusst, entsprechend gering ist die Abnahme der Drallintensität über den Kurbelwinkel und hauptsächlich von Dissipationseffekten, der Umwandlung von kinetischer Energie makroskopischer Bewegung in Wärme aufgrund von Reibung, geprägt. Erst in OT-nahen Bereichen spielt die Kontur des Brennraumdachs eine nennenswerte Rolle [36]. Eine möglichst glatte Dachgeometrie ohne große Kanten übt den geringsten Einfluss auf die Drallbewegung aus. Kommt es entlang des Zylinderumfangs zu deutlichen Höhenänderungen, wird die Drallbewegung zerstört und in kleiner-skalige Bewegung transformiert.

Flacher verlaufende Kanäle – sog. Tumblekanäle – in Kombination mit Abrisskanten ermöglichen eine flachere Einströmung der Frischluft, die nahe der gegenüberliegenden Brennraumwand umgelenkt wird und in einer Tumblewalze resultiert. Das Tumbelniveau nimmt – über die Kurbelwinkelachse aufgetragen – typischerweise einen wellenförmigen Verlauf mit mehreren Maxima an. Lauer [36] beobachtet bei seinen Untersuchungen die Maxima bei 20° KW nach LOT aufgrund hoher Strömungsgeschwindigkeiten während der Ventilüberschneidung, bei 90° KW nach LOT wegen der hohen Kolbengeschwindigkeit und 60° KW vor ZOT, verursacht durch die hohen Strömungsgeschwindigkeiten aufgrund des reduzierten Massenträgheitsmoments der gequetschten und dadurch im Radius reduzierten Tumblewalze. Bei weiterer Kompression wird die Tumblewalze schließlich in das Brennraumdach hinein gedrückt und der Großteil der makroskopischen Bewegung zerfällt in kleinskalige Turbulenz, welche die

Verbrennung deutlich beschleunigt. Die stärkste Ausprägung erfährt die Turbulenz im Gebiet nahe der Zündkerze, von wo aus sie in Richtung der Brennraumwände abnimmt. Tumbleladungs-bewegung ist das Mittel der Wahl, um Turbulenz zum Zündzeitpunkt zu generieren, da die Tumbleströmung im Zyklus lange erhalten bleibt und im Bereich typischer Zündzeitpunkte in kleinskalige Turbulenz zerfällt. Als makroskopische Ladungs-bewegung zum Zündzeitpunkt sei an dieser Stelle noch die Quetschströmung erwähnt, die durch das aus dem Quetschspalt strömende Gemisch erzeugt wird. Das Luft-Kraftstoffgemisch wird durch den nach oben fahrenden Kolben verdrängt und in die Mitte des Brennraums gedrückt. (Abb. 2.4 rechts oben) Die Quetschströmung erreicht ihre maximale Geschwindigkeit kurz vor dem oberen Totpunkt [37]. Schließlich komprimiert die durch die sich ausbreitende Flammenfront in Richtung der Brennraumwände hervorgerufene Strömung das Endgas. Unter ungünstigen Bedingungen kann es hierdurch zur Selbstzündung gebracht werden. Dieses Phänomen des Klopfens wird in Abschnitt 2.3.1 näher betrachtet.

2.2.2 Ladungsbewegung im TVDI-Brennverfahren von BMW

Im Juni 2001 brachte BMW mit dem neuen 4-Zylinder-Reihenmotor im 316ti compact die voll variable Ventilsteuerung Valvetronic in Serie. Sie baut auf der stufenlos verstellbaren BMW Doppel-VANOS auf und ermöglicht zusätzlich zum gemeinsamen Verstellen von Anfang und Ende der Ventilöffnungszeiten die Variation des Einlassventilhubs, wodurch Öffnungsquerschnitt und Öffnungsdauer der Einlassventile verstellt werden können [31]. Hierdurch können die für konventionelle Ottomotoren üblichen Drosselverluste im unteren Teillastbetrieb deutlich reduziert werden. Im sog. TVDI-Betrieb (Turbo Valvetronic Direct Injection) tragen zwei Effekte zur Entdrosselung bei. Einerseits wird über eine Überschneidung von Ein- und Auslassventilen im Ladungswechsel Abgas in den Brennraum rückgesaugt. Andererseits kann über ein frühes Schließen der Einlassventile die Zylinderfüllung reguliert werden. Zusätzlich zur Entdrosselung wird durch die Verdünnung mit Restgas der Isentropenkoeffizient κ erhöht und hierdurch der Wirkungsgrad des Hochdruckprozesses gesteigert. Durch das frühe Schließen der Einlassventile sinkt jedoch die Ladungsbewegung im Brennraum. Zur Verbesserung der Ladungsbewegung kann u.a. zu den Maßnahmen des Phasing und Masking gegriffen werden. Beim Phasing gewährleistet das Profil der Exzenterwelle, dass bei Erhöhung des Ventilhubes Einlassventil 2 zunächst im Minimalhub verharrt und erst bei weiterer Ventilhuberhöhung beginnt, anzusteigen. Die maximale Hubdifferenz beträgt 1,8 mm. Hierdurch wird eine Drallladungs-bewegung erzeugt. Ab ca. 6 mm Ventilhub führen beide Ventile eine simultane Bewegung aus. Die zusätzliche Maskierung der Einlassventile richtet den in den Zylinder einströmenden Massenstrom aus, um die gewünschte Form der Ladungsbewegung – je nach Ventilhub Drall oder Tumble – zu erzeugen [29].

2.3 Irreguläre Verbrennung

Unter dem Begriff der irregulären Verbrennung werden beim fremdgezündeten Ottomotor alle Phänomene zusammengefasst, die nicht oder nicht ausschließlich durch Fremdzündung zustande kommen. Sie können in drei Bereiche unterteilt werden. Die klopfende Verbrennung, die fremdinduzierte Vorentflammung (Glühzündung) und die reaktionskinetische Vorentflammung [19].

2.3.1 Klopfende Verbrennung

Ausgehend von der regulären Flammenfront (deflagrative Verbrennung) werden die Bereiche des Endgases komprimiert und aufgeheizt. Vorreaktionen werden in Gang gesetzt und nach Erreichen der Zündverzugszeit tritt lokale Selbstzündung ein. Durch die schnelle Umsetzung des Gemischs treten Druckwellen auf. Durch Reflexion und Interferenz der Druckwellen bilden sich für die klopfende Verbrennung charakteristische Schwingungen im Zylinderdruckverlauf. Akustisch ist das Klopfen ebenfalls eindeutig zu identifizieren [19]. Um die Klopfneigung zu senken, sollte die Zündverzugszeit erhöht und die Zeit, bis der Brennraum vollständig von der deflagrativen Verbrennung erfasst wurde, gesenkt werden. Für einen hohen Zündverzug der Selbstzündung sorgen niedrige Verdichtungsendtemperaturen und -drücke (gut gekühlte Brennraumwand, kühle Ansaugluft, niedrige Verdichtung, niedrige Aufladung), die Verwendung klopfester Kraftstoffe und die Verdünnung durch Inertgas [14]. Die Dauer, bis zu der der Brennraum von der Flammenfront vollständig erfasst ist, wird hauptsächlich von der Geschwindigkeit der Flammenfront (Gemischzusammensetzung, Turbulenzniveau) und dem Weg, den die Flammenfront zurückzulegen hat (Brennraumform, Position des Zünders), geprägt. Zudem verkürzen höhere Drehzahlen die kritische Zeit des Endgases auf einem hohen Temperaturniveau und erhöhen die Turbulenz und damit die turbulente Flammenfrontgeschwindigkeit. Im Motorbetrieb hilft die Klopfregelung, die Verbrennung für einen hohen Wirkungsgrad möglichst nahe an der Klopfgrenze betreiben zu können. Die für das Klopfen charakteristische Schwingung wird von den Körperschallsensoren registriert. Übersteigt sie einen vorgegebenen Schwellenwert, wird der Zündzeitpunkt in Richtung spät verstellt, um die Spitzendrücke und -temperaturen abzusenken und klopfende Verbrennung zu verhindern. In den darauf folgenden Arbeitsspielen wird der Zündwinkel Schritt für Schritt in Richtung früh verstellt, bis die parametrisierte Klopfintensität erneut erreicht wurde. Je geringer die zyklischen Schwankungen der Verbrennungsschwerpunktlage sind, desto näher kann der Motor an der Klopfgrenze betrieben werden [50].

2.3.2 Vorentflammung

Eine Vorentflammung tritt auf, wenn bereits vor Erreichen des regulären Zündzeitpunkts an mindestens einer Stelle im Brennraum die zur Zündung des Gemischs erforderlichen Bedingungen vorherrschen. Treten die Vorentflammungen an heißen Bauteilen auf, wird von fremdinduzierter Vorentflammung oder Glühzündung gesprochen. Charakteristisch hierfür ist die von Zyklus zu Zyklus früher einsetzende Zündung. Die frühe Entflammung führt zu einer stärkeren Erhitzung des die Glühzündung verursachenden Bauteils, sodass die Vorentflammung im nächsten Zyklus noch früher eintritt. Zu Beginn der Serie von Glühzündungen tritt häufig zusätzlich klopfende Verbrennung auf. Mit zunehmend früherem Beginn der Vorentflammung wird das Gemisch derart schnell umgesetzt, dass die für das Klopfen notwendigen Zündverzugszeiten im Endgas nicht erreicht werden. Von den Glühzündungen zu unterscheiden sind sogenannte reaktionskinetische Vorentflammungen. Sie werden durch Gemischinhomogenitäten oder sich lösende Partikel bzw. Ablagerungen verursacht. Üblicherweise treten sie sporadisch oder in Serien von alternierenden Zyklen aus Vorentflammung und regulärer Verbrennung auf. Die hohen Spitzendrücke der Vorentflammung lösen weitere Ablagerungen, die im nächsten Zyklus aufgeheizt werden, und im übernächsten Zyklus erneut eine Vorentflammung hervorrufen. Zusätzlich auftretendes Klopfen ist bei reaktionskinetischen Vorentflammungen üblich [19].

3 Grundlagen der Zündung und ausgewählte Zündsysteme

Nachdem auf die Flammenausbreitung, die unterschiedlichen Formen der Ladungsbe-
wegung und die Phänomene der irregulären Verbrennung eingegangen wurde, werden
in diesem Kapitel die Grundlagen der Zündung beschrieben und ein Überblick über
ausgewählte Zündsysteme präsentiert.

3.1 Geschwindigkeit chemischer Reaktionen

Chemische Reaktionen laufen stets in Vorwärts- und Rückwärtsrichtung ab, wobei
die Reaktionsrate in Richtung des chemischen Gleichgewichts überwiegt. Im Zustand
des chemischen Gleichgewichts sind die Reaktionsraten für Vor- und Rückreaktion
ausgeglichen. Makroskopisch ist kein Stoffumsatz festzustellen. Aufgrund der hohen
Temperaturabhängigkeit wird zur Beschreibung der Geschwindigkeitskoeffizienten von
chemischen Reaktionen üblicherweise ein Arrhenius-Ansatz gewählt [63].

$$k = A \cdot T^b \cdot e^{-\frac{E_A}{RT}} \quad (3.1)$$

Hierbei ist R die allgemeine Gaskonstante und T die Temperatur. Die Aktivierungs-
energie E_A sowie die Konstanten A und b wurden für viele chemische Reaktionen
experimentell ermittelt und können der Literatur entnommen werden, z.B. aus [69].
Die Exponentialfunktion bildet die starke Temperaturabhängigkeit der Reaktionsraten
ab.

3.2 Grundlagen der Zündung

Diese Arbeit beschäftigt sich mit der Untersuchung der Coronazündung und zieht den
Vergleich zur klassischen Transistorspulenzündung als Referenz. Das thermische Plas-
ma der Funkenzündung regt vor allem niedrig energetische Vibrationszustände an,
während das Nichtgleichgewichtsplasma der Corona zu hoch energetischen elektroni-
schen Zuständen sowie zur Ionisation der Gasatome führt [62].

Im Folgenden wird die Entflammungsinitialisierung beispielhaft an der Reaktion von
Wasserstoff mit Sauerstoff im stöchiometrischen Verhältnis beschrieben und auf die

Unterschiede in der Entflammung mittels Gleichgewichts- und Nichtgleichgewichtsplasmen eingegangen.

Die Bindungsenergien der auftretenden Moleküle können Tabelle 3.1 entnommen werden:

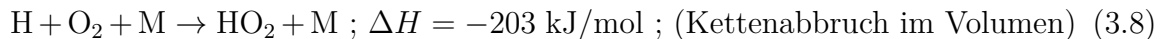
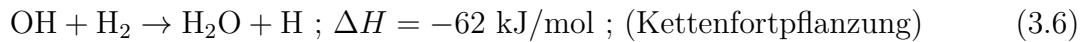
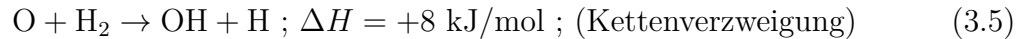
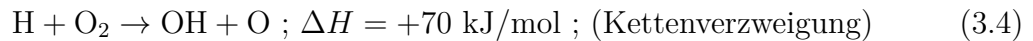
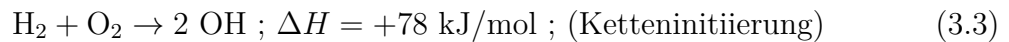
Tabelle 3.1: Bindungsenergien [62]

Molekül	H-H	O=O	O-H	H-OH	H-O ₂
Bindungsenergie [kJ/mol]	436	498	428	488	203

Die Summenreaktion der Wasserstoffverbrennung



setzt sich aus folgenden Teilreaktionen zusammen [62].



Da vor Beginn der Reaktion beide Edukte als zweiatomige Moleküle vorliegen, muss anfangs die Reaktionsenthalpie von Gleichung 3.3 aufgebracht werden. Reaktion 3.6 lässt das soeben erzeugte Hydroxyl-Radikal mit molekularem Wasserstoff zum Endprodukt Wasser und atomarem Wasserstoff reagieren. Als weitere verbrennungsfördernde Reaktionen treten 3.4 und 3.5 auf. Sobald atomarer Wasser- oder Sauerstoff vorhanden ist, können die beiden Reaktionen 3.4 und 3.5 das Hydroxyl-Radikal erzeugen. Reaktion 3.3 ist nicht mehr notwendig, um die Reaktion aufrecht zu erhalten. Da 3.4

und 3.5 endotherm sind, ist die Reaktion mit dem größeren Enthalpiebedarf (Gleichung 3.4) die die Reaktionsgeschwindigkeit limitierende Reaktion. Da für Reaktion 3.4 atomarer Wasserstoff ein Edukt darstellt, treten alle Reaktionen, die atomaren Wasserstoff auf andere Weise umsetzen, mit ihr in Konkurrenz. Das sind insbesondere die Reaktionen 3.7 und 3.8, wobei 3.7 durch Wandwärmeverluste auftritt und 3.8 im Volumen stattfindet [62]. Abb. 3.1 zeigt die notwendigen Randbedingungen für Druck und Temperatur, damit das Wasserstoff-Sauerstoff-Gemisch ohne äußere Energiezufuhr zündet.

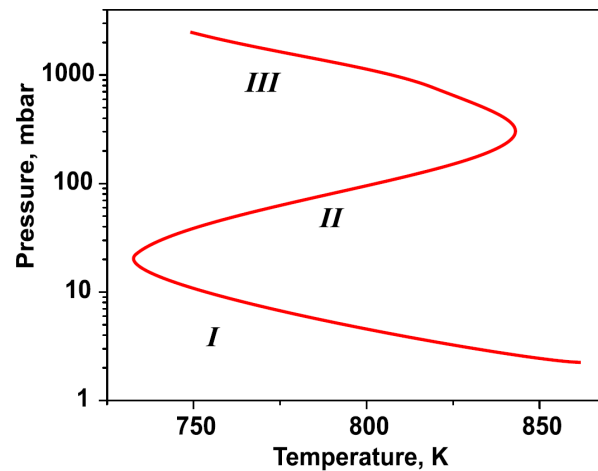


Abbildung 3.1: Explosionsgrenzen [62]

Bei einer Temperatur von 800 K und einem Druck kleiner als 5 mbar findet keine Zündung statt. Durch chemische Reaktionen gebildete Radikale diffundieren aufgrund der geringen Gasdichte schnell zur Brennraumwand und werden zerstört (z.B. Reaktion 3.7). Durch Erhöhung des Drucks wird die rot markierte Zündgrenze (in Abb. 3.1 als I markiert) überschritten, die Diffusionsrate ist zu gering, als dass sie die Radikalbildung im Gas kompensieren könnte und Selbstzündung tritt ein. Bei weiterer Druckerhöhung ($p > 100$ mbar) werden die Bedingungen für Selbstzündung nicht mehr erfüllt. (in Abb. 3.1 als II markiert) Dies ist auf die Konkurrenz zwischen Kettenverzweigungs- und Kettenabbruchsreaktionen zurückzuführen. Wird der Druck weiter erhöht, liegen erneut die für die Selbstzündung notwendigen Bedingungen vor. Diese Zündgrenze (III) liegt in der Konkurrenz zwischen Energiefreisetzung durch chemische Reaktionen und Wärmeableitung an der Wand begründet [69]. Bezüglich der Kettenverzweigung sind zwei Fälle zu unterscheiden: Ist die Reaktionsrate der Verzweigung geringer als die Reaktionsrate des Reaktionsabbruchs, ist die Konzentration an freien Radikalen quasi-stationär. Die resultierende Reaktionsrate ist konstant und meist sehr gering [62]. Ist die Reaktionsrate der Verzweigung jedoch größer als die des Reaktionsabbruchs, kommt es zu einem exponentiellen Anstieg der Radikalkonzentration und folglich auch der Reaktionsrate. Das Gemisch zündet. Die effektive Reaktionsrate des Reaktionsabbruchs kann durch Reaktion 3.9 deutlich minimiert werden. Hierdurch werden die im HO_2 gebundenen Atome wieder für die Reaktionskette zurückgewonnen.



Eine Verschiebung der Zündgrenze ist die Folge. Auch in Gemischen, die ohne Reaktion 3.9 nicht zünden würden, kann durch diese Verschiebung der Zündgrenze die Bedingung der Selbstzündung erreicht werden. Reaktion 3.9 kann z.B. durch Nichtgleichgewichtsplasmen, wie die Corona eines darstellt, hervorgerufen werden. Im Falle des Gleichgewichtsplasmas, wie der Zündfunke eines darstellt, kommt es zu keiner Verschiebung der Zündgrenzen. Im Funken steigt die Temperatur stark an, sodass lokal die Bedingungen für die Selbstzündung erfüllt sind. Im Folgenden wird die Entflammungsinitialisierung mittels Funken genauer erläutert. Der Ablauf der Funkenzündung ist lokal mit dem der Selbstzündung vergleichbar [62].

3.2.1 Thermische Entflammungsinitialisierung

Während der Durchbruchphase steigt die Temperatur in der Funkenstrecke durch den hohen Entladestrom stark an. Aufgrund der hohen Temperatur kommt es zur Dissoziation der Moleküle und N, O, H und C liegen als hoch angeregte Atome oder Ionen vor. Durch die daraus resultierende hohe Dichte an Radikalen treten chemische Reaktionen wie z.B. die Bildung von CN ein. Stabile Moleküle können jedoch nur im Randbereich des Zündvolumens gebildet werden, wo die Temperatur ausreichend gering ist. Die Ausbreitungsgeschwindigkeit des Zündplasmas ist vorerst von der Expansion des Volumens aufgrund der Temperaturerhöhung bestimmt. Erst nach und nach gewinnt der Beitrag der Flammenausbreitung aufgrund chemischer Reaktionen an Bedeutung. Weiterhin besitzen die Radikale im Inneren des Zündplasmas ein Vielfaches ihrer thermischen Energie in Form von potentieller Energie (primär Dissoziationsenergie), die sie innerhalb weniger Kollisionen an die sie umgebenden Moleküle des Kraftstoffluftgemischs abgeben. Nach einigen zehn μs ist die im Zündplasma gespeicherte Energie an das es umgebende Gemisch abgegeben. Die Temperatur ist auf die Flammentemperatur abgesunken und Verbrennungsreaktionen wie in stationären Flammen setzen ein [38]. Ab diesem Zeitpunkt sind es die exothermen chemischen Reaktionen, die die Energie für die Flammenausbreitung zur Verfügung stellen. Nur wenn die Reaktionsrate hoch genug ist, um die Wärmeabgabe durch Wärmeleitung und Diffusion zu kompensieren, ist eine selbsterhaltende Flammenfront vorhanden [38]. Andernfalls erlischt die bereits vorhandene Flamme und der Rest des Kraftstoffluftgemischs bleibt unverbrannt. Im stöchiometrischen Gemisch ist die Durchbruchphase für die Ausbildung einer selbsterhaltenden Flammenfront ausreichend. Unter erschwerten Entflammungsbedingungen, wie z.B. Abmagerung oder Verdünnung durch Abgas, ist die Reaktionsrate verringert. Hier ist die Durchbruchphase nicht mehr ausreichend, die Reaktionen setzen erst verzögert ein, wenn ausreichend Energie von der Bogenentladung zur Verfügung steht [38].

3.2.2 Entflammungsinitialisierung mittels elektronischer Anregung

Zusätzlich zur Verschiebung der Zündgrenze kann mittels Nichtgleichgewichtsplasma auch die Dissoziation des molekularen Wasser- und Sauerstoffs initiiert werden (Reaktionen 3.10 und 3.11) [62].



Da diese Reaktionen hier durch die Gasentladung hervorgerufen werden, sind ihre Reaktionsraten unabhängig von der Temperatur. In Abb. 3.2 ist die Reaktionsrate für die von der Gasentladung initiierte Dissoziation von Sauerstoff für zwei unterschiedliche Stärken des reduzierten elektrischen Feldes¹ eingezeichnet. Zusätzlich sind die Reaktionsraten der Ketteninitiierung im Falle der Selbstzündung (3.3), und der Kettenverzweigung in Abhängigkeit der Temperatur (3.4 und 3.5) eingezeichnet. Die deutlich höhere Reaktionsrate im Fall der durch die Nichtgleichgewichtsgasentladung initiierten Dissoziation gegenüber der Ketteninitiierung bei Selbstzündung ist klar zu erkennen. Die Initiierung der Kettenreaktion mittels Nichtgleichgewichtsplasma ist daher deutlich effizienter als die thermische [62].

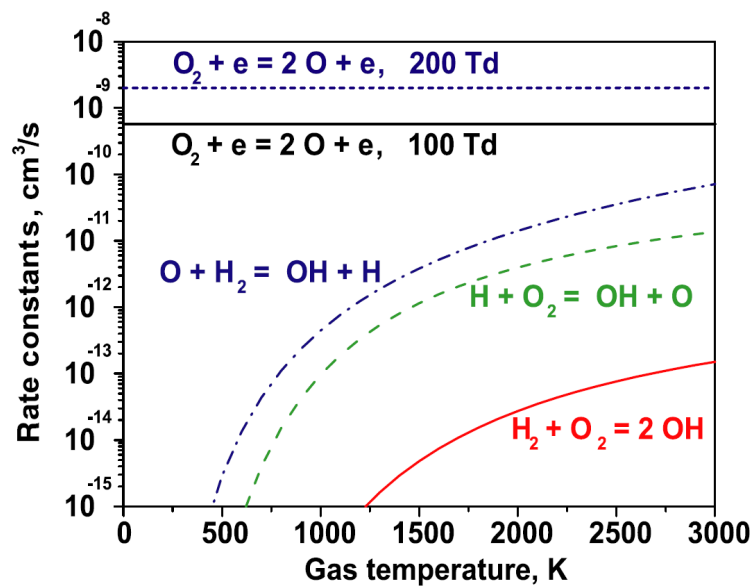


Abbildung 3.2: Reaktionsraten [62]

¹Das reduzierte elektrische Feld ist definiert als Quotient aus elektrischem Feld und Teilchendichte des Gases. Es ist ein Maß für die Energie der Elektronen im Plasma [27].

3.3 Anforderungen an die Zündung im Ottomotor

In den ersten 100 Jahren der Motorenentwicklung lag der Fokus bei Zündsystemen auf Kosteneffizienz, Robustheit und Langlebigkeit der Bauteile. Erst durch das wachsende Bewusstsein für Kraftstoffverbrauch und Schadstoffausstoß in den 1970er Jahren stiegen auch die Anforderungen an das Zündsystem. Mit der Entwicklung hoch aufgeladener Motoren hin zu höheren Leistungsdichten wächst die von den Zündsystemen abzudeckende Bandbreite. Mit höherer Aufladung steigen die Zünddrücke. Um die hierfür notwendigen Spannungen beim Transistorspulenzündsystem in Grenzen zu halten, ist ein geringer Elektrodenabstand günstig. Im Teillastbereich hingegen generiert ein großer Elektrodenabstand einen langen Zündfunken zur besseren Entflammung verdünnter Gemische, durch die Ladungswechselverluste minimiert werden können.

Die Herausforderungen lassen sich gut anhand der Brennverfahrensanforderungen in den unterschiedlichen Kennfeldbereichen erläutern. Im Bereich niedriger Last sollen die Drosselverluste reduziert werden. Dies kann einerseits durch überstöchiometrisches Luft-Kraftstoffgemisch erfolgen. Zusätzlich zur Entdrosselung wirkt sich die Erhöhung des Isentropenexponenten positiv auf den thermodynamischen Wirkungsgrad aus. Die Verdünnung kann als Schichtbrennverfahren, homogen fremdgezündet oder homogen kompressionsgezündet umgesetzt werden. Andererseits können durch das frühe Schließen des Einlassventils die Drosselverluste bei stöchiometrischer Verbrennung reduziert werden. Starke örtliche und zeitliche Gradienten im Verbrennungsluftverhältnis stellen die Herausforderung des Schichtbrennverfahrens dar. Die prinzipiellen Entflammungsbedingungen in der Spraywolke sind jedoch günstiger als im homogen-mageren Betrieb. Durch die Abmagerung wird die Verbrennung verlangsamt. Ebenfalls verlangsamt wird sie bei frühem Schließen der Einlassventile. Durch das frühe Ende der Einströmung von Frischluft sinkt das Turbulenzniveau in der Verbrennung. Der Vorzündbedarf steigt, die Entflammbarkeit des Gemischs sinkt. Durch zusätzliche Maßnahmen zur Erzeugung von Ladungsbewegung kann die Verbrennung beschleunigt und der Vorzündbedarf reduziert werden. Starke Turbulenz nahe des Zündortes kann die Entflammung jedoch auch erschweren. Die Erhöhung des Verdichtungsverhältnisses ist eine weitere Maßnahme, den Wirkungsgrad im niedrigen und mittleren Lastbereich zu erhöhen. Die steigende Verdichtungsendtemperatur verbessert die Zündbedingungen, erhöht aber auch die Klopfneigung im höher lastigen Bereich. Aus den beschriebenen Anforderungen und Zusammenhängen können folgende Eigenschaften für ein optimales Zündsystem abgeleitet werden:

Eine lange Zünddauer erhöht die Robustheit der Entflammung gegenüber zeitlichen Schwankungen der Randbedingungen im Brennraum. Dagegen bietet ein großes Zündvolumen den Vorteil, die Robustheit der Entflammung gegenüber örtlichen Schwankungen zu erhöhen.

Durch niedrige Brennverzüge sinkt der Vorzündbedarf und zum Zündzeitpunkt liegen günstigere Entflammungsbedingungen vor [56]. Zusätzlich resultiert der geringere Brennverzug in reduzierten zyklischen Schwankungen der Kraftstoffmassenum-

satzpunkte. So kann selbst unter unkritischen Entflammungsbedingungen die Klopfneigung gesenkt werden.

3.4 Funkenbasierte Systeme

3.4.1 Konventionelle Funkenzündung

Die klassische Funkenzündung ist nach wie vor Stand der Technik. Zwar hat sich die Technik der Erzeugung der Zündspannung, ausgehend von der Magnetzündung, über die Batteriezündung hin zur Transistorspulenzündung (TSZ) verändert [16], der Mechanismus von Funkenüberschlag und Entflammung ist aber derselbe: Durch Abschalten des Stroms durch die Primärspule und der damit einhergehenden Änderung des magnetischen Flusses wird in der induktiv gekoppelten Sekundärspule eine Spannung induziert und über die Funkenstrecke der Zündkerze angelegt. Sogenannte Startelektronen zwischen den beiden Elektroden (typische Dichten um 200 cm^{-3}), erzeugt beispielsweise durch Hintergrundstrahlung, werden im elektrischen Feld beschleunigt. Ist die Feldstärke ausreichend (ca. 5-10 kV/mm), ionisieren die Startelektronen durch Stoßreaktionen die Gasmoleküle, wobei unter Emission elektromagnetischer Strahlung weitere Elektronen und Ionen erzeugt werden. Auch diese werden im Feld beschleunigt und erzeugen selbst weitere Elektronen, sodass es zu einem lawinenartigen Anstieg der Zahl an Elektronen und Ionen kommt. Zusätzlich kann eine Lawine durch Photoemission nahe der Kathode weitere Lawinen auslösen. Die hierbei nahe an der Kathode entstehenden positiven Ionen erzeugen durch Stoßreaktion weitere Startelektronen an der Oberfläche der Kathode. Der Entladestrom steigt stark an. In dieser, einige Nanosekunden dauernden, Durchbruchphase treten Ströme von mehreren hundert Ampere auf und die Spannung bricht auf unter 100 V zusammen. Diese Phase wird insbesondere durch die elektrischen Eigenschaften (Größe des Entstörwiderstands und Kapazität) der Zündkerze geprägt. Die Entladung im Funkendurchbruch erfolgt entlang des Weges mit der höchsten Leitfähigkeit. Dieser bestimmt die Form des Funkens und die Durchbruchspannung. Die hohe Elektronendichte führt zu einem effizienten Energieaustausch durch Coulomb-Kräfte, wodurch ein hoher Grad an Ionisation und Temperaturen von bis zu 60.000 K erreicht werden. Hierbei entstehen Drücke von über 200 bar und der Funke expandiert mit Überschallgeschwindigkeit. Durch die nach außen laufende Druckwelle wird das Plasma entlang seiner Oberfläche konzentriert, wodurch sich eine toroidale Struktur bildet. Die Energieübertragung aus dem Plasma an das ruhende Gas erreicht eine Effizienz von ca. 60 %. Die hohen Stromdichten in einer Durchbruchentladung heizen die mikroskopischen Spitzen an der Kathodenoberfläche derart auf, dass sie schmelzen. Die thermionische Elektrodenemission, die thermische Emission von Elektronen an der aufgeheizten Elektrode, löst die Feldemission ab und leitet den Übergang in die Bogenentladung ein [39].

In dieser Phase gewinnen die Impedanz des Hochspannungskabels und die Größe des Entstörwiderstands der Zündkerze an Bedeutung und reduzieren den Strom auf einige Ampere. Die Brennspannung ist vergleichsweise niedrig (50 V bei 1 bar Luft und 1 mm Elektrodenabstand). Bei 1 bar Luft im Elektrodenspalt von 1 mm teilt sich die Spannung wie folgt auf: 15 V Kathodenfall; 10 V Bogenentladung; 25 V Anodenfall. Der Kathodenfall sichert die geschmolzenen Hotspots, aus denen Elektronen thermisch emittiert werden. Der Elektrodenverschleiß wird durch geeignete Materialwahl mit hohen Verdampfungstemperaturen auf ein notwendiges Minimum reduziert. Die stärkste Reduktion würde erreicht, indem die Bogenentladung vollends vermieden wird [74], [39].

Das hier vorliegende Plasma kann als thermisch charakterisiert werden. Die Elektronendichte im Kern beträgt ca. 10^{17} cm^{-3} und die Temperatur liegt zwischen 5000 und 6000 K. Die Energie wird von der Plasmaachse durch Wärmeleitung und Diffusion zur Plasmaoberfläche transportiert. Im Plasmakern liegt trotz vergleichsweise niedrigem Ionisationsgrad ein hoher Dissoziationsgrad vor. Die hohe Konzentration reaktiver Verbindungen unterstützt zusätzlich zur hohen Temperatur, die Verbrennung zu initialisieren. Die Effizienz der Energieübertragung aus dem Plasma an das ruhende Gas beträgt ca. 25 % bis 30 %.

Diese Bogenentladung geht nach ca. einer Mikrosekunde durch weiteren Abfall des Funkenstroms auf einige wenige bis mehrere zehn mA in eine Glimmentladung über. Hier liegt die Elektronendichte bei ca. $2 \cdot 10^{14} \text{ cm}^{-3}$ und die Temperatur bei ca. 3000 K im Plasmakern. Die Glimmentladung verfügt über die niedrigste Energieübertragungseffizienz von ca. 10 % bis 20 % [38], [39].

Stand der Technik ist aktuell die Transistorspulenzündung mit je einer Zündspule pro Zylinder. Die Ansteuerung erfolgt über in die Motorsteuerung integrierte Transistoren, die über eine meist Kennfeld-gesteuerte Schließzeit Masse auf das eine Ende der Primärspule durchschalten. Das zweite Ende ist fest mit dem Pluspol der Bordnetzspannung verbunden. Somit wird die Primärspule während der Schließzeit geladen. Das abrupte Beenden der Bestromung am Ende der Schließzeit erzeugt – wie bereits oben beschrieben – eine schnelle Änderung des magnetischen Flusses. Es kommt zu einem starken Spannungsanstieg an der Sekundärspule und schließlich zum Funkendurchbruch über die Funkenstrecke. Die für den Funkendurchbruch erforderliche Spannung ist nach Paschen [47] direkt proportional zum Elektrodenabstand und zur Gasdichte zum Zündzeitpunkt.

Bei aktuellen Transistorspulenzündungen liegen die typischen maximalen Energien bei über 100 mJ [17] und übliche Zündauern erreichen Werte bis zu mehreren Millisekunden. Die Zünddauer ist jedoch von den Bedingungen in der Funkenstrecke abhängig und variiert somit von Zyklus zu Zyklus. Eine definierte Funkenbrenndauer kann nicht vorgegeben werden.

Bei vorgegebener Zündungshardware ist die Schließzeit einer Transistorspulenzündung neben dem Zündzeitpunkt der einzige Parameter, der variiert werden kann. Ihrer Va-

riation sind jedoch enge Grenzen gesetzt, da sie neben dem Energieinhalt der Spule auch das Zündspannungsangebot bestimmt. Daher gibt es zwei Randbedingungen, die bei der Wahl der Schließzeit erfüllt werden müssen. Einerseits muss die zur Zündung erforderliche Energie sichergestellt werden, andererseits muss das Zündspannungsangebot größer als der Zündspannungsbedarf sein. Das Potential, Energie in Betriebspunkten mit guten Entflammungsbedingungen einzusparen, ist moderat.

Wesentliche Auslegungsparameter von Zündkerzen sind der Wärmewert und der Elektrodenabstand, wobei die Anforderungen aus niedriger Teillast und Vollast konträr sind. Im Teillastbetrieb hilft ein großer Elektrodenabstand, um lange Funken mit großer Oberfläche zu erzeugen. Im Hochlastbetrieb führt dieser zu hohem Zündspannungsbedarf und stellt hohe Anforderungen an die Isolationsfestigkeit von Hochspannungsleitungen und Isolatorkeramik. Hohe Temperaturen der Isolatorkeramik helfen im Teillastbetrieb, Ablagerungen vorzubeugen, im Hochlastbetrieb fördern sie Klopfereignisse und können zu Glühzündungen führen.

3.4.2 Multi-Spark- und Continuous-Spark-Systeme

Um höhere Energien in den Brennraum einzubringen oder über einen längeren definierten Zeitraum zu zünden, wurde die Funkenzündung weiter entwickelt. Es gibt Systeme, die weiterhin auf einer Spule je Zylinder basieren, diese jedoch innerhalb eines Zyklus mehrfach ansteuern und somit mehrere Funken absetzen. Da während des Wiederladens nach erfolgter Zündung der Funke erlischt, entstehen einzelne Zündpulse, die durch Pausen getrennt sind. Diese Systeme werden daher als „Multi-Spark-Ignition“ (MSI) bezeichnet. Andere Systeme verwenden zwei Spulen pro Zylinder und laden die eine, während die andere entladen wird. Hierdurch kann dem Zündfunken kontinuierlich Energie zugeführt werden, weshalb derartige Systeme unter dem Begriff „Continuous-Spark-Ignition“ (CSI) laufen. Ein derartiges System beschreibt z.B. BorgWarner BERU Systems mit dem „Dual-Coil-Ignition“ (DCI) [53]. Auch Multi-Spark- und Continuous-Spark-Systeme zünden punktuell. Der wesentliche Vorteil liegt darin, über einen definierten Zeitraum einen Funken aufrecht erhalten bzw. in diesem Zeitraum mehrfach einen neuen Funken erzeugen zu können und über das zeitliche Mittel einen größeren Bereich des Kraftstoff-Luftgemischs zu erreichen und dem Gas mehr Energie zuzuführen.

3.5 Alternative Systeme

3.5.1 Plasmastrahlzündung

Größtenteils auf der klassischen Funkenzündung basieren sog. Vorkammersysteme. Bereits in den 1950er Jahren schlug Schlamann die Zündung des Gemischs in einer

Vorkammer vor, um magere Gemische zu entflammen. Hierbei kam nahezu stöchiometrisches Gemisch in der Vorkammer zur Anwendung [59].

In den 1960er Jahren entwickelte Goossak die Idee der Vorkammerzündung weiter, indem er das Gemisch in der Vorkammer stark anfattete. Mit $\lambda = 0,4$ bis $\lambda = 0,7$ verzichtete er in der Vorkammer auf maximale Verbrennungstemperaturen zugunsten hoher Konzentrationen chemisch aktiver Komponenten und freier Radikale [18].

Ziel bei Vorkammerzündsystemen ist es, zündfähiges Gemisch mittels einer Zündquelle in einer Vorkammer zu entflammen, aus der durch definierte Kanäle un- bis teilverbranntes Gemisch mit hoher Konzentration an Radikalen, hoher Temperatur und hoher Geschwindigkeit in die Hauptbrennkammer strömt. Durch das vergleichsweise tiefe Eindringen der Plasmastrahlen (sog. „Jets“) in die Hauptbrennkammer erfolgt die weitere Entflammung an einer großen Oberfläche. Verbunden mit der Turbulenzgenerierung aufgrund der hohen Eintrittsgeschwindigkeit des Gemischs kann die Brenndauer der motorischen Verbrennung mit derartigen Systemen deutlich verkürzt werden [44]. Unterschieden wird in passive Vorkammern, die ausschließlich aus der Hauptbrennkammer mit zündfähigem Gemisch gefüllt werden und Vorkammern mit zusätzlicher Kraftstoffeinspritzung. Eine Herausforderung dieser Systeme liegt in der ausreichenden Spülung der Vorkammer, um Platz für neues Luft-Kraftstoff-Gemisch zu schaffen. Des Weiteren sind derartige Systeme meist vergleichsweise aufwändig und unterliegen relativ hohem Verschleiß [10]. Ein Beispiel eines Vorkammerzündsystems ist die Mahle Jet Ignition [2]. Eine Patentoffenlegung erwähnt ein Plasmastrahlzündsystem, das anstatt auf einer klassischen Funkenzündung auf einer dielektrisch behinderten Entladung basiert [57].

3.5.2 Mikrowellenbasierte Zündsysteme

Der Begriff Mikrowellenstrahlung beschreibt elektromagnetische Strahlung der Wellenlänge 1 mm bis 30 cm. Bei mikrowellenbasierten Zündsystemen kann unterschieden werden zwischen Systemen, die die Mikrowellenstrahlung ausschließlich zur Energiezufuhr in ein auf andere Weise erzeugtes Plasma verwenden und Systemen, die das Plasma mit Mikrowellenstrahlung generieren. Von der erst genannten Art hat Ikeda ein auf der klassischen Funkenzündung basierendes System entwickelt, das zusätzlich Mikrowellenstrahlung verwendet. Diese wird vom Funkenplasma absorbiert, beschleunigt die Elektronen und expandiert das Zündvolumen. Bei diesem System kommt ein auf Halbleiter-Technik basierender Mikrowellen-Oszillator zum Einsatz, der im Vergleich zum klassischen Magnetron deutlich schnelleres Ansprechverhalten aufweist und deutlich weniger Bauraum benötigt [25]. Heuermann et al. haben ein Zündsystem entwickelt, das ausschließlich auf Mikrowellenstrahlung basiert. Das Zündplasma wird durch Mikrowellenstrahlung generiert und anschließend weiter expandiert [23].

3.5.3 Laserzündung

Ebenfalls um eine Quasi-Punktzündung handelt es sich beim Laser. Über einen optischen Zugang wird der Laserstrahl in den Brennraum eingebracht und über Linsen fokussiert. Durch die Fokussierung und die Verwendung gepulster Laser wird die zur Plasmabildung notwendige Intensitätsschwelle überschritten. Es kommt zum optischen Durchbruch. Die weitere über die Restdauer des Laserpulses zugeführte Energie wird vom Plasma absorbiert. Das Plasma wird stark aufgeheizt und dehnt sich aus. An der Oberfläche des entstandenen Plasmakerns wird die Entflammung initiiert. Der Zündort kann durch geeignete Linsen und Optiksyste me an einen nahezu beliebigen Ort des Brennraums gelegt werden, was einen zusätzlichen Freiheitsgrad für die Brennverfahrensentwicklung darstellt. Die freie Wahl des Zündortes verspricht insbesondere im Schichtladebetrieb hohes Potential. Durch die entstehende Distanz zur Brennraumwand und dem Zünder selbst kann eine Entflammung frei von Quenching-Effekten² realisiert werden [40], [13], [6], [12]. Es kommt zu keinem verbrennungsbedingten Verschleiß. Die hierdurch reduzierten Wartungskosten eines solchen Systems machen es besonders attraktiv für Industriekunden wie etwa Betreiber stationärer Gasmotoren [32]. Das Zündsystem beeinflusst weder die Zylinderinnenströmung noch kann es – von Kraftstoff benetzt – Ursache hoher Partikelemissionen sein [49]. Die Gefahr von Glühzündungen an heißen exponierten Bauteilen wird wesentlich reduziert.

Multifokallinsen erlauben darüber hinaus, die Zylinderfüllung an mehreren Orten gleichzeitig zu entflammen und hierdurch Einfluss auf die Brenndauer zu nehmen. Zusammen mit den niedrigen Quenching-Verlusten bietet die Laserzündung großes Potential unter erschwerten Entflammungsbedingungen. Im Gegensatz zur Funkenzündung, bei der der Zündspannungsbedarf steigt, sinkt beim Laser die zur Ausbildung eines Plasmas erforderliche Energie mit steigender Gasdichte [10]. Durch die kurze Zünddauer von wenigen Nanosekunden ist das Zündplasma von Ladungsbe wegungseffekten nahezu unbeeinflusst und die Entflammung erfolgt quasi zeitgleich mit dem Zündzeitpunkt. Mittels Laserzündung kann die Verbrennung äußerst exakt initialisiert werden.

2004 entwickelte Gerhard Kroupa (Firma CTR) für ein Projekt mit AVL List das miniaturisierte High-Power-Laser-Zündsystem (HiPoLas). Hierbei handelt es sich um ein auf die Anforderungen des Automobils optimiertes Laserzündsystem [1].

3.5.4 Coronazündung

Beim Coronazündsystem wird die klassische Zündkerze durch einen Zünder ersetzt, dessen Mittelelektrode entweder als Sternform oder als einfache Spitze ausgeführt ist. Eine Masseelektrode ist nicht vorhanden, da sich die Coronaentladung ausgehend von

²Quenching: Flammenauslöschung an kalten Bauteilen wie z.B. der Elektroden einer Zündkerze.

der Spitze in Richtung Brennraumwand ausbilden soll. Die in dieser Arbeit untersuchten Systeme verfügen über ein externes Steuergerät, welches die Zünder mit hochfrequenter Wechsellspannung im MHz-Bereich ansteuert. Der Gesamtaufbau aus Zünder, Spule, Leitungen und Brennraumwand bildet einen Schwingkreis, welcher in Resonanz angeregt wird. Die zur Ausbildung der Coronaentladung erforderliche Spannung wird über Resonanztransformation erzeugt [66].

Aufbau des Zünders

Der prinzipielle Aufbau soll anhand des Coronazündsystems von Borgwarner BERU Systems beschrieben werden. Abb. 3.3 zeigt den Aufbau des Zünders. Anders als beim Transistorspulenzündsystem wird kein induktiv gekoppeltes Spulenpaar verwendet, sondern eine zwischen Zünderspitze und Spannungsanschluss geschaltete Spule. Zur Isolation findet eine 3 MPa Stickstofffüllung Anwendung [66].

Ansteuerung

Dadurch, dass der Aufbau bestehend aus Spule und die durch die Kombination aus Zünder und Brennraum dargestellte Kapazität einem Reihenschwingkreis entspricht, kann zur Erzeugung der Hochspannung an der Zünderspitze der Effekt der Spannungsüberhöhung genutzt werden. Im Falle der Anregung in Resonanzfrequenz heben sich die Impedanzen von Kapazität und Induktivität auf. Die elektrische Energie im Schwingkreis steigt auf ein Maximum, wobei der Strom im Schwingkreis durch den ohmschen Leitungswiderstand und die Höhe der extern (am Spannungsanschluss des Zünders) zugeführten Spannung begrenzt wird. Die maximal an der Zünderspitze anliegende Spannung wird durch die Werte von Induktivität, Kapazität, ohmschen Widerstand und die an den Zünder angelegte Spannung bestimmt, kann jedoch ein Vielfaches dieser betragen. Der Anschluss des Zünders wird vom Steuergerät mit Spannungen von bis zu 1,2 kV versorgt. Durch die soeben beschriebene Spannungsüberhöhung im Schwingkreis werden Spannungen von über 30 kV an der Zünderspitze erreicht. Um die Anregung nahe der Resonanz zu halten, wird über einen phase-locked-loop-Baustein die Phasenverschiebung zwischen Strom und Spannung ermittelt und mittels VCO³ die Frequenz nachgeführt [66].

³Voltage-Controlled Oscillator: Ein Spannungsgesteuerter Oszillator, dessen Frequenz über die Höhe der angelegten Spannung bestimmt wird.

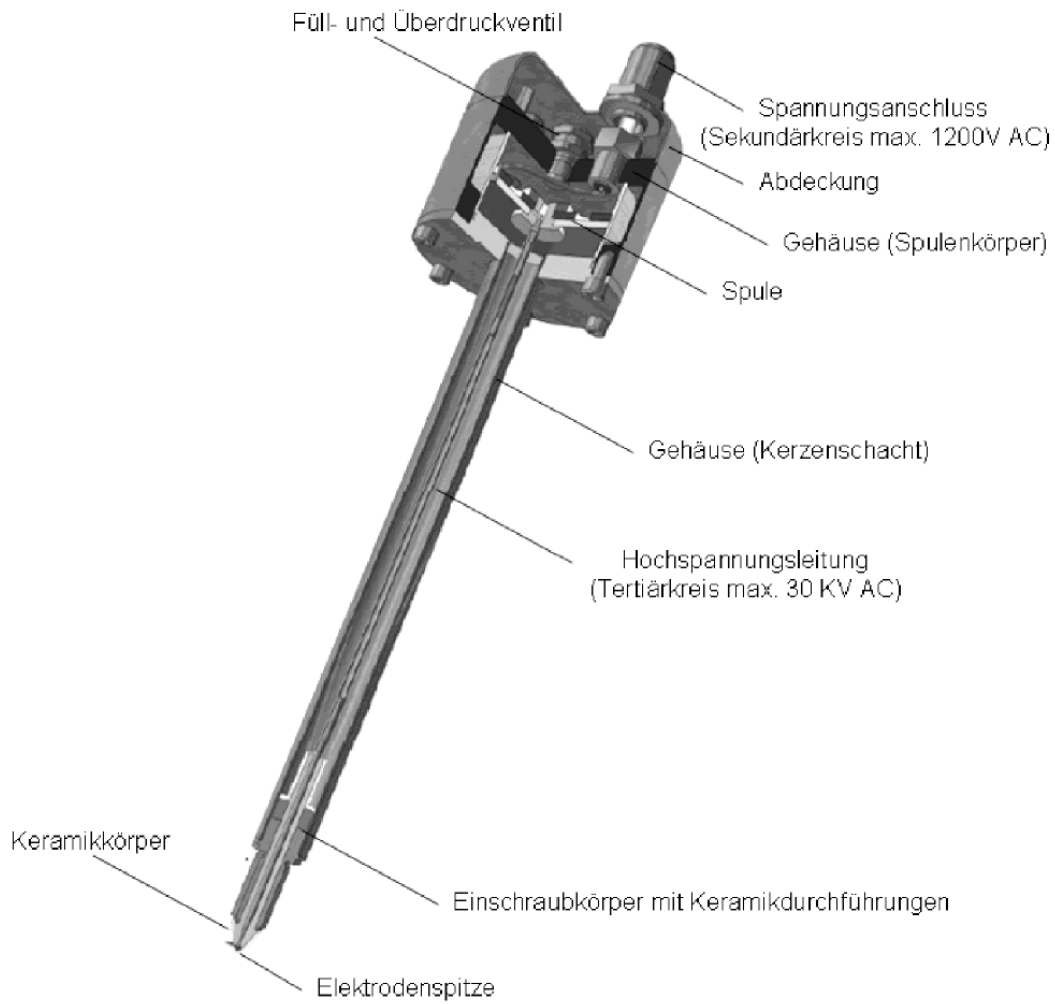


Abbildung 3.3: Coronazünder [66]

4 Versuchsträger und Messtechnik

Für die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Versuche kamen unterschiedliche Versuchsträger zum Einsatz. Für thermodynamische Analysen zu prinzipiellen Unterschieden zwischen den Zündsystemen oder unterschiedlichen Varianten der Ladungsbewegung wurde ein Einzylinder-Forschungsmotor verwendet. Untersuchungen zur Zündung und frühen Phase der Verbrennung wurden an einem optisch zugänglichen Einzylinder-Motor durchgeführt. Für Untersuchungen zur Potentialabschätzung verschiedener Maßnahmen standen seriennahe Mehrzylindermotoren zur Verfügung. Alle verwendeten Motoren waren mit dem vollvariablen Ventiltrieb Valvetronic, bestehend aus einlassseitiger Ventilhubverstellung und ein- und auslassseitigen Nockenwellenstellern (VANOS) ausgestattet.

4.1 Einzylinder-Forschungsmotor

Der Einzylinder-Forschungsmotor ist ein 4-Takt Hubkolbenmotor mit je zwei Einlass- und Auslassventilen, dachförmigem Brennraum und zentraler Zündkerzen- und Injektorlage. Mit einer Bohrung von 82 mm und einem Hub von 94,6 mm basiert er auf der ersten Generation der BMW Baukastenmotoren. Die Motorparameter sind Tabelle 4.1 zu entnehmen. Dieses Aggregat dient hauptsächlich der thermodynamischen Analyse der Verbrennung bei Prinzipversuchen.

Durch Konstruktion eines Adapters an die Einlasskanäle können unterschiedliche Formen der Ladungsbewegung aufgeprägt werden (Abb. 4.1). Spezielle Einsätze verblenden definierte Bereiche der Kanäle. Zusätzlich kann über eine Drallklappe einseitig an

Tabelle 4.1: Einzylinder-Forschungsmotor - Motorparameter

Größe/System	Einheit	Wert
Hubraum	[cm ³]	500
Anzahl der Ventile/Ventilhub	[-]	4 / variabel am Einlass
Bohrung	[mm]	82
Hub	[mm]	94,6
Verdichtungsverhältnis	[-]	12:1
Einspritzdruck	[MPa]	20
Einspritzsystem	[-]	Mehrloch-Einspritzventil, zentral angeordnet
Zündsystem	[-]	Transistorspulenzündung / Coronazündung

gedrosselt werden. Da die Einlasskanäle als Tumblekanäle ausgeführt sind, ist bereits in der Konfiguration ohne Einsätze oder Drallklappenanwendung – in dieser Arbeit als Standardladungsbewegung oder kurz Standard bezeichnet – eine Tumbleladungsbewegung vorhanden. Durch Verblendung der unteren 75 % des Einlasskanalquerschnitts wird die Einströmgeschwindigkeit in den Zylinder erhöht und eine stärkere Tumblebewegung aufgeprägt. Diese Konfiguration wird als Tumble bezeichnet. Bei der Drall genannten Konfiguration wird ein Kanal mittels Drallklappe vollständig verschlossen, der zweite bleibt offen.

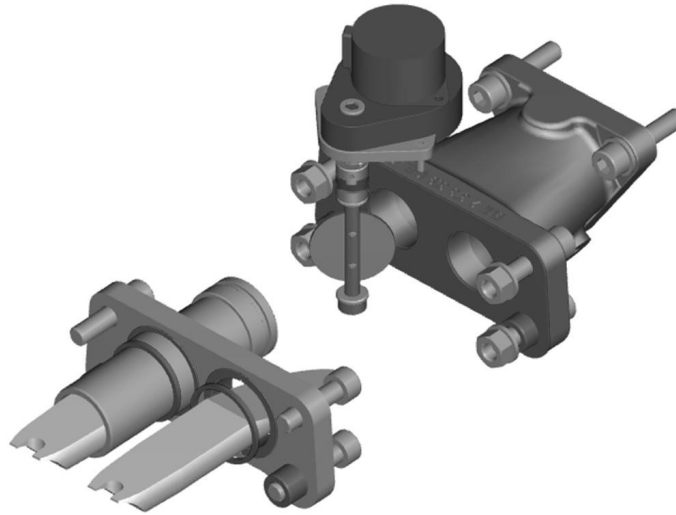


Abbildung 4.1: Einlasssystem mit Möglichkeit zur Adaption der Ladungsbewegung

4.2 Optisch zugänglicher Motor

Zur optischen Analyse von Zündung und Entflammung wurde ein sog. Transparentmotor verwendet. Der Aufbau ist schematisch in Abb. 4.2 dargestellt. Das Aggregat verfügt über zwei optische Zugänge: Ein rundes Fenster im Kolbenboden und einen Glasring, der den oberen Teil der Brennraumwand ersetzt. Kolben und Zylinderbuchse sind verlängert. Eine Aussparung im Kolben ermöglicht es, einen um 45° geneigten Spiegel unter das Kolbenbodenfenster zu schieben. Dieser Spiegel gewährt der Kamera durch das Kolbenbodenfenster entlang der Zylinderachse Blick in den Brennraum auf den Zünder. Der Kurbeltrieb samt Ölabstreifring befindet sich unterhalb des Spiegels. Der Kompressionsring ist aus Teflon gefertigt, um auf eine Schmierung verzichten zu können, begrenzt hierdurch jedoch die Einsatzdauer des Motors im gefeuerten Betrieb. Um den Kontakt mit dem Glasring zu vermeiden, ist dieser nach unten zurückversetzt. Eine zweite Kamera ist auf der Abtriebsseite mit Beobachtungsrichtung durch den Glasring senkrecht zur Zylinderachse montiert. Die Geometrie des Brennraumdachs ist an die

des Serienmotors angelehnt. Das plane Kolbenbodenfenster – ohne Ventiltaschen – und der zurückgezogene Kompressionsring reduzieren das Verdichtungsverhältnis auf 9:1. Die Ventiltriebvariabilitäten sind analog zum Einzylinder-Forschungsmotor verbaut. Der Adapter zur Variation der Ladungsbewegung kann ebenfalls verwendet werden.

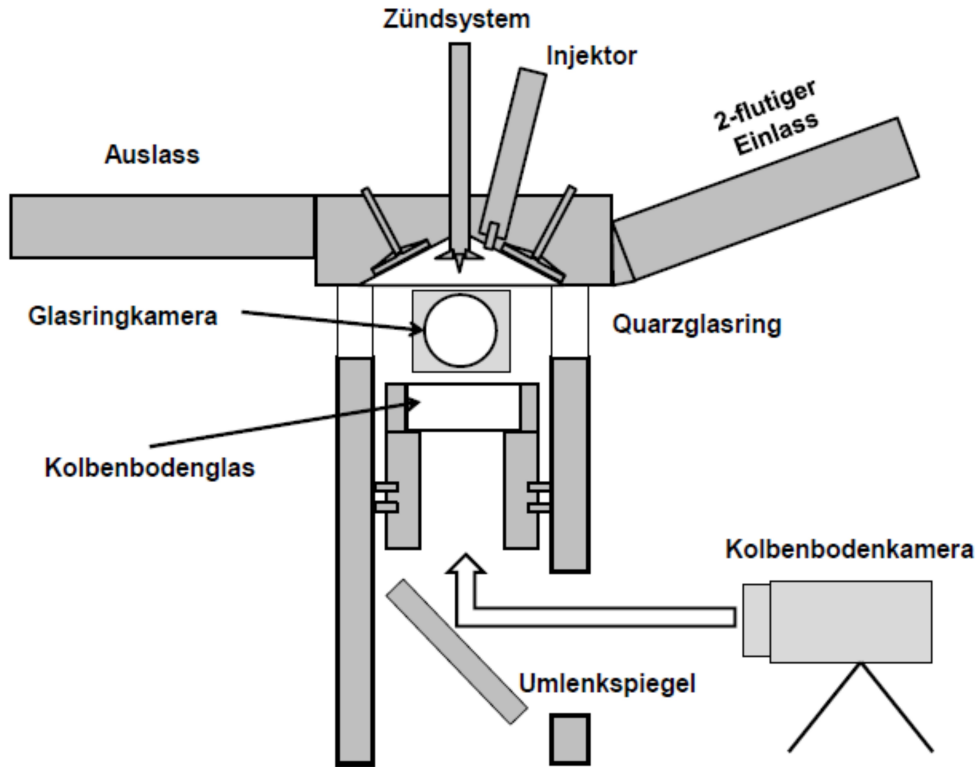


Abbildung 4.2: Schematischer Aufbau des Transparentmotors [35]

Die wesentlichen Unterschiede im Vergleich zum Einzylinder-Forschungsmotor sind das reduzierte Verdichtungsverhältnis, die leicht veränderten Werte für Hub und Bohrung, wie in Tabelle 4.2 aufgeführt, und der flache Kolben ohne Ventiltaschen.

Die beiden optischen Zugänge erlauben eine zeitgleiche Aufnahme der Zündung aus zwei verschiedenen Perspektiven mittels Hochgeschwindigkeitskameras. Durch diesen Aufbau kann ein detaillierter Vergleich der untersuchten Zündsysteme unter unter-

Tabelle 4.2: Optisch zugänglicher 1-Zylinder – Motorparameter

Größe/System	Einheit	Wert
Hubraum	[cm ³]	498
Bohrung	[mm]	84
Hub	[mm]	90
Verdichtungsverhältnis	[-]	9:1

schiedlichen Randbedingungen erfolgen und der Einfluss von Ladungsbewegung präzise herausgearbeitet werden.

4.3 Seriennahe Reihenmotoren

Für anwendungsbezogene Vergleiche zwischen Funken- und Coronazündung in ausgewählten Motorbetriebspunkten standen zwei an den 3-Zylinder-Reihenmotor der ersten Generation angelehnte Aggregate zur Verfügung. Die Motorparameter des Hochleistungs-Dreizylinders aus dem i8 sind Tabelle 4.3 zu entnehmen. Die Daten des Dreizylinderaggregats aus dem BMW 118i finden sich in Tabelle 4.4.

Tabelle 4.3: Seriennaher 3-Zylinder Motor (BMW i8) – Motorparameter

Größe/System	Einheit	Wert
Anzahl Zylinder	[-]	3
Hubraum	[cm ³]	1499
Anzahl der Ventile/Ventilhub	[-]	4 / variabel am Einlass
Bohrung	[mm]	82
Hub	[mm]	94,6
Verdichtungsverhältnis	[-]	9,5:1
max. Einspritzdruck	[MPa]	20
Einspritzsystem	[-]	Mehrloch-Einspritzventil, zentral angeordnet
Zündsystem	[-]	Transistorspulenzündung / Coronazündung
max. Drehmoment	[Nm]	320 bei 3700 min ⁻¹
max. Leistung	[kW]	170 bei 5800 min ⁻¹

Tabelle 4.4: Seriennaher 3-Zylinder Motor (BMW 118i) – Motorparameter

Größe/System	Einheit	Wert
Anzahl Zylinder	[-]	3
Hubraum	[cm ³]	1499
Anzahl der Ventile/Ventilhub	[-]	4 / variabel am Einlass
Bohrung	[mm]	82
Hub	[mm]	94,6
Verdichtungsverhältnis	[-]	12:1
max. Einspritzdruck	[MPa]	20
Einspritzsystem	[-]	Mehrloch-Einspritzventil, zentral angeordnet
Zündsystem	[-]	Transistorspulenzündung / Coronazündung
max. Drehmoment	[Nm]	220 bei 1250-4000 min ⁻¹
max. Leistung	[kW]	100 bei 4000-6000 min ⁻¹

4.4 Messtechnik

Bei den verwendeten Versuchsmotoren wurden die statischen Drücke und Temperaturen ein- und auslassseitig gemessen. Des Weiteren wurde der Luft- und Kraftstoffdurchsatz, das Luft-Kraftstoffverhältnis, die Abgaszusammensetzung und – sofern vorhanden – die Abgasrückführrate ermittelt. Zusätzlich fand wassergekühlte Indiziermesstechnik Anwendung, um den Brennraumdruck hochaufgelöst zu detektieren. Der gesamte Zyklus wurde mit einer zeitlichen Auflösung von 1° KW, der Bereich der Verbrennung mit $0,1^\circ$ KW aufgezeichnet. Die zusätzlich verbaute Niederdruckindizierung erlaubt es, die Ein- und Auslassdrücke zur Ladungswechselanalyse zu erfassen. Die optischen Messungen wurden mit 18 kHz und der bei dieser Frequenz maximal zur Verfügung stehenden Belichtungszeit von ca. $50 \mu\text{s}$ aufgenommen. Die Auflösung der Aufnahmen durch das Kolbenbodenfenster beträgt 512 Pixel in der Breite und 525 Pixel in der Höhe, die Auflösung der seitlichen Aufnahmen durch den Glasring 650 Pixel in der Breite und 256 Pixel in der Höhe. Weitere Details der verwendeten Messtechnik können Tabelle 4.5 entnommen werden.

Tabelle 4.5: Verwendete Messtechnik

Kategorie	Messsystem
Hochdruckindizierung	Kistler 6061B, wassergekühlt
Niederdruckindizierung	Kistler 4045A5
Abgasmesstechnik	Horiba MEXA 7100 HEGR
Hochgeschwindigkeitskamera (Kolbenboden)	LaVision Phantom v611
Hochgeschwindigkeitskamera (Glasring)	LaVision HighSpeedStar 5.1

5 Bewertungskriterien und statistische Zusammenhänge

Im Rahmen dieser Arbeit wird der Einfluss der Zündung und Entflammung unter verschiedenen Gemischzusammensetzungen sowie Ladungsbewegungskonstellationen untersucht. Hierzu sollen vorab die zur Analyse wesentlichen thermodynamischen Kenngrößen und deren Zusammenhänge näher betrachtet und der Einfluss unterschiedlicher Randbedingungen auf diese analysiert werden.

Zur Bewertung der Verbrennungsstabilität wird der Variationskoeffizient des indizierten Mitteldrucks p_{mi} , definiert als die relative Standardabweichung des p_{mi} , herangezogen:

$$VAK_{p_{mi}} = 100\% \cdot \frac{\sigma_{p_{mi}}}{\bar{p}_{mi}} \quad \text{mit} \quad \sigma_{p_{mi}} = \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (p_{mi} - \bar{p}_{mi})^2} \quad [60] \quad (5.1)$$

Zur Bewertung der Zündgüte ist der $VAK_{p_{mi}}$ jedoch wenig geeignet, da er lediglich die zyklischen Schwankungen der inneren Arbeit beschreibt. Durch Betrachtung eines frühen Kraftstoffmassenumsatzpunkts kann die Qualität der Zündung deutlich genauer ermittelt werden. Im Folgenden wird hierfür – sofern nicht anders angegeben – der MFB5% verwendet, der in Grad Kurbelwinkel die Kolbenposition angibt, an der fünf Prozent der Kraftstoffmasse umgesetzt wurden. Zu berücksichtigen ist, dass auch mittels des MFB5% nicht ausschließlich auf die Zündung rückgeschlossen werden kann, sondern vielmehr auf die Kombination aus Zündung, Entflammung und – je nach Betriebspunkt – den ersten Teil der deflagrativen Verbrennung. Die Messgröße des MFB5% ist für die hier durchgeführten Untersuchungen jedoch ausreichend empfindlich gegenüber Änderungen am Zündsystem und weiteren zu untersuchenden Einflussgrößen. Für die Ermittlung der Umsatzpunkte wird in dieser Arbeit der Heizverlauf herangezogen. Es werden also Druck und Temperatur im Brennraum ausgewertet, wie sie sich aufgrund von Brennverlauf und Wandwärmeverlusten ergeben. Es erfolgt keine Rückrechnung auf den Brennverlauf. Da hier ausschließlich statistische Auswertungen vorgenommen werden, ist dies eine legitime Vorgehensweise. Prinzipiell kann sowohl die Lage des MFB5% bezogen auf den Zündzeitpunkt – der Brennverzug – als auch die Schwankung des MFB5% – die Standardabweichung $\sigma_{MFB5\%}$ – zur Bewertung herangezogen werden. Da in dieser Arbeit besonderer Fokus auf der Güte der Entflammung – gemessen am MFB5% – und der Stabilität des Verbrennungsschwerpunkts liegt, wird die Dauer von Brennbeginn bis Verbrennungsschwerpunkt angegeben. Die

„Brenndauer MFB5%-MFB50%“ verbindet diese beiden Punkte miteinander und ist von deren Lageschwankungen unmittelbar betroffen. In Diagrammen findet aus Platzgründen die abgekürzte Form „Brenndauer 5-50“ Anwendung. Im nächsten Abschnitt werden Mittelwert und Standardabweichung des Brennverzugs bzw. der Brenndauer miteinander verglichen und deren Fehler ermittelt.

5.1 Zusammenhang von Mittelwert und Standardabweichung

In den analysierten Messergebnissen mit stabilem Motorbetrieb zeigte sich bei Variation der Gemischzusammensetzung oder der Ladungsbewegungsintensität im Rahmen der möglichen Variationsbreite ein nahezu linearer Zusammenhang zwischen der mittleren Dauer eines Verbrennungsabschnitts und der Standardabweichung dieser Dauer. Diese Korrelation wird auch von Müller et al. [43] und Schenk et al. [56] berichtet. Die obere Graphik in Abb. 5.1 zeigt beispielhaft den Zusammenhang zwischen der Standardabweichung des MFB5% und dem mittleren Brennverzug. Der Zusammenhang zwischen Standardabweichung und Mittelwert der Brenndauer MFB5%-MFB50% ist im unteren Diagramm dargestellt. Durch die veränderte Gemischzusammensetzung mittels Variation des Verbrennungsluftverhältnisses oder der rückgeführten Abgasrate wird die laminare Flammengeschwindigkeit und schließlich auch die turbulente Brenngeschwindigkeit variiert. Die Veränderung der Intensität der Ladungsbewegung beeinflusst über die Faltung der Flammenfront unmittelbar die turbulente Brenngeschwindigkeit. Schließlich führen beide Maßnahmen zu einer Änderung der Umsatzgeschwindigkeit.

Die Brenndauern der Einzelzyklen werden als näherungsweise normalverteilt angenommen. Für die Normalverteilung bedeutet der beobachtete lineare Zusammenhang zwischen dem Mittelwert der Brenndauer und der zugehörigen Standardabweichung, dass die Breite der Normalverteilung durch Gemischverdünnung um den gleichen Prozentsatz wächst wie der Mittelwert.

Als Spezialfall kann das Beispiel betrachtet werden, in dem die Brenndauer jedes Einzelzyklus um einen festen, für alle Zyklen gleichen, Prozentsatz steigt. Dies ist für den beobachteten linearen Zusammenhang aus Abb. 5.1 nicht notwendig, aber hinreichend. Zur Veranschaulichung wird es im Folgenden erläutert.

Wird die Brenngeschwindigkeit beispielsweise aufgrund von Gemischverdünnung um ca. 9 % verringert und hierdurch die Brenndauer eines jeden Einzelzyklus um ca. 10 % erhöht, wirkt sich dies wie folgt auf Mittelwert und Standardabweichung der Brenndauer aus.

$$\bar{BD}_{neu} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n 1,1 \cdot BD_i = 1,1 \cdot \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n BD_i = 1,1 \cdot \bar{BD} \quad (5.2)$$

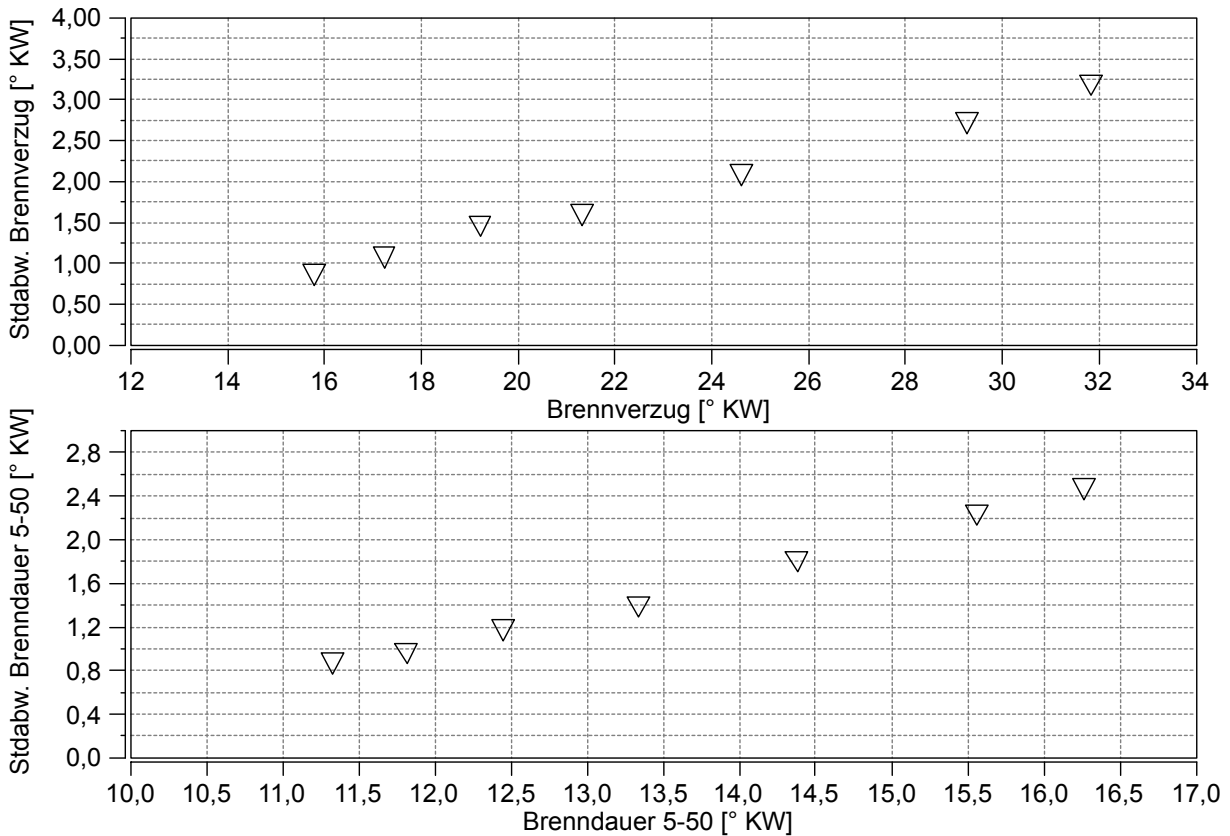


Abbildung 5.1: Zusammenhang zwischen Mittelwert und Standardabweichung

$$\sigma_{BD_{neu}} = \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (1,1 \cdot BD_i - 1,1 \cdot \bar{BD})^2} = 1,1 \cdot \sigma_{BD} \quad (5.3)$$

Durch diesen Zusammenhang sind sowohl der Mittelwert des Brennverzugs als auch die Standardabweichung des MFB5% geeignete Größen, um die Stabilität der frühen Flamme und somit die Güte der Zündung zu beurteilen. An dieser Stelle sei angemerkt, dass sich dieser Zusammenhang im Rahmen der in dieser Arbeit durchgeführten Versuche innerhalb einer Ladungsbewertungskonfiguration zeigt, sofern das Coronazündsystem in einem Spannungsbereich ohne Funkenüberschläge betrieben wurde. Auf Beispiele, in denen sich der hier erwähnte Zusammenhang nicht bzw. eingeschränkt zeigt, wird in späteren Abschnitten detailliert eingegangen.

Anhand der Abschätzung des jeweiligen Fehlers der beiden Größen soll entschieden werden, welcher Wert zur Bewertung der Zündungsgüte besser geeignet ist. Als Fehler des Mittelwerts wird nach [65] die Standardabweichung des Mittelwerts herangezogen:

$$\sigma_{\bar{B}D} = \frac{1}{\sqrt{n}} \cdot \sigma_{BD} \quad (5.4)$$

Der Fehler der Standardabweichung wird mit n als Anzahl der Messpunkte wie folgt abgeschätzt [61]:

$$\Delta_{\sigma_{\bar{B}D}} = \frac{1}{\sqrt{2(n-1)}} \cdot \sigma_{BD} \quad (5.5)$$

Für $n \geq 3$ ist der Term unter der Wurzel beim Fehler der Standardabweichung größer als bei der Standardabweichung des Mittelwerts. Folglich ist ab drei Messpunkten eine Bewertung anhand der Standardabweichung genauer als eine Bewertung anhand des Mittelwerts, weshalb – sofern nicht anders angegeben – die Standardabweichung des MFB5% als Maß der Entflammungsgüte verwendet wird.

5.2 Übertragung zyklischer Verbrennungsschwankungen

Für das Verständnis des Einflusses der Zündung auf den Variationskoeffizienten als „gefühlte“ Motorlaufruhe spielt die Übertragung der zyklischen Verbrennungsschwankungen eine entscheidende Rolle.

5.2.1 Kraftstoffmassenumsatzpunkte

Um die Übertragung von einem frühen Zeitpunkt des Verbrennungsprozesses auf einen späten zu veranschaulichen, hilft folgende Betrachtung:

Wird in einer Verbrennungsbombe der Zündzeitpunkt um 10 s in Richtung spät verschoben, so verschieben sich auch alle darauf folgenden Umsatzpunkte, wie z.B. der MFB50% um genau den gleichen Betrag, 10 s, in Richtung spät. Das System der Verbrennungsbombe ist zeitlich invariant. Die Übertragung auf den Verbrennungsmotor würde bedeuten, eine Verschiebung des Zündzeitpunkts um 10° KW führt zu einer Verschiebung des MFB50% um ebenfalls 10° KW. Diese Aussage ist beim Verbrennungsmotor allerdings nicht uneingeschränkt gültig, da sich die Entflammungsbedingungen während der Kompression verändern.

Dieses Verhalten soll mit Hilfe der beiden folgenden Diagramme veranschaulicht werden. Für die Darstellung und die weitere Betrachtung wird die Größe der Sensitivität (SENS) eingeführt. Diese beschreibt, wie sich die Verschiebung eines frühen Umsatzpunkts oder des Zündzeitpunkts auf einen späteren Umsatzpunkt auswirkt. Entsprechend beschreibt die $SENS_{ZP-MFB50\%}$ die Übertragung einer Verschiebung des Zündzeitpunkts auf die Lage des MFB50%: Die Sensitivität gibt die Größe in

° KW an, um die sich der Verbrennungsschwerpunkt verschiebt, wenn der Zündwinkel um 1° KW verschoben wird.

Mathematisch ausgedrückt kann die hier betrachtete Sensitivität als partielle Ableitung des Verbrennungsschwerpunkts nach dem Zündzeitpunkt beschrieben werden.

$$SENS_{ZZP-MFB50\%} = \frac{\partial}{\partial ZZP} MFB50\% \quad (5.6)$$

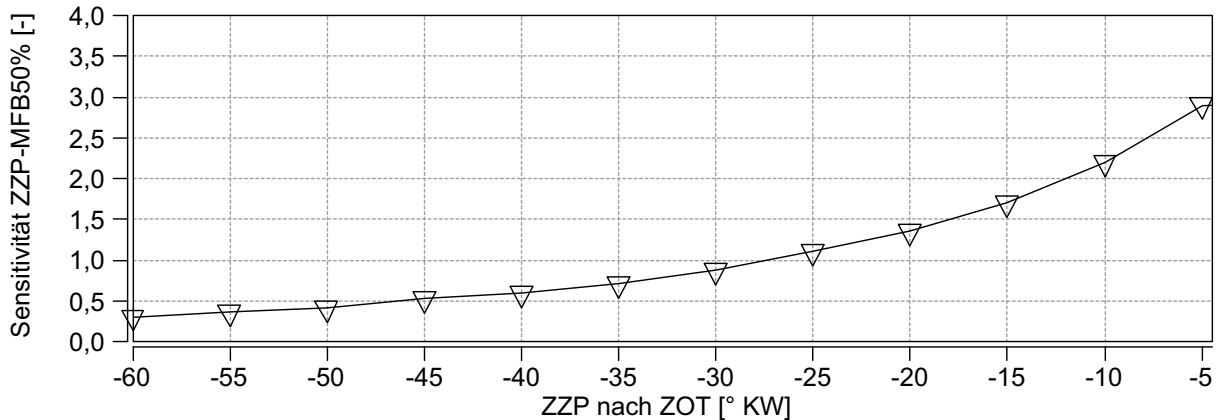


Abbildung 5.2: $SENS_{ZZP-MFB50\%}$ in Abhängigkeit des Zündzeitpunkts

Bei frühen Zündwinkeln von ca. 60° KW vor ZOT (Abb. 5.2) muss aufgrund der schlechten Entflammbarkeit der Zündwinkel um ca. 3° KW verstellt werden, um den Verbrennungsschwerpunkt um 1° KW zu verschieben. In diesen Bereichen werden Schwankungen der Zündung lediglich deutlich gedämpft auf den Verbrennungsschwerpunkt übertragen. Im Bereich zwischen -30 und -25° KW wirkt sich eine Verschiebung des Zündwinkels in nahezu gleicher Größe auf die Verstellung des Verbrennungsschwerpunkts aus. In Bereichen späterer Zündwinkel ist eine verstärkende Wirkung zu beobachten. Beispielsweise führt eine Verschiebung des Zündwinkels um 1° KW im Bereich um ca. 5° KW vor ZOT zu einer Verschiebung des Verbrennungsschwerpunkts von fast 3° KW.

Eine andere Darstellung wurde in Abb. 5.3 gewählt und soll hier der weiteren Veranschaulichung wegen aufgeführt werden: Jede Zeile entspricht einer Messung. Für jede Messung ist die Lage von Zündwinkel (links im Diagramm) und Verbrennungsschwerpunkt (rechts im Diagramm) eingetragen. Beide sind mit dem Wert der Sensitivität $SENS_{ZZP-MFB50\%}$ beschriftet. Der Abstand zwischen den beiden Punkten beschreibt die Brenndauer von Zündwinkel bis Verbrennungsschwerpunkt. Die Messung mit dem frühesten Zündzeitpunkt befindet sich in der ersten Zeile, die mit dem spätesten in der letzten. Die im Hintergrund dargestellte Kurve beschreibt die laminare Flammgeschwindigkeit zum Zündzeitpunkt normiert auf den maximalen Wert bei OT naher Verbrennung. Die Berechnung erfolgt anhand folgender Formel:

$s_L = (0,305 - (0,549 \cdot ((1/1) - 1,21)^2)) \cdot ((T_{Zyl}/298)^{2,18}) \cdot ((p_{Zyl}/1,013)^{-0,16})$ [28]. Hinsichtlich der Übertragung der zyklischen Schwankungen kann das Diagramm in drei Bereiche unterteilt werden. Bei frühen Zündzeitpunkten werden die Brennbedingungen im Laufe der Verbrennung besser. Somit führt eine Spätverschiebung des Zündwinkels um 1° KW zu einer Spätverschiebung des Verbrennungsschwerpunkts um weniger als 1° KW. Lageschwankungen eines frühen Umsatzpunkts werden hier in reduziertem Maß auf spätere Umsatzpunkte übertragen. Dieser Bereich kann als „dämpfender“ Bereich bezeichnet werden. Er ist sowohl an den Werten der Sensitivität kleiner 1 zu erkennen als auch anhand der mit Spätverschiebung des Zündwinkels einhergehenden Abnahme der Brenndauer. In Abb. 5.3 ist dieser Bereich in blauen Farbtönen dargestellt. Im Bereich, in dem eine Spätverschiebung des Zündwinkels um 1° KW zu einer ebenso großen Spätverschiebung des Schwerpunkts führt, ist die Sensitivität 1 und die Brenndauer minimal. Dieser schmale Bereich kann als „neutraler“ Bereich bezeichnet werden und ist violett dargestellt. Bei späteren Zündwinkellagen kommt es im Lauf der Verbrennung bereits zu einer Verschlechterung der Brennbedingungen. Folglich führt eine Spätverschiebung des Zündwinkels um 1° KW zu einer Spätverschiebung des Verbrennungsschwerpunkts von mehr als 1° KW. Die Sensitivität und die Brenndauer steigen an. Lageschwankungen eines frühen Umsatzpunkts werden in verstärkter Form auf spätere Umsatzpunkte übertragen. Dieser Bereich kann als „verstärkender“ Bereich bezeichnet werden und ist in Rottönen dargestellt.

Die Schwankung eines späteren Umsatzpunkts wird jedoch nicht ausschließlich von der Schwankung der Zündung beeinflusst, sondern auch von der Schwankung der Verbrennung zwischen Zündung und dem betrachteten späteren Zeitpunkt. Neben Schwankungen in der Gemischzusammensetzung und dem Turbulenzniveau, die die Brenngeschwindigkeit maßgeblich beeinflussen, dürften auch zyklische Schwankungen der Position des Zündvolumens von wesentlicher Bedeutung sein. Bei geringer Größe des entflammten Gebietes spielt eine Auslenkung des entflammten Volumens aus der Brennraummitte eine untergeordnete Rolle und ist mittels Druckindizierung kaum diagnostizierbar. Im weiteren Verlauf der Verbrennung kommt es jedoch zu früherem Wandkontakt, verbunden mit höheren Wärmeverlusten. Somit könnten zyklische Schwankungen in der Position des Zündvolumens zu Schwankungen der Brenndauer führen. Die Position des Zündvolumens kann durch Druckindizierung nicht erfasst werden.

Unter der Voraussetzung der statistischen Unabhängigkeit von Zündzeitpunkt und der Dauer zwischen Zündzeitpunkt und Verbrennungsschwerpunkt kann mit der Gaußschen Fehlerfortpflanzung [46] der Zusammenhang anhand des Beispiels des Verbrennungsschwerpunkts mathematisch wie folgt beschrieben werden.

Für das zuvor aufgeführte Beispiel der Verbrennungsbombe sind die Brennbedingungen vor der Zündung zeitlich invariant. Anders verhält es sich beim Verbrennungsmotor. Hier verändern sich die Brennbedingungen über den Kurbelwinkel. Für $SENS_{A-B} = 1$ kann dennoch vereinfachend eine statistische Unabhängigkeit des entsprechenden frühen Umsatzpunkts/Zündzeitpunkts A und der Dauer zwischen A und

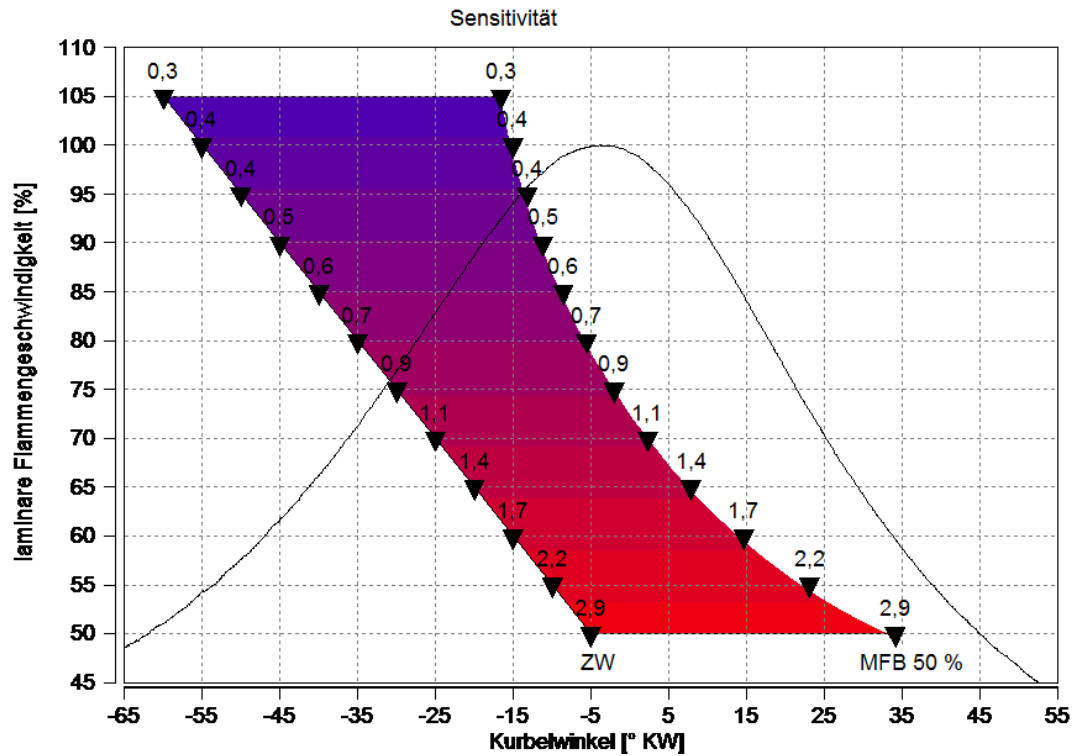


Abbildung 5.3: Zusammenhang zwischen $SENS_{ZPP-MFB50\%}$ und $Brenndauer_{ZPP-MFB50\%}$. Marker kennzeichnen die Position des Zündwinkels und des MFB50% (x-Achse) für jeden Messpunkt eines Zündhakens.

einem späteren Umsatzpunkt B angenommen und die Gaußsche Fehlerfortpflanzung verwendet werden.

Aus

$$\sigma_B = \sqrt{\left(\frac{\partial B}{\partial A} \cdot \sigma_A\right)^2 + \left(\frac{\partial B}{\partial Dauer_{A-B}} \cdot \sigma_{Dauer_{A-B}}\right)^2} \quad (5.7)$$

mit

$$SENS_{A-B} = \frac{\partial}{\partial A} B \quad (5.8)$$

und

$$\frac{\partial}{\partial Dauer_{A-B}} B = \frac{\partial}{\partial Dauer_{A-B}} (A + Dauer_{A-B}) = 1 \quad (5.9)$$

mit

$$B = A + Dauer_{A-B} \quad (5.10)$$

folgt:

$$\sigma_B = \sqrt{(SENS_{A-B} \cdot \sigma_A)^2 + (\sigma_{Dauer_{A-B}})^2} \quad (5.11)$$

Da in den folgenden Untersuchungen der Zündwinkel eine Größe ist, die über das Motorsteuergerät vorgegeben wird und per Definition keiner Schwankung unterliegt, muss für eine derartige Betrachtung anstatt des Zündwinkels ein früher Zeitpunkt der Verbrennung im Sinne eines Brennbeginns betrachtet werden. Hierfür wird in dieser Arbeit der MFB5% gewählt. Anstatt der oben betrachteten Sensitivität, die die Änderung des Verbrennungsschwerpunkts in Abhängigkeit der Änderung des Zündwinkels beschreibt, muss für diese Betrachtung die Sensitivität, die die Änderung des Verbrennungsschwerpunkts in Abhängigkeit der Änderung des MFB5% beschreibt, verwendet werden. Zur Unterscheidung trägt diese Sensitivität den Zusatz „5-50“.

Mit der Herleitung von 5.7 bis 5.11 ergibt sich:

$$\sigma_{MFB50\%} = \sqrt{(SENS_{5-50} \cdot \sigma_{MFB5\%})^2 + (\sigma_{BD_{5-50}})^2} \quad (5.12)$$

Die statistische Unabhängigkeit von MFB5% und der Brenndauer MFB5%-MFB50% ist nur eingeschränkt gegeben. Daher wird die Güte des Ergebnisses empirisch geprüft und der entstehende Fehler abgeschätzt. Abb. 5.4 oben zeigt den Vergleich der Standardabweichung $\sigma_{MFB50\%}$ zwischen Messung und Rechnung nach Formel 5.12. Die relative Abweichung zwischen beiden Größen ist in Abb. 5.4 unten dargestellt. Der Fehler von zehn der zwölf Messpunkte liegt im Korridor von $\pm 5\%$ (Orange-gestrichelt eingezeichnet.). Und selbst der maximale relative Fehler für $SENS \approx 1,7$ von unter 10% führt noch zu einer akzeptablen Genauigkeit in der Berechnung der Standardabweichung $\sigma_{MFB50\%}$.

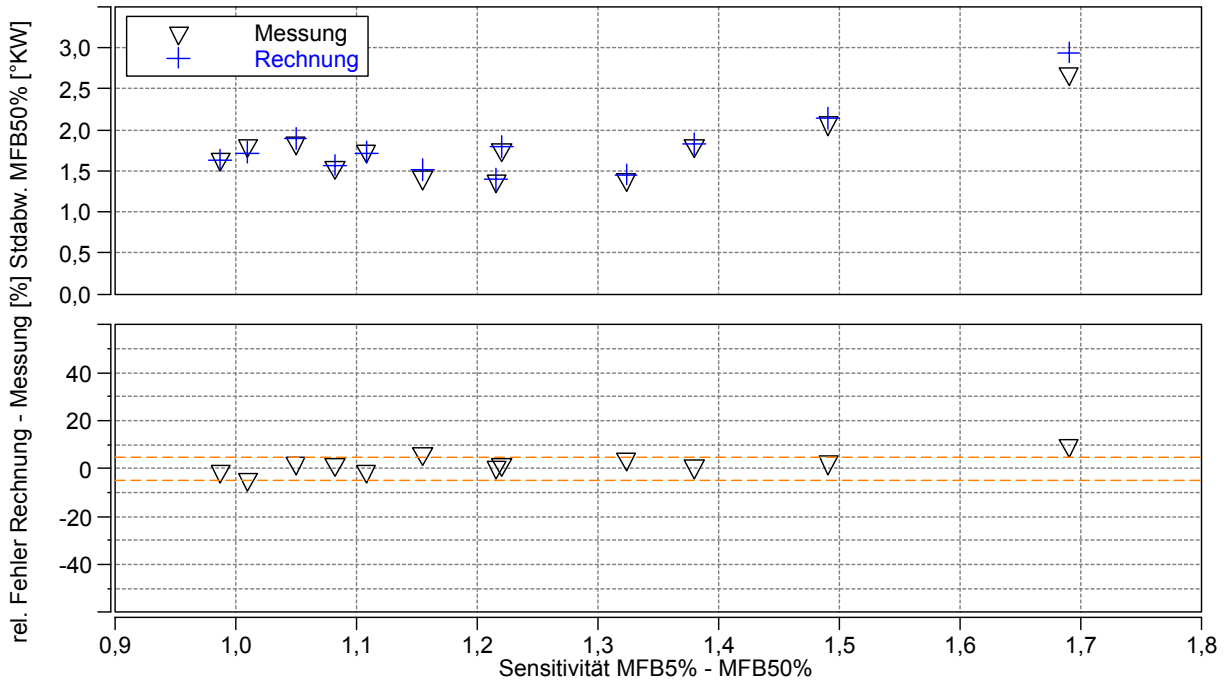


Abbildung 5.4: Zündhaken bei konstanter Füllung – Standardabweichung $_{MFB50\%}$ als Funktion der Sensitivität $_{MFB5\%-MFB50\%}$; oben: Vergleich Messung - Rechnung; unten: relativer Fehler Rechnung - Messung ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{mi} = 0,27 \text{ MPa}$)

5.2.2 Indizierter Mitteldruck p_{mi}

Für den realen Ottomotor gilt allgemein eine Verbrennungsschwerpunktlage nahe 8° KW für den Wirkungsgrad als optimal [3]. Bei Verstellung des Verbrennungsschwerpunkts in Richtung früh oder spät sinkt der indizierte Mitteldruck. Anhand Abb. 5.5 soll die Übertragung von zyklischen Schwankungen des MFB50% auf den Variationskoeffizient betrachtet werden:

Durch Variation des MFB50% mittels Verstellen des Zündwinkels ähnelt der Verlauf des indizierten Mitteldruckes einer nach unten offenen Parabel. Eine geringfügige Variation des Verbrennungsschwerpunkts nahe des Scheitelpunkts, des Punkts mit höchstem Wirkungsgrad, in dem versucht wird, einen Verbrennungsmotor zu betreiben, wirkt sich kaum auf den indizierten Mitteldruck aus. Relevante Auswirkungen haben größere Variationen des Verbrennungsschwerpunkts um den Scheitelpunkt oder bereits kleinere Variationen um eine Verbrennungsschwerpunktlage, die außerhalb des Scheitelpunkts liegt. Folglich sind die Auswirkungen von kleinen Schwankungen in der Verbrennungsschwerpunktlage auf den Variationskoeffizienten des indizierten Mitteldruckes $VAK_{p_{mi}}$ in großen Bereichen des Kennfelds unkritisch. Starke Auswirkungen werden unter verdünntem Gemisch (Abb. 5.5 rechts Mitte) oder unter hohen Lasten, bei denen der Verbrennungsschwerpunkt in Richtung spät – weg vom Scheitelpunkt mit maximalem Wirkungsgrad – bewegt werden muss (Abb. 5.5 rechts unten), er-

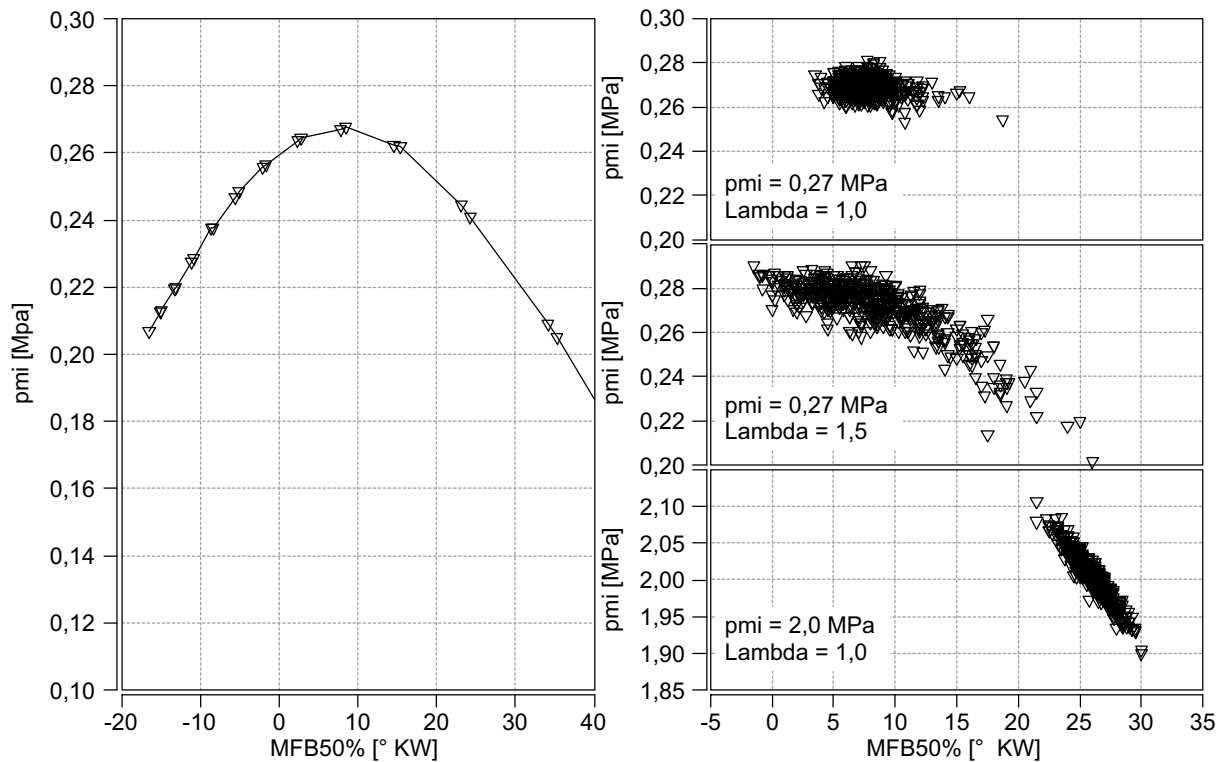


Abbildung 5.5: Links: Zündhaken bei konstanter Füllung ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{mi} = 0,27 \text{ MPa}$); rechts: Streudiagramme

wartet. Eine Reduktion der Schwankungen des MFB50% hätte nur in den beiden Fällen des verdünnten Gemischs und der hohen Last (Abb. 5.5 rechts Mitte und unten) signifikante Auswirkungen auf eine Variation des p_{mi} und somit auf den $VAK_{p_{mi}}$. Im unverdünnten Fall bei einer Schwerpunktlage von ca. 8° KW nach ZOT (Abb. 5.5 rechts oben) wird in diesem Beispiel eine Verringerung der zyklischen Schwankung des MFB50% zu keiner signifikanten Reduktion des zugehörigen $VAK_{p_{mi}}$ führen.

5.3 Einfluss des indizierten Mitteldrucks

Anhand dreier Variationen des Verbrennungsluftverhältnisses wird der Einfluss der Last auf die Bewertungskriterien näher erläutert und die eben beschriebenen Effekte werden veranschaulicht. In Abb. 5.6 wird der in 5.2.2 beschriebene Zusammenhang zwischen dem MFB50% und dem p_{mi} sehr deutlich. Mit steigender Verdünnung steigen die Standardabweichung der Umsatzpunkte MFB50% und MFB50% und ebenfalls die Brenndauer kontinuierlich an. Der Variationskoeffizient hingegen bleibt in den ersten Schritten der Verdünnungsvariation nahezu konstant, bis er bei höheren Verdünnungsraten deutlich steigt.

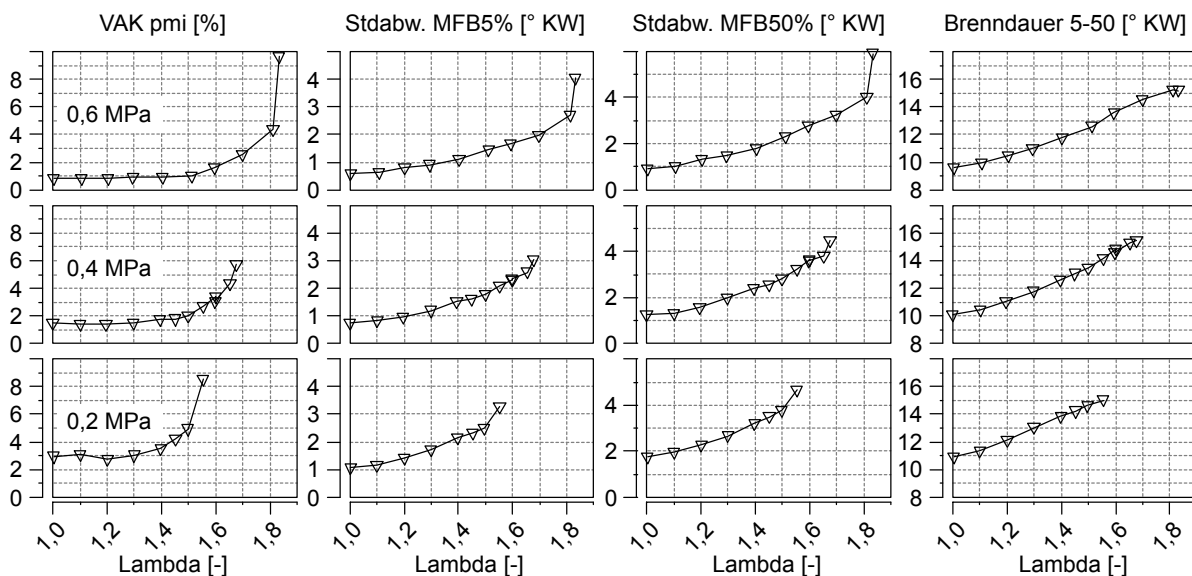


Abbildung 5.6: Variation von Last und Verdünnungsrate ($n = 1500 \text{ min}^{-1}$)

Mit steigender Last ändert sich die Zylinderfüllung. Proportional zur Masse der Zylinderfüllung steigt die bei der Verbrennung frei werdende Energie. Das Aufheizverhalten des Gases durch die Verbrennung ohne Berücksichtigung von Verlusten ist unabhängig von der Masse und somit unverändert. Die theoretisch maximal bei einem Verbrennungsprozess erreichbare Temperatur wird durch die adiabate Flammentemperatur beschrieben.

Die Wandwärmeverluste sind proportional zum Wärmeübergangskoeffizienten h_c . Nach Woschni [72] gilt $h_c \propto p^{0,8} \cdot T^{-0,53}$. Die Wandwärmeverluste steigen weniger stark als proportional zum Brennraumdruck. Folglich sinkt der Anteil der Wandwärmeverluste an der gesamten frei gesetzten Energie mit steigender Zylinderfüllung. Hierdurch ist eine leichte Erhöhung der Gastemperatur während der Verbrennung zu verzeichnen. Die Abhängigkeit des Wärmeübergangskoeffizienten von der Temperatur verstärkt diesen Effekt zusätzlich. Die gestiegene Gasdichte und das höhere Temperaturniveau im Brennraum verbessern die Zünd- und Entflammungsbedingungen. Durch das höhere Temperaturniveau steigt die laminare Brenngeschwindigkeit. Die Brennbedingungen werden verbessert und die zyklischen Schwankungen der Umsatzpunkte nehmen ab, ebenso die Brenndauer.

Bei $\lambda = 1$ sinkt die Standardabweichung des MFB50% mit steigender Last. Aufgrund des horizontal verlaufenden Streudiagramms wirkt sich dies jedoch nicht auf den p_{mi} aus (siehe Abb. 5.7). Bei $\lambda = 1,5$ ist eine deutliche Abhängigkeit des p_{mi} vom MFB50% vorhanden. Die geringere Streuung des MFB50% bei höheren Lasten überträgt sich in einen stabileren indizierten Mitteldruck, wie es bereits in Abb. 5.6 zu erkennen ist.

Der Abfall des $VAK_{p_{mi}}$ mit steigender Last bei $\lambda = 1$ liegt darin begründet, dass es sich beim $VAK_{p_{mi}}$ um die relative Standardabweichung des p_{mi} handelt. Die ab-

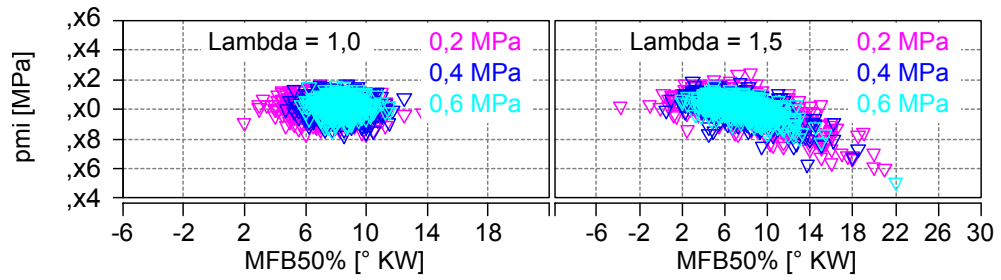


Abbildung 5.7: Streudiagramm: Variation von Last und Verdünnungsrate ($n = 1500 \text{ min}^{-1}$)

solute Standardabweichung des p_{mi} ist für alle drei Lasten nahezu identisch. Durch die Normierung auf die Last fällt die relative Standardabweichung für höhere Lasten entsprechend geringer aus. Die mit steigender Last verbesserten Entflammungs- und Brennbedingungen führen zu einer Verschiebung der Verdünnungsgrenze hin zu höheren Verdünnungsraten.

6 Einfluss relevanter Motorparameter auf Zündung und Entflammung

In diesem Kapitel wird die Coronazündung mit der konventionellen Transistorspulenzündung verglichen und der Einfluss von Ladungsbewegung auf Zündung und Entflammung untersucht. Der Schwerpunkt liegt hierbei auf einem prinzipiellen Vergleich der beiden Zündsysteme unter kritischen Entflammungsbedingungen und der Untersuchung grundsätzlicher Abhängigkeiten im unteren und mittleren Lastbereich. Beispiele für mögliche Anwendungen, auch im Hochlastbereich, werden in Kapitel 8 betrachtet.

6.1 Einfluss der Verdünnung – Vergleich der Wirkung verbesserter Zündung und Ladungsbewegung

Durch die Verdünnung des Luft-Kraftstoffgemischs werden die Entflammungs- und Brennbedingungen erschwert. Dies bietet gute Voraussetzung zur Beurteilung unterschiedlicher, die Zündung oder Verbrennung begünstigender Maßnahmen.

6.1.1 Zündung

Die wesentlichen Unterschiede der Coronazündung im Vergleich zur Funkenzündung werden anhand einer Verdünnungsvariation durch Luftüberschuss betrachtet. Da der Brennraum auf ein homogenes Brennverfahren mit einer Zündkerze optimiert ist, befindet sich diese im Zentrum. Zusätzlich zu dieser ist eine weitere, zweite Zündkerze zu Versuchszwecken seitlich in den Brennraum eingebracht und sitzt daher in einer bezüglich der zentralen Kerze benachteiligten Position.

Abb. 6.1 zeigt den Vergleich zwischen vier Zündsystemkonfigurationen: der klassischen Funkenzündung mit zentraler Kerzenlage, der Funkenzündung mit seitlicher Kerzenlage, der Funkenzündung mit der Kombination aus beiden Zündkerzenpositionen, der Coronazündung. Die Stabilität des Brennbeginns ist durch die Coronazündung gegenüber der Funkenzündung mit zentraler Kerzenlage um Faktor 2 bis 3 erhöht. Hiervon bleibt noch um den Faktor 1,5 bis 2 bei der Stabilität des Verbrennungsschwerpunkts erhalten. Dass sich der deutliche Stabilitätsvorteil der Coronazündung

im MFB5% nicht vollständig auf den MFB50% überträgt, hat unterschiedliche Ursachen. Eine wichtige Rolle spielt die Statistik der Verbrennung zwischen diesen beiden Umsatzpunkten, deren Stabilität in deutlich geringerem Maße vom Zündsystem beeinflusst wird. Aber auch der in Abschnitt 5.2.1 beschriebene Effekt der Sensitivität leistet einen Beitrag. Ein weiterer Einfluss kann über die Richtungsstatistik der Initialflamme kommen.

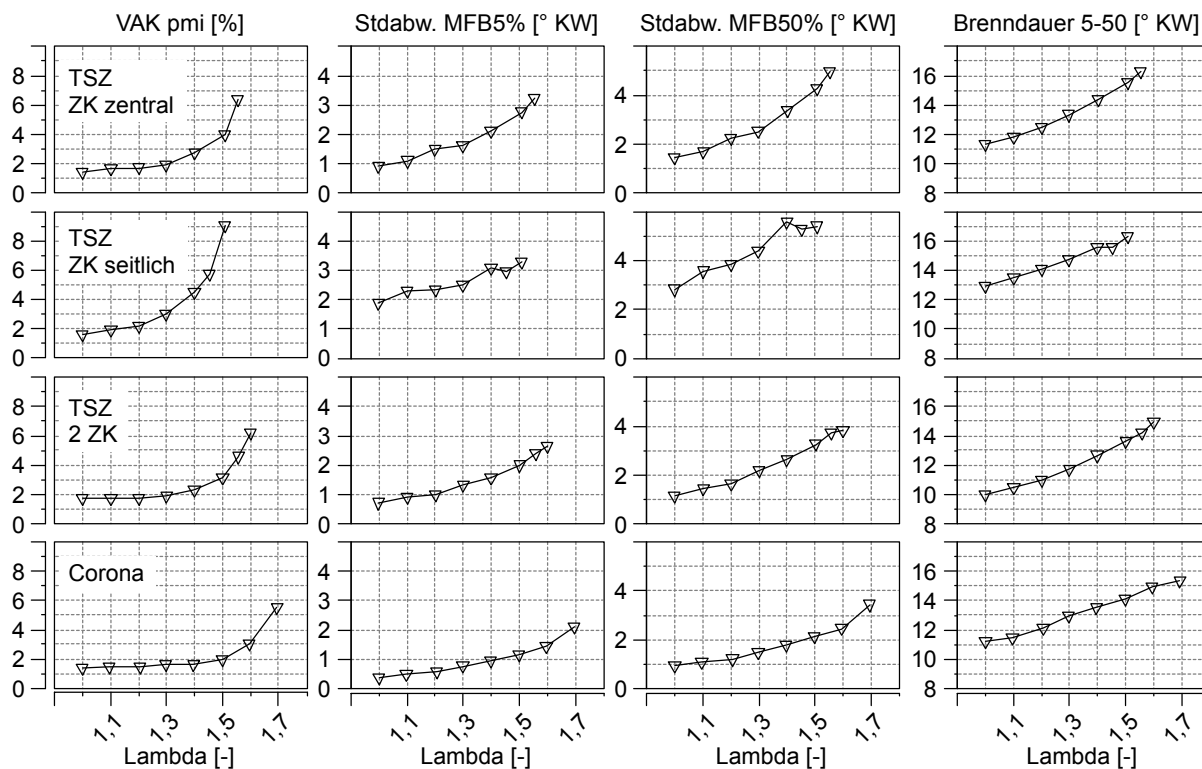


Abbildung 6.1: Zündsystemvergleich im Rahmen einer Verdünnungsvariation ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{\text{mi}} = 0,27 \text{ MPa}$)

Die Auswirkungen auf den $VAK_{p_{\text{mi}}}$ zeigen sich aufgrund der parabelförmigen Abhängigkeit des Wirkungsgrads von der Verbrennungsschwerpunktlage – wie in Abschnitt 5.2.2 beschrieben – erst bei höheren Verdünnungsraten. Bis $\lambda = 1,3$ ist kaum ein Unterschied vorhanden. Ab $\lambda = 1,4$ steigt der $VAK_{p_{\text{mi}}}$ bei der Funkenzündung signifikant an. Eine Begrenzung auf $VAK_{p_{\text{mi}}} = 3 \%$ würde hier die Verbrennungsluftzahl auf $\lambda = 1,4$ limitieren, bei der Coronazündung hingegen sind Werte bis zu $\lambda = 1,6$ möglich. Nahe des stöchiometrischen Betriebs wird die mittlere Brenndauer MFB5%-MFB50% durch die Coronazündung kaum beeinflusst. Lediglich bei höheren Verdünnungsraten ist ein Nachteil der Funkenzündung in der Brenndauer MFB5%-MFB50% zu verzeichnen.

In Abb. 6.2 ist ein Vergleich der Brenndauern MFB5%-MFB50% zwischen $\lambda = 1,0$ und $\lambda = 1,5$ aufgeführt. Aufgetragen ist die Brenndauer von MFB5% bis MFB50% über der Brennbeginnlage. Die mittlere Brenndauer ist durch ein Kreuz markiert. Die

Brenndauer nimmt entlang der Regressionsgeraden zu. Links der Markierung ist sie geringer, rechts der Markierung höher als die mittlere Brenndauer.

Die aufgetragenen Zyklen liegen nahe an der Regressionsgeraden - auch bei späten Brennbeginnlagen. Weder für die Funkenzündung noch für das Coronazündsystem liegen Zyklen mit deutlich erhöhter Dauer von MFB5% bis MFB50% vor. Die geringere Brenndauer im Falle der Coronazündung bei $\lambda = 1,5$ rührt nicht von einzelnen verschleppten Zyklen im Falle der Funkenzündung her, sondern daher dass der Großteil der Coronazyklen zu niedrigeren Brenndauern verschoben ist, was durch die beiden zueinander um ca. 2° KW verschobenen Ausgleichsgeraden zusätzlich verdeutlicht wird. Hintergrund ist, dass das große, durch die Corona erfasste, initiale Zündvolumen den ersten Teil der Flammenfrontverbrennung ersetzt. Dieser würde unter den beschriebenen Randbedingungen vergleichsweise lange dauern. Je langsamer die Verbrennung abläuft, desto höher ist der durch die großvolumige Zündung der Corona eingesparte Zeitanteil an der Gesamtbrenndauer, da der Zündungseinfluss wächst.

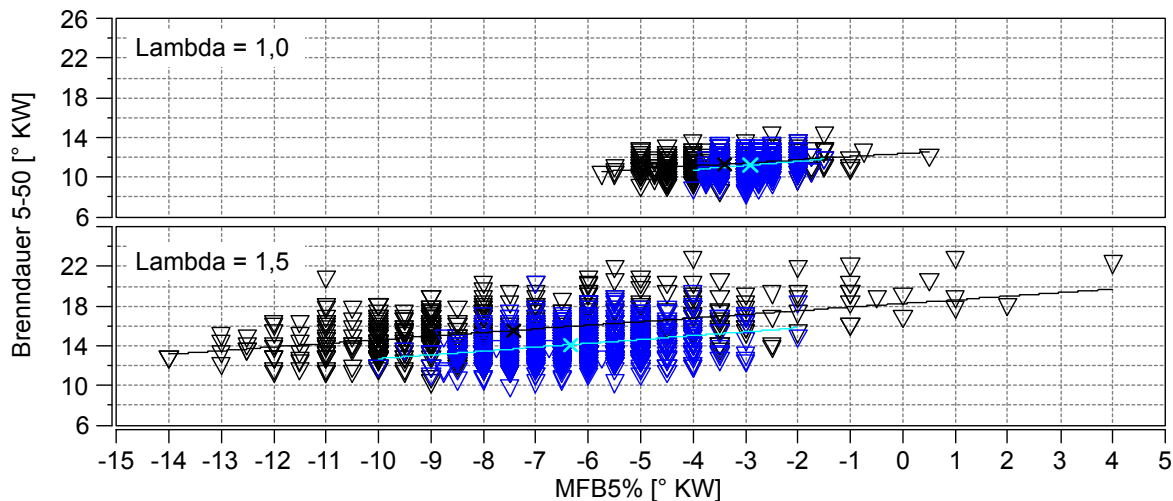


Abbildung 6.2: Vergleich der Brenndauer; oben: $\lambda = 1,0$; unten: $\lambda = 1,5$; TSZ: schwarz; Corona: blau/türkis ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{mi} = 0,27 \text{ MPa}$)

Im nächsten Schritt soll betrachtet werden, wie es sich mit der Brenndauer MFB5%-MFB50% im stöchiometrischen Betrieb bei früher bzw. später Schwerpunktlage verhält. Abb. 6.3 zeigt den Zusammenhang zwischen den 5 % und 50 % Umsatzpunkten für die Zündung mittels zentraler Zündkerze und Corona. Dargestellt sind die Einzelzyklen je eines Zündhakens bei konstanter Füllung. In dieser Form der Darstellung liegen Punkte mit konstanter Brenndauer zwischen MFB5% und MFB50% auf einer Geraden mit Steigung 1. Die Steigung entspricht der in Abschnitt 5.2.1 eingeführten Sensitivität. Zu späten Umsatzpunktlagen steigt die Sensitivität aufgrund der sich verschlechternden Brennbedingungen während der Expansionsphase.

Die Punktwolken in beiden Diagrammen sind bis zu Brennbeginnlagen von ca. 15° KW nahezu deckungsgleich.

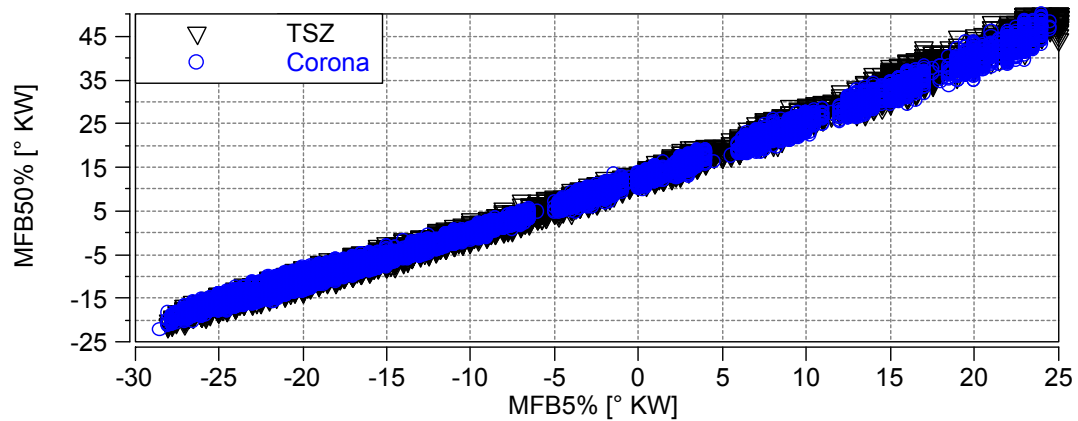


Abbildung 6.3: Korrelation MFB50% – MFB5% für Funken- und Coronazündung
($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{\text{mi}} = 0,27 \text{ MPa}$; $\lambda = 1,0$)

Von einer etwas höheren Streuung des MFB50% bei gleichem MFB5% abgesehen, scheint in diesem Bereich die Korrelation von 5 und 50% Umsatzpunkt von beiden Systemen im statistischen Mittel weitgehend gleich und der statistische Mittelwert unabhängig von der Entflammung zu sein. Bei der Coronazündung unterliegt die Brenndauer einer leicht reduzierten Schwankung, im Mittel ist sie gleich der der Funkenzündung. Ähnliches Verhalten beobachtet Feßler [12] für Funkenzündung und Laserzündung im geschichteten Betrieb. Bei späten Schwerpunktlagen wird die Verbrennung deutlich verlangsamt und die Effekte einer großvolumigen Zündung treten zunehmend in den Vordergrund, wie es bereits für mageres Gemisch erläutert wurde. Nach Müller et al. [43] beschränkt sich der Einfluss der Transistorspulenzündung auf den Bereich deutlich unterhalb von MFB5%, da der Übergang von Entflammungs- zu Umsetzungsphase für die Funkenzündung bereits bei Umsatzpunkten kleiner MFB1% erfolgt.

Zu Vergleichszwecken wurde die Verdünnungsvariation zusätzlich mit zwei simultan betriebenen Zündkerzen durchgeführt. Die zweite Zündkerze ist seitlich zwischen den Ein- und Auslassventilen angebracht. Der Abstand der beiden Zündorte beträgt ca. 33 mm. Die Entflammungsstabilität kann durch dieses System gegenüber dem konventionellen Zündsystem mit einer zentralen Zündkerze um bis zum Faktor 1,5 verbessert werden. Das deckt sich gut mit der statistischen Erwartung an zwei Zündorte von Faktor $\sqrt{2}$. Die Schwankung des MFB50% kann um bis zu Faktor 1,3 reduziert werden. Am deutlichsten ist der Unterschied in der Brenndauer MFB5%-MFB50%, die bereits im stöchiometrischen Betrieb über 1° KW verkürzt werden kann. Verbrennungsluftzahlen von bis zu 1,5 sind möglich, ohne Werte des $VAK_{p_{\text{mi}}}$ größer 3 zu erreichen. Bzgl. des Einflusses auf die Brenndauer MFB5%-MFB50% weist das Zwei-Kerzen-Zündsystem aufgrund des vergleichsweise großen Abstands der beiden Entflammungsorte gegenüber der Coronazündung leicht verkürzte Werte auf. Die Entflammungsstabilität und die Magerlaufgrenze der Coronazündung hingegen werden nicht erreicht. Die Vergrößerung des initialen Entflammungsgebietes des 2-Zündkerzen-Systems zum Zündzeitpunkt ist deutlich geringer als bei der Coronazündung. Kurz

nach Beginn der Umsetzungsphase weist das von der Corona entflammte Volumen eine kugelhähnliche Form auf, die – wenn auch deutlich später nach ZZP – in ähnlicher Form mit einer zentralen Zündkerze erreicht wird. Durch den verhältnismäßig großen Abstand zwischen den beiden Zündorten beim Zwei-Zündkerzen-Zündsystem bleibt die erhöhte Oberfläche deutlich über den Prozess der Entflammung hinaus erhalten und beschleunigt die Hauptverbrennung. Der Vorteil der beschleunigten Hauptverbrennung mit dem 2-Zündkerzen-System nimmt gegenüber der Coronazündung von ca. 1° KW bei $\lambda = 1,0$ auf ca. $0,5^\circ$ KW bei $\lambda = 1,5$ ab. Gerade unter verdünnten Randbedingungen hilft das große Entflammungsgebiet der Coronazündung, um gut entflammbares Gemisch sicher zu erreichen. Die zwei voneinander getrennten punktförmigen Zündorte weisen diesen Vorteil nicht auf.

Um die Position der zweiten Zündkerze besser beurteilen zu können, wird zusätzlich die Zündung in ausschließlich dieser Position bewertet. Bei stöchiometrischem bzw. leicht abgemagertem Gemisch wird die Schwankung des Brennbeginns im Vergleich zur zentralen Zündkerze in etwa verdoppelt. Dieser Effekt nimmt mit stärkerer Abmagerung kontinuierlich bis zur Grenze der Entflammbarkeit ab, an der beide Zündsysteme eine ähnliche Entflammungsstabilität aufweisen. Die Stabilität des MFB50% fällt deutlich geringer aus. Die Grenze von $VAK_{p_{mi}} = 3\%$ ist mit der seitlichen Zündkerze bereits bei $\lambda = 1,3$ erreicht. Auch die Brenndauer ist um bis zu 2° KW erhöht. Die beobachteten Effekte sind der im Vergleich zur zentralen Kerzenlage ungünstigen Positionierung im Brennraum geschuldet, die zu erhöhten Wandwärmeverlusten und deutlich verlängerten Flammenwegen führt. Alle weiteren Untersuchungen mit Funkenzündung wurden ausschließlich mit der zentralen Zündkerzenposition durchgeführt.

6.1.2 Ladungsbewegung

Über das Aufprägen von Ladungsbewegung auf die Einlassströmung lässt sich die Verbrennung gezielt beeinflussen. Der prinzipielle Einfluss der verwendeten Ladungsbewegungsmaßnahmen wird in diesem Abschnitt aufgezeigt.

Einfluss der Ladungsbewegung auf Entflammung und Hauptverbrennung

Abb. 6.4 zeigt einen Vergleich zwischen den drei unterschiedlichen Ladungsbewegungskonfigurationen Standard, Drall und Tumble. Die Drallladungsbewegung verbessert die Stabilität des MFB5% unter verdünnten Randbedingungen deutlich. Lediglich bei stöchiometrischem Verhältnis ist kaum eine Verbesserung festzustellen. Gleiches Verhalten zeigt sich bei der Stabilität des MFB50%. Die Verbesserung durch Drall spiegelt sich auch im $VAK_{p_{mi}}$ wider. Bis ca. $\lambda = 1,4$ bleibt die Verbrennungsstabilität auf dem Niveau des unverdünnten Gemischs. Bei einer Grenze von $VAK_{p_{mi}} = 3\%$ erlaubt die Drallladungsbewegung eine Verbesserung von $\lambda = 1,4$ (bei Standardladungsbewegung) auf $\lambda > 1,5$. Auch die Brenndauer MFB5%-MFB50% wird durch die Drall-

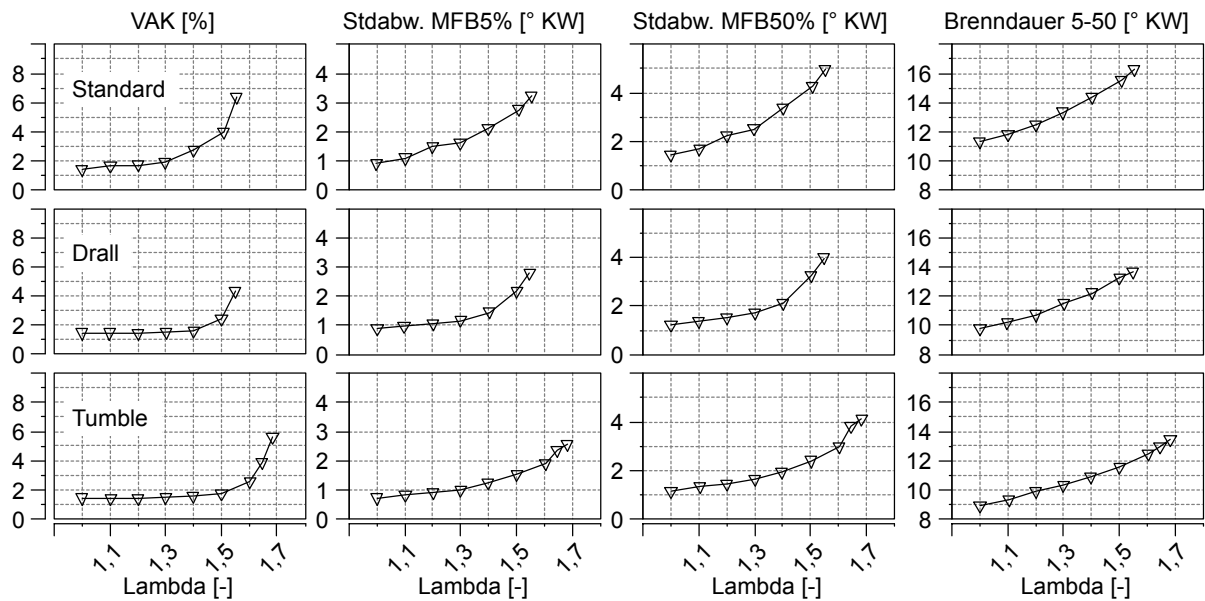


Abbildung 6.4: Ladungsbewegungsvergleich im Rahmen einer Verdünnungsvariation ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{mi} = 0,27 \text{ MPa}$)

strömung um 1° KW bis 2° KW verkürzt. Die Tumbleladungsbewegung kann die Kraftstoffmassenumsatzpunkte noch etwas besser stabilisieren als es die Drallladungsbewegung vermag. Bei einem maximal zulässigen Variationskoeffizient von $VAK_{p_{mi}} = 3\%$ kann mit Tumbleladungsbewegung bis $\lambda > 1,6$ verdünnt werden. Die Brenndauer MFB5%-MFB50% wird im Vergleich zur Standardladungsbewegung um 2° KW bis 4° KW verkürzt.

Einfluss der Ladungsbewegung auf die Stabilität der Hauptverbrennung

In Abschnitt 5.1 wurde der prinzipielle Zusammenhang zwischen der Standardabweichung einer Dauer und deren Mittelwert diskutiert. Verfügen Standard- und Drallladungsbewegung über die gleiche Brenndauer, so weisen auch deren Standardabweichungen ähnliche Werte auf (Abb. 6.5). Die Tumblekonfiguration hingegen zeigt bei gleicher Brenndauer eine signifikant höhere Schwankung. Dies dürfte im stark erhöhten Turbulenz-Niveau begründet liegen, welches einerseits die turbulente Brenngeschwindigkeit steigert, andererseits jedoch die Schwankung der Position des Flammenschwerpunkts ebenfalls vergrößern dürfte. Ein Zyklus, dessen Flammenposition in Richtung Auslassventile verschoben wird, dürfte aufgrund des erhöhten Temperaturniveaus eine kürzere Brenndauer aufweisen als ein Zyklus mit in Richtung der Einlassventile verlagert Flammenposition. Die erhöhte Schwankung der Flammenposition stellt eine mögliche Ursache verstärkter Schwankungen der Brenndauer dar. Im stöchiometrischen Gemisch werden die zyklischen Schwankungen der Verbrennung maßgeblich durch zyklische Schwankungen in der kinetischen Energie der Ladungsbe-

wegung bestimmt. Bei verdünnten Gemischen spielt die Schwankung der kinetischen Energie eine geringere Rolle, da hier die Verschiebung des Flammenorts durch Ladungsbewegung aufgrund der reduzierten Ausbreitungsgeschwindigkeit an Bedeutung gewinnt [8].

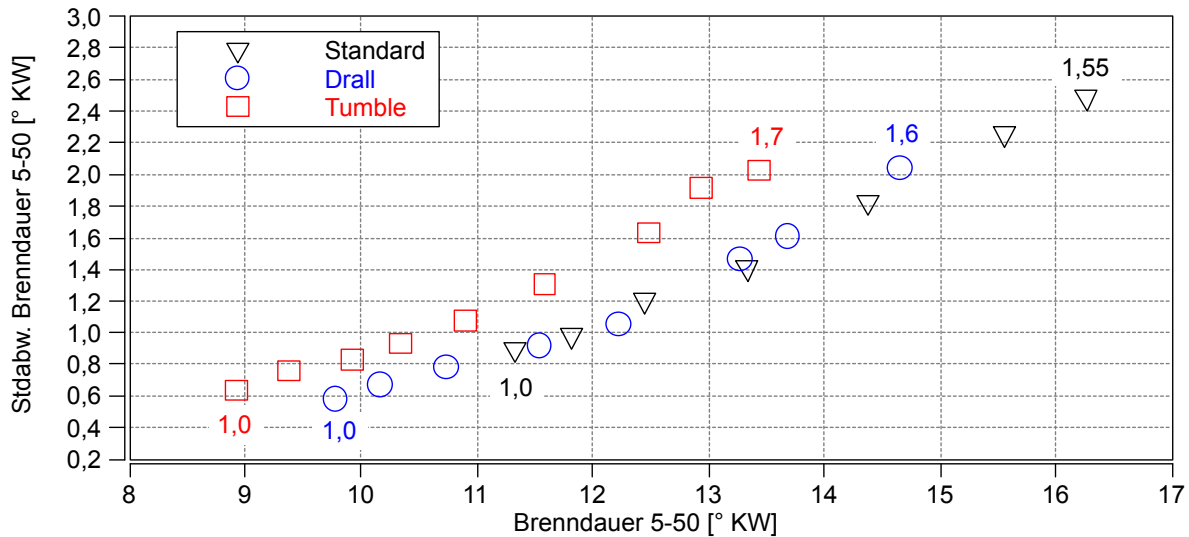


Abbildung 6.5: Abhängigkeit der Standardabweichung der Brenndauer vom Mittelwert; Variation des Luft-Kraftstoff-Verhältnisses: Für jede Ladungsbewegungsform ist das minimale und das maximale Verbrennungsluftverhältnis eingetragen. ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{\text{mi}} = 0,27 \text{ MPa}$)

6.1.3 Vergleich

Abbildung 6.6 zeigt die Unterschiede in der Wirkung zwischen der Coronazündung und verstärkter Ladungsbewegung in Form von Tumble. Aufgetragen ist der Prozentsatz, um den die jeweilige Dauer bzw. Standardabweichung durch das alternative Zündsystem bzw. die verstärkte Ladungsbewegung reduziert wird. Bezugspunkt ist jeweils der gleiche Betriebspunkt mit Funkenzündung und Standardladungsbewegung. Die Coronazündung verbessert die Stabilität des MFB5% um ca. 50 % bis 60 %. Die Stabilisierung durch die Tumbleladungsbewegung fällt im stöchiometrischen Gemisch mit ca. 20 % deutlich geringer aus. Bei hohen Verdünnungsraten werden auch hier Werte von über 40 % erreicht. Bei dem Einfluss auf die Stabilität des MFB50% zeigt sich prinzipiell ähnliches Verhalten, allerdings in geringerer Ausprägung. Bei der Brenndauer verhält es sich umgekehrt. Der Einfluss des Zündsystems auf die Brenndauer ist gering und steigt mit erhöhter Verdünnung in Richtung 10 %. Durch die Tumbleladungsbewegung kann die Brenndauer um ca. 20 % bis 25 % verkürzt werden. Der Einfluss auf den $VAK_{p_{\text{mi}}}$ fällt für beide Maßnahmen in etwa gleich aus und steigt mit der Verdünnungsrate auf Werte von bis zu 50 % bis 60 %. Der unmittelbare Einfluss der Coronazündung beschränkt sich auf den Prozess der Zündung und Entflammung.

Dieser erfolgt mit der Coronazündung präziser und weist somit deutlich geringere zyklische Schwankungen auf. Diese erhöhte Stabilität der Zündung überträgt sich auf spätere Zeitpunkte in der Verbrennung und die gesamte Verbrennung wird stabilisiert. Die Güte der Übertragung ist von den Randbedingungen im Brennraum abhängig (vgl. Fehlerfortpflanzung Abschnitt 5.2.1). Die Brenndauer wird kaum beeinflusst. Eine stärkere Ladungsbewegung mit deutlich erhöhtem Turbulenzniveau hingegen wirkt während des gesamten Verbrennungsprozesses beschleunigend.

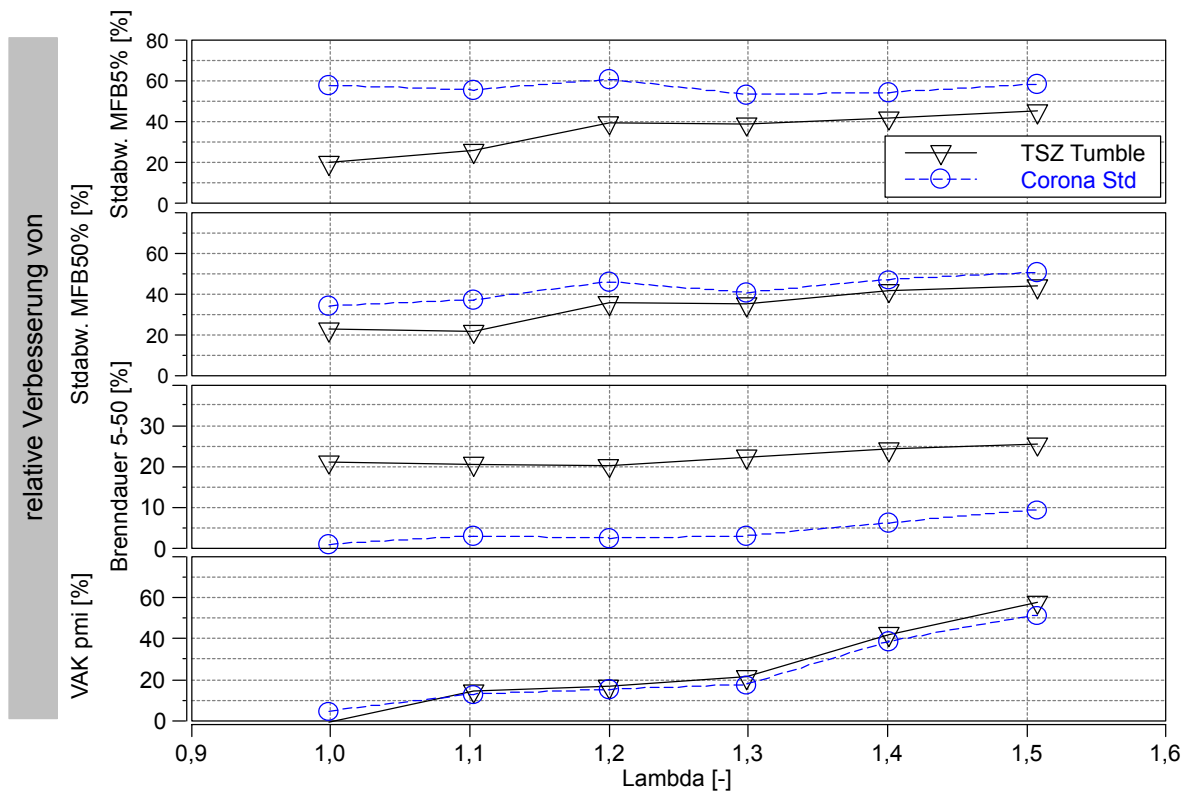


Abbildung 6.6: Relative Verbesserung durch verbesserte Zündung bzw. Ladungsbewegungsmaßnahmen bezogen auf TSZ mit Standardladungsbewegung ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{mi} = 0,27 \text{ MPa}$)

Die Kombination aus Coronazündung mit verstärkter Ladungsbewegung lässt verbesserte Umsatzpunktstabilität in Kombination mit beschleunigter Hauptverbrennung erwarten, was in Summe zu einer im Vergleich zur Einzelanwendung von Corona oder verstärkter Ladungsbewegung weiter erhöhten Verbrennungsstabilität führen sollte. Diese Kombination wird in 8.3.2 diskutiert.

Zusammenfassend kann festgehalten werden: Die Coronazündung stabilisiert primär den Brennbeginn, während die verstärkte Tumbleladungsbewegung vorwiegend die Hauptverbrennung beschleunigt.

6.2 Einfluss der Last

Ein weiterer wichtiger Parameter ist die Motorlast. Der Einfluss der Last auf den Entflammungsvorgang mittels Transistorspulen- bzw. Coronazündung wird anhand einer Verdünnungsvariation durch extern rückgeführtes Abgas untersucht. Zur Laststeuerung dient der Einlassventilhub, über den in dieser Messung die Luftmenge reguliert wird. Abb. 6.7 zeigt den Vergleich des $VAK_{p_{mi}}$ für die Lastpunkte $p_{mi} = 0,4$ MPa und $p_{mi} = 0,8$ MPa. Mit steigender Last steigen Temperatur und Druck zum Zündzeitpunkt. Zusätzlich zu den bereits in Abschnitt 5.3 beschriebenen Effekten steigt bei diesen Bedingungen der Ventilhub mit zunehmender Verdünnung und die Einlassventile werden erst bei späteren Kurbelwinkeln geschlossen. Hierdurch steigt die Ladungsbewegungsintensität. Die Brennbedingungen verbessern sich und die Verdünnungsgrenze wird zu höheren AGR-Raten verschoben.

Mit einer Erhöhung von ca. 10 Prozentpunkten in der möglichen AGR-Rate ist der Einfluss der Coronazündung bei $p_{mi} = 0,4$ MPa größer als bei $p_{mi} = 0,8$ MPa, wo er lediglich ca. 7 Prozentpunkte beträgt. Die relative Verbesserung durch die Coronazündung bei $p_{mi} = 0,4$ MPa beträgt ca. 67 %, bei $p_{mi} = 0,8$ MPa beträgt sie ca. 26 %. Das relative Verbesserungspotential durch Coronazündung sinkt im nicht klopfbegrenzten Kennfeldbereich mit steigender Last, da die konventionelle Funkenzündung zunehmend bessere Voraussetzungen zur Entflammung vorfindet. Oder anders ausgedrückt: Je herausfordernder die Entflammungsbedingungen für die Funkenzündung bzgl. Verdünnungs-, Ladungsbewegungs- und Temperaturrandbedingungen sind, desto größer ist das Potential der Coronazündung.

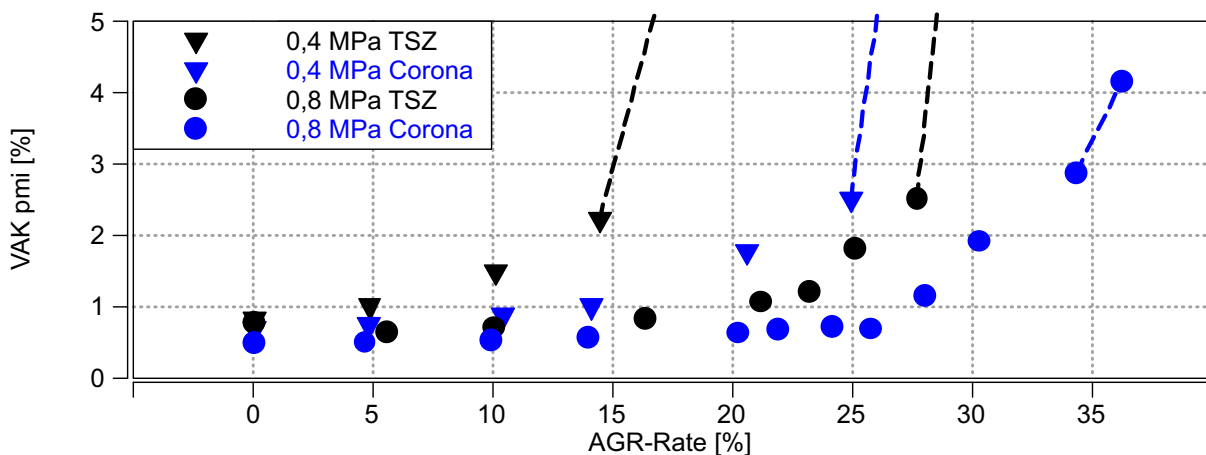


Abbildung 6.7: Einfluss der Last – Variation der Abgasrückführrate ($n = 1500 \text{ min}^{-1}$; $\lambda = 1,0$; Teilhubbetrieb) [71]

6.2.1 Nulllast

Durch Reduktion der Last werden die Brennbedingungen weiter verschlechtert. Sehr schwierige Entflammungsbedingungen liegen bei niedrigen Lasten und geringer Ladungsbewegung vor. Unter diesen Bedingungen wird das größte Potential für eine großvolumige Zündung erwartet. Das Erfassen eines großen initialen Zündvolumens ersetzt den ersten Teil der Flammenfrontverbrennung, die unter den beschriebenen Randbedingungen vergleichsweise lange dauern würde. Diese schwierigen Bedingungen sollen durch den Betriebspunkt bei $n = 1000 \text{ min}^{-1}$ und $p_{mi} = 1 \text{ bar}$ dargestellt werden. Im Rahmen einer Variation der Ventilsteuerzeiten werden die thermodynamischen Randbedingungen, hauptsächlich der interne Restgasanteil im Brennraum und die Ladungsbewegung, variiert. Die Lastregelung erfolgt über den Hub der Einlassventile.

Wird die Entflammungsstabilität in Form der Standardabweichung des Brennbeginns über der Brenndauer aufgetragen (Abb. 6.8), zeigen sich signifikante Unterschiede im Verhalten der beiden Zündsysteme. Im Falle der Funkenzündung ist eine signifikante Zunahme der 5%-Standardabweichung in Abhängigkeit der Brenndauer MFB5%-MFB50% zu erkennen. Bei der Coronazündung hingegen scheint die Entflammungsstabilität in weiten Bereichen unabhängig von der Brenndauer zu sein und erst bei sehr langen Brenndauern anzusteigen. Als die Verdünnung begrenzender Faktor kann in diesem Betriebspunkt somit die Zündung identifiziert werden. Eine Erhöhung der Rate an intern rückgeführtem Restgas bei der Funkenzündung erschwert die Entflammung und verlangsamt die Hauptverbrennung. Beim Coronazündsystem kann mit steigender Restgasrate die Brenndauer auf über 14° KW erhöht werden, ohne dass die Entflammung an Stabilität verliert. Es können deutlich größere Überschneidungen als mit der Funkenzündung erzielt werden. Erst bei weiterer Verlangsamung der Verbrennung wird auch die Entflammung negativ beeinflusst.

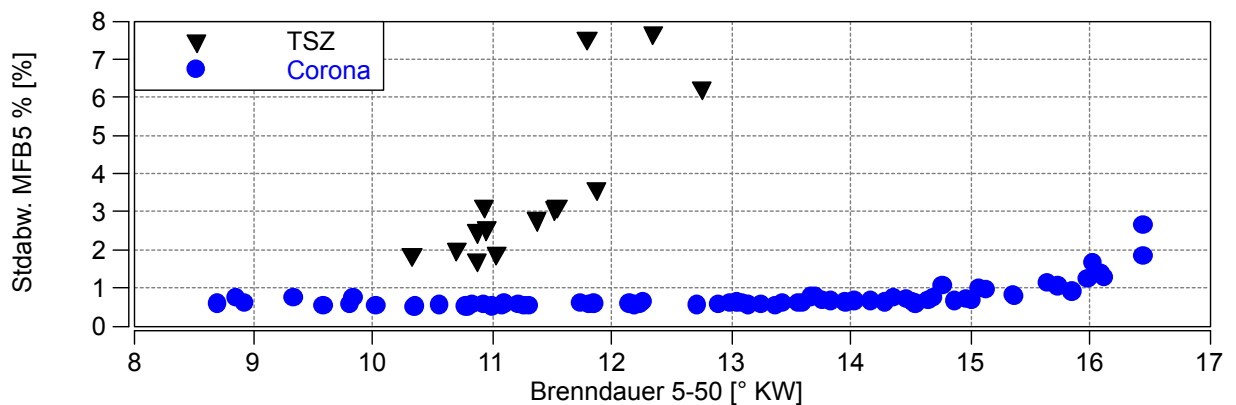


Abbildung 6.8: Variation der Ventilsteuerzeiten ($n = 1000 \text{ min}^{-1}$; $p_{mi} = 0,1 \text{ MPa}$; $\lambda = 1,0$; Teilhubbetrieb) [56]

In dieser Messung scheint der MFB5% hauptsächlich durch die Zündung und Entflammung bestimmt zu werden. Hierdurch wird der Unterschied zwischen beiden Zündsys-

temen sehr deutlich. Einen weiteren Hinweis darauf, dass der unmittelbare Einfluss der Zündung in diesem Betriebspunkt bis zu vergleichsweise späten Kraftstoffmassenumsetzungspunkten reicht, gibt die durch Coronazündung unter niedriger Ventilüberschneidung gegenüber der Funkenzündung deutlich beschleunigte Hauptverbrennung. Mit unter 9° KW ist sie bei niedriger Überschneidung um knapp 2° KW schneller als die der Funkenzündung bei gleicher Überschneidung. (Abb. 6.9)

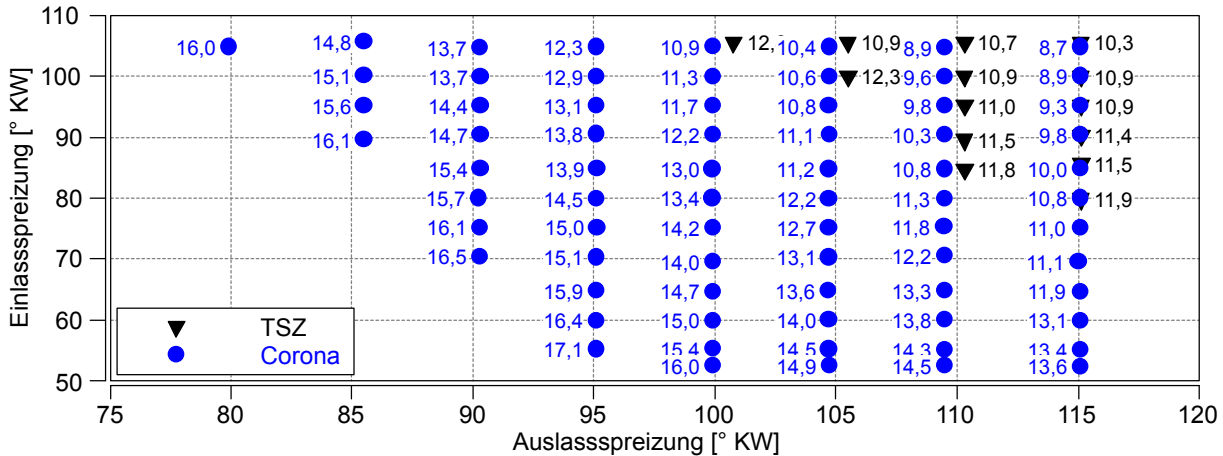


Abbildung 6.9: Variation der Ventilsteuerzeiten; Vergleich der Brenndauern von MFB5% bis MFB50% ($n = 1000 \text{ min}^{-1}$; $p_{\text{mi}} = 0,1 \text{ MPa}$; $\lambda = 1,0$; Teilhubbetrieb)

6.3 Einfluss der Drehzahl

Einen weiteren wichtigen Einflussfaktor stellt die Motordrehzahl dar. Mit steigender Drehzahl erhöht sich die Ladungsbewegung und die für die Verbrennung zur Verfügung stehende Zeit sinkt. Die turbulente Brenngeschwindigkeit steigt fast linear mit der mittleren Kolbengeschwindigkeit und somit mit der Motordrehzahl [67]. Dadurch sollte die mit steigender Drehzahl sinkende Zeitspanne, die zur Verbrennung zur Verfügung steht, zumindest teilweise kompensiert werden. Abb. 6.10 vergleicht die möglichen Verdünnungsraten mit extern rückgeführtem Abgas bei $n = 1500 \text{ min}^{-1}$ und $n = 2500 \text{ min}^{-1}$. Mit sinkender Drehzahl wird die Verdünnungsgrenze zu höheren AGR-Raten verschoben. Mit einer Verbesserung von ca. 7 % absolut in der AGR-Rate ist der Einfluss der Coronazündung bei 2500 U/min höher als bei 1500 U/min , wo er unter 4 % liegt. Die relative Ausweitung der Verdünnungsgrenze durch die Coronazündung bei 2500 U/min beträgt fast 50 %, bei 1500 U/min beträgt sie weniger als 15 %. Mit steigender Drehzahl sinkt die Verdünnungsgrenze, das relative Verbesserungspotential durch die Coronazündung gegenüber der Funkenzündung hingegen steigt.

Mit steigender Drehzahl nimmt die turbulente Brenngeschwindigkeit zu, kann jedoch die verringerte für die Verbrennung verfügbare Zeit nicht vollständig kompensieren.

Um den Verbrennungsschwerpunkt halten zu können, wird der Zündzeitpunkt in Richtung früh verschoben. Die Coronazündung profitiert vom kurzen Brennverzöger, der eine spätere Zündung unter besseren Entflammungsbedingungen ermöglicht. Des Weiteren dürfte der Zündprozess der Corona aufgrund seiner radikal-chemischen Entflammung eine geringere Temperaturabhängigkeit aufweisen als der der Funkenzündung. Mit steigender Motordrehzahl wandert der Zündzeitpunkt in Richtung früh und die Unterschiede zwischen beiden Zündsystemen wachsen.

Das größte Potential bietet die Coronazündung unter kritischen Entflammungsbedingungen. Hin zu stabilen Entflammungsbedingungen nimmt das relative Verbesserungspotential ab, da auch die Zündkerze eine ausreichend stabile Entflammung gewährleistet und andere statistische Effekte dominieren.

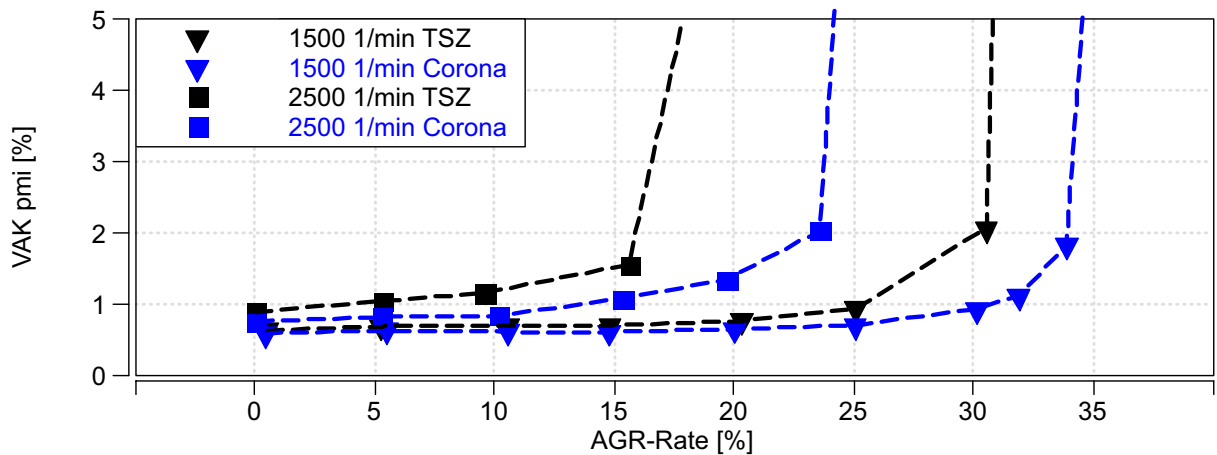


Abbildung 6.10: Einfluss der Drehzahl – Variation der Abgasrückführrate ($p_{mi} = 0,7$ MPa; $\lambda = 1,0$; Teilhubbetrieb) [71]

6.4 Einfluss der Verdichtung

Eine weitere Möglichkeit, die Entflammungsbedingungen zu variieren, besteht in der Veränderung des Verdichtungsverhältnisses. Ein erhöhtes Verdichtungsverhältnis bietet Potential, im gesamten Teillastbereich den thermodynamischen Wirkungsgrad des Motors anzuheben. Mit steigendem ϵ steigt die Temperatur zum Zündzeitpunkt aufgrund des höheren Temperaturanstiegs in der adiabaten Kompression während des Verdichtungstaktes. Bei 25°C Ansauglufttemperatur liegt die Temperatur im Bereich des Zündwinkels bei $\epsilon = 12$ um ca. 30 bis 40 Kelvin über der bei $\epsilon = 9,5$. Die Bedingungen für die Entflammung werden günstiger, die laminare Flammfrontgeschwindigkeit steigt. Zu erwarten ist, dass die höhere Verdichtung aufgrund der günstigeren Randbedingungen toleranter gegenüber Verdünnung ist. Aufgrund der unterschiedlichen Entflammungsmechanismen dürften die Unterschiede bezüglich

der Verdünnungstoleranz zwischen den beiden Zündsystemen mit steigendem Verdichtungsverhältnis abnehmen.

Das thermische Plasma des Zündfunken profitiert von den höheren Temperaturen zum Zündzeitpunkt. Die höhere Temperatur des den Funkenkanal umgebenden Gases unterstützt die Ausbildung eines stabilen Flammenkerns. Das kalte Plasma der Coronazündung leitet die Entflammungsreaktionen radikal-chemisch ohne wesentlichen Temperatureinfluss ein. Die anschließende Flammenfrontausbreitung profitiert auch bei der Coronazündung von durch die Temperatur verbesserten Brennbedingungen. Abb. 6.11 zeigt die Ergebnisse einer Variation der Ventilsteuerzeiten für $n = 2000 \text{ min}^{-1}$ und $p_{mi} = 0,2 \text{ MPa}$. Aufgetragen ist der Variationskoeffizient des indizierten Mitteldrucks als Funktion der Steuerzeiten von Ein- und Auslassventilen. Die Laufruhe-Grenze bei $VAK_{p_{mi}} = 3 \%$ ist durch gestrichelte Kurven angedeutet.

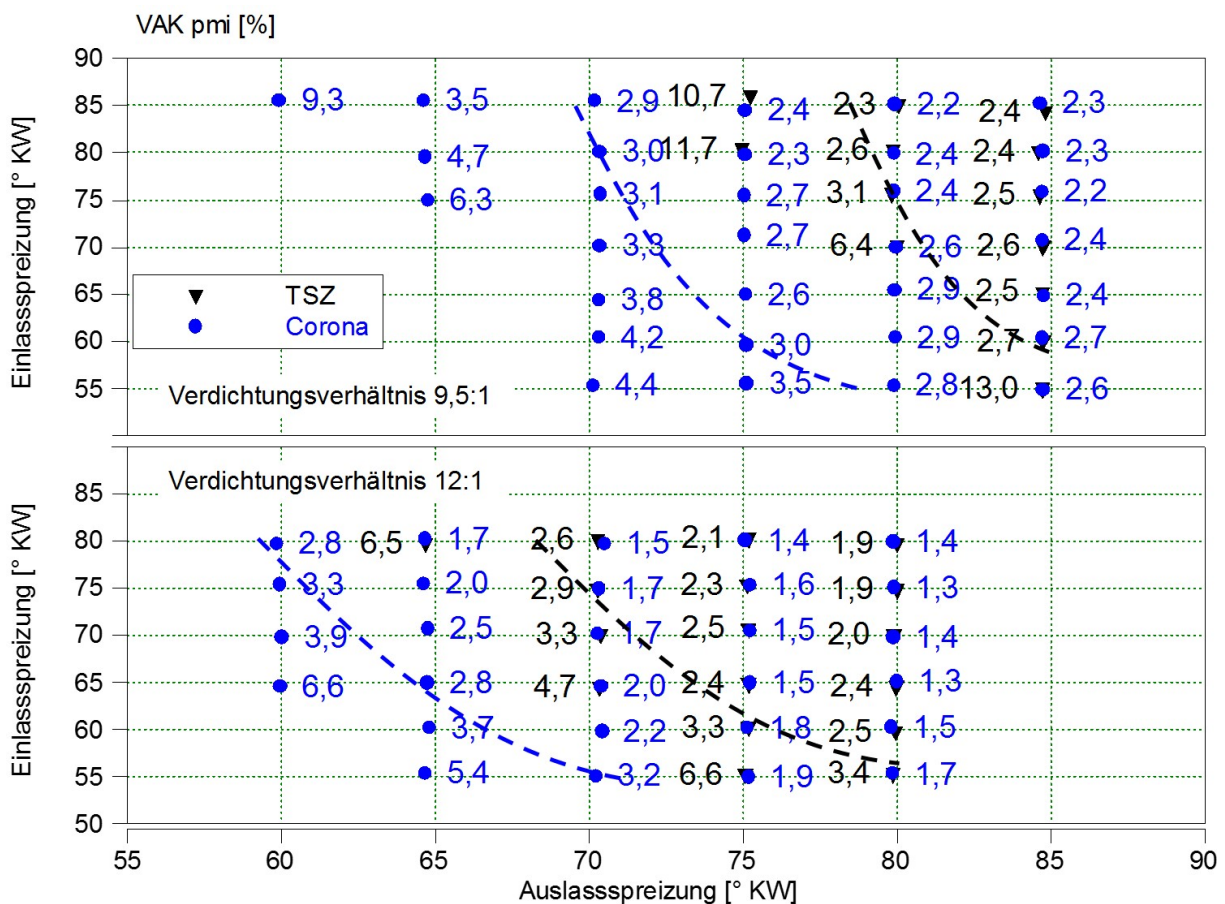


Abbildung 6.11: Einfluss des Verdichtungsverhältnisses – Variation der Ventilsteuerzeiten ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{mi} = 0,2 \text{ MPa}$) [71]

Für das niedrigere Verdichtungsverhältnis ist durch das Coronazündsystem eine signifikante Erweiterung des ausreichend laufruhigen Kennfeldbereichs möglich. Mit steigender Verdichtung kann die Überschneidung bei beiden Zündsystemen erhöht werden.

Der Kennfeldbereich der Funkenzündung kann stärker durch die Erhöhung des Verdichtungsverhältnisses erweitert werden als jener der Coronazündung. Auch die durch die Coronazündung initiierte Verbrennung profitiert vom höheren Verdichtungsverhältnis, wenn auch im Vergleich zur Funkenzündung in reduziertem Maße. Der wesentliche, die Verdichtung begrenzende Faktor ist die Klopfneigung. Im Hochlastbetrieb ist es erforderlich, den Verbrennungsschwerpunkt mit steigender Verdichtung in Richtung spät zu verschieben, um die Klopfintensität unter dem gewünschten Grenzwert zu halten. Gerade hier verspricht eine präzise Zündung, wie sie die Corona mit sehr geringen zyklischen Schwankungen darstellt, hohes Potential. Um das Verdichtungsverhältnis anzuheben, sind Modifikationen an Kolben und oder Brennraumdach erforderlich. Insbesondere für Veränderungen an der Kolbengeometrie sollten die Gesetze der Elektrostatik berücksichtigt werden, um die maximale Coronagröße nicht unnötig zu beschränken. Veröffentlicht wurde die Kolbenoptimierung im Zusammenhang mit der Coronazündung von Becker et al. [4].

6.5 Wechselwirkung von Zündsystem und Ladungsbewegung

Die Hauptverbrennung wird im Wesentlichen durch die Ladungsbewegung und nur in untergeordneter Weise durch die hier untersuchten Zündsysteme beeinflusst. Daher soll in den nächsten beiden Abschnitten der Einfluss von Ladungsbewegung auf Zündung und Entflammung näher untersucht werden.

6.5.1 Einfluss von Ladungsbewegung auf das Zündvolumen

Zu Beginn wird der Einfluss von Ladungsbewegung auf das Zündvolumen betrachtet. Abb. 6.12 links zeigt das Zündvolumen beim Einsatz der klassischen Transistor-spulenzündung mit Blick senkrecht zur Zylinderachse in den Brennraum. Es handelt sich um einen Betriebspunkt bei 2000 U/min und einen indizierten Mitteldruck von 0,27 MPa mit stöchiometrischem Luft-Kraftstoffverhältnis. Der Funkendurchbruch erfolgt 5° KW vor ZOT. Bei homogenem Gemisch und isotropen Temperatur- und Druckverhältnissen stellt der Weg des geringsten Widerstands die direkte Verbindung zwischen Mittel- und Masseelektrode dar. Diese Randbedingung scheint hier ausreichend erfüllt, da die erste Aufnahme bei -5° KW eine nahezu gerade, nur leicht gewölbte Projektion des Funkens zeigt. Da in diesem Betriebspunkt keine starke Ungleichverteilung des Kraftstoffs bzw. eine Anisotropie von Druck und Temperatur zu erwarten ist, wird angenommen, dass auch die dazu senkrechte Projektion ein nahezu zylindrisches Zündvolumen zeigt.

Sechs Grad Kurbelwinkel später (1° KW nach ZOT) ist der Funke deutlich nach links ausgelenkt, wodurch seine Oberfläche signifikant vergrößert wurde. Weitere 3,5°

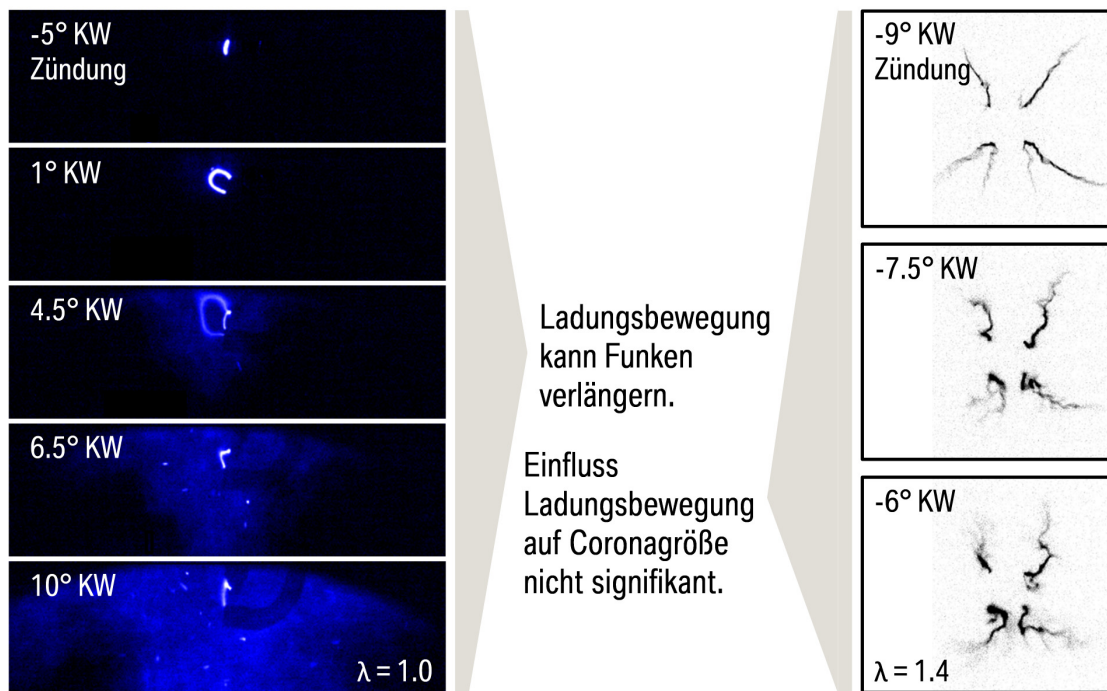


Abbildung 6.12: Einfluss von Ladungsbewegung auf das Zündvolumen; Zündkerze – Corona; ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{mi} = 0,27 \text{ MPa}$)

KW später (4,5° KW nach ZOT) ist mit geringerer Leuchtkraft der im Vergleich zur Aufnahme zuvor noch weiter ausgelenkte Funke zu erkennen. Gleichzeitig ist ein neu ausgebildeter, noch kaum ausgelenkter Funkenkanal vorhanden: Die Zylinderinnenströmung erfasst den Funken, die ionisierten Atome und Elektronen, und lenkt ihn aus. Durch die Verlängerung des Funkens steigt der Widerstand im Funkenkanal und hierdurch die Funkenbrennspannung. Abhängig von der Energie und dem zugehörigen Spannungsangebot in der Zündspule wird der Funke durch Ladungsbewegung soweit ausgelenkt, bis entweder die notwendige Brennspannung durch die Spule nicht mehr zur Verfügung gestellt werden kann, oder die Durchschlagsspannung für die Bildung eines neuen Funkens erreicht wird. Im ersten Fall erlischt der Funke. Im zweiten Fall bildet sich ein neuer Funke aus, die Spannung zwischen Mittel- und Masselektrode bricht auf die Brennspannung des neuen, kürzeren Funkens zusammen und der „alte“ Funke erlischt, wie in der dritten Aufnahme zu beobachten. Der neue Funke wird erneut – abhängig von den Strömungsverhältnissen im Brennraum – ausgelenkt. Eine Auslenkung, wie in Abb. 6.12 links dargestellt, verbessert die Zündung aufgrund des verlängerten Funkens und der Reduktion der Wandwärmeverluste im frühen Stadium durch Verlagerung des Flammenkerns weg von der Zündkerze.

An dieser Stelle sei angemerkt, dass eine Auslenkung in die entgegengesetzte Richtung, auf die Masseelektrode zu, nachteilige Effekte mit sich bringt. Zwar wird der Funke auch bei dieser Form der Auslenkung vergrößert, allerdings führt die nahegelegene Masseelektrode zu starkem Quenching, das der frühen Flamme Wärme entzieht.

Die prinzipbedingten Unterschiede zwischen der Coronaentladung und der Funkenentladung erfordern für eine bestmögliche Darstellung des Einflusses durch Ladungsbewegung einen Wechsel der Perspektive: Die Coronaentladung wird in axialer Richtung durch ein Fenster im Kolbenboden beobachtet, sodass alle Spitzen des Coronazünders im Sichtfeld liegen, ohne in der Projektion zu überlappen. Da das Nichtgleichgewichtsplasma der Coronaentladung im Vergleich zur Funkenentladung deutlich geringere Lichtintensität zeigt, wurde das Gemisch auf $\lambda = 1,4$ abgemagert. Durch die hierdurch verzögerte Entflammung mit reduziertem Flammeneigenleuchten kann die Coronaentladung gut beobachtet werden. Aufgrund der niedrigeren Zünddauer der Corona wurden die Bildabstände auf 1,5 Grad Kurbelwinkel reduziert. Der Zündzeitpunkt liegt bei 9° KW vor ZOT. Hier sind die von den Spitzen des Zünders ausgehenden Streamer der Coronaentladung gut zu erkennen und verlaufen aufgrund des niedrigen Drucks im Brennraum nahezu geradlinig. 1,5 Grad Kurbelwinkel später ist der Einfluss der Ladungsbewegung sichtbar und die Streamer wurden entsprechend ausgelenkt. Eine Auslenkung aufgrund makroskopischer Ladungsbewegung kann in diesem Zyklus nicht beobachtet werden. Vielmehr ist es die kleinskalige Ladungsbewegung, welche die Streamer verformt. Diese Art der Auslenkung der Coronastreamer lässt keine signifikante Verbesserung des Zündprozesses erwarten, da das effektive Zündvolumen nicht signifikant vergrößert wird, was im Folgenden weiter untersucht werden soll.

Auch eine gerichtete Auslenkung zeigt keine wesentliche Vergrößerung der Streameroberfläche, wie Abb. 6.13 zu entnehmen ist. Bei der Tumbleladungsbewegung spielt die Höhe der Rotationsachse die entscheidende Rolle. Im Großteil der Zyklen liegt die Achse oberhalb des Zünders und die Corona wird vom unteren Teil der Tumblewalze erfasst und in Richtung der Einlassventile ausgelenkt. Liegt die Tumbleachse unterhalb des Zünders, erfolgt die Auslenkung in Richtung der Auslassventile. In beiden Fällen werden die Coronastreamer in Strömungsrichtung leicht verlängert, während die entgegen der Strömungsrichtung ausgebildeten Streamer gestaucht werden. Die Stauchung lässt keine Vorteile erwarten. Einerseits erfolgt die Entflammung im Bereich gestauchter Corona verzögert, andererseits kommt es bei schwankender Tumbleachse zu wechselnden, bevorzugten Entflammungsorten. Diese Wechsel in der Richtung des Strömungsfeldes am Zünder dürften Hauptursache des in Abschnitt 5.2.1 erwähnten Effekts sein, dass sich zyklische Schwankungen nicht auf den MFB5% auswirken, im MFB50% hingegen deutlich sichtbar sind. Im Fall der Drallladungsbewegung erfolgt die Verwehung tangential zur Brennraumwand. Hier ist eine Verbesserung der Entflammungsbedingungen denkbar, da das Coronavolumen durch die Strömung nicht nachteilig beeinflusst wird. Die Verwehung durch Drall bietet Potential, die Wahrscheinlichkeit eines Funkenüberschlags zu reduzieren, wodurch ggf. höhere Spannungen eingebracht werden können. Dieser Aspekt wird jedoch im Rahmen der Arbeit nicht weiter ver-

tieft. Aus den in dieser Arbeit durchgeführten Versuchen zur Verwehung des Zündvolumens unter motorischen Randbedingungen lässt sich für die Coronazündung ein nahezu neutrales Verhalten ableiten. Weder erfährt sie eine signifikante Vergrößerung des Zündvolumens noch wird es wesentlich nachteilig beeinflusst.

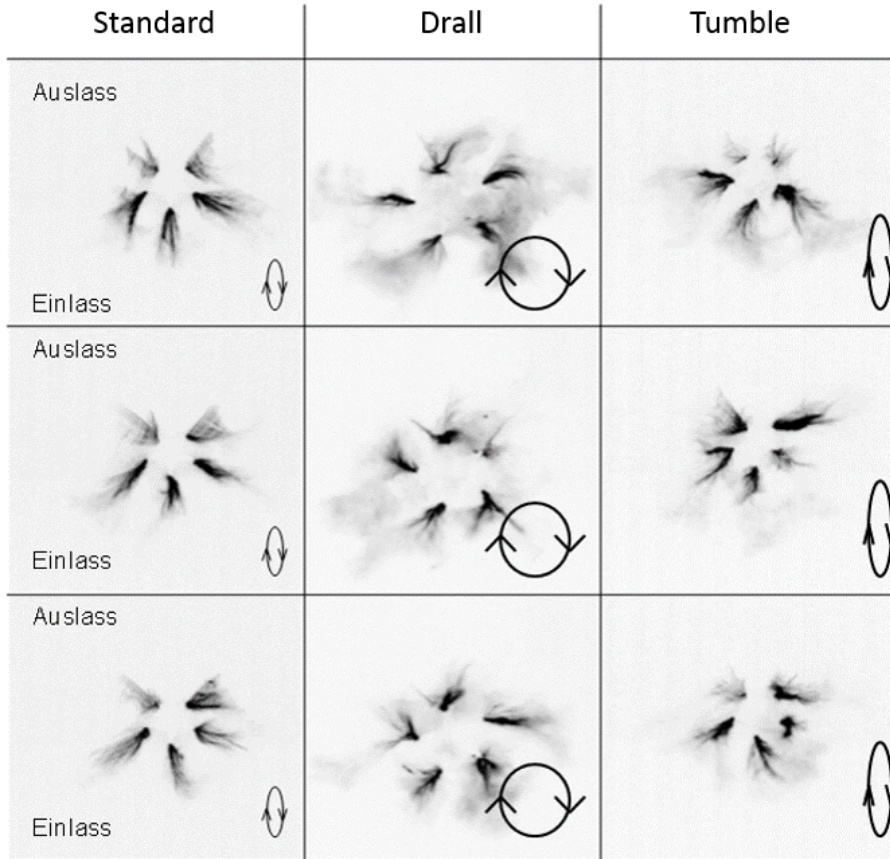


Abbildung 6.13: Verwehung der Coronastreamer durch gerichtete Ladungsbewegung im Brennraum; ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{\text{mi}} = 0,27 \text{ MPa}$) [35]

Günther et al. [15] beschreiben den Einfluss der Ladungsbewegung auf die Coronastreamer und fassen ihn als nachteiligen Effekt auf die Verbrennung zusammen. Becker et al. [4] kommen zum ähnlichen Ergebnis, dass die Corona-Streamer durch Strömung verweht werden und befürchten durch die Abhängigkeit der Zündposition von der Zylinderinnenströmung Nachteile, insbesondere für den Betrieb mit geschichteter Zylinderladung. Die von Günther et al. und Becker et al. beschriebenen nachteiligen Effekte von Ladungsbewegung auf die Corona konnten anhand der in dieser Arbeit durchgeführten Versuche im Homogenbetrieb nicht bestätigt werden.

Ein für den Einfluss der Ladungsbewegung auf das Zündvolumen wesentlicher Unterschied zwischen den beiden Zündsystemen ist Folgender: Bei der Funkenentladung sind Start- und Endpunkt des Funkens durch die Geometrie der Zündkerze vorgegeben. Die Ladungsbewegung kann den Funkenkanal verformen, Anfangs- und Endpunkt

bleiben jedoch fix. Durch Auslenkung des Funkens bei festem Anfangs- und Endpunkt wird der Funke verlängert. Ausnahme ist die Verwehung des Funkens in Richtung der Masselektrode. In diesem Fall bleibt das Ende auf der Mittelelektrode fix, der Punkt auf der Masselektrode wird auf der Masselektrode in Strömungsrichtung mit dem Funken wandern. Selbst in diesem Fall wird der Funke aufgrund der Geometrie der Masselektrode verlängert, wenn auch die Entflammungsbedingungen nahe der Masselektrode ungünstig sind. Bei der Coronazündung ist nur das Ende der Streamer am Zünder fix. Das zweite Ende bewegt sich abhängig von der Ladungsbewegung „frei“ im Raum. Durch das freie Ende wird der Streamer durch Ladungsbewegung bewegt, ohne dabei wesentlich verlängert zu werden.

6.5.2 Einfluss von Ladungsbewegung auf die Entflammung

Optische Analyse

Abb. 6.14 zeigt den Vergleich der Entflammungsphase mit unterschiedlicher Intensität der Tumbleladungsbe-
 wegung für die Transistorspulen- und die Coronazündung. Für die vier Kombinationen aus Zündsystem und Ladungsbewegung sind je drei Zeit-

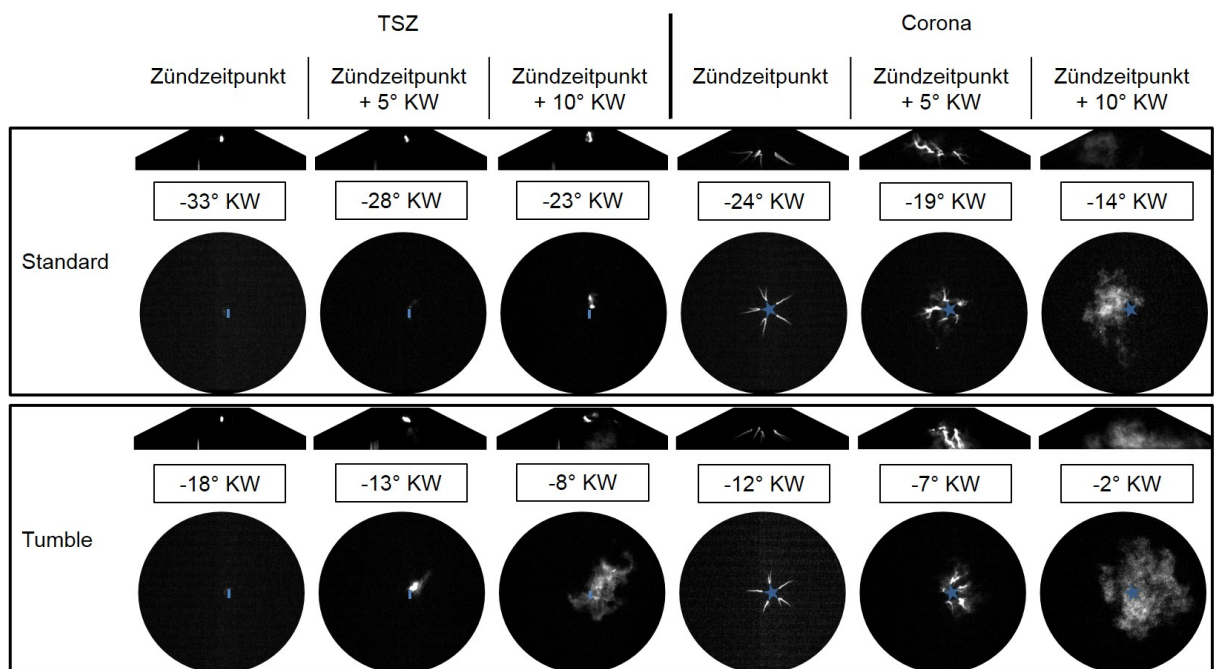


Abbildung 6.14: Einfluss der Ladungsbewegung auf die Entflammung ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$, $p_{mi} = 0,27 \text{ MPa}$) [71]

punkte abgebildet, Zündzeitpunkt, 5° KW nach ZZZP und 10° KW nach ZZZP. Für jeden Zeitpunkt sind sowohl der axiale Blick durch den Kolbenboden als auch der dazu senkrechte Blick durch ein Seitenfenster des Brennraums dargestellt. Bei der

schwächeren Tumbleladungsbelegung der Standardkonfiguration mit Funkenzündung ist auch 10° KW nach ZZP kein signifikantes Volumen entflammt. In der Kombination mit starkem Tumble ist bereits 5° KW nach ZZP ein kleines Gebiet zu erkennen, 10° KW nach ZZP ist bereits ein signifikanter Bereich des Beobachtungsfensters von der Flamme erfasst. Bei der Coronazündung fällt der Unterschied zwischen den beiden Tumblevarianten geringer aus. So sind bei 5° KW nach ZZP in beiden Fällen Ansätze eines bereits entflammten Gebietes zu erkennen. 10° KW nach ZZP ist primär in der seitlichen Ansicht die deutliche Größendifferenz der entflammten Gebiete zu Gunsten der starken Tumbleladungsbelegung festzustellen. Die Hauptursache dafür, dass die Entflammung bei der Coronazündung in geringerem Maße von der stärkeren Tumbleladungsbelegung profitiert, dürfte in den die Coronastreamer umgebenden Bereichen mit hoher Ionen- und Radikalkonzentration liegen, die gute Entflammungsbedingungen aufweisen. Durch deren anisotrope Verteilung bildet sich bei der Coronaentflammung eine Art selbstgenerierte Mikroturbulenz aus. Dieser Effekt wird auch von Graf et al. [20] berichtet und in Abschnitt 7.2.4 näher erläutert.

Thermodynamische Analyse

Die Entflammungsstabilität wird anhand der Streudiagramme in Abb. 6.15 bewertet. Der MFB5% der mittels Zündfunken initiierten Entflammung erfährt bereits im stö-

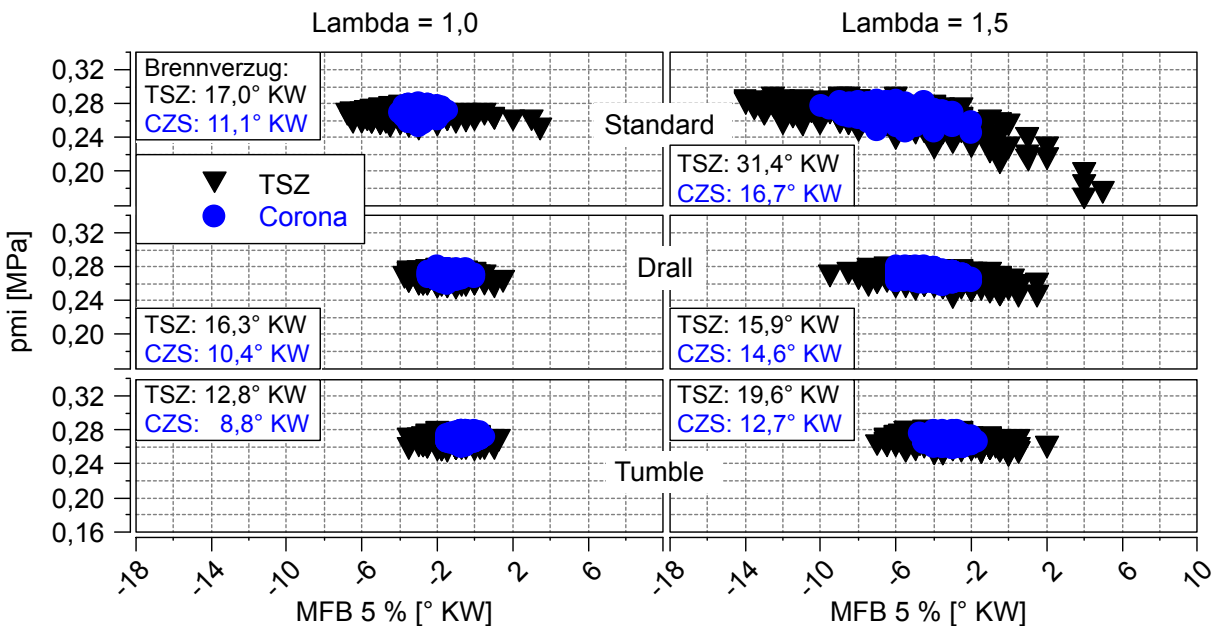


Abbildung 6.15: Einfluss der Ladungsbewegung auf die MFB5%-Stabilität; Zündkerze – Corona ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{mi} = 0,27 \text{ MPa}$)

chiometrischen Betrieb durch Drall- bzw. verstärkte Tumbleladungsbelegung eine deutliche Stabilisierung. Der Unterschied zwischen Drall und verstärktem Tumble ist

nicht signifikant. Der Brennverzug hingegen wird durch die Tumbleladungsbewegung gegenüber einer Drallbewegung deutlich verbessert. Bei der Coronazündung ist im stöchiometrischen Betrieb keine signifikante Verbesserung der Entflammungsstabilität durch verstärkte Ladungsbewegung zu verzeichnen. Der Brennverzug wird mit Tumbleladungsbewegung auch bei Coronazündung verkürzt. Auch hier zeigt sich die Tendenz der verstärkten Tumbleladungsbewegung, im Vergleich zur Drallladungsbewegung bei gleicher Dauer eine stärkere Schwankung dieser Dauer hervorzurufen.

Im mageren Betrieb bei einem Verbrennungsluftverhältnis von $\lambda = 1,5$ wird für beide Zündsysteme eine deutliche Verbesserung durch Drall und durch verstärkten Tumble sowohl im Brennverzug als auch in der Schwankung des Brennbeginns erreicht.

Im stöchiometrischen Betrieb erfolgt die Entflammung mit Coronazündung durch das große Zündvolumen und die selbst generierte Mikroturbulenz sehr robust, sodass sie durch verstärkte Ladungsbewegung kaum verbessert wird. Bei Gemischverdünnung wird der deflagrative Anteil der ersten 5 % Kraftstoffmassenumsatz derart verlangsamt, dass durch Drall und verstärkten Tumble eine erhebliche Steigerung der Entflammungsstabilität erzielt wird.

7 Coronaparameter

Bei der konventionellen Transistorspulenzündung gibt es bei vorgegebener Zündungshardware neben dem Zündzeitpunkt lediglich einen Parameter, der variiert werden kann – die sogenannte Schließzeit. Sie beschreibt die Ladedauer der Zündspule. Ihrer Variation sind jedoch enge Grenzen gesetzt, da sie neben dem Energieinhalt der Spule auch das Zündspannungsangebot bestimmt. Daher gibt es zwei Randbedingungen, die bei der Wahl der Schließzeit erfüllt werden müssen. Einerseits muss die zur Zündung erforderliche Energie sichergestellt werden, andererseits muss das Zündspannungsangebot größer als der Zündspannungsbedarf sein.

Das Coronazündsystem hingegen bietet durch die Vorgabe von Zündspannung und Zünddauer zwei unabhängige Parameter, um die Zündung zu optimieren. Der Einfluss dieser Parameter soll im Folgenden untersucht werden.

7.1 Prinzipieller Einfluss von Zündspannung und Zünddauer

Um den Einfluss von Zündspannung und Zünddauer herauszuarbeiten, wurden die beiden Stellgrößen unabhängig voneinander variiert. Ausgehend von einer Zündspannungs-Zünddauerkonfiguration wurde in einer Messreihe bei konstanter Zünddauer die Zündspannung (in Abb. 7.1 schwarz dargestellt) variiert. In einer zweiten Messreihe bei konstanter Zündspannung wurde die Zünddauer schrittweise reduziert (in Abb. 7.1 blau dargestellt). In beiden Fällen kommt es zu einer Verlängerung des Brennverzugs. Der Einfluss der Zündspannung ist jedoch deutlich größer als der Einfluss der Zünddauer. Schließlich beeinflusst die Zündspannung unmittelbar die Coronagröße [58]. Im Magerbetrieb bei $\lambda = 1,6$ wird der Effekt weiter verstärkt. Im Folgenden sollen beide Stellgrößen näher betrachtet und ihre Wirkmechanismen untersucht werden.

Der Einfluss von Zündspannung und Zünddauer bei der Coronazündung wurde bereits in mehreren Veröffentlichungen diskutiert. Süß [54] dokumentierte das Flammeneigenleuchten für unterschiedliche Primärspannungen und untersuchte den Einfluss von Spannung und Dauer der Coronazündung auf das fremdzündungsunterstützte HCCI-Brennverfahren. Hampe [22] ermittelte die Coronagröße in Abhängigkeit von Zündspannung und Gasdruck in einer beheizten Druckkammer sowie die jeweils eingebrachte Zündenergie. Burrows et al. [7] zeigen Aufnahmen der Coronaentladung in einer Druckkammer in Abhängigkeit von Gasdichte und Zündspannung. Als Grenzen

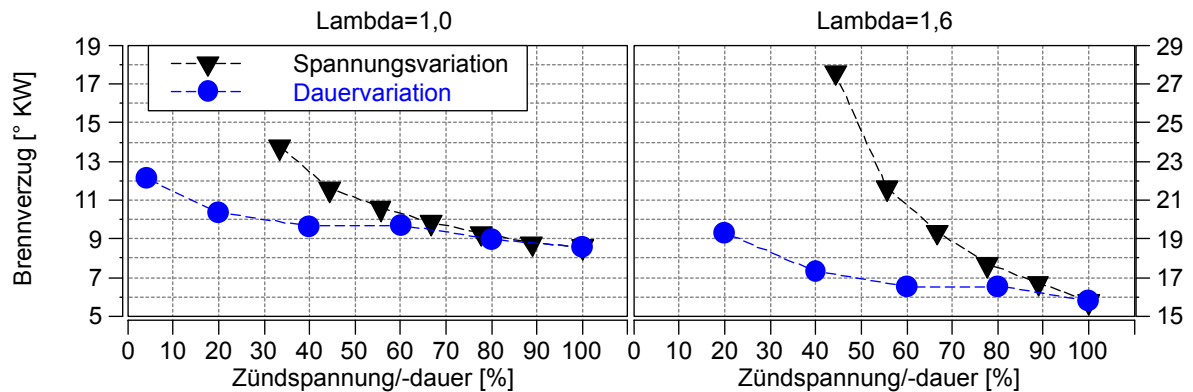


Abbildung 7.1: Variation von Zündspannung und Zünddauer ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{\text{mi}} = 0,27 \text{ MPa}$) [71]

einer stabilen Coronaentladung wird zu hohen Spannungen hin der Übergang in einen Funkenüberschlag angegeben. Zu niedrigen Spannungen hin wird die Coronaentladung durch die Radien der Zünderspitze, welche die Coroneinsatzspannung bestimmen, begrenzt. Auf die beiden Grenzbereiche hoher und niedriger Spannungen soll in den folgenden Abschnitten näher eingegangen werden.

7.2 Einfluss der Zündspannung

In diesem Abschnitt erfolgt ein Vergleich zur Funkenzündung. Desweiteren wird auf den Grenzbereich bei niedrigen und hohen Spannungen näher eingegangen.

7.2.1 Vergleich zur Transistorspulenzündung

Die bisherigen Ergebnisse zeigen eine im Vergleich zur Funkenzündung deutlich verbesserte Entflammung durch die Coronazündung. Im Wesentlichen unterscheidet sie sich von der Funkenzündung in drei Belangen. Erstens erfolgt die Entflammung mittels Corona radikal-chemisch anstatt thermisch. Zweitens erreichen die Coronastreamer ein deutlich größeres Volumen im Brennraum als der Zündfunke. Drittens erfolgt die von der Corona ausgehende Flammenfrontausbreitung in Coronanähe aufgrund der in diesem Bereich hohen Konzentration von anisotrop verteilten Ionen und Radikalen stark beschleunigt. Dieser Effekt wird in Abschnitt 7.2.4 genauer beschrieben. Um die Ursache der in diesen Versuchen beobachteten Unterschiede weiter eingrenzen zu können, wird ein Vergleich zwischen der Transistorspulenzündung und der Coronazündung mit minimal möglicher Zündspannung durchgeführt.

Die elektrische Feldstärke ist auch in der Umgebung der Coronastreamer ausreichend, um Atome und Moleküle durch Stoßreaktionen anzuregen oder zu ionisieren. Durch

die hohe Konzentration an Ionen und Radikalen liegen in diesen Gebieten beste Entflammungsbedingungen vor, die neben der großen Oberfläche des Zündvolumens dazu beitragen, den Brennverzug der Coronaentflammung wesentlich zu reduzieren, wie die Schlierenaufnahmen von Graf et al. [20] zeigen.

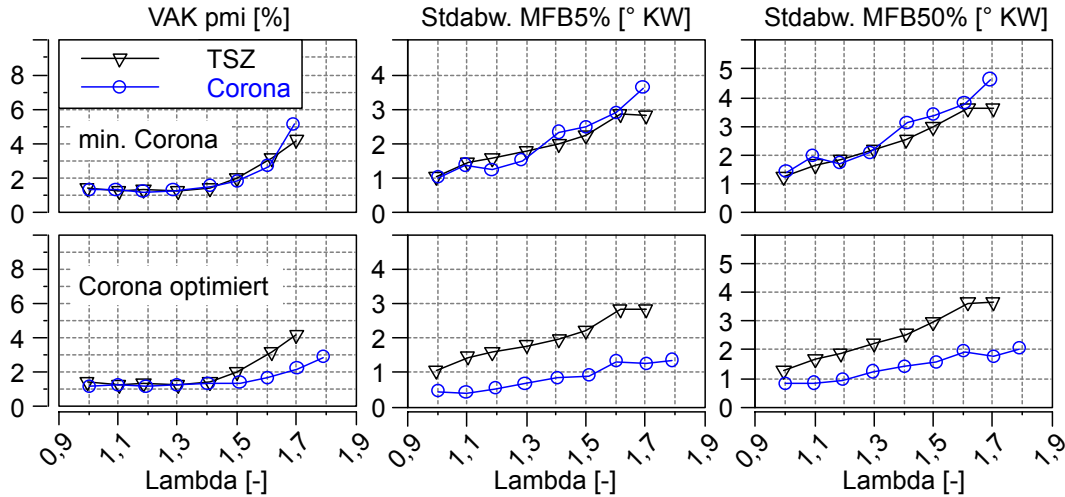


Abbildung 7.2: Vergleich Transistorspulenzündung – Corona minimale Spannung – Corona optimierte Spannung ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{mi} = 0,27 \text{ MPa}$) [55]

Abb. 7.2 zeigt in der ersten Zeile den Vergleich der klassischen Transistorspulenzündung mit der Coronazündung, wobei der minimale Zündspannungswert gewählt wurde, der eine aussetzerfreie Verbrennung zulässt. Sowohl im $VAK_{p_{mi}}$ als auch in den Standardabweichungen von Brennbeginn und Verbrennungsschwerpunkt sind im Rahmen der Messgenauigkeit keine Unterschiede zwischen der Funken- und der Coronazündung festzustellen. In der zweiten Zeile ist der Vergleich der Funkenzündung zur optimierten Coronaentflammung dargestellt. Wie bereits diskutiert, liegen die größten Unterschiede in der Stabilität des Brennbeginns. Ebenfalls wird der Verbrennungsschwerpunkt durch die optimierte Coronazündung deutlich stabilisiert. Beim Variationskoeffizient ist bis ca. $\lambda = 1,4$ keine Verbesserung durch die optimierte Corona festzustellen. Die Übertragungsfunktion der zyklischen Schwankungen der Umsatzpunkte auf den $VAK_{p_{mi}}$ wurde in Abschnitt 5.2 diskutiert. Ab $\lambda = 1,5$ haben die Schwankungen des Verbrennungsschwerpunkts eine Größenordnung erreicht, die auch im $VAK_{p_{mi}}$ sichtbar ist.

Durch die Spannungsreduktion wurde das Coronavolumen und der es umgebende Bereich hoher elektrischer Feldstärke und damit erhöhter Radikaldichte auf ein Minimum reduziert. Die hierbei auftretenden zyklischen Verbrennungsschwankungen sind mit denen der Zündkerzenentflammung vergleichbar. Der wesentliche Vorteil der Coronazündung, die zyklischen Schwankungen zu reduzieren, rührt somit von der Größe des Entflammungsgebietes und des es umgebenden Bereiches hoher Radikaldichte her. Die radikal-chemische Verbrennungssinitiiierung kann bei minimaler Coronagröße ge-

genüber der Funkenzündung keine signifikante Stabilisierung der Entflammung erzielen.

Weitere interessante Effekte ergeben sich in den Grenzbereichen in Richtung niedriger und hoher Spannungen und werden in den nächsten Abschnitten diskutiert.

7.2.2 Effekte bei niedrigen Zündspannungen

Bei niedrigen Spannungen bilden sich nur an einzelnen Spitzen Flammenkerne. Welche Spitzen dies sind, hängt von einer Vielzahl an Einflussgrößen ab. So spielen etwa der Radius der Spitzen, die Dichte des Gases nahe der Spitzen und das lokale Luft-Kraftstoff-Verhältnis eine Rolle. In Abb. 7.3 sind drei Zyklen dargestellt. Im ersten

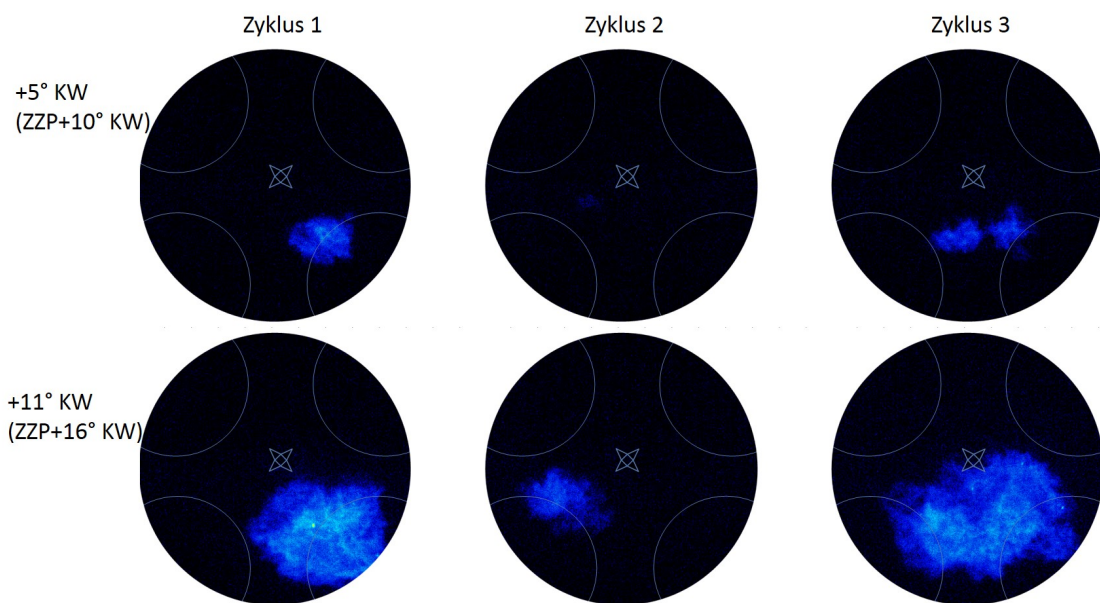


Abbildung 7.3: Entflammung an der Coronaeinsetzspannung ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{mi} = 0,27 \text{ MPa}$; $\lambda = 1,0$)

geht die Entflammung von der Spitze rechts unten aus, im zweiten von der Spitze links unten und im dritten erfolgt sie an den beiden unteren Spitzen. Die Entflammung an einer reduzierten Anzahl an Spitzen führt zu erhöhtem Brennverzug und resultiert in einer verschleppten Verbrennung. Am stärksten ist dieser Effekt bei der Entflammung an nur einer Spitze. Dass es an der Schwelle zur Coronaeinsetzspannung zur Entladung an nur einer Spitze kommen kann, berichten auch Burrows et al. [7] bei Untersuchungen in der Druckkammer. Es existiert kein Hinweis darauf, dass es hier zu einem Wechsel der Spitze, an der die Coronaentladung entsteht, über mehrere Zyklen gekommen ist. Im Versuchsaufbau mit Druckkammer, wie von Burrows et al. verwendet, ist dies eher unwahrscheinlich, da der wesentliche die Coronaeinsetzspannung bestimmende Parameter in der nicht durchströmten Kammer der Radius der Spitze

ist. Zudem können „Memory“-Effekte, die Vorradikalisierung nahe einer Spitze resultierend aus der Coronaentladung des letzten Zyklus, nicht ausgeschlossen werden. Im Verbrennungsmotor dürften es der Einfluss von Ladungsbewegung und die Temperaturverteilung im Kraftstoff-Luft-Gemisch sein, die die Gasdichte an einzelnen Spitzen von Zyklus zu Zyklus variieren. Auch Gemischinhomogenitäten können zu bevorzugter Coronaentladung an einzelnen Spitzen führen.

7.2.3 Effekte bei hohen Zündspannungen

Bei ausreichend hohen Spannungen kommt es zum Funkenüberschlag. Dieser kann sich aus einer bestehenden Coronaentladung entwickeln (Abb. 7.4 oben), indem ein einzelner Ast in Richtung des Gegenpols wächst, die verbleibende Schicht aus Kraftstoff-Luft-Gemisch für die Isolation nicht mehr ausreicht und sich schließlich ein leitender Plasmakanal ausbildet. Hierdurch bricht die Spannung zwischen Zünder und Brennraum ein und die Coronaentladung erlischt. Der Funkenüberschlag kann aber auch direkt entstehen (Abb. 7.4 unten). Die Wahrscheinlichkeit für direkte Funkenüberschläge steigt mit sinkender Inhomogenität des elektrischen Feldes. [27] Der Radius der Zünderspitze hat hier einen signifikanten Einfluss.

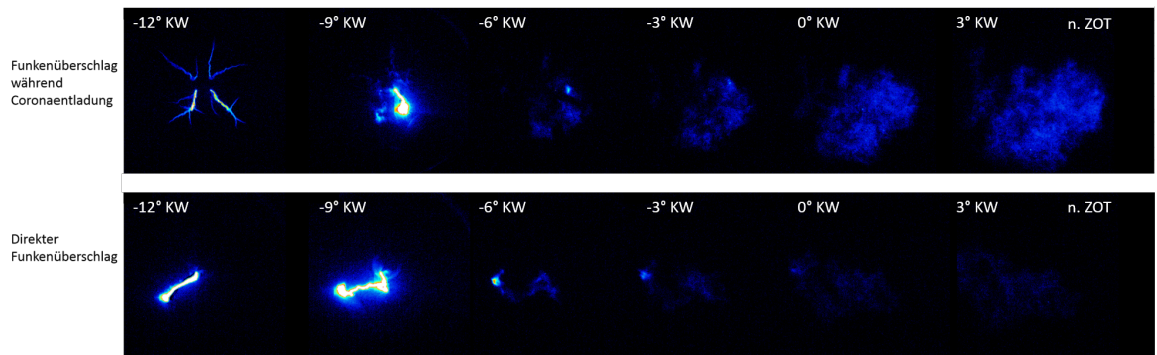


Abbildung 7.4: Entflammung durch Funkenüberschlag

Bereits die kurzzeitig bis zum Auftreten des Funkenüberschlags vorhandene Coronaentladung führt im Vergleich zur Zündung mit sofortigem Funkenüberschlag zu einer deutlich beschleunigten Entflammung.

Die elektrische Feldstärke ist auch in der Umgebung der Coronastreamer ausreichend, um Atome und Moleküle durch Stoßreaktionen anzuregen oder zu ionisieren. Durch die hohe Konzentration an Ionen und Radikalen liegen in diesen Gebieten beste Entflammungsbedingungen vor, die neben der großen Oberfläche des Zündvolumens dazu beitragen, den Brennverzögerung der Coronaentflammung wesentlich zu reduzieren.

Durch die inhomogene Verteilung und hohe Dichte an geladenen Teilchen im Bereich der hohen Feldstärken kommt es zu „Mikroturbulenz“, die die Flammenfrontverbrennung, ausgehend von ausgebildeten Flammenkernen, wesentlich beschleunigt. Dieser

Effekt wird in den Schlierenaufnahmen von Graf et. al (Abb. 7.5) deutlich. Dargestellt sind vier Zeitpunkte von $600 \mu\text{s}$ bis 10 ms nach Zündzeitpunkt. Hierbei kommt es zu einer „Selbstfaltung“ der Flammenfront durch die inhomogene Verteilung der erzeugten Radikale. Ursächlich ist keine Turbulenz, sondern eine reaktionskinetische Anisotropie. Sobald es zum Funkenüberschlag kommt, bricht die Spannung deutlich ein und bereits

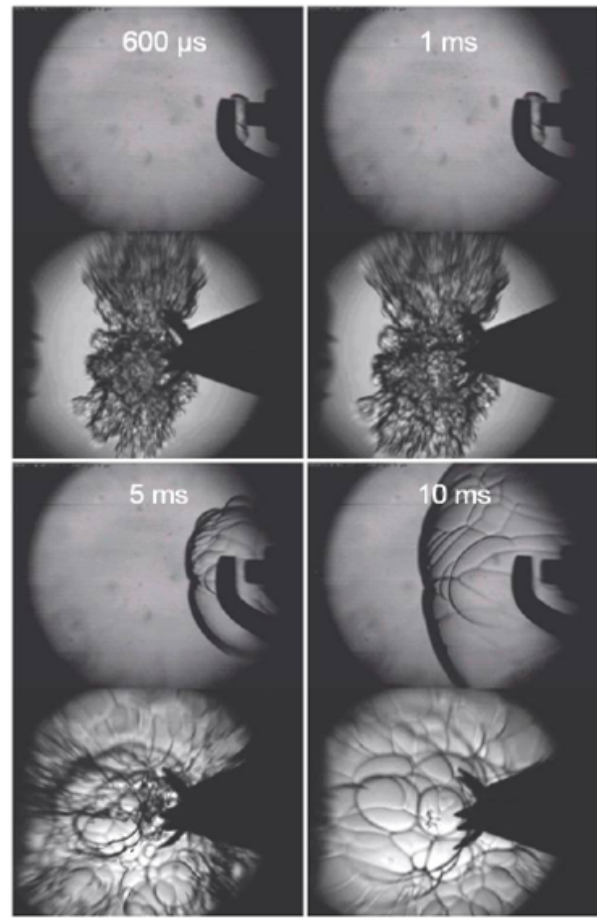


Abbildung 7.5: Vergleich der Verbrennungseinleitung – Schlierenaufnahme in einer Verbrennungsbombe (Zündbedingungen: 2 MPa ; 473 K ; $\text{Lambda} = 1,0$) [20]

angeregte Atome relaxieren und Ionen und Elektronen rekombinieren. Das Zündvolumen ist auf einen – wenn auch langen – Funkenkanal reduziert, der Vorteil des um das Zündvolumen herum aktivierten Gebietes ist stark reduziert bis nicht mehr vorhanden und der Brennverzug gegenüber dem Zyklus mit Coronazündung deutlich verlängert.

Um die Qualität der Funkenüberschlagsentflammung statistisch zu bewerten, wurde eine Messreihe an der Funkenüberschlagsgrenze aufgezeichnet. Die Zyklen mit reiner Funkenüberschlagszündung sind in Abb. 7.6 rot eingefärbt, die reiner Coronazündung blau. Schwarz dargestellt sind sogenannte Übergangszyklen, bei denen zu Beginn der Zündung eine Coronaentladung vorliegt, die jedoch im Laufe des Zündprozesses in

einen Funkenüberschlag übergeht. Es ist deutlich zu erkennen, dass die Funkenüberschlagszyklen einen größeren Brennverzug aufweisen als die Coronazyklen. Die Übergangszyklen liegen dazwischen. So liegt der Brennbeginn mit Corona im Mittel bei ca.

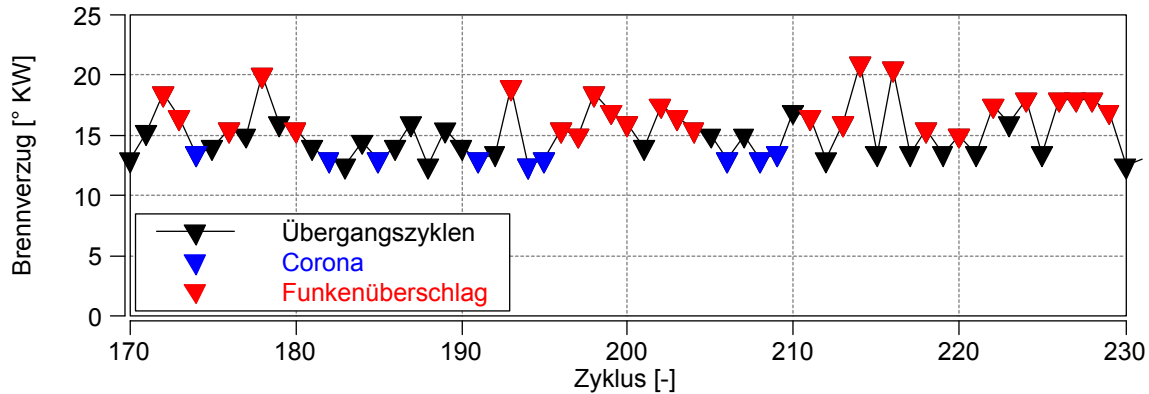


Abbildung 7.6: Brennverzug Vergleich Corona - Funkenüberschlag

-7,9° KW, mit Funkenüberschlag bei -4,5° KW und somit um 3,4° KW später. Auch die Stabilität der Lage ist mit einer Standardabweichung von 0,7° KW bei Coronaentflammung im Vergleich zu 1,7° KW bei Funkenüberschlag deutlich höher. Die Werte sind in Tabelle 7.1 zusammengefasst.

Tabelle 7.1: Statistik Vergleich Corona - Funkenüberschlag

	MFB5% Corona [° KW]	MFB5% FuÜb [° KW]
Min	-9,5	-9,0
Mittel	-7,9	-4,5
Max	-5,5	0,5
Stdabw	0,7	1,7

7.2.4 Übergang Corona-Funkenüberschlag

Da sowohl die Lage als auch die Stabilität des Brennbeginns zwischen Funkenüberschlags- und Coronazyklen stark variiert, soll eine Betrachtung des Übergangs – des mit steigender Spannung zunehmenden Anteils an Funkenüberschlagszyklen – erfolgen. Aufgrund des um über 3° KW verschobenen mittleren Brennbeginns zwischen Corona- und Funkenüberschlagszyklen wird im Mischbetrieb eine „künstlich“ erhöhte Standardabweichung des MFB5% erwartet, die leicht zu Fehlinterpretationen führen kann.

In Abb. 7.7 wird die Zündspannung schrittweise erhöht. Während der ersten Schritten sinkt der Brennverzug ausgehend von 24° KW auf ca. 16° KW, wobei die Standardabweichung des Brennbeginns nahezu linear von ca. $2,8^\circ$ KW auf ca. $1,0^\circ$ KW abnimmt. In diesem Bereich führt die Bewertung der Entflammungsgüte über den Mittelwert des Brennverzugs und die Bewertung über die Standardabweichung des Brennbeginns zu einem ähnlichen Ergebnis. Mit steigender Spannung wächst die Corona, wodurch Brennverzug und Standardabweichung des MFB5% durch das größere initiale Zündvolumen verbessert werden.

Wird die Spannung weiter erhöht, sinkt der mittlere Brennverzug, während sich die Standardabweichung des MFB5% vorerst nahezu kaum verändert und erst in späteren Schritten der Spannungserhöhung zu steigen beginnt. In diesem Bereich des Übergangs zwischen Corona- zu Funkenüberschlagszyklen treten mit steigender Spannung vermehrt Zyklen mit Funkenüberschlag auf, welche eine im Vergleich zu den Coronazyklen spätere Lage des Brennbeginns aufweisen.

Bei den nächsten Schritten weiterer Spannungserhöhung, bei denen nur eine geringe Anzahl an Zyklen in den Funkenüberschlag übergeht, kann die steigende Anzahl an Zyklen mit längerem Brennverzug durch den mit steigender Spannung weiter sinkenden Brennverzug der Coronazyklen kompensiert werden, sodass der mittlere Brennverzug weiter fällt. Die Standardabweichung des MFB5% wird jedoch bereits durch einzelne Zyklen mit verspäteter Umsatzpunktlage signifikant erhöht. Mit zunehmender Anzahl an Zyklen mit Funkenüberschlag überwiegen die langsamer entflammenden Funkenüberschläge und der mittlere Brennverzug steigt mit steigender Zündspannung. Die Standardabweichung des MFB5% steigt ebenfalls weiter an, bis etwa die Hälfte der Zyklen durch Funkenüberschläge entflammen. Bei weiter steigender Spannung überwiegen die Funkenüberschläge und die MFB5%-Statistik nimmt wieder ab. Der Betriebspunkt mit ausschließlich Funkenüberschlägen (in Abb. 7.7 rot eingefärbt) scheint auf der durch den im Coronabetrieb linearen Zusammenhang zwischen der Standardabweichung des MFB5% und dem Brennverzug gebildeten Geraden zu liegen zu kommen. Wie gerade beschrieben, verhalten sich die Standardabweichung des MFB5% und der mittlere Brennverzug in Bereichen des Übergangs zwischen Corona- und Funkenüberschlagsentflammung unterschiedlich. Hier ist es erforderlich, beide Größen zu berücksichtigen, um die Auswirkungen einer Spannungsvariation auf die Entflammung abschätzen zu können.

Zur Veranschaulichung der beobachteten Effekte und für ein besseres Verständnis der Zusammenhänge soll das gleiche Diagramm – reduziert auf den Bereich des Übergangs von 100 % Corona bis 100 % Funkenüberschlag – aus berechneten Werten erzeugt werden.

Als Ausgangspunkt dient der in Abb. 7.7 hellblau markierte Messpunkt. Da dieser den niedrigsten mittleren Brennverzug aufweist ohne eine signifikante Zunahme der Standardabweichung des MFB5% zu zeigen, wird davon ausgegangen, dass dieser Messpunkt kaum Funkenüberschlagszyklen enthält. Ausgehend von diesem Punkt wird

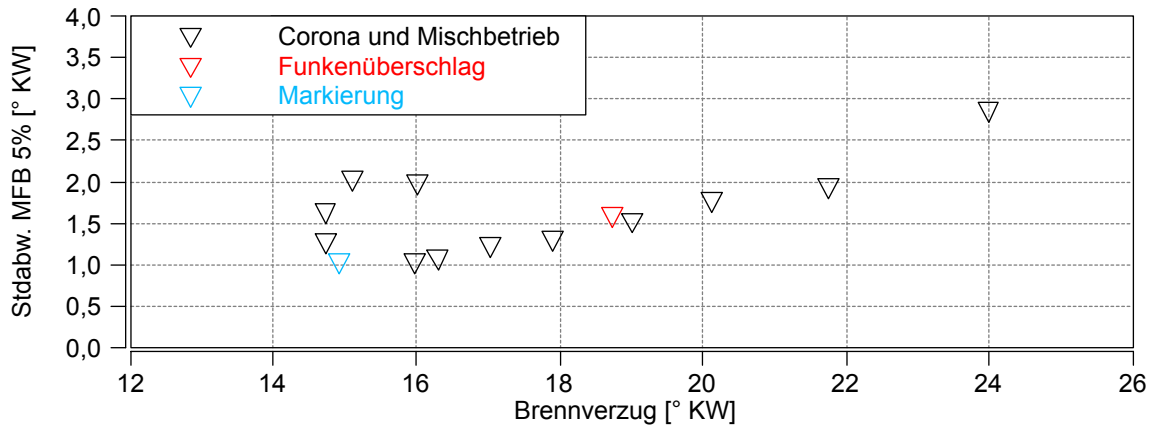


Abbildung 7.7: Übergang Corona – Funkenüberschlag

angenommen, dass der Anteil an Coronazyklen mit steigender Spannung abnimmt, der an Funkenüberschlagszyklen hingegen zunimmt.

Für die Coronazyklen wird mit steigender Spannung und somit mit steigendem Anteil an Funkenüberschlägen eine Verbesserung des Brennverzugs bzw. der Standardabweichung des MFB5% angenommen, die folgenden hyperbolischen Zusammenhang aufweist:

$$BV_{\text{Corona}} \propto \frac{1}{\text{Anteil}_{\text{Funkenüberschläge}}} \quad (7.1)$$

Für die Funkenüberschlagszyklen wird unabhängig von der Spannung von konstanten Werten für die Standardabweichung des MFB5% und den Brennverzug ausgegangen. Schließlich ist für den Funkenüberschlag – abhängig von den geometrischen Randbedingungen – eine bestimmte Mindestspannung erforderlich, die Länge des Funkens hingegen wird von der Höhe der Spannung nicht beeinflusst. Brennverzug und Standardabweichung des MFB5% wurden daher vom in Abb. 7.7 rot eingefärbten Messpunkt verwendet, der ausschließlich aus Messpunkten mit Funkenüberschlägen besteht.

Die Ausgangswerte für die Berechnung können Tabelle 7.2 entnommen werden. An dieser Stelle sei noch einmal darauf hingewiesen, dass für die Funkenüberschlagszyklen während des Übergangs unabhängig von der Spannung die gleichen Werte verwendet werden. Für die Coronazyklen dienen die in Tabelle 7.2 aufgeführten Werte lediglich als Startwert. Mit steigender Spannung bzw. steigendem Anteil an Funkenüberschlägen nehmen sie ab, was im Folgenden weiter ausgeführt wird.

Tabelle 7.2: Standardabweichung MFB5% und Brennverzug für Corona- und Funkenüberschlagszündung

	Stdabw. MFB5% [° KW]	BV [° KW]
Corona	1	15
Funkenüberschlag	1,6	18,7

Aus den zusätzlichen Randbedingungen, dass der Brennverzug der Coronazyklen bei 100 % Corona ca. 15° KW – der Wert des Brennverzugs des in Abb. 7.7 hellblau markierten Punkts – und bei 100% Funkenüberschlag 14° KW – der Wert wurde iterativ ermittelt, um eine gute Übereinstimmung mit der Messung zu erzielen – sein soll, ergibt sich folgende Formel:

$$BV_{\text{Corona}} = -0,09 \cdot \frac{1}{\text{Anteil}_{\text{Funkenüberschläge}} + 0,1} + 13,9 \quad (7.2)$$

Dieser Zusammenhang ist in Abb. 7.8 dargestellt.

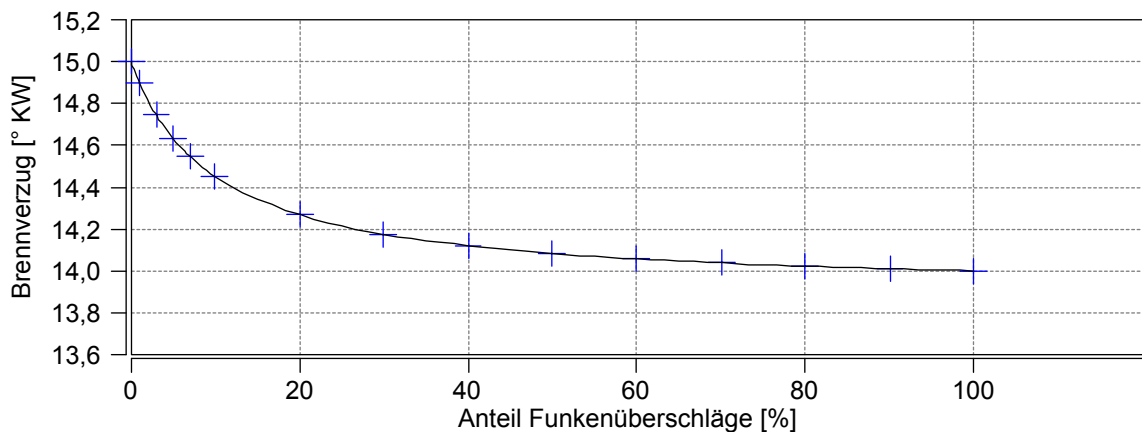


Abbildung 7.8: Brennverzug der Coronazyklen als Funktion des Anteils an Funkenüberschlägen – Annahme: Hyperbolischer Zusammenhang

Um die Statistikwerte des Mischbetriebs zu erhalten, werden die Standardabweichung des MFB5% und der Brennverzug für die Corona und den Funkenüberschlag im variierenden Verhältnis aus Coronazyklen und Funkenüberschlagszyklen miteinander verrechnet. Der Brennverzug des Mischbetriebs ergibt sich als über das Verhältnis zwischen Corona- und Funkenüberschlagsanteil gewichteter Mittelwert.

$$\bar{BV} = \text{Anteil}_{\text{Corona}} \cdot \bar{BV}_{\text{Corona}} + \text{Anteil}_{\text{Funkenüberschläge}} \cdot \bar{BV}_{\text{Funkenüberschläge}} \quad (7.3)$$

Die Standardabweichung kann mit folgender Formel errechnet werden, wobei c die Anzahl der Coronazyklen ist und f die Anzahl der Zyklen mit Funkenüberschlag. $\sigma_{MFB5\%C}$ stellt die Standardabweichung des MFB5%-Punkts der Coronazyklen dar, $\sigma_{MFB5\%F}$ die Standardabweichung des MFB5%-Punkts der Zyklen mit Funkenüberschlag, und $\sigma_{MFB5\%}$ beschreibt die Standardabweichung des MFB5%-Punkts der Gesamtheit der Zyklen aus Corona und Funkenüberschlag.

$$\sigma_{MFB5\%} = \sqrt{\frac{1}{c+f-1}((c-1)\sigma_{MFB5\%C}^2 + (f-1)\sigma_{MFB5\%F}^2 + \frac{cf}{c+f}(B\bar{V}_C - B\bar{V}_F)^2)} \quad (7.4)$$

Der Zusammenhang zwischen Standardabweichung des MFB5% und Brennverzug der Coronazyklen wird als linear angenommen. Abb. 7.9 zeigt die errechneten Werte für Brennverzug und $\sigma_{MFB5\%}$. Insbesondere im Bereich niedriger Brennverzüge liegt eine sehr gute Übereinstimmung mit der Messung vor. Folglich scheint die Annahme, der Brennverzug der Corona verringert sich mit steigendem Anteil an Funkenüberschlägen proportional zu $1/x$, dem physikalischen Zusammenhang nahe zu kommen.

Zu berücksichtigen ist, dass die vereinfachende Annahme, der Mischbetrieb besteht aus reinen Corona- und reinen Funkenüberschlagszyklen, physikalisch nicht korrekt ist. Dazwischen liegen Übergangszyklen, die für eine gewisse Dauer eine Corona ausbilden und anschließend in einen Funkenüberschlag übergehen, wie bereits in Abschnitt 7.2.3 erwähnt. Die Berücksichtigung dieser Übergangszyklen dürfte die Standardabweichung im Mischbetrieb reduzieren und dadurch die Übereinstimmung von Rechnung und Messung weiter erhöhen.

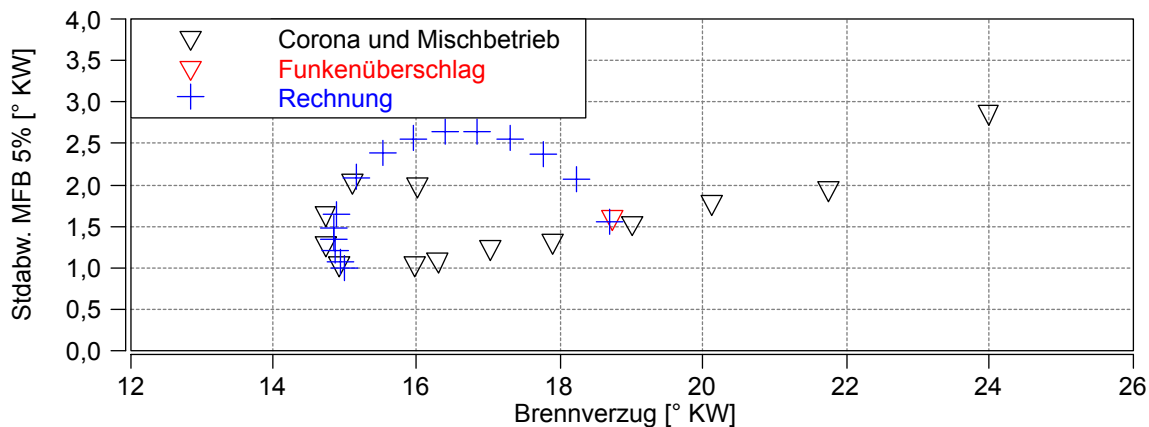


Abbildung 7.9: Übergang Corona-Funkenüberschlag; Vergleich Messung – Rechnung

7.2.5 Spannungseinfluss im Hochlastbetrieb

In Abschnitt 7.2.4 wurde der Übergang zum Funkenüberschlag im Teillastbereich betrachtet. Von großem Interesse ist das Verhalten der Coronaentladung ebenso bei hohen Lasten. Bei hohen Gasdichten sinkt der Regelbereich zwischen Coroneinsatzspannung und Grenzspannung zum Funkenüberschlag. Hintergrund ist, dass bei inhomogenen elektrischen Feldern – wie sie bei der Coronazündung auftreten – die Coroneinsatzspannung stärker mit steigender Gasdichte steigt als die Durchbruchspannung. Den Extremfall stellen stark inhomogene Felder dar. Hier wird der Funkenüberschlag

nicht vom Einsatz der Vorentladungen, sondern vom Einsatz der Streamer-Entladung bestimmt [27]. Dadurch ist bei stark inhomogenen Feldern die Durchbruchspannung nahezu unabhängig von der Gasdichte. Die Coroneinsatzspannung steigt jedoch weiterhin mit steigender Gasdichte an. Bei ausreichender Gasdichte sind Coroneinsatzspannung und Durchbruchspannung gleich, es kommt unmittelbar zum Funkenüberschlag. Burrows et al. zeigen den mit steigender Gasdichte abnehmenden Spannungsbereich, in dem eine Coronantladung ausgebildet werden kann [7]. Zusätzlich ist der Spannungsbereich bei OT-naher Zündung durch die Kolbennähe eingegrenzt.

Abb. 7.10 zeigt eine Spannungsvariation des Coronazündsystems bei einem indizierten Mitteldruck von $p_{mi} = 2,7$ MPa. Die Spannung ist auf die Systemgrenze des Coronasteuergeräts normiert. Mit steigender Spannung wird der Brennbeginn stabilisiert. Ab $U > 60$ % ist bei weiterer Erhöhung keine signifikante Verbesserung mehr festzustellen. Auch bei maximaler Spannung kommt es kaum zu Funkenüberschlägen. Der große Verstellbereich zwischen 60 und 100 % ohne signifikante Auswirkung auf die Verbrennung bietet optimale Bedingungen für den Einsatz der Coronazündung bis in den Volllastbereich. Der lange Plateaubereich im realen Motoreinsatz kann mehrere

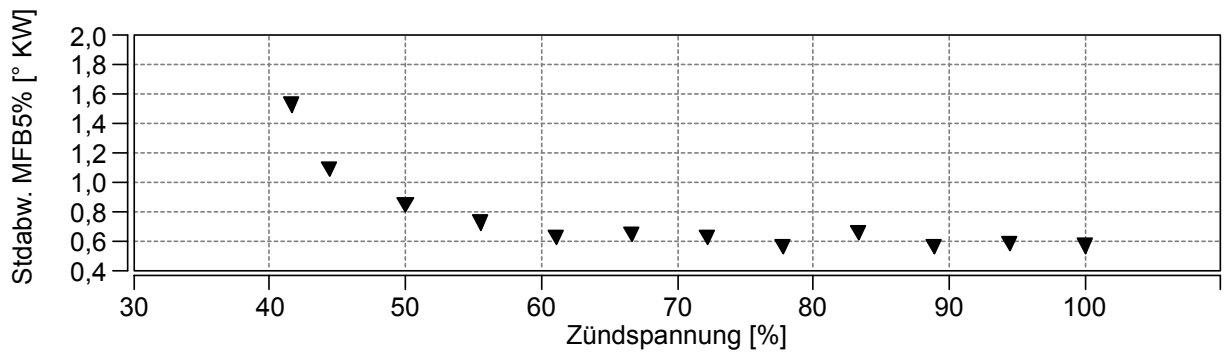


Abbildung 7.10: Spannungsvariation der Coronazündung – Standardabweichung MFB5% über normierter Zündspannung ($n = 2500 \text{ min}^{-1}$; $p_{mi} = 2,7$ MPa) [56]

Ursachen haben. Einerseits könnte die weitere Spannungserhöhung vorwiegend zu einer Verästelung der Corona führen anstatt die Streamerlänge signifikant zu erhöhen. Andererseits könnte die Verwehung der verlängerten Streamer durch die Tumblewalze die Form des Coronavolumens kompakt halten, wodurch die Verlängerung der Streamer nur in geringem Maße stabilisierend auf die Entflammung wirken kann. Die Auftretenswahrscheinlichkeit für Funkenüberschläge in Richtung Brennraumdach wird durch die nahe Kolbenposition reduziert, während die starke Ladungsbewegung die Funkenüberschlagswahrscheinlichkeit in Richtung Kolben senkt.

7.2.6 Zusammenfassung Einfluss der Zündspannung

Ab der sogenannten Coroneinsatzspannung ist eine Entflammung mittels Coronantladung möglich. Zusätzlich zur geringen Coronagröße kann es bei niedrigen Span-

nungen durch zwischen den Zünderspitzen wechselnde Entflammungsorte zu erhöhten zyklischen Schwankungen kommen. Mit steigender Spannung wächst die Corona, hierdurch sinken die zyklischen Schwankungen des Brennbeginns und der Brennverzug wird verkürzt. Bei niedrigen und mittleren Lasten treten in Bereichen hoher Spannungen Funkenüberschläge auf, die anfangs in einzelnen Zyklen und teils erst nach Ausbildung einer Coronaentladung, bei weiter steigender Spannung in jedem Zyklus und unmittelbar nach Zündzeitpunkt auftreten. Eine Zündung mittels reinem Funkenüberschlag zeigt in den in dieser Arbeit durchgeführten Versuchen im Vergleich zur Coronaentflammung höhere zyklische Schwankungen, verbunden mit höheren Brennverzügen. Im Mischbetrieb – bestehend aus Corona- und Funkenentflammung – kann bei niedrigen Raten an Funkenüberschlägen der Brennverzug im Vergleich zu reiner Coronaentflammung weiter reduziert werden, wobei bereits niedrige Raten an Funkenüberschlägen ausreichen, um die Standardabweichung des Brennbeginns zu verschlechtern. Bei den durchgeführten Versuchen im Hochlastbereich sind kaum Funkenüberschläge aufgetreten. Die Ursache hierfür wird in der vorliegenden Ladungsbewegung, der OT-nahen Zündung und der erhöhten Gasdichte vermutet. Einschränkungen der Entflammungsgüte konnten nicht festgestellt werden.

7.3 Einfluss der Zünddauer

7.3.1 Einfluss auf Zündung und Entflammung

Abb. 7.11 zeigt für drei unterschiedliche Zünddauern von $50 \mu\text{s}$, $100 \mu\text{s}$ und $300 \mu\text{s}$ je einen repräsentativen Zyklus. Die Belichtungszeit beträgt ca. $50 \mu\text{s}$ bzw. $0,6^\circ \text{KW}$, der Abstand zwischen den dargestellten Aufnahmen ca. $250 \mu\text{s}$ bzw. 3°KW .

Im Vergleich zu den Entladungen höherer Zünddauern ist die Coronaentladung von $50 \mu\text{s}$ Dauer weniger leuchtstark und ihre Streamer sind etwas kürzer. Ein Einfluss der Dauer des Spannungsaufbaus an der Zünderspitze kann nicht ausgeschlossen werden. Auch drei, sechs und neun Grad Kurbelwinkel nach ZZP ist die entlang der Zylinderachse projizierte Flammenfläche signifikant geringer als bei 100 bzw. $300 \mu\text{s}$ Dauer. Bei 12°KW kann anhand der Aufnahme keine eindeutige Aussage mehr getroffen werden. Zwischen den Zünddauern $100 \mu\text{s}$ und $300 \mu\text{s}$ ist der Unterschied in den ausgewählten Zyklen sowohl in der Ausprägung der Coronaentladung als auch in der Größe der projizierten Flammenfront deutlich geringer. Die Coronaentladung weist zum Zündzeitpunkt zwischen $100 \mu\text{s}$ und $300 \mu\text{s}$ eine ähnliche Größe auf. Drei Grad Kurbelwinkel später ist bei der Zünddauer von $100 \mu\text{s}$ die Corona bereits erloschen, bei $300 \mu\text{s}$ wurde das Ende der Zündung von der Aufnahme mit erfasst, weshalb ein Größenvergleich des entflammten Gebietes zu diesem Zeitpunkt schwierig ist. Ein leichter Größenvorteil für die höhere Zünddauer lässt sich erahnen. Der Einsatz einer Farbkamera würde eine Unterscheidung zwischen Corona und Flammeneigenleuchten

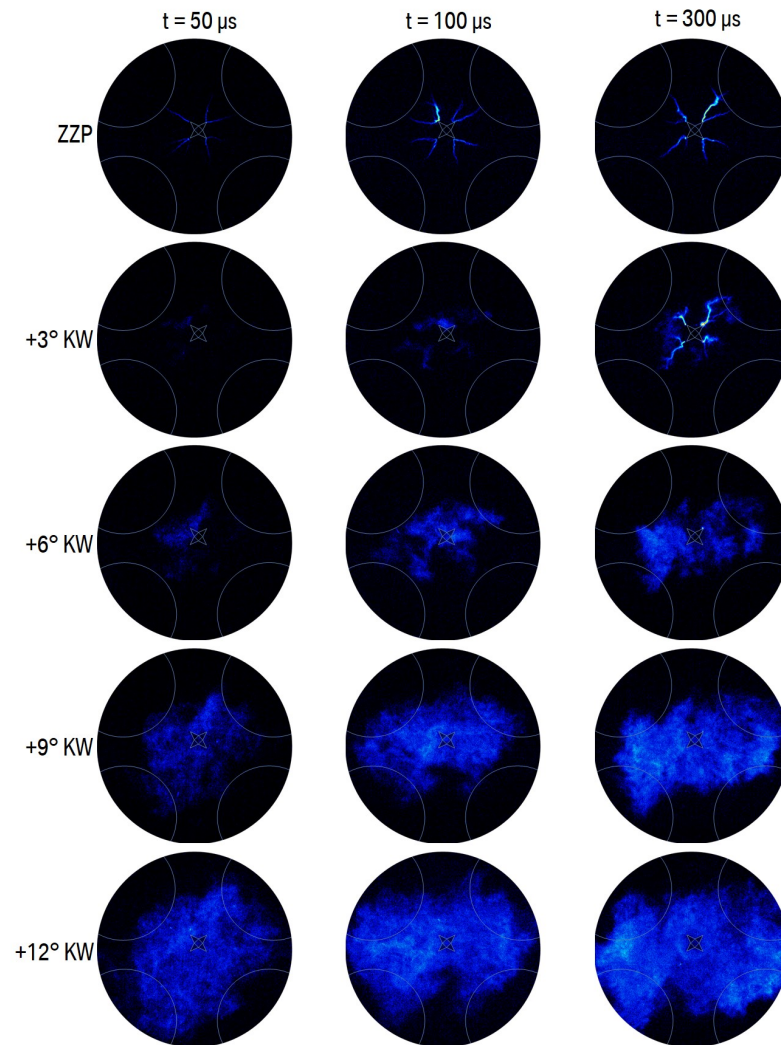


Abbildung 7.11: Variation der Zünddauer - Aufnahmen durch den Kolbenboden ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{\text{mi}} = 0,27 \text{ MPa}$; $\lambda = 1,4$; $\text{ZZP} = -12^\circ \text{ KW}$)

vereinfachen. Aufgrund der geringeren Lichtausbeute von Farbkameras hätte dies jedoch eine Verringerung der Intensitätsunterschiede der Corona zur Folge, weshalb auf deren Einsatz verzichtet wurde. Für neun und zwölf Grad Kurbelwinkel nach ZZP zeigt sich ein geringer Größenvorteil für $t_{\text{Zünd}} = 300 \mu\text{s}$, ist jedoch im Rahmen der Messgenauigkeit nicht signifikant.

Abb. 7.12 zeigt die über 64 Einzelzyklen gemittelten Flammenflächen für die drei bereits erwähnten Zündauern - normiert auf das Maximum. Für eine saubere Darstellung wurden die Kurven im Bereich niedriger Flammenflächen mit nahezu linearem Anstieg der Flammenfläche durch eine Regressionsgerade genähert, im nicht linearen Bereich durch ein Polynom zweiten Grades. Das jeweilige Ende der Zündung ist durch gestrichelte Linien markiert. Der anhand der Einzelzyklenbetrachtung gewonnene Eindruck kann mit Hilfe der gemittelten Flächen bestätigt werden. Eine Zünddauer von

50 μs führt zu einer deutlich verzögerten Entflammung. Die Messungen mit 100 μs und 300 μs Zünddauer führen im Rahmen der Messgenauigkeit zu vergleichbaren Ergebnissen.

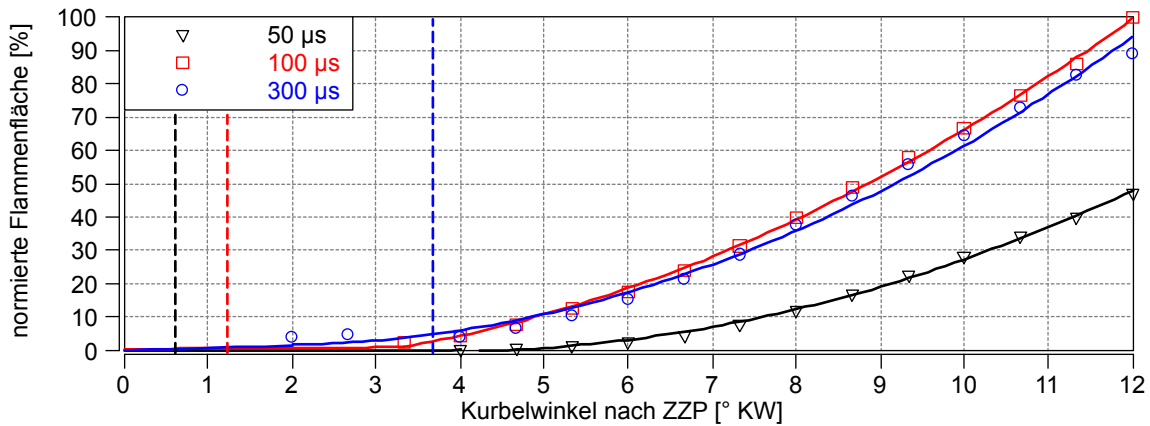


Abbildung 7.12: Variation der Zünddauer – Entwicklung der Flammenfläche anhand von Mittelwertbildern über 64 Einzelzyklen ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{\text{mi}} = 0,27 \text{ MPa}$; $\lambda = 1,4$; ZZP = -12° KW)

7.3.2 Einzelzyklenbetrachtung

Aus den bisherigen Betrachtungen zur Zünddauer geht nicht hervor, ob die Verlängerung der Zünddauer lediglich verschleppte Zyklen unterstützt und dadurch im Mittel den Brennverzug verkürzt oder ob selbst Zyklen mit guten Entflammungsbedingungen von der erhöhten Zünddauer profitieren. Diese Fragestellung wird anhand einer Einzelzyklenbetrachtung untersucht.

In Abb. 7.13 sind für sechs unterschiedliche Zünddauern zwischen 15 % und 100 % – normiert auf die maximal verwendete Zünddauer – die Lagen der Einzelzyklen als p_{mi} über Brennverzug eingezeichnet. Mit sinkender Zünddauer steigt einerseits die Streuung der Brennverzüge, andererseits werden die geringsten Brennverzüge bzw. frühesten Lagen des Brennbeginns vergrößert bzw. in Richtung spät verschoben. Die Lage von minimalem, mittlerem und maximalem Brennverzug ist durch blaue Kurven angedeutet. Die Änderungen des Brennverzugs von maximaler zu minimaler Zünddauer sind Tabelle 7.3 zu entnehmen. Der Brennverzug des frühesten Zyklus steigt um ca. 38 %, der mittlere Brennverzug um ca. 55 % und der Brennverzug des spätesten Zyklus um ca. 100 %, wird die Zünddauer auf 15 % des Ausgangswerts reduziert. Je länger die Coronaentladung anliegt, desto mehr Radikale werden entlang der Streamer gebildet. Erst bei hinreichend großen Zünddauern geht die Entflammung von der gesamten Streameroberfläche aus und eine weitere Verlängerung der Zündung zeigt keinen Einfluss. Von der Verlängerung der Zünddauer profitieren insbesondere die Zyklen mit schlechteren Entflammungsbedingungen und hierdurch vergrößertem Brennverzug. Bei

niedrigen Zündauern ist jedoch ebenfalls ein Einfluss auf die Zyklen mit den frühesten Umsatzpunktlagen festzustellen, wenn auch in reduzierter Ausprägung. Die zum Aufbau der Coronazündung nötige Zeitdauer kann ebenfalls einen Beitrag leisten.

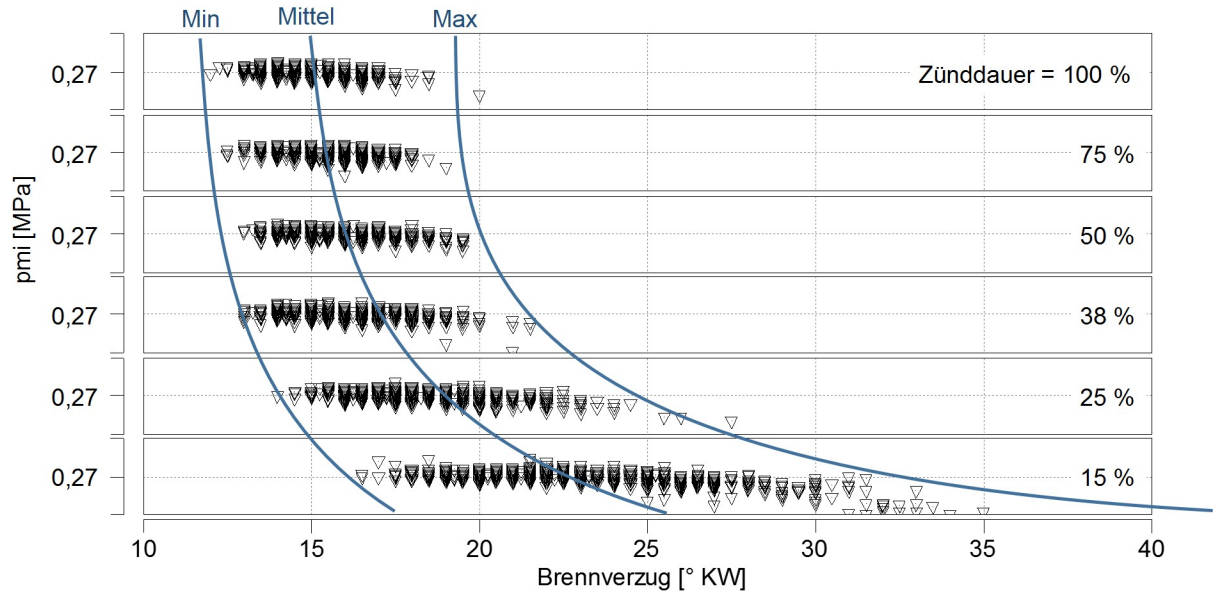


Abbildung 7.13: Variation der Zünddauer - Streudiagramm: indizierter Mitteldruck als Funktion des Brennverzugs ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{mi} = 0,27 \text{ MPa}$; $\lambda = 1,4$)

7.3.3 Minimale Zünddauer

Nachdem der prinzipielle Einfluss der Zünddauer auf die Entflammung betrachtet wurde, soll in diesem Abschnitt untersucht werden, welche Dauern für eine sichere Zündung erforderlich sind. Für den Ausgangspunkt wurden Zündspannung und Zünddauer wie folgt optimiert. Die Zündspannung wurde derart gewählt, dass die Standardabweichung des Fünf-Prozent-Kraftstoffmassenumsatzpunkts minimal ist. Die Zünddauer wurde ausreichend hoch gewählt, sodass einerseits eine Reduzierung um ca. 20 % keinen negativen Einfluss auf die Standardabweichung des MFB5% hat, andererseits

Tabelle 7.3: Entwicklung des Brennverzugs bei Zünddauervariation

Größe	Änderung [° KW]	rel. Änderung [%]
BV frühester Zyklus	12,0 -> 16,5	+37,5 %
BV Mittelwert	14,9 -> 23,1	+55,3 %
BV spätester Zyklus	22,0 -> 44,0	+100 %
σ_{BV}	0,997 -> 3,55	+256 %

die Zündspannung nicht aufgrund einer zu hoch gewählten Zünddauer eingeschränkt wird. Dieses Vorgehen wurde iterativ angewandt, bis die gewünschte Kombination aus Zündspannung und Zünddauer eingestellt war. Betrachtet wurden drei unterschiedliche indizierte Mitteldrücke zwischen $p_{mi} = 0,8$ MPa und $p_{mi} = 1,4$ MPa. Die Ergebnisse sind in Abb. 7.14 dargestellt. Bei $p_{mi} = 0,8$ MPa kann die Zünddauer bis auf 60 bis 80 μs reduziert werden, ohne die Stabilität des Brennbeginns zu beeinflussen. Bei weiterer Reduktion steigt die Standardabweichung des MFB5% an. Unterhalb von 18 μs steigt sie sprunghaft von ca. 1° KW auf über 6° KW an. Die minimal mögliche Zünddauer bei $p_{mi} = 0,8$ MPa beträgt 18 μs . Bei $p_{mi} = 1,2$ MPa ist bis ca. 100 μs kaum eine Verschlechterung der Stabilität des Brennbeginns zu verzeichnen. Mit einer Standardabweichung des MFB5% von ca. 1° KW liegt die minimal mögliche Zünddauer bei dieser Last bei 35 μs . Ohne nennenswerten Einfluss auf die Stabilität des Brennbeginns ist beim Messpunkt mit $p_{mi} = 1,4$ MPa eine Reduktion auf 140 μs möglich. Unterhalb erfolgt ein kontinuierlicher Anstieg der Standardabweichung, bis sie bei der minimalen Zünddauer von ca. 45 μs 1° KW erreicht. Der Variationskoeffizient zeigt prinzipiell ähnliches Verhalten, erlaubt jedoch keine Differenzierung bei Zünddauern oberhalb der Minimalzünddauer. Die Ursache für die beobachtete Lastabhängigkeit der minimalen Zünddauer dürfte im Aufbau des Zündsystems begründet liegen. So kann bei niedrigen Zünddauern die Zeitdauer, um die Spannung hochzurampen, signifikanten Einfluss nehmen. Zünddauern in der erwähnten Größenordnung bieten hohes Potential, die Zündenergie deutlich zu reduzieren.

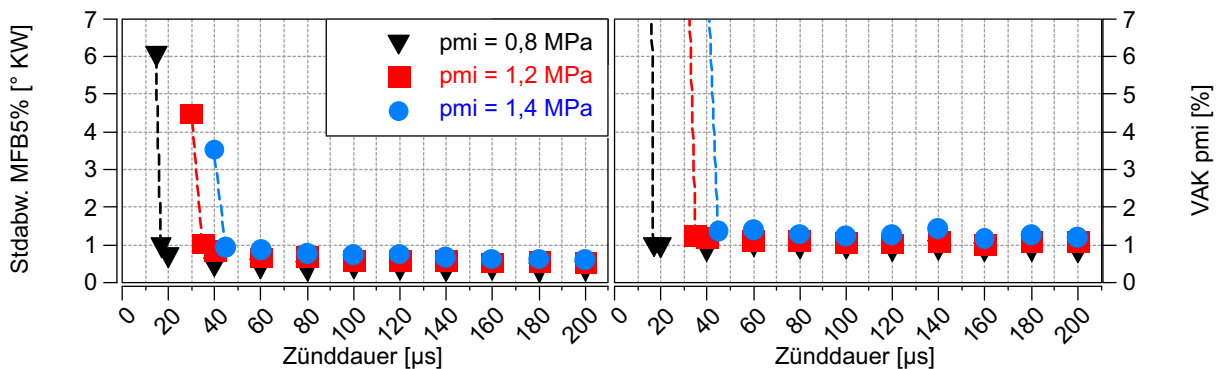


Abbildung 7.14: Ermittlung der minimalen Zünddauer in Abhängigkeit der Last ($n = 1500 \text{ min}^{-1}$; $\lambda = 1,0$)

7.4 Optimierung der Coronaparameter

Der Einfluss der beiden Parameter Zündspannung und Zünddauer wurde bereits ausführlich diskutiert, insbesondere auch, in welchen Bereichen das Zündsystem die besten Entflammungsergebnisse aufweist. In einigen Betriebsbereichen, in denen die maximale Zündleistung aufgrund guter Entflammungsbedingungen nicht benötigt wird,

bietet die Corona das Potential, durch günstige Wahl von Spannung und Dauer Energie einzusparen. Um entscheiden zu können, welche Kombination aus Spannung und Dauer für eine vorgegebene eingesetzte Energie zur besten Entflammung führt, wurden Spannungs- und Dauervariationen durchgeführt. Die eingesetzte Energie wird anhand eines Schwingkreises abgeschätzt. Diese Abschätzung deckt sich mit dem von Hampe ermittelten linearen Zusammenhang zwischen Zünddauer und Zündenergie und dem quadratischen Zusammenhang zwischen Zündspannung und Zündenergie [22]. Die im Schwingkreis gespeicherte Energie berechnet sich wie folgt:

$$E_{Schwingkreis} = \frac{1}{2}CU^2 \quad (7.5)$$

Die Kapazität ist durch die Konfiguration der Hardware und die Bedingungen im Brennraum bestimmt und wird als konstant angenommen. Folglich ist die Energie im Schwingkreis proportional zur Spannung im Quadrat. Für die hier durchgeführte Betrachtung wird ein konstanter Energiefluss (Leistung), proportional zur Energie im Schwingkreis, aus dem Schwingkreis in die Corona angenommen. Folglich ist die Zündenergie proportional zum Produkt aus U^2 und der Zünddauer t :

$$E_{Zünd} \propto U^2 t \quad (7.6)$$

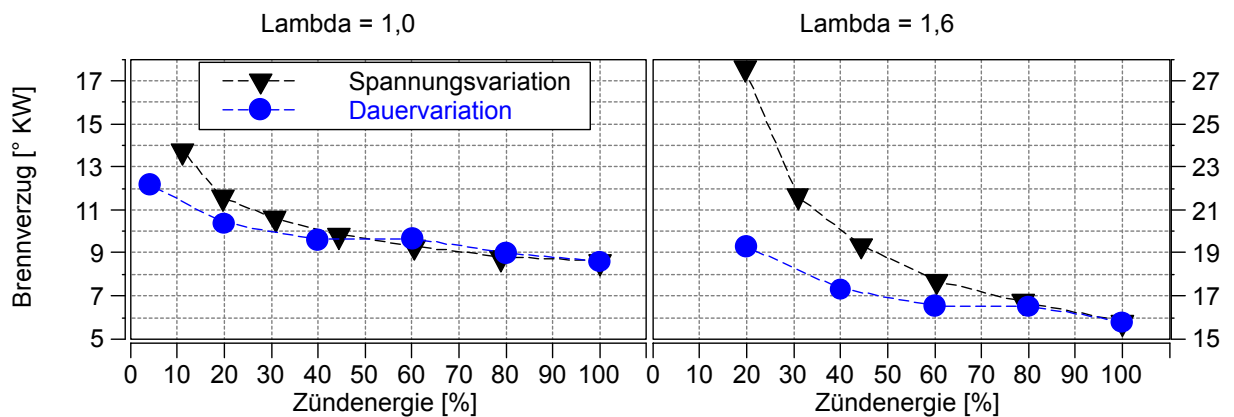


Abbildung 7.15: Energievariation ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{mi} = 0,27 \text{ MPa}$) [71]

Abb. 7.15 zeigt den Brennverzug in Abhängigkeit der Zündenergie. Mit schwarzen Dreiecken dargestellt ist die Variation der Zündspannung bei konstanter Zünddauer, in blauen Kreisen dargestellt die Variation der Zünddauer bei konstanter Zündspannung. Der Ausgangspunkt bei 100 % Zündenergie ist der Gleiche. Die Reduktion der Zündspannung führt zu einer früheren Steigung des Brennverzugs als die Reduktion der Zünddauer - sowohl im stöchiometrischen als auch im mageren Luft-Kraftstoff-Gemisch. Somit ist die Empfehlung, in Betriebspunkten mit guten Entflammungsbedingungen zur Minimierung des Zündenergiebedarfs die gewünschte Zündqualität mit hoher (optimierter) Zündspannung und reduzierter Zünddauer einzustellen.

7.5 Gepulste Zündung

In diesem Abschnitt wird untersucht, ob durch Mehrfachzündung – die Verwendung mehrerer kurzer Zündpulse anstatt eines langen Zündpulses – eine weitere Verbesserung der Zündqualität erzielt werden kann. Hierfür werden die Begriffe der Gesamtzünddauer und der Corona-Aktiv-Zeit eingeführt. Die Gesamtzünddauer beschreibt die Dauer von Beginn des ersten Coronapulses bis zum Ende des letzten Coronapulses innerhalb eines Zyklus. Die Corona-Aktiv-Zeit gibt die über einen Zyklus kumulierte Zeit an, während der die Corona aktiv ist. Denkbar ist, dass es bei gleicher Corona-Aktiv-Zeit entflammungstechnisch günstiger ist, diese durch Unterbrechungen über einen längeren Zeitraum zu verteilen. Unter der Voraussetzung, dass das Luft-Kraftstoffgemisch nicht auf Molekülebene homogen im Brennraum verteilt ist, sondern es ausgedehnte Zonen fetteren und mageren Gemischs gibt, kann durch Erhöhung der Gesamtzünddauer - bei gleicher Corona-Aktiv-Zeit - die Wahrscheinlichkeit gesteigert werden, dass zündfähiges Gemisch in die Nähe der Coronaentladung gelangt. Darüber hinaus könnte durch ausreichende Pausenzeit die von der Coronaentladung ionisierte bzw. entflammte Zone durch Ladungsbewegung von der Zünderspitze weg bewegt werden, sodass der nächste Zündpuls auf nicht ionisiertes Gas trifft. Hierdurch könnte die Menge an von der Corona erreichtem Frischgas signifikant steigen. Zusätzlich könnte es möglich sein, mehrere getrennte Flammenfronten zu erzeugen, wodurch die gesamte Flammenoberfläche wächst.

Über Variationen werden die Zündspannungs-Zünddauer-Kombinationen identifiziert, die empfindlich auf Änderungen der Zünddauer reagieren. In zwei sensitiven Kombinationen wird die Gesamtzünddauer in fünf und zehn Pulse aufgeteilt und die resultierende Entflammung untersucht. Die Pausendauer zwischen den einzelnen Pulsen ist auf die Corona-Aktiv-Zeit normiert angegeben.

In Abb. 7.16 oben - bei fünf Zündpulsen - ist bis 40 % Pausendauer im Rahmen der Messgenauigkeit kein Einfluss auf die Entflammungsstabilität festzustellen. Bei höheren Pausendauern steigt die Standardabweichung der Lage des Brennbeginns. Bei 70 % Pausendauer konnte keine sichere Entflammung mehr initiiert werden. Unten in Abb. 7.16 ist die Aufteilung in 10 Zündpulse dargestellt. Bis 30 % Pausendauer ändert sich die Entflammungsqualität nicht signifikant. Darüber konnte nicht sicher entflammt werden. Ein ähnliches Bild zeigt sich für die Zündspannungs-Zünddauer-Kombination 2 in Abb. 7.17. Bei fünf Zündpulsen bleibt die Entflammungsstabilität bis 60 % unverändert. Darüber nimmt sie ab, bis bei 90 % Pausendauer keine Entflammung mehr möglich ist. Die Aufteilung auf zehn Pulse bewirkt bis 30 % Pausendauer keinen Unterschied. Ab 40 % ist es nicht mehr möglich, aussetzerfrei zu entflammen.

Mit steigender Pausendauer steigt die Zeit mit niedriger Radikalkonzentration nahe des Zünders. Die Entflammung wird verschleppt. Wird die Pausendauer zu lang, ist ein sicherer Motorbetrieb nicht mehr möglich. Im Betrieb mit fünf Zündpulsen und 60 % Pause ist die Gesamtzünddauer ähnlich dem Betrieb mit zehn Zündpulsen und 30 %

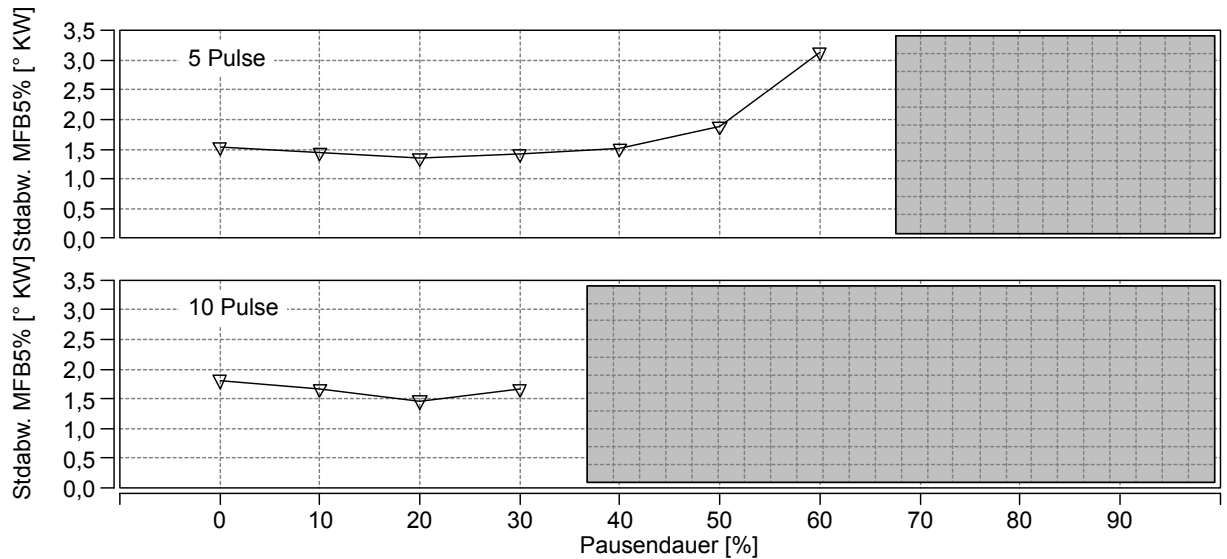


Abbildung 7.16: Gepulste Coronazündung: Spannungs-Dauer-Kombination 1 ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{\text{mi}} = 0,27 \text{ MPa}$; $\lambda = 1,6$)

Pause, wie Abb. 7.18 veranschaulicht: Im Betrieb mit zehn Pulsen ist die Pulsdauer gegenüber dem Betrieb mit fünf Pulsen halbiert. Die Position der Pulse in der zeitlichen Abfolge bleibt die gleiche, zusätzlich wird jedoch je ein Zündpuls zwischen die Zündpulse des 5-Pulsbetriebs gesetzt. Die durchschnittliche Leistung des Energieeintrags der Corona ist somit in beiden Fällen ähnlich, sofern der Effekt des Spannungsaufbaus zu Beginn eines Zündpulses zu vernachlässigen ist. Andernfalls fällt der Spannungsaufbau bei der höheren Anzahl an Zündpulsen stärker ins Gewicht. Ein Indiz dafür könnte folgendes Verhalten sein. Bei Spannungs-Dauer-Kombination 1 liegt im Betrieb mit fünf Pulsen die Pausendauer, ab der nicht mehr entflammt werden kann, mit 50 % bis 70 % in etwa doppelt so hoch wie im Betrieb mit zehn Pulsen, indem sie ca. 30 % bis 40 % beträgt. In Kombination 2 mit höherer Zündspannung hingegen ist im Betrieb mit fünf Zündpulsen erst etwas später als bei der doppelten Pausendauer des zehn Pulsbetriebs eine sichere Entflammung nicht mehr möglich. Dies könnte auf den Effekt des Spannungsaufbaus zurückzuführen sein, der bei höheren Zündspannungen und hoher Pulsanzahl stärker ins Gewicht fällt.

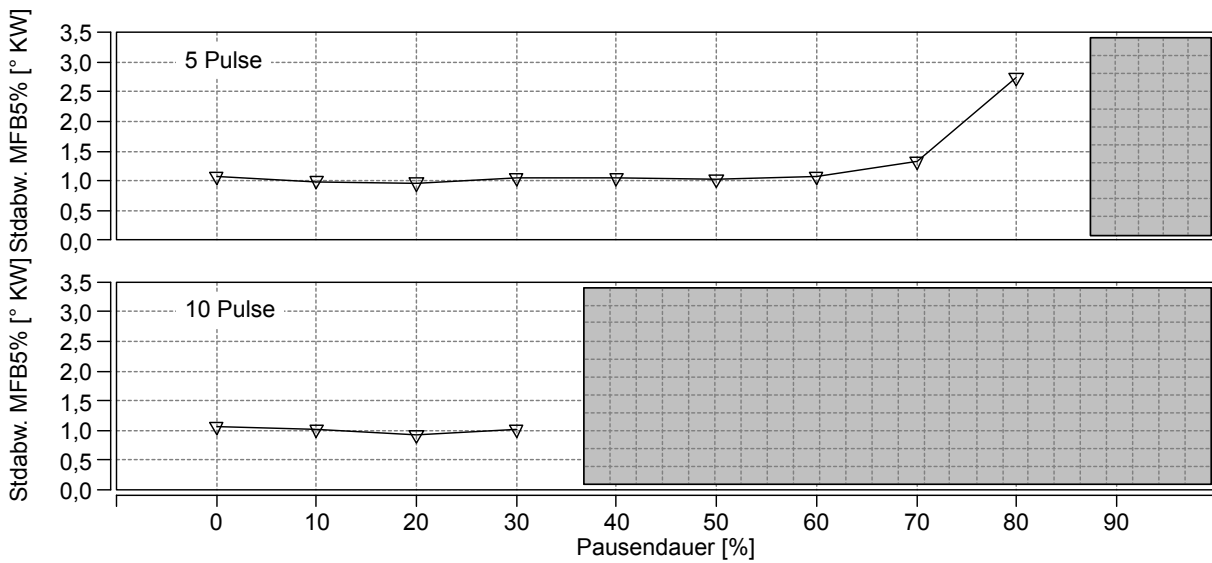


Abbildung 7.17: Gepulste Coronazündung: Spannungs-Dauer-Kombination 2 ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{mi} = 0,27 \text{ MPa}$; $\lambda = 1,6$)

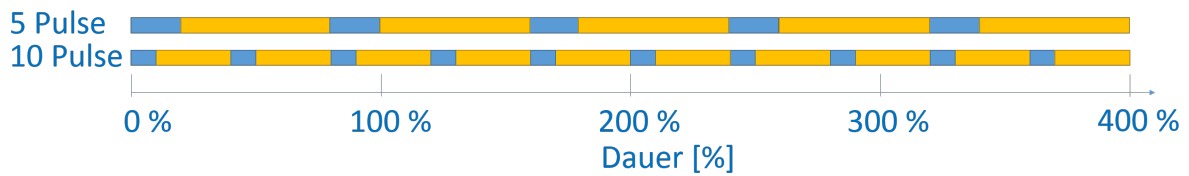


Abbildung 7.18: Schematischer Vergleich: 5 Zündpulse, 60% Pausendauer - 10 Zündpulse, 30% Pausendauer; blau: Zündung; gelb: Pause

8 Fazit – Ein Vergleich zwischen Transistorspulen- und Coronazündung in ausgewählten Betriebspunkten

Nachdem auf die prinzipiellen Unterschiede zwischen Funken- und Coronazündung in der Entflammung eingegangen und die daraus resultierenden Eigenschaften unter verschiedenen Randbedingungen analysiert wurden, wird in diesem Kapitel das Potential der Coronazündung in ausgewählten Betriebsbereichen aufgezeigt und mit der Transistorspulenzündung verglichen.

8.1 Katalysator-Heizen

1976 brachte Volvo den geregelten 3-Wege-Katalysator in Serie. Voraussetzung hierfür ist die Lambdaregelung, die eine Gemischzusammensetzung sicherstellt, in der die Oxidation von Kohlenstoffmonoxid (CO) und Kohlenwasserstoffen (HC) sowie die Reduktion von Stickstoffoxiden (NO_x) bestmöglich erfolgen können. Die hierbei erzielten Konvertierungsraten liegen bei modernen Ottomotoren in günstigen Betriebspunkten über 99 % [5]. Solche Konvertierungsraten werden aber erst bei ausreichender Temperatur des Katalysators erreicht. Die zu Vergleichszwecken übliche Temperaturschwelle ist die sog. Light-Off-Temperatur, ab der die Hälfte der Rohemissionen konvertiert wird. Für neue Katalysatoren liegt diese Schwelle in etwa bei 300 °C [70]. Für niedrige Emissionen im Fahrbetrieb ist daher wichtig, den Katalysator schnellstmöglich aufzuheizen. Die Bedeutung des Katalysator-Heizens (KAT-Heizen) für den Emissionstest wird deutlich, wenn berücksichtigt wird, dass bis zu 90 % der im NEFZ entstehenden Emissionen auf Start- und Nachstartphase zurückzuführen sind [34]. Die übliche Vorgehensweise zum Heizen ist das motorische KAT-Heizen, das unmittelbar nach Motorstart aktiviert wird. Hierbei wird der Verbrennungsschwerpunkt in Richtung spät verlagert, wodurch der motorische Wirkungsgrad sinkt und die Abgastemperatur steigt. Um den Drehmomentverlust zu kompensieren, wird der Motor entdrosselt und der Abgasmassenstrom steigt. Die gesteigerte Abgastemperatur bei gleichzeitig höherem Abgasmassenstrom führt zu einer deutlichen Verbesserung der Heizleistung im Katalysator. Zur weiteren Erhöhung der Abgasenthalpie kann die Motordrehzahl im KAT-Heizen angehoben werden. Um die HC-Rohemissionen während der KAT-Heizphase auf ein Minimum zu reduzieren, wird das Verbrennungsluftverhältnis leicht in Richtung mager verstellt. Durch die Einführung der Abgasturbolader

sind die Anforderungen an die KAT-Heizfunktion weiter gestiegen. Der zur Verfügung gestellte Abgasmassenstrom unterliegt Wärmeverlusten im Abgasturbolader, bevor er den KAT heizen kann. Motoren mit höherer Zylinderanzahl lassen diese Anforderung aufgrund des höheren Rohemissionsmassenstroms und größerer Oberflächen im Abgastrakt zusätzlich steigen. Folglich musste für turboaufgeladene Motoren das KAT-Heizen verstärkt werden, ohne die Rohemissionen zu erhöhen [42]. Mit Zunahme des $VAK_{p_{mi}}$ und der mit schlechter Verbrennung einhergehenden HC-Emissionen sind der Spätverstellung des Zündwinkels enge Grenzen gesetzt. Um die Verbrennung bei späten Schwerpunktlagen zu stabilisieren, gibt es unterschiedliche Ansätze. Bei seitlicher Injektorlage kommt u.a. das „Homogen-Split“-Verfahren zum Einsatz. Es teilt die Einspritzung in eine frühe saugsynchrone und eine späte im Kompressionstakt auf, die ein fettes, zündfähiges Gemisch um die Zündkerze gewährleistet [33], [9]. Hierauf aufbauend kann über ein Sekundärluftsystem eine weitere Verbesserung erzielt werden. So kann im KAT-Heizbetrieb das Brennraumlambda für optimale Laufruhe und spätest mögliche Zündwinkel auf 0,9 reduziert werden, wenn Sekundärluft in die Auslasskanäle eingeblasen wird. Durch die Oxidation des Sauerstoffs in der eingebrachten Frischluft mit Kohlenwasserstoffen und CO aus der Verbrennung werden einerseits die Emissionen stark reduziert, andererseits wird der KAT durch die exotherme Reaktion zusätzlich geheizt [68]. Mit Piezoinjektor und strahlgeführtem Brennverfahren kann das KAT-Heizen im überstöchiometrischen Betrieb optimiert werden. Die präzise Einspritzung erlaubt es, ein leicht mageres Gemisch im Brennraum durch gezieltes Einbringen von Kleinstmengen an Kraftstoff kurz vor dem Zündzeitpunkt auch bei späten Zündzeitpunkten sicher zu entflammen [21]. Ein Konzept mit drei Einspritzungen wird von Waltner et al. [68] beschrieben. Die erste saugsynchrone Einspritzung erzeugt ein homogenes, mageres Gemisch im Brennraum, die zweite erfolgt kurz vor Ende des Kompressionstaktes, um den zentralen Bereich des Brennraums anzufetten. Schließlich verbessert eine Einspritzung kurz vor ZZP die Zünd- und Verbrennungsstabilität. Durch die Ladungsschichtung verbleiben ausreichend Reaktanten für exotherme Reaktionen zwischen Krümmer und Katalysator. Schließlich sei noch die Möglichkeit erwähnt, bei überstöchiometrischem Gemisch Kraftstoff in die Expansionsphase einzubringen. Auch hier wird durch exotherme Reaktionen unabhängig von der Hauptverbrennung nahe am KAT Wärme produziert [73].

Eine weitere Möglichkeit, die Grenzen zu verschieben, stellt das Zündsystem dar. Eine großvolumige Zündung, wie sie die Corona darstellt, stabilisiert die Entflammung deutlich, was insbesondere bei späten Schwerpunktlagen in einer deutlichen Verbesserung des $VAK_{p_{mi}}$ münden dürfte. Sehr schön zeigt es das Messbeispiel von Schenk et al. [56], das den signifikanten Stabilitätsvorteil in der Entflammung zur Reduktion der Partikelemission nutzt.

Abb. 8.1 zeigt den $VAK_{p_{mi}}$ und die Partikelanzahl in einem typischen KAT-Heiz-Betriebspunkt bei $n = 1200 \text{ min}^{-1}$ und $p_{mi} = 0,2 \text{ MPa}$. Der Einspritzzeitpunkt der ersten Einspritzung und die Nockenwellenphasen werden konstant gehalten. Mit Spätverstellung des Zündwinkels wird die Luftmenge erhöht, um das Verbrennungsluftverhältnis von $\lambda = 1,05$ beizubehalten. In schwarzen Dreiecken dargestellt ist die Funkenzündung

mit Doppeleinspritzung. Der Zeitpunkt der zweiten Einspritzung wird abhängig vom Zündzeitpunkt gewählt, um bestmögliche Entflammungsbedingungen zu gewährleisten. Sie ermöglicht späte Schwerpunktlagen bei guter Laufruhe, ist jedoch aufgrund der kurzen Zeit zur Gemischaufbereitung Quelle erhöhter Partikelemission. Wird auf die zweite Einspritzung verzichtet (in Abb. 8.1 mit roten Dreiecken dargestellt), sinken die Partikelemissionen um etwa vier Zehnerpotenzen. Der $VAK_{p_{mi}}$ allerdings steigt – insbesondere bei späten Schwerpunktlagen – auf ein inakzeptabel hohes Niveau an. Durch den Einsatz der Coronazündung kann ohne zweite Einspritzung der $VAK_{p_{mi}}$ auf Werte unterhalb der Transistorzündung mit zweiter Einspritzung gesenkt werden, in Abb. 8.1 mit blauen Kreisen gekennzeichnet. Durch die im Vergleich zur Funkenzündung mit Einfacheinspritzung stabilere Verbrennung werden die Partikelemissionen weiter reduziert, wie Abb. 8.2 zeigt.

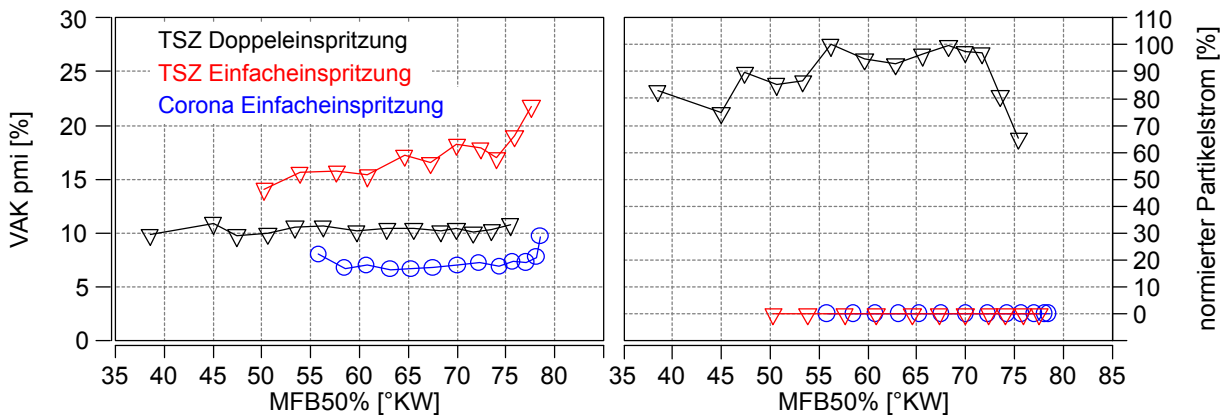


Abbildung 8.1: KAT-Heizen – $VAK_{p_{mi}}$ und PN ($n = 1200 \text{ min}^{-1}$; $p_{mi} = 0,2 \text{ MPa}$; $\lambda = 1,05$) [56]

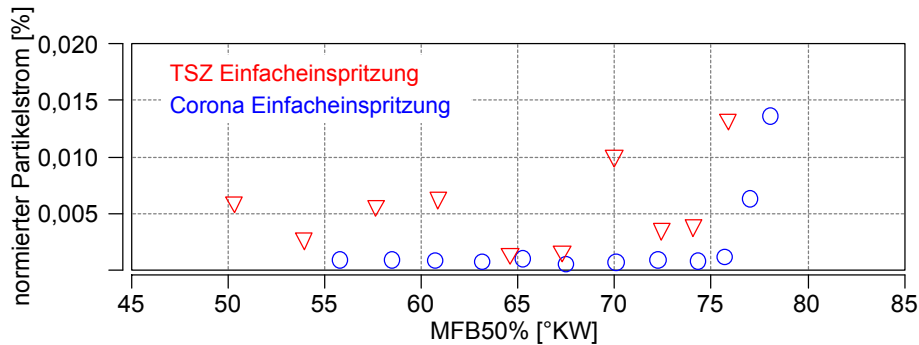


Abbildung 8.2: KAT-Heizen – PN bei Einfacheinspritzung ($n = 1200 \text{ min}^{-1}$; $p_{mi} = 0,2 \text{ MPa}$; $\lambda = 1,05$)

Abb. 8.3 zeigt die zugehörigen Streudiagramme im KAT-Heiz-Betrieb für Zylinder 1. Links dargestellt sind je 256 Einzelzyklen für vier ausgewählte Verbrennungsschwerpunktlagen. Bereits die früheste Schwerpunktlage zeigt eine starke Abhängigkeit des indizierten Mitteldrucks vom Verbrennungsschwerpunkt. Mit Spätverstellung nimmt

diese Abhängigkeit weiter zu. So fällt der indizierte Mitteldruck bei einer mittleren Schwerpunktlage von 75° KW innerhalb von 6° KW um ca. 0,1 MPa bzw. 40 % von 0,27 auf 0,17 MPa ab. In Abb. 8.3 rechts wurden die Streuwolken für die mittlere Schwerpunktlage von ca. 55° KW in y-Richtung verschoben, um sie einzeln betrachten zu können. Die Verschiebung ist durch Pfeile angedeutet. Die Entflammung durch

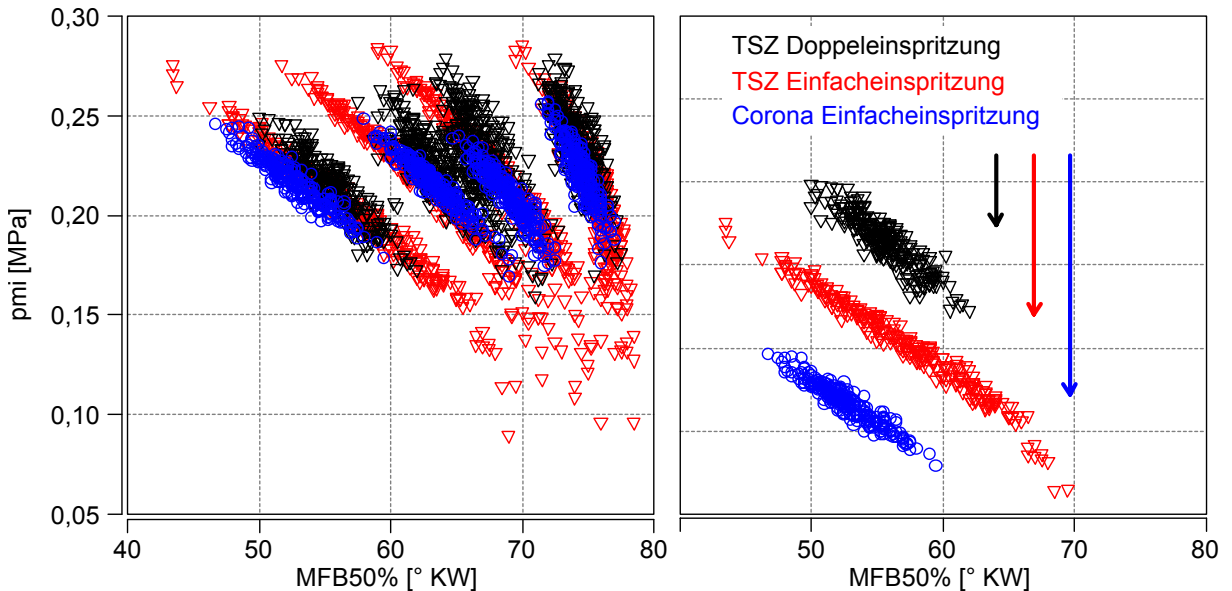


Abbildung 8.3: KAT-Heizen – Streudiagramm ($n = 1200 \text{ min}^{-1}$; $p_{mi} = 0,2 \text{ MPa}$; $\lambda = 1,05$)

Funkenzündung mit Einfacheinspritzung ist in der Mitte als rote Dreiecke dargestellt. Die Streuung des MFB50% ist vergleichsweise groß. Die Streuung des indizierten Mitteldrucks bei konstanter Schwerpunktlage ist gering, wodurch sich ein schmales Streuband ergibt. Die Applikation einer zweiten Einspritzung (In Abb. 8.3 als schwarze Dreiecke dargestellt.) verringert die Streuung des MFB50% signifikant. Die Streuung des p_{mi} bei konstantem MFB50% steigt, wodurch sich ein breiteres Streuband ergibt. Durch die Anfettung nahe der Zündkerze wird die Entflammung stabilisiert. Durch die Coronazündung (In Abb. 8.3 als blaue Kreise dargestellt.) wird die Streuung des MFB50% in ähnlicher Stärke reduziert wie durch die zweite Einspritzung. Der Anstieg der Streuung des p_{mi} bei konstantem MFB50% bleibt jedoch aus. Anders ausgedrückt führt die Coronazündung im Vergleich zur Funkenzündung mit Doppeleinspritzung zu einem in x-Richtung ähnlich ausgedehntem Streuband, das jedoch schmäler ist. Diese erhöhte Streuung des indizierten Mitteldrucks bei festem Verbrennungsschwerpunkt dürfte auf die zweite Einspritzung zurück zu führen sein und könnte von zyklischen Schwankungen in der Gemischaufbereitung herrühren.

Der deutliche Unterschied in der Partikelemission zwischen aktivierter und deaktivierter zündungsbezogener Einspritzung betont die Bedeutung des KAT-Heiz-Betriebs an der Gesamtpartikelemission. Durch die Fähigkeit der Coronazündung, den KAT-Heiz-

Betrieb ausschließlich mit einer saugsynchronen Einspritzung darzustellen, bietet sie großes Potential, die Partikelemission zu senken.

8.2 Hochlastbetrieb

8.2.1 Klopfgrenze

Mit steigendem Grad an Downsizing und strengerer Regulierung der Emissionen gewinnt der Betrieb des Verbrennungsmotors nahe der Klopfgrenze und das Verschieben der Klopfgrenze in Richtung früh zunehmend an Bedeutung. Zur Bewertung der Klopfneigung wird in dieser Arbeit der Klopfdruck herangezogen. Dieser errechnet sich aus dem Zylinderdruckverlauf mittels Hochpassfilter mit einer Grenzfrequenz von 4 kHz. Der Zündzeitpunkt wurde derart gewählt, dass der maximale Klopfdruck für Corona- und Funkenzündung einen möglichst ähnlichen Wert erreicht. Abb. 8.4 zeigt den Klopfdruck über der Verbrennungsschwerpunktlage. Der maximale Klopfdruck liegt für die Coronazündung bei etwas über 0,6 MPa, für die Funkenzündung bei ca. 0,55 MPa und somit befinden sich beide auf einem vergleichbaren Niveau.

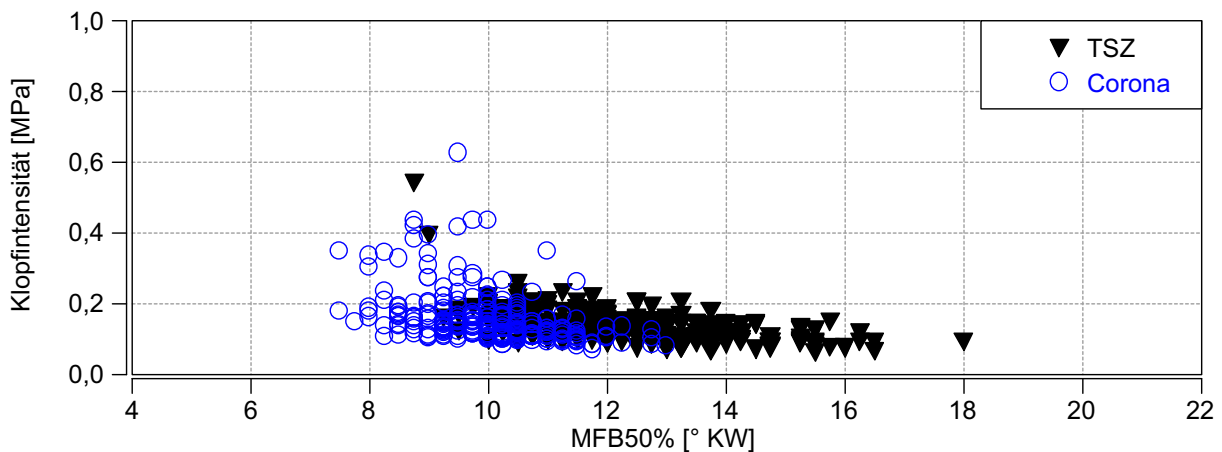


Abbildung 8.4: Klopfdruck über Verbrennungsschwerpunkt ($n = 4000 \text{ min}^{-1}$; $p_{mi} = 2,5 \text{ MPa}$; $\lambda = 1,0$) [71]

Zum Verständnissgewinn ist folgende Überlegung hilfreich. Unter der Annahme, die Klopfneigung eines Verbrennungszyklus hängt bei definierter Hardware und festgelegten Randbedingungen des Motorbetriebspunkts im Wesentlichen von der Lage des Verbrennungsschwerpunkts ab, ergibt sich folgendes Bild: Bei gleicher Zylinderfüllung und gleicher Verbrennungsschwerpunktlage wird für die TSZ und das CZS sowohl der gleiche indizierte Mitteldruck als auch der gleiche Klopfdruck erreicht. Durch die mit dem Coronazündsystem deutlich reduzierte Streuung des MFB50% kann die mittlere Schwerpunktlage in Richtung früh verschoben werden, wobei die Lage des frühesten

Zyklus der der TSZ entspricht. Durch die Frühverstellung des Verbrennungsschwerpunkts steigt der Wirkungsgrad und hierdurch der indizierte Mitteldruck. Der früheste Zyklus ist somit für beide Zündsysteme gleich, der maximale Klopfdruck ebenfalls. Die mittlere Schwerpunktlage liegt im Falle der Coronazündung früher, der mittlere indizierte Mitteldruck ist höher. Um den gleichen mittleren indizierten Mitteldruck p_{mi} zu erhalten, muss die Füllung reduziert werden. Bei geringerer Füllung ist bei gleicher Schwerpunktlage sowohl der indizierte Mitteldruck als auch die Klopfneigung geringer. Um den gleichen maximalen Klopfdruck zu erreichen, werden folglich die frühesten Zyklen der Coronazündung früher liegen als die der TSZ.

Abb. 8.5 zeigt drei verschiedene Mitteldrücke von $p_{mi} = 2,3$ MPa, $p_{mi} = 2,5$ MPa und $p_{mi} = 2,7$ MPa. Die Zündwinkel bzw. Umsatzpunktlagen wurden wie gerade beschrieben nach dem Kriterium des ähnlichen maximalen Klopfdrucks gewählt. Die Streuung der Umsatzpunktlagen der Coronazyklen ist im Vergleich zu den Zyklen der TSZ deutlich reduziert. Die Streuwolken der Coronazündung sind bzgl. des frühen Teils der Streuwolken der Funkenzündung nach links unten, also in Richtung früh und zu niedrigeren indizierten Mitteldrücken verschoben.

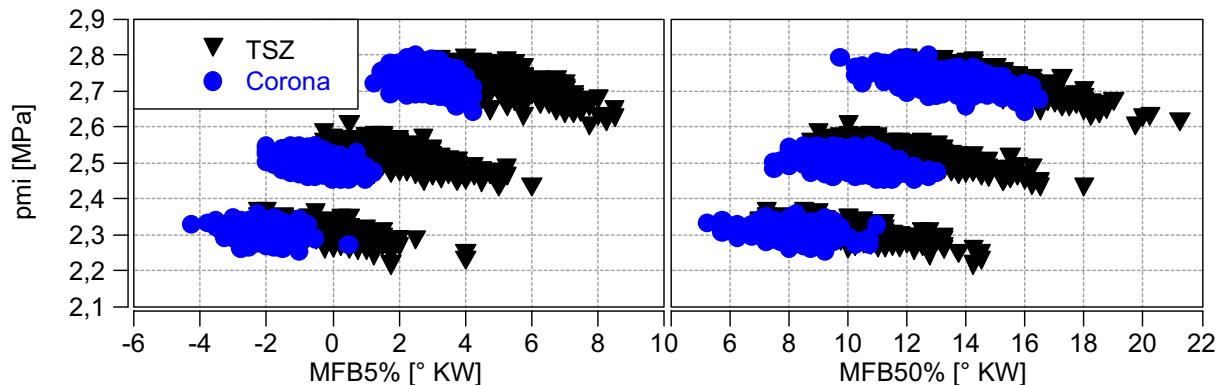


Abbildung 8.5: Indizierter Mitteldruck über Brennbeginn und Verbrennungsschwerpunkt ($n = 4000 \text{ min}^{-1}$; $\lambda = 1,0$) [71]

Der Vorteil der Coronazündung setzt sich an der Klopfgrenze aus zwei Komponenten zusammen. Zum einen kann aufgrund der stabileren Schwerpunktlage die mittlere Schwerpunktlage in Richtung früh verstellt werden. Zum anderen kann aufgrund dieser Frühverstellung die Zylinderfüllung reduziert und somit die Klopfneigung zusätzlich gesenkt werden.

Wirkungsgradvorteil an der Klopfgrenze

Der Verbrauchsvorteil wird anhand des Messpunkts mit $p_{mi} = 2,5$ MPa abgeschätzt. Der Verbrennungsschwerpunkt kann durch die Coronazündung um ca. $2,4^\circ \text{ KW}$ in

Richtung früh gestellt werden. Eine Verschiebung um $2,4^\circ$ KW entlang der Ausgleichsgeraden durch die Streuwolke der TSZ in Richtung spät (Abb. 8.6) führt zu einer Reduktion des indizierten Mitteldrucks p_{mi} um ca. $0,08$ MPa bzw. 3% . Die Steigerung des Wirkungsgrads durch die Coronazündung kann in diesem Messpunkt mit ca. 3% abgeschätzt werden. Um den gleichen Prozentsatz sinkt der Kraftstoffverbrauch.

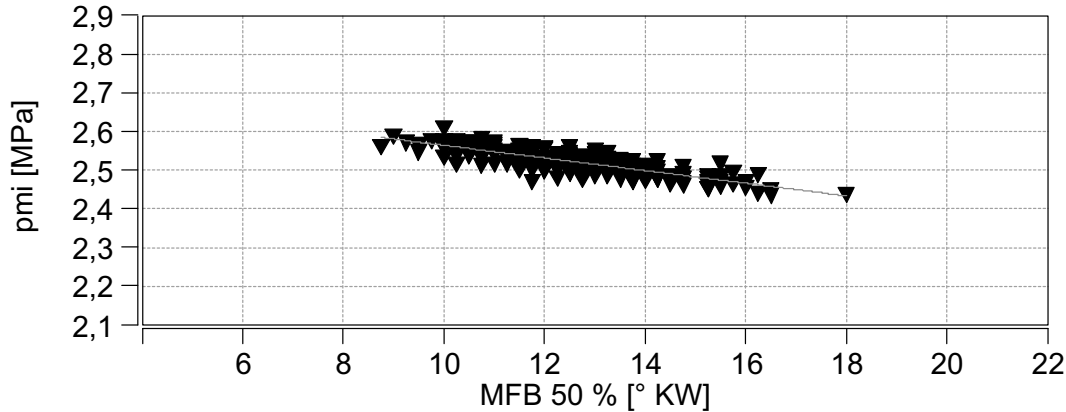


Abbildung 8.6: Verbrauchsabschätzung am Beispiel der TSZ – p_{mi} über MFB50% ($n = 4000 \text{ min}^{-1}$; $p_{mi} = 2,5 \text{ MPa}$; $\lambda = 1,0$)

Schlechtkraftstoff und Heißbrand

Der Vorteil der Coronazündung an der Klopfgrenze sollte prinzipiell mit sinkender Oktanzahl weiter steigen, da die Abhängigkeit des Wirkungsgrads von der Schwerpunktlage mit Spätverstellung des Schwerpunkts steigt. Mit sinkender Klopfestigkeit des Kraftstoffs wird die Verbrennungsschwerpunktlage in Richtung spät verstellt und die Zylinderfüllung - sofern möglich - erhöht, um den Drehmomentverlust aufgrund reduziertem Wirkungsgrad zu kompensieren. Bei Kraftstoffen mit niedriger Oktanzahl und hohen Umgebungstemperaturen wird die Klopfgrenze bereits bei vergleichsweise niedrigen Lasten erreicht. Entsprechend weit muss der Verbrennungsschwerpunkt verstellt werden, um hohe Lasten zu erreichen. An dieser Stelle kommt die konventionelle Funkenzündung an ihre Grenzen. Die hohen Schwankungen des Brennbeginns werden aufgrund der späten Schwerpunktlagen deutlich auf den indizierten Mitteldruck übertragen, wie in Abschnitt 5.2 beschrieben. Selbst bei ausreichender Reserve an Ladedruck kann eine Begrenzung von Drehmoment und Leistung notwendig sein, um das Laufruhe-Niveau durch hohe Schwankungen des indizierten Mitteldrucks bei später Schwerpunktlage erträglich zu halten. Abb. 8.7 zeigt den $VAK_{p_{mi}}$ über der Verbrennungsschwerpunktlage. Dargestellt sind für die Transistorspulenzündung und die Coronazündung je zwei Zündhaken bei konstanter Last, je einer unverdünnt und einer mit acht Prozent gekühltem extern rückgeführten Abgas verdünnt.

Bei gleichem $VAK_{p_{mi}}$ kann der Verbrennungsschwerpunkt durch die Coronazündung um drei bis zehn Grad Kurbelwinkel in Richtung spät gestellt werden. Das Ver-

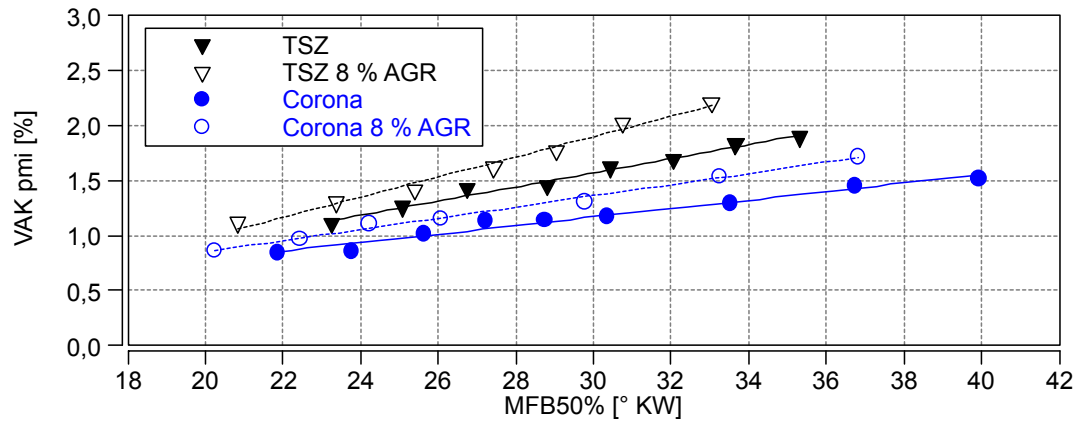


Abbildung 8.7: Zündhaken bei konst. Last – $VAK_{p_{mi}}$ über MFB50% ($n = 1500 \text{ min}^{-1}$; $p_{mi} = 1,8 \text{ MPa}$) [56]

stellpotential steigt mit Spätverschiebung des Verbrennungsschwerpunkts. Bei gleichem MFB50% weist die Coronazündung trotz Verdünnung mit acht Prozent rückgeführtem Abgas den im Vergleich zur Funkenzündung ohne Abgasverdünnung niedrigeren $VAK_{p_{mi}}$ auf und bietet hiermit Potential, die Abgastemperatur zu senken. Wird das Erreichen des Low-End-Torque unter kritischen Bedingungen als Auslegungskriterium für die Verdichtung herangezogen, kann diese durch die bessere Laufruhe der Coronazündung angehoben und dadurch der Motorwirkungsgrad im gesamten Teillastbereich gesteigert werden [56].

8.3 Wirkungsgradoptimierung in der Teillast

8.3.1 Optimierung der Ventilsteuerzeiten

Im unteren Teillastbereich weisen konventionelle Ottomotoren aufgrund der Drosselverluste einen vergleichsweise niedrigen Wirkungsgrad auf. Diese Drosselverluste können u.a. durch eine vollvariable Ventilsteuerung deutlich reduziert werden. Im TVDI-Betrieb tragen zwei Effekte zur Entdrosselung bei: Einerseits wird über eine Überschneidung von Ein- und Auslassventilen im Ladungswechsel Restgas in den Brennraum rückgesaugt. Andererseits kann über ein frühes Schließen der Einlassventile die Zylinderfüllung reguliert werden. Zusätzlich zur Entdrosselung wird durch die Verdünnung mit Restgas der Isentropenkoeffizient κ erhöht und hierdurch der Wirkungsgrad gesteigert. Die Erhöhung der Restgasrate im Brennraum und die Absenkung des Ladungsbewegungsniveaus aufgrund des frühen Schließen der Einlassventile erschweren die Entflammungsbedingungen deutlich, wodurch mit der Transistorspulenzündung enge Grenzen gesetzt sind. Abbildung 8.8 zeigt den Variationskoeffizienten des indizierten Mitteldrucks in Abhängigkeit der Phasenlage von Ein- und Auslassventilen. Die Laufruhe-Grenze bei $VAK_{p_{mi}} = 3 \%$ ist durch gestrichelte Kurven

angedeutet. Als Betriebspunkt wurde ein unterer Teillastpunkt mit $p_{mi} = 0,2 \text{ MPa}$ bei $n = 2000 \text{ min}^{-1}$ im TVDI-Betrieb gewählt.

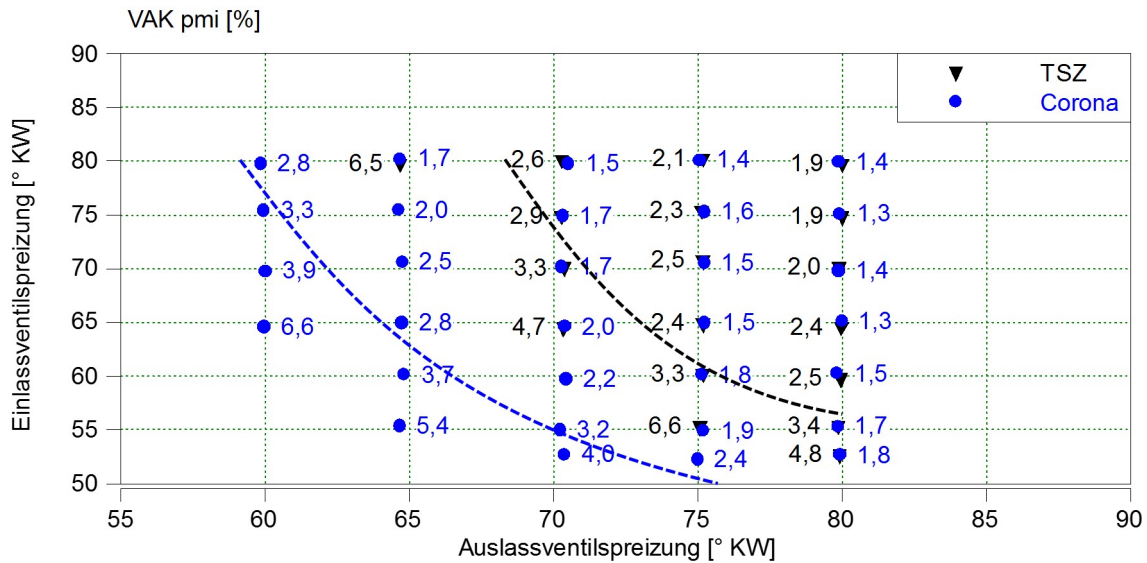


Abbildung 8.8: Variation der Ventilüberschneidung ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{mi} = 0,2 \text{ MPa}$) [71]

Die Coronazündung weist durchwegs geringere Werte des Variationskoeffizienten auf und führt somit zu einem ruhigeren Motorlauf. Bei einer angenommenen Laufruhegrenze von $VAK_{p_{mi}} = 3 \%$ – zur besseren Darstellung als gestrichelte Kurve eingezeichnet – vergrößert die Coronazündung den Kennfeldbereich signifikant. Sie ermöglicht hierdurch deutlich größere Ventilüberschneidungen und höhere Restgasraten. Um mit steigender Restgasrate die Menge an Frischluft nahezu konstant zu halten, wird der Ventilhub vergrößert. Durch die längere Öffnungsdauer steigt die Intensität der Ladungsbewegung. Über eine Druckverlaufsanalyse werden die Restgasraten bestimmt. Hierfür werden Punkte mit steigender Überschneidung, wie in Abb. 8.9 dargestellt, ausgewählt. Beginnend mit einer Ein- und Auslassnockenwellenspreizung von 80° KW wird bei konstanter Einlassnockenwellenspreizung die Auslassnockenwellenspreizung stufenweise bis 60° KW reduziert. Anschließend wird die Einlassnockenwellenspreizung auf 65° KW verringert. Von A bis F steigen Ventilüberschneidung und Restgasrate an.

Abb. 8.10 zeigt den Brennverzug über der Restgaskonzentration. Im Messpunkt mit der niedrigsten Restgasrate von ca. 25 % zeigt die Coronazündung einen um ca. 10° KW reduzierten Brennverzug. Der Vorteil der Coronazündung steigt auf bis zu ca. 30° KW bei knapp 33 % Restgasrate. Höhere Restgasraten können in diesem Betriebspunkt mit der TSZ nicht mehr entflammt werden. Die Coronazündung ist unter diesen Randbedingungen in der Lage, bis zu ca. 37,5 % Restgasrate zu zünden und erreicht hier einen ähnlichen Brennverzug wie die TSZ bei 28 % Restgasrate.

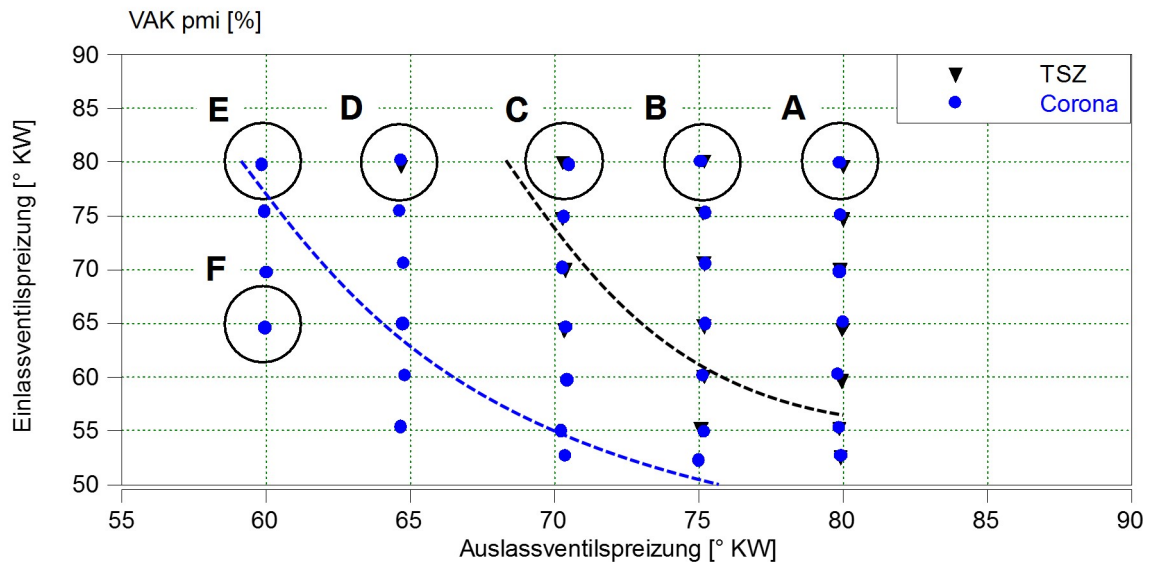


Abbildung 8.9: Auswahl der Messpunkte für die Druckverlaufsanalyse

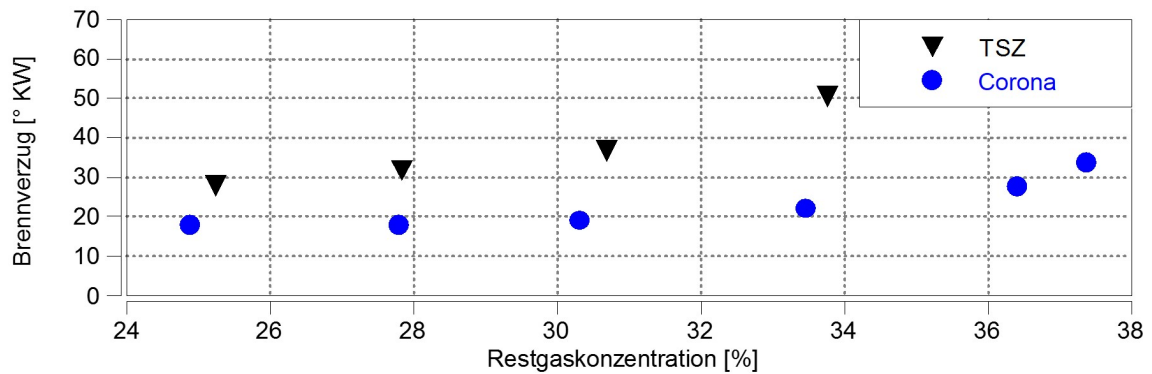


Abbildung 8.10: Restgaskonzentration aus der Druckverlaufsanalyse ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{mi} = 0,2 \text{ MPa}$) [71]

Abb. 8.11 zeigt den indizierten Mitteldruck p_{mi} über der Verbrennungsschwerpunktlage für 256 Einzelzyklen. Die Erhöhung der Restgasrate von 25 % auf 30 % lässt für die Transistorspulenzündung die Anzahl später Zyklen mit geringerem p_{mi} deutlich ansteigen. Hierdurch steigen der Variationskoeffizient und der Kraftstoffverbrauch. Die Streuung der Verbrennungsschwerpunktlagen bei der Coronazündung fällt gering aus. Ebenso der Einfluss der Restgasrate auf die Corona. So steigt die Anzahl der Zyklen mit später Verbrennung nur gering. Die Coronazündung steigert im Teillastbetrieb die Effizienz auf zwei Arten: Einerseits reduziert sie die zyklischen Verbrennungsschwankungen, wodurch späte, weniger effiziente Zyklen, entfallen. Andererseits erlaubt sie höhere Verdünnungsraten, durch die die Drosselverluste reduziert und der Isentropenexponent erhöht werden.

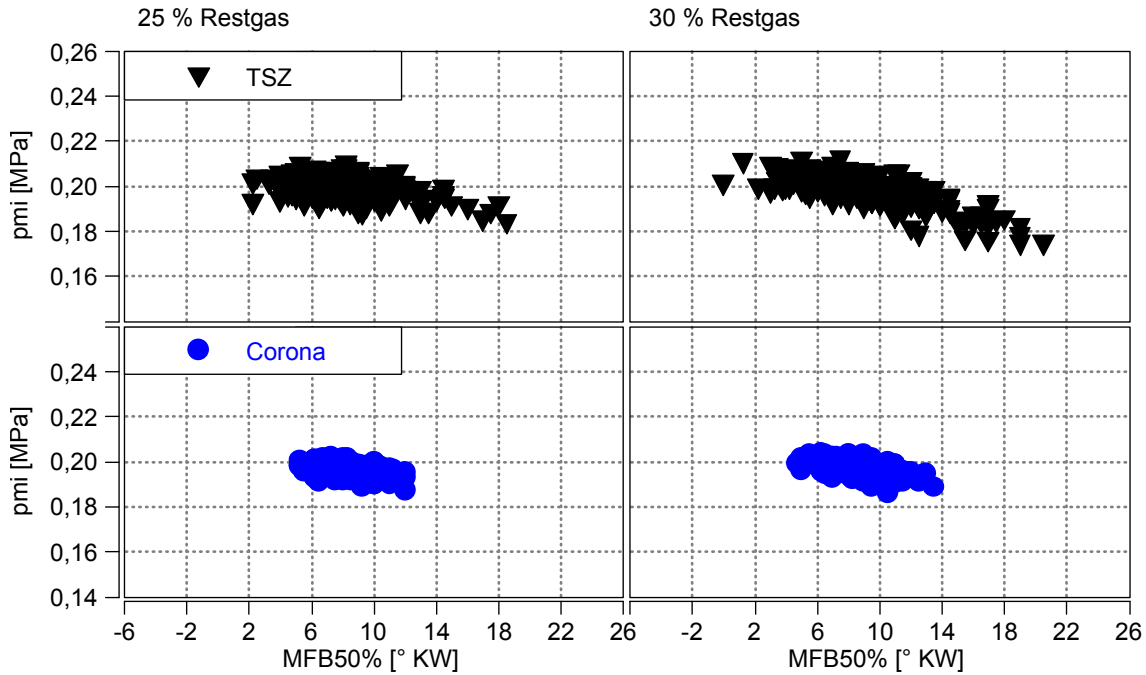


Abbildung 8.11: Streudiagramme ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{mi} = 0,2 \text{ MPa}$) [71]

8.3.2 Optimierung der Zündung in Kombination mit Ladungsbewegung

In Abschnitt 6.1.2 ist dargestellt, dass die Tumbleladungsbewegung die stärkste Ausweitung der Verdünnungsgrenze erlaubt. Daher soll an dieser Stelle die Kombination aus Coronazündung und Tumbleladungsbewegung näher untersucht werden, da sie das höchste Potential verspricht.

Abb. 8.12 zeigt den Variationskoeffizienten des indizierten Mitteldrucks p_{mi} , die Standardabweichung des 5%- und 50%-Kraftstoffmassenumsatzpunkts sowie die Brenndauer von MFB5% bis MFB50% in einer Variation des Verbrennungsluftverhältnisses. Die Kombination aus Coronazündung und Tumbleladungsbewegung erlaubt eine Verdünnung auf bis zu $\lambda = 1,75$, während die TSZ mit Standardladungsbewegung bereits bei $\lambda = 1,4$ an die Grenze der Verbrennungsschwankungen mit $VAK_{p_{mi}} = 3 \%$ stößt. Die Coronazündung stabilisiert die Entflammung signifikant. Zusätzlich wird die Hauptverbrennung durch die erhöhte Tumbleladungsbewegung wesentlich stabilisiert und beschleunigt. Durch die Kombination beider Maßnahmen kann eine Verbesserung erzielt werden, die deutlich über die Verbesserung der einzelnen Maßnahmen hinaus geht.

Der Vergleich zwischen der Wirksamkeit der einzelnen Maßnahmen und der Wirksamkeit der Kombination beider Maßnahmen kann Abb. 8.13 entnommen werden. Dargestellt ist jeweils die relative Verbesserung, bezogen auf die TSZ mit Standard-

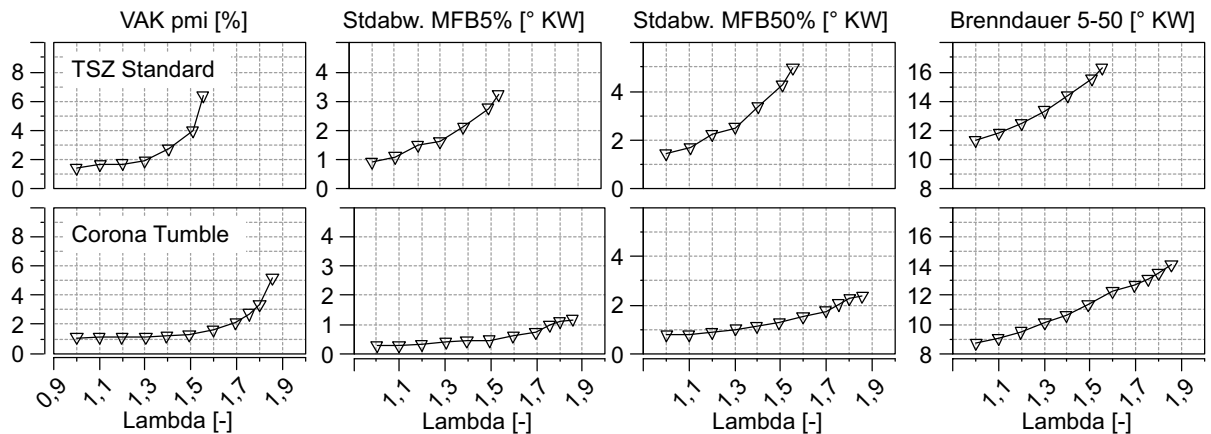


Abbildung 8.12: Vergleich von TSZ Standardladungs- und Corona Tumbleladungs- bewegung ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{mi} = 0,27 \text{ MPa}$)

ladungsbewegung. Je größer die Potentiale der einzelnen Maßnahmen, bestehend aus Corona-Zündung bzw. Tumbleladungs- bewegung, sind, desto größer ist das Potential der Kombination. Während die Stabilität des MFB 5 % durch die Coronazündung um ca. 50 % bis 60 % und durch die Tumbleladungs- bewegung um 20 % bis 40 % verbessert wird, werden durch die Kombination beider Maßnahmen zwischen 70 % und 80 % Verbesserung erzielt. Bei der Stabilisierung des Verbrennungsschwerpunkts sind Verbesserungspotentiale von 35 % bis 50 % für die Corona, von 20 % bis 40 % für den Tumble und von 50 % bis 70 % für die Kombination beider Maßnahmen zu verzeichnen. Da der Einfluss der Coronazündung auf die Brenndauer gering ist, liegt das Potential der Kombination beider Maßnahmen nur unwesentlich über dem der Tumbleladungs- bewegung.

Becker et al. [4] gehen davon aus, dass die Coronazündung aufgrund ihres großen Zündvolumens von zusätzlicher Ladungs- bewegung nicht profitiert und somit zusätzliche Ladungs- bewegung nicht benötigt. Die in dieser Arbeit durchgeführten Versuche zeigen, dass die relative Wirkung verstärkter Ladungs- bewegung unmittelbar auf die Zündung für das Coronasystem geringer ausfällt als für die Funkenzündung. Das hat vielfältige Ursachen. Die Coronastreamer verfügen über ein freies Ende, wodurch die Coronaentladung durch Ladungs- bewegung verformt werden kann, jedoch es zu keiner Auslenkung mit deutlicher Verlängerung eines Streamers kommen kann, wie es beim Zündfunken der Fall ist. Bei vorwiegend turbulenter Ladungs- bewegung werden unterschiedliche Bereiche des Coronavolumens unterschiedlich beeinflusst und die mittlere Änderung des gesamten Coronavolumens ist vergleichsweise gering. Und schließlich reduzieren die niedrigen Zündauern den Einfluss von Ladungs- bewegung auf die Corona zusätzlich.

Die durch die Ladungs- bewegung hervorgerufene Verbesserung der Verbrennung wirkt jedoch unabhängig vom Zündsystem. Daher stellt die Coronazündung zusammen mit

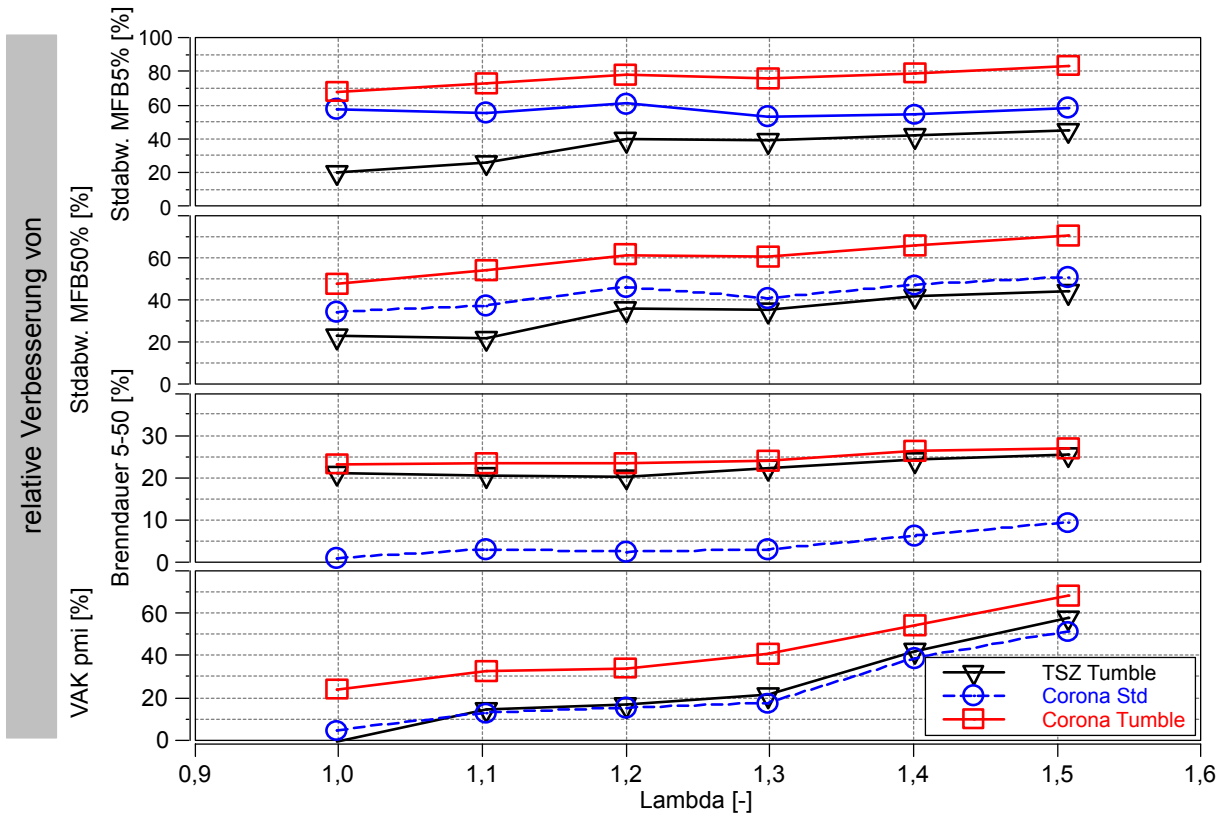


Abbildung 8.13: Relative Verbesserung durch Zündung und/oder Ladungsbewegungsmaßnahme, bezogen auf TSZ mit Standardladungsbewegung ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{mi} = 0,27 \text{ MPa}$)

der Tumbleladungsbewegung eine interessante Kombination dar, die über hohes Potential verfügt, die Verdünnungsgrenzen zu erweitern.

8 Fazit – Ein Vergleich zwischen Transistorspulen- und Coronazündung in ausgewählten Betriebspunkten

9 Zusammenfassung und Ausblick

Durch ihr großes Zündvolumen und die freie Wahl der Zünddauer bietet die Coronazündung hohes Potential, aktuelle Brennverfahren weiter zu verbessern, aber auch die Anforderungen neuer, zukünftiger Brennverfahren bestmöglich zu erfüllen. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurde auf statistische Zusammenhänge bei der Bewertung von Zünd- und Verbrennungsstabilität eingegangen, der Einfluss relevanter Motorparameter auf Zündung und Entflammung diskutiert sowie der Einfluss der Coronaparameter detailliert untersucht. Abschließend wurde ein Vergleich zwischen Funken- und Coronazündung in ausgewählten Betriebspunkten gezogen. Die wesentlichen Ergebnisse dieser Arbeit sollen im Folgenden zusammengefasst werden.

Um die Qualität der Zündung zu beurteilen, ist die Betrachtung eines frühen Kraftstoffmassenumsatzpunkts deutlich besser geeignet als der Variationskoeffizient des indizierten Mitteldrucks. Der nahezu lineare Zusammenhang zwischen der mittleren Dauer eines Verbrennungsabschnitts und der Standardabweichung dieser Dauer qualifiziert sowohl den Mittelwert des Brennverzugs als auch die Standardabweichung des MFB5%-Punkts als Maß dieser Entflammungsgüte. Aufgrund des geringeren statistischen Fehlers wird die Standardabweichung $\sigma_{MFB5\%}$ zur Bewertung empfohlen.

Um die Übertragung zyklischer Schwankungen von einer frühen auf eine späte Umsatzpunktlage besser zu beschreiben, wurde die Sensitivität als partielle Ableitung des späten Umsatzpunkts nach dem frühen eingeführt. Die weitere Übertragung von Schwankungen des Verbrennungsschwerpunkts auf Schwankungen des indizierten Mitteldrucks wurde über den Verlauf des Wirkungsgrads in Abhängigkeit der Verbrennungsschwerpunktlage veranschaulicht. Durch ihr großes Zündvolumen, die radikal-chemische Art der Entflammung und die es umgebende anisotrope Verteilung von Radikalen erweitert die Coronazündung die Verdünnungsgrenzen deutlich und reagiert weniger empfindlich auf Änderungen von Last, Drehzahl und Verdichtungsverhältnis.

Im Gegensatz zum Zündfunken, der durch Ladungsbewegung deutlich ausgelenkt und dadurch vergrößert wird, bleibt die Größe der Oberfläche des Coronavolumens nahezu unverändert. Der weitere Verbrennungsverlauf hingegen profitiert unabhängig vom Zündsystem von erhöhter Ladungsbewegung. Nahe der Coronaeinsatzspannung treten Entladungen teils nur an einzelnen Spitzen auf. Die bevorzugte Spitze kann von Zyklus zu Zyklus wechseln. Im Grenzbereich hoher Coronaspannungen kommt es zu Funkenüberschlägen mit veränderter Entflammungsstatistik. Dem Übergang von Corona- zu Funkenüberschlagszündung ist ein eigener Abschnitt gewidmet.

Aufgrund der mit zunehmender Gasdichte steigenden Auftretenswahrscheinlichkeit von Funkenüberschlägen wurde die Funkenüberschlagsneigung auch im Hochlastbetrieb mit OT-naher Zündung betrachtet. In Verbindung mit hoher Ladungsbewegung konnte kein das Zündungspotential einschränkender Einfluss gefunden werden. Als energetisch günstig stellte sich die Kombination aus hoher Zündspannung und niedriger Zünddauer heraus. In zwei Spannungs-Dauer-Kombinationen wurde das Potential von gepulster Zündung ermittelt. Im Rahmen der untersuchten Variationen unter homogenen Randbedingungen konnte jedoch keine signifikante Verbesserung der Entflammungsstabilität festgestellt werden.

Schließlich wurde das Potential der Coronazündung in ausgewählten Betriebsbereichen aufgezeigt. So kann im Katalysator-Heiz-Betrieb auf die zweite, zündungsbezogene Einspritzung verzichtet und die Partikelemission um mehrere Zehnerpotenzen reduziert werden. Im klopfbegrenzten Bereich erlaubt das Coronazündsystem eine frühere mittlere Lage des Verbrennungsschwerpunkts, wodurch der Wirkungsgrad steigt. Aber auch späte Schwerpunktlagen im Hochlastbereich können mit der Coronazündung mit geringen zyklischen Schwankungen dargestellt werden. Besonders interessant ist dies bei niederoktanigen Kraftstoffen und hohen Umgebungstemperaturen. Die Stabilisierung bei späten Verbrennungsschwerpunktlagen erlaubt des Weiteren größere Lastwechsel auf Basis von Momentenreserve und bietet Potential, das Verdichtungsverhältnis anzuheben. Im Teillastbetrieb kann die Ventilüberschneidung erhöht und dadurch die Restgaskonzentration im Brennraum gesteigert werden. Durch sinkende Drosselverluste und die Anhebung des Isentropenexponenten steigt der Wirkungsgrad. Die Kombination aus Tumbleladungsbewegung und Coronazündung erlaubt eine Verschiebung der Verdünnungsgrenze, die deutlich über die der einzelnen Maßnahmen hinaus geht.

Die durchgeführten Versuche bestätigen das hohe Potential der Coronazündung gegenüber der Funkenzündung. Mit dem Coronazündsystem kann die Verbrennung in großen Bereichen des Motorkennfelds weiter optimiert werden, um Schadstoffemissionen und Kraftstoffverbrauch zu senken.

A Anhang

A.1 Herleitung der Standardabweichung für Abschnitt 7.2.4

x_1 bis x_c beschreibt die MFB5%-Lage der einzelnen Coronazyklen, y_1 bis y_f die Lage der MFB5%-Umsatzpunkte der Zyklen mit Funkenüberschlägen. σ_C und σ_F beschreiben die Standardabweichung des Brennbeginns der Zyklen mit Coronaentflammung bzw. die Standardabweichung des Brennbeginns der Zyklen mit Funkenüberschlagsentflammung. z_1 bis z_{c+f} beschreiben die 5%-Umsatzpunktlage aller Zyklen, also der Gesamtheit aus Zyklen mit Coronaentflammung und Zyklen mit Funkenüberschlagsentflammung. Die Formel zur Berechnung der Standardabweichung des MFB5% aller Zyklen $\sigma_{MFB5\%}$, in Abhängigkeit der Anzahl der Corona- und Funkenüberschlagszyklen, und der Standardabweichungen und Mittelwerte der beiden Teilmengen (Zyklen mit Coronaentflammung und Zyklen mit Funkenüberschlagsentflammung) kann wie folgt hergeleitet werden. c und f sind dabei die Anzahl der Corona- und Funkenüberschlagszyklen. \bar{x} und \bar{y} sind die Mittelwerte der 5%-Kraftstoffmassenumsatzpunktlagen der Corona- bzw. der Funkenüberschlagszyklen. \bar{z} ist der Mittelwert der 5%-Kraftstoffmassenumsatzpunktlagen der Gesamtheit der Corona- und Funkenüberschlagszyklen.

$$\begin{aligned}\sigma_{MFB5\%} &= \sqrt{\frac{1}{c+f-1} \sum_{k=1}^{c+f} (z_k - \bar{z})^2} = \sqrt{\frac{1}{c+f-1} \left(\sum_{i=1}^c (x_i - \bar{z})^2 + \sum_{j=1}^f (y_j - \bar{z})^2 \right)} = \\ &= \sqrt{\frac{1}{c+f-1} \left(\sum_{i=1}^c (x_i - \bar{x} + \bar{x} - \bar{z})^2 + \sum_{j=1}^f (y_j - \bar{y} + \bar{y} - \bar{z})^2 \right)}\end{aligned}\tag{A.1}$$

mit

$$\sum_{i=1}^c (x_i - \bar{x})^2 = (c-1)\sigma_C^2\tag{A.2}$$

und

$$\sum_{j=1}^f (y_j - \bar{y})^2 = (f-1)\sigma_F^2\tag{A.3}$$

folgt

$$\sigma_{MFB5\%} = \sqrt{\frac{1}{c+f-1} \left((c-1)\sigma_C^2 + 2(\bar{x} - \bar{z}) \sum_{i=1}^c (x_i - \bar{x}) + c(\bar{x} - \bar{z})^2 + \right.} \quad (\text{A.4})$$

$$\left. (f-1)\sigma_F^2 + 2(\bar{y} - \bar{z}) \sum_{j=1}^f (y_j - \bar{y}) + f(\bar{y} - \bar{z})^2 \right)$$

aus

$$\bar{z} = \frac{1}{c+f} \sum_{k=1}^{c+f} z_k = \frac{1}{c+f} \left(\sum_{i=1}^c x_i + \sum_{j=1}^f y_j \right) = \frac{c\bar{x} + f\bar{y}}{c+f} \quad (\text{A.5})$$

folgt

$$\bar{x} - \bar{z} = \left(1 - \frac{m}{m+n} \right) \bar{x} - \frac{n}{m+n} \bar{y} = \frac{n}{m+n} (\bar{x} - \bar{y}) \quad (\text{A.6})$$

analog folgt

$$\bar{y} - \bar{z} = \frac{m}{m+n} (\bar{y} - \bar{x}) \quad (\text{A.7})$$

zusätzlich gilt

$$\sum_{i=1}^c (x_i - \bar{x}) = \sum_{i=1}^c x_i - m\bar{x} = 0 \quad (\text{A.8})$$

analog folgt

$$\sum_{j=1}^f (y_j - \bar{y}) = 0 \quad (\text{A.9})$$

Hiermit ergibt sich insgesamt

$$\begin{aligned}
 \sigma &= \sqrt{\frac{1}{c+f-1}((c-1)\sigma_C^2 + c\frac{f^2}{(c+f)^2}(\bar{x}-\bar{y})^2 + (f-1)\sigma_F^2 + f\frac{c^2}{(c+f)^2}(\bar{y}-\bar{x})^2} = \\
 &\quad \sqrt{\frac{1}{c+f-1}((c-1)\sigma_C^2 + (f-1)\sigma_F^2 + \frac{cf^2 + fc^2}{(c+f)^2}(\bar{x}_c - \bar{y}_f)^2} = \\
 &\quad \sqrt{\frac{1}{c+f-1}((c-1)\sigma_C^2 + (f-1)\sigma_F^2 + \frac{cf}{c+f}(\bar{x}_c - \bar{y}_f)^2}
 \end{aligned}
 \tag{A.10}$$

Abbildungsverzeichnis

2.1	Veranschaulichung der turbulenten Flammenausbreitung [69]	4
2.2	Flammenregime vorgemischter turbulenter Flammen (Borghi-Diagramm) [41]	5
2.3	Schematische Darstellung unterschiedlicher Flammentypen der vorgemischten Verbrennung [41]	6
2.4	Ladungsbewegung im Verbrennungsmotor [51]	7
3.1	Explosionsgrenzen [62]	13
3.2	Reaktionsraten [62]	15
3.3	Coronazünder [66]	23
4.1	Einlasssystem mit Möglichkeit zur Adaption der Ladungsbewegung	26
4.2	Schematischer Aufbau des Transparentmotors [35]	27
5.1	Zusammenhang zwischen Mittelwert und Standardabweichung	33
5.2	$SENS_{ZZP-MFB50\%}$ in Abhängigkeit des Zündzeitpunkts	35
5.3	Zusammenhang zwischen $SENS_{ZZP-MFB50\%}$ und $Brenndauer_{ZZP-MFB50\%}$. Marker kennzeichnen die Position des Zündwinkels und des MFB50% (x-Achse) für jeden Messpunkt eines Zündhakens.	37
5.4	Zündhaken bei konstanter Füllung – Standardabweichung $_{MFB50\%}$ als Funktion der Sensitivität $_{MFB5\%-MFB50\%}$; oben: Vergleich Messung - Rechnung; unten: relativer Fehler Rechnung - Messung ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{mi} = 0,27 \text{ MPa}$)	39
5.5	Links: Zündhaken bei konst. Füllung ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{mi} = 0,27 \text{ MPa}$); rechts: Streudiagramme	40
5.6	Variation von Last und Verdünnungsrate ($n = 1500 \text{ min}^{-1}$)	41
5.7	Streudiagramm: Variation von Last und Verdünnungsrate ($n = 1500 \text{ min}^{-1}$)	42
6.1	Zündsystemvergleich im Rahmen einer Verdünnungsvariation ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{mi} = 0,27 \text{ MPa}$)	44
6.2	Vergleich der Brenndauer; oben: $\lambda = 1, 0$; unten: $\lambda = 1, 5$; TSZ: schwarz; Corona: blau/türkis ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{mi} = 0,27 \text{ MPa}$)	45
6.3	Korrelation MFB50% – MFB5% für Funken- und Coronazündung ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{mi} = 0, 27 \text{ MPa}$; $\lambda = 1, 0$)	46
6.4	Ladungsbewegungsvergleich im Rahmen einer Verdünnungsvariation ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{mi} = 0,27 \text{ MPa}$)	48

6.5	Abhängigkeit der Standardabweichung der Brenndauer vom Mittelwert; Variation des Luft-Kraftstoff-Verhältnisses: Für jede Ladungsbewegungsform ist das minimale und das maximale Verbrennungsluftverhältnis eingetragen. ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{mi} = 0,27 \text{ MPa}$)	49
6.6	Relative Verbesserung durch verbesserte Zündung bzw. Ladungsbewegungsmaßnahmen bezogen auf TSZ mit Standardladungsbewegung ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{mi} = 0,27 \text{ MPa}$)	50
6.7	Einfluss der Last – Variation der Abgasrückführrate ($n = 1500 \text{ min}^{-1}$; $\lambda = 1,0$; Teilhubbetrieb) [71]	51
6.8	Variation der Ventilsteuerzeiten ($n = 1000 \text{ min}^{-1}$; $p_{mi} = 0,1 \text{ MPa}$; $\lambda = 1,0$; Teilhubbetrieb) [56]	52
6.9	Variation der Ventilsteuerzeiten; Vergleich der Brenndauern von MFB5% bis MFB50% ($n = 1000 \text{ min}^{-1}$; $p_{mi} = 0,1 \text{ MPa}$; $\lambda = 1,0$; Teilhubbetrieb)	53
6.10	Einfluss der Drehzahl – Variation der Abgasrückführrate ($p_{mi} = 0,7 \text{ MPa}$; $\lambda = 1,0$; Teilhubbetrieb) [71]	54
6.11	Einfluss des Verdichtungsverhältnisses – Variation der Ventilsteuerzeiten ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{mi} = 0,2 \text{ MPa}$) [71]	55
6.12	Einfluss von Ladungsbewegung auf das Zündvolumen; Zündkerze – Corona; ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{mi} = 0,27 \text{ MPa}$)	57
6.13	Verwehung der Coronastreamer durch gerichtete Ladungsbewegung im Brennraum; ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{mi} = 0,27 \text{ MPa}$) [35]	59
6.14	Einfluss der Ladungsbewegung auf die Entflammung ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$, $p_{mi} = 0,27 \text{ MPa}$) [71]	60
6.15	Einfluss der Ladungsbewegung auf die MFB5%-Stabilität; Zündkerze – Corona ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{mi} = 0,27 \text{ MPa}$)	61
7.1	Variation von Zündspannung und Zünddauer ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{mi} = 0,27 \text{ MPa}$) [71]	64
7.2	Vergleich Transistorspulenzündung – Corona minimale Spannung – Corona optimierte Spannung ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{mi} = 0,27 \text{ MPa}$) [55]	65
7.3	Entflammung an der Coronaeinsatzspannung ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{mi} = 0,27 \text{ MPa}$; $\lambda = 1,0$)	66
7.4	Entflammung durch Funkenüberschlag	67
7.5	Vergleich der Verbrennungseinleitung – Schlierenaufnahme in einer Verbrennungsbombe (Zündbedingungen: 2 MPa ; 473 K ; $\lambda = 1,0$) [20]	68
7.6	Brennverzug Vergleich Corona - Funkenüberschlag	69
7.7	Übergang Corona – Funkenüberschlag	71
7.8	Brennverzug der Coronazyklen als Funktion des Anteils an Funkenüberschlägen – Annahme: Hyperbolischer Zusammenhang	72
7.9	Übergang Corona-Funkenüberschlag; Vergleich Messung – Rechnung	73
7.10	Spannungsvariation der Coronazündung – Standardabweichung MFB5% über normierter Zündspannung ($n = 2500 \text{ min}^{-1}$; $p_{mi} = 2,7 \text{ MPa}$) [56]	74
7.11	Variation der Zünddauer - Aufnahmen durch den Kolbenboden ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{mi} = 0,27 \text{ MPa}$; $\lambda = 1,4$; ZZP = -12° KW)	76

7.12	Variation der Zünddauer – Entwicklung der Flammenfläche anhand von Mittelwertbildern über 64 Einzelzyklen ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{\text{mi}} = 0,27 \text{ MPa}$; $\lambda = 1,4$; ZZP = -12° KW)	77
7.13	Variation der Zünddauer - Streudiagramm: indizierter Mitteldruck als Funktion des Brennverzugs ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{\text{mi}} = 0,27 \text{ MPa}$; $\lambda = 1,4$)	78
7.14	Ermittlung der minimalen Zünddauer in Abhängigkeit der Last ($n = 1500 \text{ min}^{-1}$; $\lambda = 1,0$)	79
7.15	Energievariation ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{\text{mi}} = 0,27 \text{ MPa}$) [71]	80
7.16	Gepulste Coronazündung: Spannungs-Dauer-Kombination 1 ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{\text{mi}} = 0,27 \text{ MPa}$; $\lambda = 1,6$)	82
7.17	Gepulste Coronazündung: Spannungs-Dauer-Kombination 2 ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{\text{mi}} = 0,27 \text{ MPa}$; $\lambda = 1,6$)	83
7.18	Schematischer Vergleich: 5 Zündpulse, 60 % Pausendauer - 10 Zündpulse, 30 % Pausendauer; blau: Zündung; gelb: Pause	83
8.1	KAT-Heizen – $VAK_{p_{\text{mi}}}$ und PN ($n = 1200 \text{ min}^{-1}$; $p_{\text{mi}} = 0,2 \text{ MPa}$; $\lambda = 1,05$) [56]	87
8.2	KAT-Heizen – PN bei Einfacheinspritzung ($n = 1200 \text{ min}^{-1}$; $p_{\text{mi}} = 0,2 \text{ MPa}$; $\lambda = 1,05$)	87
8.3	KAT-Heizen – Streudiagramm ($n = 1200 \text{ min}^{-1}$; $p_{\text{mi}} = 0,2 \text{ MPa}$; $\lambda = 1,05$)	88
8.4	Klopfdruck über Verbrennungsschwerpunkt ($n = 4000 \text{ min}^{-1}$; $p_{\text{mi}} = 2,5 \text{ MPa}$; $\lambda = 1,0$) [71]	89
8.5	Indizierter Mitteldruck über Brennbeginn und Verbrennungsschwerpunkt ($n = 4000 \text{ min}^{-1}$; $\lambda = 1,0$) [71]	90
8.6	Verbrauchsabschätzung am Beispiel der TSZ – p_{mi} über MFB50% ($n = 4000 \text{ min}^{-1}$; $p_{\text{mi}} = 2,5 \text{ MPa}$; $\lambda = 1,0$)	91
8.7	Zündhaken bei konst. Last – $VAK_{p_{\text{mi}}}$ über MFB50% ($n = 1500 \text{ min}^{-1}$; $p_{\text{mi}} = 1,8 \text{ MPa}$) [56]	92
8.8	Variation der Ventilüberschneidung ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{\text{mi}} = 0,2 \text{ MPa}$) [71]	93
8.9	Auswahl der Messpunkte für die Druckverlaufsanalyse	94
8.10	Restgaskonzentration aus der Druckverlaufsanalyse ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{\text{mi}} = 0,2 \text{ MPa}$) [71]	94
8.11	Streudiagramme ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{\text{mi}} = 0,2 \text{ MPa}$) [71]	95
8.12	Vergleich von TSZ Standardladungsbewegung und Corona Tumbleladungsbewegung ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{\text{mi}} = 0,27 \text{ MPa}$)	96
8.13	Relative Verbesserung durch Zündung und/oder Ladungsbewegungsmaßnahme, bezogen auf TSZ mit Standardladungsbewegung ($n = 2000 \text{ min}^{-1}$; $p_{\text{mi}} = 0,27 \text{ MPa}$)	97

Tabellenverzeichnis

3.1	Bindungsenergien [62]	12
4.1	Einzylinder-Forschungsmotor - Motorparameter	25
4.2	Optisch zugänglicher 1-Zylinder – Motorparameter	27
4.3	Seriennaher 3-Zylinder Motor (BMW i8) – Motorparameter	28
4.4	Seriennaher 3-Zylinder Motor (BMW 118i) – Motorparameter	28
4.5	Verwendete Messtechnik	29
7.1	Statistik Vergleich Corona - Funkenüberschlag	69
7.2	Standardabweichung MFB5% und Brennverzug für Corona- und Fun- kenüberschlagszündung	71
7.3	Entwicklung des Brennverzugs bei Zünddauervariation	78

Literaturverzeichnis

- [1] *Der HIPOLAS Laser und sein Mastermind.* <https://www.ctr.at/news/termine/details/news/der-hipolas-laser-und-sein-mastermind/>, Abruf: 13.07.2018
- [2] ATTARD, W. P. ; BLAXILL, H. : A Single Fuel Pre-Chamber Jet Ignition Powertrain Achieving High Load, High Efficiency and Near Zero NOx Emissions. In: *SAE Int. J. Engines* 5 (2011), Nr. 2011-01-2023, S. 734–746
- [3] BARGENDE, M. : Schwerpunkt-Kriterium und automatische Klingelerkennung. Bausteine zur automatischen Kennfeldoptimierung bei Ottomotoren. In: *Motortechnische Zeitschrift* Jahrgang 56 (1995), S. 632–638
- [4] BECKER, M. ; RIXECKER, G. ; BRICHZIN, V. ; GÜNTHER, M. ; TRÖGER, R. ; KRATZSCH, M. : Corona Ignition as an Enabler for Lean Combustion Concepts Leading to Significantly Reduced Fuel Consumption of Turbocharged Gasoline Engines. In: *22nd Aachen Colloquium Automobile and Engine Technology 2013* (2013), S. 1051–1070
- [5] BRÜCK, R. ; HIRTH, P. ; HU, B. ; SCHORN, C. : Neue Katalysatorträger-Innovation für RDE- und SULEV-30-Grenzwerte. In: *Motor Technische Zeitschrift* 01-2017 (2017), S. 18–26
- [6] BRÜGGEMAN, D. ; HÜTTL, C. : Stand der Entwicklung bei der Laserzündung. In: *Motortechnische Zeitschrift* 03 (2009), Nr. 3, S. 228–231
- [7] BURROWS, J. ; MIXELL, K. ; REINICKE, P.-B. ; RIESS, M. ; SENS, M. : Corona Ignition - Assessment of Physical Effects by Pressure Chamber, Rapid Compression Machine, and Single Cylinder Engine Testing. In: GÜNTHER, M. (Hrsg.) ; TRÖGER, R. (Hrsg.): *2nd International Conference on Ignition Systems for Gasoline Engines*, 2014, S. 87–107
- [8] BUSCHBECK, M. : *Laseroptische Analyse der zyklischen Schwankungen in einem Verbrennungsmotor*, Friedrich-Alexander-Universität Erlangen, Diss., 2013
- [9] EHLERS, G. ; PFALZGRAF, B. ; WURMS, R. : Homogen-Split - Eine hocheffiziente Einspritzstrategie zur Senkung der Abgasemissionen bei FSI-Motoren. In: *9. Tagung: Der Arbeitsprozess des Verbrennungsmotors - Graz* (September 2003), S. 81–92
- [10] EICHLSEDER, H. ; KLÜTING, M. ; PIOCK, W. : *Grundlagen und Technologien des Ottomotors*. Springer Wien - New York, 2008

- [11] ENGELJEHRINGER, K. : RDE und neue Testzyklen. In: MERKER, G. P. (Hrsg.) ; TEICHMANN, R. (Hrsg.): *Grundlagen Verbrennungsmotoren*. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2018, S. 1033–1039
- [12] FESSLER, M. : *Untersuchung der Auswirkungen eines alternativen Zündverfahrens auf den Verbrennungsprozess bei einem geschichteten Brennverfahren*, Karlsruher Institut für Technologie, Diss., 2012
- [13] GERINGER, B. ; KLAWATSCH, D. ; GRAF, J. ; LENZ, H. P. ; SCHUÖCKER, D. ; LIEDL, G. ; PIOCK, W. F. ; JETZINGER, M. ; KAPUS, P. : Laserzündung - Ein neuer Weg für den Ottomotor. In: *Motortechnische Zeitschrift* 65 (2004), Nr. 3, S. 214–219
- [14] GERTHSEN, T. : *Chemie für den Maschinenbau 2*. Universitätsverlag Karlsruhe, 2008
- [15] GÜNTHER, M. ; TRÖGER, R. ; NICKLITZSCH, S. ; ADOLF, M. ; BOHNE, S. : Design Criteria for the Use of Corona Ignition Systems in Combustion Engines. In: *1st International Conference on Ignition Systems for Gasoline Engines* (2012), S. 226–237
- [16] GOLLIN, W. ; LERCHENMÜLLER, K. ; VOGT, G. : Zündung. In: REIF, K. (Hrsg.): *Grundlagen Fahrzeug- und Motorentchnik*. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2017, S. 196–203
- [17] GOLLIN, W. ; LERCHENMÜLLER, K. ; VOGT, G. ; REIF, K. : Zündung. In: REIF, K. (Hrsg.): *Ottomotor-Management - Steuerung, Regelung und Überwachung*. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2014, S. 137–172
- [18] Schutzrecht US3230939A (1966). GOOSSAK, L. A. (Erfinder). Method of prechamber-torch ignition in internal combustion engines
- [19] GOTTSCHALK, W. : Benzinverbrennung. In: MERKER, G. P. (Hrsg.) ; TEICHMANN, R. (Hrsg.): *Grundlagen Verbrennungsmotoren*. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2018, S. 597–636
- [20] GRAF, J. ; LAUER, T. ; GERINGER, B. : Zündsysteme für hochaufgeladene Downsizingmotoren. In: *Motortechnische Zeitschrift* 74 (2013), Nr. 11, S. 898–903
- [21] GROB, A. : *Rohemissionsreduktion und Abgasnachbehandlungskonzepte an Hochleistungs-Ottomotoren mit Direkteinspritzung*, Universität Karlsruhe (TH), Diss., 2007
- [22] HAMPE, C. : *Hochfrequenz-Zündung für ottomotorische Brennverfahren*, Karlsruher Institut für Technologie, Diss., 2016
- [23] HEUERMANN, H. ; FINGER, T. : Microwave Spark Plug for Very High-Pressure Conditions. In: GÜNTHER, M. (Hrsg.) ; TRÖGER, R. (Hrsg.): *2nd International Conference on Ignition Systems for Gasoline Engines*, 2014, S. 269–281

- [24] HEYWOOD, J. B.: *Internal Combustion Engine Fundamentals*. McGraw-Hill New York u.a., 1988
- [25] IKEDA, Y. : Development of Microwave Plasma Ignition System with Semiconductor Microwave Oscillator and Combustion Improvement in Practical SI Engine. In: GÜNTHER, M. (Hrsg.) ; TRÖGER, R. (Hrsg.): *2nd International Conference on Ignition Systems for Gasoline Engines*, 2014, S. 229–248
- [26] JOOS, F. : *Technische Verbrennung*. Springer Berlin - Heidelberg - New York, 2006
- [27] KÜCHLER, A. : *Hochspannungstechnik*. Springer Heidelberg - Dordrecht - London - New York, 2009
- [28] KESKIN, M. T.: *Modell zur Vorhersage der Brennrate in der Betriebsart kontrollierte Benzinselbstzündung*. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2016
- [29] KIEFER, W. ; KLAUER, N. ; KRAUSS, M. ; MÄHRLE, W. ; SCHÜNEMANN, E. : Der neue Reihensechszylinder-Ottomotor von BMW; Teil 2: Thermodynamik und funktionale Eigenschaften. In: *Motortechnische Zeitschrift* 65 (2004), Nr. 12, S. 1008–1017
- [30] KOERS, M. : *CO₂-Regulierung bei PKW und leichten Nutzfahrzeugen*. <https://www.vda.de/de/themen/umwelt-und-klima/co2-regulierung-bei-pkw-und-leichten-nfz/co2-regulierung-bei-pkw-und-leichten-nutzfahrzeugen.html>, Abruf: 13.08.2018
- [31] KOESSNER, V. : *Der BMW Vierzylinder Otto-Motor mit VALVETRONIC*. <https://www.press.bmwgroup.com/austria/article/detail/T0034160DE/der-bmw-vierzylinder-otto-motor-mit-valvetronic?language=de>. Version: 2001, Abruf: 12.08.2018
- [32] KOFLER, H. ; TAUER, J. ; WINTNER, E. : *Konzeption und Entwicklung einer Laserzündkerze*. https://www.tuwien.ac.at/fileadmin/t/tuwien/docs/news/Kurzbeschreibung_Laserzuendkerze_Houskapreis.pdf. Version: 2008, Abruf: 03.08.2018
- [33] KREBS, R. ; SZENGEL, R. ; MIDDENDORF, H. ; SPERLING, H. ; SIEBERT, W. ; THEOBALD, J. ; MICHELS, K. : Neuer Ottomotor mit Direkteinspritzung und Doppelaufladung von Volkswagen, Teil 2: Thermodynamik. In: *Motor Technische Zeitschrift* 66 (2005), Nr. 12, S. 979–986
- [34] KUFFERATH, A. ; SAMENFINK, W. ; GERHARDT, J. : Die neue Emissionsstrategie der Benzin-Direkteinspritzung. In: *Motor Technische Zeitschrift* 64 (2003), Nr. 11
- [35] LANGHORST, T. : *Potential- und Grundlagenuntersuchungen zu konventionellen und alternativen Zündsystemen für turbomotorische Brennverfahren*, Karlsruher Institut für Technologie, Diplomarbeit, 2014

- [36] LAUER, T. : *Einfluss der Ladungsbewegung auf Gemischbildung und Entzündung bei Otto-Motoren mit homogenen Brennverfahren*, Technische Universität Wien, Diss., 2007
- [37] LENZ, H. P.: *Gemischbildung bei Ottomotoren*. Springer Wien, 1990
- [38] MALY, R. : Spark Ignition: Its Physics and Effect on the Internal Combustion Engine. In: HILLIARD, J. C. (Hrsg.) ; SPRINGER, G. S. (Hrsg.): *Fuel Economy: in Road Vehicles Powered by Spark Ignition Engines*. Springer New York, 1984, S. 91–148
- [39] MALY, R. R. ; HERWEG, R. : Spark Ignition and Combustion in Four-Stroke Gasoline Engines. In: ARCOUMANIS, C. (Hrsg.) ; KAMIMOTO, T. (Hrsg.): *Flow and Combustion in Reciprocating Engines*. Springer Berlin - Heidelberg, 2009, S. 1–66
- [40] MCMILLIAN, M. ; RICHARDSON, S. ; WOODRUFF, S. D. ; MCINTYRE, D. : Laser-Spark Ignition Testing in a Natural Gas-Fueled Single-Cylinder Engine. In: *SAE Technical Paper* (2004), Nr. 2004-01-0980
- [41] MERKER, G. P. ; ECKERT, P. : Verbrennung. In: BASSHUYSEN, R. van (Hrsg.) ; SCHÄFER, F. (Hrsg.): *Handbuch Verbrennungsmotor*. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2017, S. 721–742
- [42] MIKLAUSCHITSCH, M. : *Niedrigstmissionskonzept auf Basis eines abgasturboaufgeladenen Ottomotors mit Direkteinspritzung, vollvariablem Ventiltrieb und Sekundärlufteinblasung*, Karlsruher Institut für Technologie, Diss., 2011
- [43] MÜLLER, H. ; ALMSTADT, K. : Die Entflammungsphase im Ottomotor - Dauer und Streuung in Abhängigkeit vom Betriebspunkt. In: *Motortechnische Zeitschrift* 43 (1982), Nr. 4, S. 149–155
- [44] OPPENHEIM, A. K. ; TEICHMAN, K. ; HOM, K. ; STEWART, H. E.: Jet Ignition of an Ultra-Lean Mixture. In: *SAE Technical Paper* (1978), Nr. 780637
- [45] PACHAURI, R. K. ; REISINGER, A. ; SWART, R. ; TIRPAK, D. ; VOGEL, C. ; YOHE, G. : Klimaänderung 2007 Synthesebericht / Zwischenstaatlicher Ausschuss für Klimaänderungen (IPCC). Version: 2007. <https://www.ipcc.ch/pdf/reports-nonUN-translations/deutch/IPCC2007-SYR-german.pdf>, Abruf: 13.08.2018. – Forschungsbericht
- [46] PAPULA, L. : *Mathematische Formelsammlung für Ingenieure und Naturwissenschaftler*. Vieweg Braunschweig - Wiesbaden, 1988
- [47] PASCHEN, F. : *Über die zum Funkenübergang in Luft, Wasserstoff und Kohlensäure bei verschiedenen Drücken erforderliche Potentialdifferenz*, Kaiser-Wilhelms-Universität Strassburg, Diss., 1889
- [48] PETERS, N. : *Turbulent Combustion*. Cambridge University Press Cambridge, 2000

- [49] PHUOC, T. X.: Laser-induced spark ignition fundamental and applications. In: *Optics and Lasers in Engineering* 44 (2006), Nr. 5, S. 351–397
- [50] PISCHINGER, R. ; KLELL, M. ; SAMS, T. : *Thermodynamik der Verbrennungskraftmaschine*. Springer Berlin, 2009
- [51] PISCHINGER, S. : *Lecture Notes: Internal Combustion Engines Volume II*. Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, Professorial Chair For Combustion Engines, 2007
- [52] PULS, T. : CO₂-Regulierung für PKW: Fragen und Antworten zu den europäischen Grenzwerten für Fahrzeughersteller / Institut der deutschen Wirtschaft Köln. Version: 2013. https://www.iwkoeln.de/fileadmin/publikationen/2017/228037/Brosch%C3%BCre_CO2_Grenzwerte_Druck.pdf, Abruf: 13.08.2018. – Forschungsbericht
- [53] RUAN, G. ; KIENZLE, D. ; ROTH, D. ; BECKER, M. : Doppelspulenzündung für Ottomotorenkonzepte mit AGR. In: *Motortechnische Zeitschrift* 74 (2013), Nr. 3, S. 212–216
- [54] SÜSS, M. : *Untersuchungen zur homogen kompressionsgezündeten Verbrennung mit Fremdzündungsunterstützung*, Karlsruher Institut für Technologie, Diss., 2012
- [55] SCHENK, M. ; FESSLER, M. ; WOLF, T. ; KLAUS, B. ; FISCHER, H. : Comparison of the thermodynamic Potential of alternative Ignition Systems for SI-Engines. In: KRATZSCH, M. (Hrsg.) ; GÜNTHER, M. (Hrsg.): *Advanced Ignition Systems for Gasoline Engines*, 2012, S. 238–260
- [56] SCHENK, M. ; SCHAUER, F. X. ; SAUER, C. ; WEBER, G. ; HAHN, J. ; SCHWARZ, C. : Challenges to the Ignition System of Future Gasoline Engines - An Application Oriented System Comparison. In: GÜNTHER, M. (Hrsg.) ; SENS, M. (Hrsg.): *3rd International Conference on Ignition Systems for Gasoline Engines*, 2016, S. 3–25
- [57] Schutzrecht DE102014222925A1 (2014). SCHENK, M. ; SCHRÖTER, M. (Erfinder). Dielektrisch behinderte Vorkammerzündung
- [58] SCHENK, M. ; WOLF, T. ; SCHRÖTER, M. ; ZELLINGER, F. ; KLAUS, B. ; PFEIFER, D. ; FISCHER, H. : Corona-Ignition vs. Spark Ignition: A fundamental Comparison for varying thermodynamic conditions for modern turbocharged Gasoline Engines. In: *International Conference: SIA Powertrain - Versailles*, 2015
- [59] Schutzrecht US2758576A (1956). SCHLAMANN, J. T. M. (Erfinder). Internal combustion engine with antechamber and method of operating same
- [60] SPICHER, U. : Kenngrößen. In: BASSHUYSEN, R. van (Hrsg.) ; SCHÄFER, F. (Hrsg.): *Handbuch Verbrennungsmotor*. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2017, S. 17–31
- [61] SQUIRES, G. L.: *Messergebnisse und ihre Auswertung*. De Gruyter Berlin, 1971

- [62] STARIKOVSKAIA, S. M.: Plasma assisted ignition and combustion. In: *Journal of Physics D: Applied Physics* 39 (2006), Nr. 16, S. R265–R299
- [63] STIESCH, G. ; ECKERT, P. : Reaktionskinetik. In: MERKER, G. P. (Hrsg.) ; TEICHMANN, R. (Hrsg.): *Grundlagen Verbrennungsmotoren*. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2018, S. 573–596
- [64] STROGIES, M. ; GNIFFKE, P. : Berichterstattung unter der Klimarahmenkonvention der Vereinten Nationen und dem Kyoto-Protokoll 2018 / Umweltbundesamt. Version: 2018. https://www.umweltbundesamt.de/sites/default/files/medien/1410/publikationen/2018-05-24_climate-change_12-2018_nir_2018.pdf, Abruf: 13.08.2018. – Forschungsbericht
- [65] TAYLOR, J. R.: *An Introduction to Error Analysis*. University Science Books Sausalito, 1982
- [66] TRUMP, M. C.: *Untersuchung eines Coronazündsystems im Motorbetrieb*, Universität Stuttgart, Diss., 2014
- [67] WACHTMEISTER, G. : *Skriptum zur Vorlesung Verbrennungsmotoren*. Technische Universität München, Lehrstuhl für Verbrennungskraftmaschinen, 2014
- [68] WALTNER, A. ; VENT, G. ; KEMMLER, R. ; LUX, C. ; ALTENSCHMIDT, F. : Die 2. Generation der Benzindirekteinspritzung - Aspekte zur Abgasreinigung und Katalysatorentwicklung. In: *15. Aachener Kolloquium Fahrzeug-Motorentchnik 2006* (2006), S. 1131–1160
- [69] WARNATZ, J. ; MAAS, U. ; DIBBLE, R. W.: *Verbrennung: Physikalisch-Chemische Grundlagen, Modellierung und Simulation, Experimente, Schadstoffentstehung*. Springer Berlin u.a., 2001
- [70] WINKLER, K. ; MÜLLER, W. ; REIF, K. : Abgasnachbehandlung für Ottomotoren. In: REIF, K. (Hrsg.): *Abgastechnik für Verbrennungsmotoren*. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2015, S. 80–111
- [71] WOLF, T. ; SCHENK, M. ; SCHRÖTER, M. ; ZELLINGER, F. ; KLAUS, B. ; PFEIFFER, D. ; FISCHER, H. : RF-Corona-Ignition vs. Spark Ignition: A Comparison for varying thermodynamic conditions and combustion strategies of modern turbocharged gasoline engines. In: GÜNTHER, M. (Hrsg.) ; TRÖGER, R. (Hrsg.): *2nd International Conference on Ignition Systems for Gasoline Engines*, 2014, S. 503–531
- [72] WOSCHNI, G. : Die Berechnung der Wandverluste und der thermischen Belastung der Bauteile von Dieselmotoren. In: *Motortechnische Zeitschrift* 31 (1970), Nr. 12, S. 491–499
- [73] YAMAMOTO, S. ; TANAKA, D. ; TAKEMURA, J. ; NAKAYAMA, O. ; ANDO, H. : Mixing Control and Combustion in Gasoline Direct Injection Engines for Reducing Cold-Start Emissions. In: *SAE Technical Paper* (2001), Nr. 2001-01-0550

- [74] ZIEGLER, G. F. W.: *Entflammung magerer Methan/Luft-Gemische durch kurzzeitige Bogen- und Glimmentladungen*, Universität Stuttgart, Diss., 1991