

Untersuchung eines Koronazündsystems im Motorbetrieb

Von der Fakultät Konstruktions-, Produktions- und Fahrzeugtechnik
der Universität Stuttgart

zur Erlangung der Würde eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)
genehmigte Abhandlung

Vorgelegt von

Martin Christian Trump

aus Nürnberg

Hauptberichter: Prof. Dr.-Ing. M. Bargende

Mitberichter: Prof. Dr. techn. C. Beidl

Tag der mündlichen Prüfung: 25. Juni 2014

Institut für Verbrennungsmotoren und Kraftfahrwesen
der Universität Stuttgart

2014

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Forschungsinstitut für Kraftfahrwesen und Fahrzeugmotoren Stuttgart (FKFS) unter der Leitung von Herrn Prof. Dr.-Ing. M. Bargende und der Mitarbeit als externer Beschäftigter in der Abteilung ENHF (Hochfrequenzzündung) der BorgWarner BERU Systems GmbH.

Ein herzliches Dankeschön richte ich an Herrn Professor Bargende für die sehr hilfreichen Anregungen sowie die angenehme, direkte und aufrichtige Kommunikation.

Vielen Dank an Herrn Professor Beidl für die Übernahme des Korreferats und die damit verbundene Zeit und Unterstützung.

Ein besonderer Dank gilt der Firma BorgWarner für die Initiative und die Beauftragung dieser spannenden Arbeit.

Meinem direkten Vorgesetzten Herrn H.-J. Berner danke ich für die nützlichen Fachgespräche und die Organisation am FKFS, den Abteilungsleitern bei BERU, Herrn W. Frölich, für das entgegengebrachte Vertrauen und die guten Ratschläge, Herrn Dr.-Ing G. Rixecker für die Tipps und Unterstützung während der Schlussphase dieser Arbeit.

Meinen Kollegen und Freunden am FKFS und bei BERU möchte ich ausdrücklich für die tolle Unterstützung bei den aufreibenden Messkampagnen und vor allem für die schöne Zeit danken.

Zusammenfassung

Die verschiedenen Ansätze zur innermotorischen Wirkungsgradsteigerung, sei es durch erhöhtes Downsizing, die Ausweitung des Schichtladebetriebs, AGR-Konzepte oder die Verwendung alternativer Kraftstoffe, benötigen zu ihrer Umsetzung und den zuverlässigen Betrieb neue Technologien in der Gemischaufbereitung, aber auch der Gemischzündung. Weiteres Downsizing mit Turboaufladung führt beispielsweise zu einer höheren Gemischdichte zum Zeitpunkt der Zündung und damit zwangsweise zu einer Erhöhung des Zündspannungsbedarfs. Die Ausweitung des Schichtladebetriebs stellt darüber hinaus erhebliche Ansprüche an die Zündfunkenausbildung und die Zünddauer.

Bisher konnte die Transistorspulenzündung durch immer weitere Verbesserungen der dielektrischen und mechanischen Eigenschaften sowie der Einführung komplexer elektronischer Ansteuerungen den steigenden Anforderungen gerecht werden. In Zukunft wird die konventionelle Zündkerze allerdings das Limit einer sicheren, aussetzerfreien Verbrennungseinleitung erreicht haben.

Aus diesem Grund wurde in letzter Zeit vermehrt das Augenmerk auf verschiedene alternative Zündsysteme gerichtet. Eines der vielversprechenden Konzepte stellt hierbei das Koronazündsystem des Automobilzulieferers BorgWarner BERU Systems dar. Die Koronazündung hat das Potenzial alle genannten Kriterien zu erfüllen und darüber hinaus rechtzeitig vor dem Wirksamwerden der EU-Verordnung zur Verminderung der CO₂-Emissionen [2], welche vorsieht, bis 2020 den CO₂-Ausstoß von Pkw-Neufahrzeugen auf durchschnittlich 95 g/km zu limitieren, in Serienanwendungen einzumünden. Im Gegensatz zur Transistorspulenzündung entsteht bei einer Koronazündung das Plasma nicht zwischen Mittel- und Masselektrode, sondern zwischen Zündkerzenspitze und der als Masse wirkenden Kolben- oder Brennraumwandoberfläche. Die Koronaspaltung wird über eine Resonanztransformation erzeugt, wobei die Zündkerze mit integrierter Resonanzspule den Resonanzschwingkreis bildet. Zusätzlich tragen allerdings auch das Zündspulengehäuse, die Zündleitung und der Brennraum aufgrund ihres minimalen kapazitiven und resistiven Effekts einen kleinen Teil zum Schwingkreis bei. Die Anregung erfolgt bei etwa 1 MHz über ein separates Steuergerät. Das Zündsystem ist daher auch als Hochfrequenzzündung bekannt.

Ein Ziel dieser Arbeit war es, die grundlegenden Vorteile des Hochfrequenzzündsystems (HFZ) gegenüber der konventionellen Transistorspulenzündung (TSZ) im Motorbetrieb herauszuarbeiten. Zur Durchführung des Vergleichs wurden die Zündsysteme an einen Einzylinder-Forschungsmotor mit Direkteinspritzung und variabler Ventilsteuerung adaptiert. Die thermodynamische Analyse zeigte, dass der Vorteil der Koronazündung vor allem auf der erhöhten Zündstabilität basiert. Durch die im Vergleich zur Transistorspulenzündung

erheblich beschleunigte Verbrennung des Gemisches im Bereich vor Erreichen des 1%-Massenumsatzpunktes kann eine sehr viel präzisere Entflammung erfolgen. Der Brennverzögerung ist je nach Betriebspunkt um 5 bis 15 °KW verkürzt. Der Vorteil macht sich besonders bei schlecht entflammaren Gemischen bemerkbar, da aufgrund der im Gegensatz zur Spulenzündung weiterhin guten Laufruhe bzw. den geringen Zyklenschwankungen ein optimales Einstellen der Schwerepunktlage möglich ist. Die Zündstabilität kann in der Folge zum Beispiel zur weiteren Entdrosselung durch Abgasrückführung und somit zur Verbrauchssenkung beitragen. Auch im Magerbetrieb oder an der Klopfgrenze punktet die Koronazündung durch den präziseren Brennbeginn.

Eine weitere Aufgabe der Untersuchung war die Analyse von elektrischen Signalen und Regelgrößen des Koronazündsystems mit dem Ziel, Störungen oder Beeinflussungen im Motorbetrieb zu identifizieren. Neben den Spannungs- und Stromsignalen zählt hierzu vor allem die Resonanzfrequenz des Hochfrequenzschwingkreises. Mittels einer Sensitivitätsanalyse stellte sich heraus, dass die Resonanzfrequenz vor allem Temperaturdrifts oder Frequenzänderungen durch die Korona- und Verbrennungsisolation unterliegt. Eine Analyse der Spannungssignale stellte darüber hinaus mögliche Verbesserungspotentiale bezüglich der softwaretechnischen Spannungsregelung dar. Der grundlegende Regelungsalgorithmus des Zündsystems stellte sich allerdings als robust und als im gesamten Kennfeld anwendbar heraus.

Da der Brennraum einen kleinen Teil des Koronaschwingkreises darstellt, sollte zudem untersucht werden, inwieweit mögliche Störungen der Resonanz dahingehend analysiert und genutzt werden können, um Aussagen über die Verbrennung treffen zu können. Es konnte erfolgreich gezeigt werden, dass die HF-Signale grundsätzlich zur Verbrennungsdiagnose herangezogen werden können. So wurden zum einen die Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse erneut aufgegriffen, um anhand der Frequenzänderungen während der Zünddauer eine Brennbeginnndetektion auszuarbeiten. Der ermittelte Brennbeginn kann durchschnittlich 6 °KW früher erkannt werden, als dies durch eine Analyse des Druckverlaufs möglich ist. Eine Verifizierung zeigte, dass hierbei eine Genauigkeit von ± 2 °KW gewährleistet werden konnte. Eine weitere Diagnosemöglichkeit stellt die ausgearbeitete Klopfkennung dar. In der Vollast wurden die HF-Signale analysiert, um die den Klopfeschwingungen vorausgehende abnormale Verbrennung bzw. Detonation von der normalen Verbrennung zu unterscheiden und anhand der Höhe der Frequenzverschiebung auf die Intensität des Klopfens zu schließen. Ein annähernd linearer Zusammenhang zwischen Frequenzverschiebung und Klopfspitze wurde erkannt, wodurch die Eignung zur Diagnosefunktion bestätigt werden konnte.

Summary

The various approaches to optimize the efficiency of the combustion process realized due to higher downsizing, expanding the stratified injection operation, adapt high EGR or using alternative fuels all assume the existence of new technologies for mixture formation and ignition. Further downsizing with turbo charging for example leads to a higher density of the mixture at ignition time and therefore inherently to higher ignition voltage. An expanded operation in lean stratified charge operation would need more attention to spark formation and spark duration.

Until now the conventional coil ignition was developed further relating to its dielectric and mechanical behaviour as well as its complexity and its electronic controllability so that it was able to achieve these requirements. But in the future the coil ignition will reach the limit to initiate a secure and stable combustion.

Based on that issue in the last view years more and more new alternative ignition systems were examined. One of the most promising concepts is the corona ignition system developed by BorgWarner BERU Systems. The corona ignition has the ability to achieve all the requirements and thereby could come into the market before the new EU CO₂ regulation (which intends to lower the CO₂ limitation for new passenger cars in 2020 to 95 g/km) becomes effective [2].

In contrast to the coil ignition system (CIS) the plasma of a corona ignition system isn't generated between the centre and the mass electrode but between the centre electrode and the piston or cylinder head which act as a mass electrode in this case. The corona voltage is generated by a resonant transformer where the spark plug and its integrated resonant coil represent a resonant oscillating circuit. In addition the spark plug housing, the ignition wires and the combustion chamber are also part of the resonant circuit because of their minimum capacitive and resistive effect. The electric circuit is stimulated at about 1 MHz by an external ignition control box. Therefore the corona ignition system is also known as high frequency ignition (HFI).

One aim of the project was to point out the key benefits of the HFI during the engine tests facing the CIS. Therefore the ignition systems were adapted on a single cylinder engine with direct injection and full variable valve train. The thermodynamic analysis showed that the main advantage of the corona ignition especially lies in the higher ignition stability. Compared to the coil ignition the corona system leads to an significantly accelerated combustion of the air fuel mixture in the time periode before the 1%-mass-reaction occurred. The effect is a very precise ignition and combustion timing. Depending on the engine operation point the ignition delay is about 5 to 15 °CA shorter than with coil ignition. The effect is especially

visible at highly diluted mixtures and therefore at badly flammable conditions because there it can still be reached a smooth running and less cycle-to-cycle fluctuations while the CIS loses its ignitability. As a result the HFI-System enables to keep the 50% mass fraction burnt point in optimum. The ignition stability could for example be used to better de-throttle with EGR and therefore help to improve fuel consumption. Also under lean conditions or at full load the corona system scores due to the precise ignition.

A further aim of the project was to analyze the electric signals and control values of the system in order to uncover and identify control issues or engine influences. Besides the voltage and current signal the most important value is the resonant frequency of the resonant circuit. A sensitivity analysis was undertaken to point out that the resonant frequency mainly is influenced by temperatur drift or the drift due to the corona or combustion ionization. An additional analysis of the voltage signal exposed that the efficiency and stability of the system could be improved by modifying the software control algorithm. Though the essential corona control algorithm was tested and the function appeared to be robust and applicable in the whole engine map.

Because the combustion chamber plays a small role in the electrical resonant circuit a final aim of the project was to find out if the interferences on the resonant frequency through the combustion ionization could be used for combustion diagnosis. The analysis pointed out that the high frequency signals generally burrow some useful information about the inflammation and the combustion process. One diagnosis that is based on the HFI-signals reused the results of the sensitivity analysis to build up a start of combustion detection. The calculated starting point in average lies about 6 °CA in front of the starting point calculated out of the pressure signals over a heat release rate. The verification on the engine test bench showed an accuracy of about ± 2 °CA. Another diagnosis is a knock detection algorithm. Therefore the HFI-signals were measured under full load and analyzed to find the combustion or detonation that precedes a knocking combustion cycle. The height of the frequency drift was used to calculate the intensity of the knocking. Finally a mostly linear relation between frequency drift and knock peak was discovered so that the applicability for a diagnosis function was proven.

Inhaltsverzeichnis

Vorwort	III
Zusammenfassung	IV
Summary	VI
Inhaltsverzeichnis	VIII
Verzeichnis der Abkürzungen und Formelzeichen	XI
1 Einleitung	1
1.1 Historischer Rückblick.....	1
1.2 Motivation.....	4
2 Zündung – Stand der Technik	6
2.1 Reaktionskinetik - Oxidation von Kohlenwasserstoffen.....	6
2.2 Verbrennung im Ottomotor.....	7
2.3 Fremdzündung	9
2.4 Zündverzögerung und Zyklenschwankung.....	12
2.5 Aufbau und Funktion konventioneller Spulenzündung	14
2.6 Grenzen konventioneller Spulenzündung.....	16
2.7 Alternative Zündsysteme.....	18
2.7.1 Plasmastrahlzündung.....	18
2.7.2 Mikrowellenplasmazündung.....	20
2.7.3 Laserzündung	21
2.7.4 Nicht-thermische Plasmazündungen.....	22
3 Koronazündung	25
3.1 Ionisationsmechanismen.....	25
3.1.1 Thermische Ionisation.....	25
3.1.2 Stoßionisation	26
3.1.3 Photoionisation.....	27
3.2 Entladungsmechanismen und Formen im elektrischen Feld.....	28
3.2.1 Townsendmechanismus	29
3.2.2 Gesetz von Paschen	30
3.2.3 Koronaentladung.....	32
3.2.4 Entflammung durch nicht-thermisches Plasma	33
3.3 Aufbau und Funktion des untersuchten Koronazündsystems	35
3.3.1 Zünder, Leitung und Brennraum	35
3.3.2 Elektronik und Frequenzregelung	38
3.3.3 Spannungsregelung und Ansteuerung.....	40
4 Versuchsträger, Messaufbau und Analyseprogramme	43
4.1 Druckkammerversuche	43
4.1.1 Druckkammeraufbau.....	43
4.1.2 Messung mit HF-Controller	44
4.1.3 Messung ohne HF-Controller	45
4.1.4 Messungen mit Klimaschrank	45
4.2 Motorversuche.....	46
4.2.1 Versuchsträger.....	46
4.2.2 Prüfstand.....	47
4.2.3 Anpassungen im Betrieb mit der Koronazündung	49
4.2.4 Zusatzmessungen am Vollmotor.....	51

4.3	Messdatenauswertung	52
4.3.1	Thermodynamische Analyse	52
4.3.2	Analyse der HF-Signale	52
5	Thermodynamische Analyse	55
5.1	Zündhaken	55
5.2	Lambdavariation	57
5.3	Restgasvariation	61
5.4	Volllast	63
5.5	Interpretation	67
6	Geometrische Auslegung	69
6.1	Ziele und Vorgehensweise der Auslegung	69
6.2	Bauraumanpassung mittels CAD	70
6.3	Auslegung mittels Druckbombe	70
6.4	Verifizierung im Motorbetrieb	73
7	Energiebilanz und Regelungsverhalten	75
7.1	Energieeintrag	75
7.1.1	Koronaspannung	75
7.1.2	Koronadauer	77
7.1.3	Energiebedarf	78
7.2	Spannungsaufbau	79
7.2.1	Baselinespannung	79
7.2.2	Spannungsanstieg	81
7.2.3	Funkenentladungen	82
7.3	Regelung	83
7.3.1	Spannungsregelung	84
7.3.2	Koronadauerregelung	85
7.3.3	Quereinflüsse	85
8	Frequenzeinflüsse im Betrieb – Sensitivitätsanalyse	87
8.1	Äußere Einflüsse (statisch oder quasistatisch)	87
8.1.1	Fertigung und Einbau	87
8.1.2	Veränderungen über Laufzeit	90
8.1.3	Systembedingte Einflüsse	92
8.1.4	Simulierte Einflüsse im Betrieb / Einfluss Brennraum	97
8.2	Einflüsse im Motorbetrieb (dynamisch)	101
8.2.1	Koronaspannung	101
8.2.2	Zündzeitpunkt	102
8.2.3	Gemischzusammensetzung	105
8.2.4	Motorlast	108
8.3	Zusammenfassung und Bewertung	110
9	Signalanalyse	112
9.1	Defekt-Erkennung	112
9.2	OT-Bestimmung	114
9.3	Klopfanalyse	116
9.4	Brennbeginnanalyse	118
10	Schlussfolgerung und Ausblick	122
11	Literaturverzeichnis	126
12	Abbildungsverzeichnis	134

A	Anhang	138
A.1	Vorläufer der Zündkerze.....	138
A.2	Kraftstoffzusammensetzung.....	138
A.3	Reaktionen der Wasserstoff-Sauerstoff-Oxidation	140
A.4	Klopftheorien	141
A.5	Sonderformen der Transistorspulenzündung	141
A.6	BPI-Verfahren (Bowl-Prechamber-Ignition).....	142
A.7	Ausführungsformen der Koronazündung.....	143
A.8	Paschen-Gesetz.....	145
A.9	Korona-Entladungsformen	146
A.10	Plasmatypen.....	146
A.11	Thermisches und nicht-thermisches Plasma	147
A.12	Hochspannungserzeugung mittels Ringkerntrafo	148
A.13	Hochfrequenzzündkerze.....	148
A.14	Spannungsüberhöhung	149
A.15	Koronaschwingkreis.....	150
A.16	Zünder-Bandbreite und Güte	151
A.17	Koronaregelung	152
A.18	Technische Daten Klimaschrank	154
A.19	Technische Daten Impedanzanalysator.....	155
A.20	Active Valve Train (AVT)	155
A.21	Messtechniksynchrisation.....	156
A.22	Messstellenplan Vollmotorprüfstand.....	157
A.23	Haltevorrichtung HF-Zünder	158
A.24	Frequenzbestimmung	159
A.25	Lambdavarisation	159
A.26	Betriebspunktverschiebung in der Volllast.....	161
A.27	Geometrieauslegung mit unterschiedlicher Elektrodenanzahl.....	161
A.28	Verifikation der geometrischen Auslegung	162
A.29	Überschlagsfeldstärke von N ₂ , CO ₂ und Luft.....	163
A.30	Frequenzverlauf bei frühem Zündzeitpunkt	163
A.31	Der ideale Transformator.....	164
A.32	Defekterkennung	164
A.33	Klopferkennung.....	166
A.34	Brennbeginnanalyse	167

Verzeichnis der Abkürzungen und Formelzeichen

Abkürzungen:

AMA	Abgasmessanlage
COV	coefficient of variation (Variationskoeffizient)
ci	Cubic inch
HFZ	Hochfrequenzzündung
TSZ	Transistorspulenzündung
OEM	Original Equipment Manufacturer
ZZP	Zündzeitpunkt
UT	Unterer Totpunkt
OT	Oberer Totpunkt
PGI	Plasma Pilot Gas Injection
BPI	Bowl-Prechamber-Ignition
DCO	Dual Coil Ignition
CCI	Contineous Current Ignition
MCI	Multi Charge Ignition
Pkw	Personenkraftwagen
Al ₂ O ₃	Aluminiumoxid
°KW	Grad Kurbelwinkel
Q	Summenbrennverlauf
Q5	5%-Massenumsatzpunkt
Q50	50%-Massenumsatzpunkt / Schwerpunktlage
Q90	90%-Massenumsatzpunkt
dQ	Brennverlauf
eV	Elektronenvolt
ROOH	Kohlenwasserstoffperoxide
e ⁻	Elektron
AC	Wechselspannung
DC	Gleichspannung
HF-NS	Hochfrequente Niederspannung
HF-HS	Hochfrequente Hochspannung
PWM	Pulsweitenmoduliert
VCO	Spannungsgesteuerter Oszillator (voltage controlled oscillator)
PLL	Phasenregelkreis (phase lock loop)

TTL	transistor-transistor-logik
RMS	Root mean square
CAD	Computer aided design
opt.	optimal
var.	variabel
ÜS	Überschlag
COV	Varianzkoeffizient
m _L	Luftmasse
m _{Krst}	Kraftstoffmasse
Pmi _{Std}	Standardabweichung des indizierten Mitteldrucks
pmi	Indizierter Mitteldruck
be	Spezifischer Kraftstoffverbrauch

Formelzeichen:

λ	Luftverhältnis (Lambda)
U_B	Betriebsspannung
L_P	Induktivität Primärkreis
L_S	Induktivität Sekundärkreis
R_{LP}	Widerstand der Primärspule
R_{LS}	Widerstand der Sekundärspule
C_{LS}	Kapazität der Sekundärspule
C_L	Kapazität der Leitung
R_E	Entstörwiderstand
R_N	Nebenschlusswiderstand
C_K	Kapazität der Zündkerze
$v_{FL l}$	Laminare Flammengeschwindigkeit
$v_{FL t}$	Turbulente Flammengeschwindigkeit
$\Delta_R Q$	Wärmefreisetzung durch Teil-Reaktion
A	Reaktionspartner A
B	Reaktionspartner B
E_{Kin}	Kinetische Energie
E_I	Energie eines Ions
E_E	Energie eines Elektrons

ΔE	Energiedifferenz
E_i	Ionisationsenergie
m_1	Masse Stoßpartner 1
m_2	Masse Stoßpartner 2
m_E	Masse eines Elektrons
m_I	Masse eines Ions
X	Ionisationsgrad
T	Temperatur
p	Druck
κ_B	Boltzmannkonstante
P_E	Eingangsleistung
E_{el}	Elektrisches Feld
e	Ladung eines Elektrons
λ_m	Mittlere freie Weglänge
N	Elektronenanzahl
α	Ionisierungszahl
x	Wegstrecke eines Elektrons
U_d	Überschlagsspannung
U_e	Koronaeinsetzspannung
C_Z	Kapazität des Zünders
C_B	Kapazität des Brennraums
R_Z	Widerstand des Zünders
R_L	Widerstand der Leitung
Z_B	Widerstand / Impedanz des Brennraums
U_{Auto}	Spannung im automatischen Modus
U_{Man}	Spannung im manuellen Modus
U_B	Baselinespannung
κ	Isentropenexponent
dQ_H	Heizverlauf
Q_H	Summenheizverlauf
φ	Kurbelwinkel

$X(\varphi)$	Normierter Massenumsatz
$\varphi_{\text{Brennbeginn}}$	Kurbelwinkel bei Brennbeginn
$\varphi_{5\%}$	Kurbelwinkel bei 5 % Massenumsatz
$\varphi_{3\%}$	Kurbelwinkel bei 3 % Massenumsatz
f_0	Resonanzfrequenz
C	Kapazität
L	Induktivität
ε_0	Elektrische Feldkonstante ($8,854 \cdot 10^{-12}$ As/Vm)
ε_r	Relative Dielektrizitätskonstante
l	Länge (des Zylinderkondensators)
r_1	Innenradius (des Zylinderkondensators)
r_2	Außenradius (des Zylinderkondensators)
A	Fläche (des Plattenkondensators)
d	Plattenabstand (des Plattenkondensators)
n	Teilchenzahldichte
α	Polarisierbarkeit
T_{Normal}	Temperatur bei Umgebungsbedingungen
p_{Normal}	Druck bei Umgebungsbedingungen
N	Windungsanzahl
μ	Permeabilität
f_{Osc}	Oszillatorfrequenz
f_C	Fangfrequenz (Fangbereich)
f_{max}	Maximalfrequenz
f_{min}	Minimalfrequenz
R	(Schein)Widerstand
Z	Impedanz

1 Einleitung

1.1 Historischer Rückblick

Die 125 Jahre Automobilgeschichte wurden im Jubiläumsjahr 2011 durch viele Veranstaltungen und Feierlichkeiten zelebriert. Auf Ausstellungen konnten die Besucher die Entwicklung vom Kutschenwagen zum heutigen Supersportwagen im Zeitraffer nachverfolgen und sich Details der passierten Meilensteine erklären lassen.

Die Geschichte vieler Bauteile wurde exponiert hervorgehoben um den technischen Sprung der vergangenen Jahrzehnte zu unterstreichen. Besonders in den Vordergrund rückte hierbei der Wandel des Ottomotors vom Vergasermotor über den Kanaleinspritzer zum Direkteinspritzer und konnte den Besuchern aufgrund der äußerlich leicht erkennbaren Änderungen gut vermittelt werden. Themen wie der Kraftstoffzündung wurden aufgrund ihrer scheinbaren Trivialität weniger Aufmerksamkeit geschenkt, zumal sich auf den ersten Blick das Aussehen und die Technik einer Zündkerze bis heute auch kaum verändert haben.

Auf viel Interesse stießen hingegen die vielen Aktionstage. Bei Veranstaltungen wie dem Solitude-Revival-Rennen stellte die Presse aufgrund der Teilnehmer- und Zuschauerzahlen eine ungebrochene Leidenschaft zu historischen Sportwagen und Exoten fest [4]. Dies mag nicht verwundern, schließlich entsprach die Leistung der hubraumstärkeren Oldtimer bereits denen heutiger Sportmodelle. Beispielsweise hatte der erste Ford Mustang 1965 bei 289 ci (etwa 4,7 Liter) beachtliche 271 PS. Spätere Modelle Ende der 60er-Jahre erreichten sogar nahezu 400 PS [5]. Aufgrund der Hubraumgröße und Ineffizienz damaliger Motoren natürlich auch auf Kosten von Verbrauch und Emissionen, was zu der damaligen Zeit aufgrund der niedrigen Benzinkosten von 25 US-Cent pro Gallone (etwa 7 US-Cent pro Liter¹) aber keine große Rolle spielte und das Umweltbewusstsein quasi nicht existierte [6].

Anfang der 70er Jahre zogen aufgrund der politischen Entwicklungen im Nahen Osten die Ölpreise allerdings schlagartig an. Es kam zur ersten großen Ölkrise. Ein Barrel Öl kostete 1972 noch rund 3 US-Dollar, stieg bis 1976 auf über 12 Dollar an und erreichte mit knapp unter 40 US-Dollar Anfang der 80er Jahre seine Spitze [7]. Inflationsbereinigt entsprach dies bereits Preisen von über 100 US-Dollar, also ähnlichen Extrema wie sie sich heute, über 30 Jahre später, wieder ausbilden. In Europa machte sich die Ölkrise zwar nicht so extrem wie in den USA, aber dennoch sehr deutlich bemerkbar. In Deutschland beispielsweise, wo die Bundesregierung die Folgen der Wirtschaftskrise durch eine schuldenfinanzierte Ausweitung der Staatsausgaben bekämpfte, kam es zum erstmaligen deutlichen auseinanderlaufen von

¹ Inflationsbereinigt entspricht dies heute etwa 40 US-Cent pro Liter.

Staatseinnahmen zu Staatsausgaben. Die Staatsverschuldung² nahm im Zeitraum von 1975 von unter 20 % bis Ende 1982 auf über 36 % des BIP zu. Im Zuge der Wirtschaftskrise kam es zu vielen Unternehmensschließungen und die Arbeitslosenquote verfünffachte sich von unter 1 % auf fast 5 % im Jahre 1975 [7]. Auch die Automobilbranche litt stark unter den Folgen. Einige Fahrzeugneueinführungen wurden verschoben oder gar eingestellt [9] [10]. Da in Europa aber schon immer hubraumkleine, effiziente Motoren eine große Rolle spielten, machte sich die Krise zwar auch in den Absatzzahlen³ aber – im Gegensatz zu den USA – kaum in der Größe und Leistungsfähigkeit der Motoren bemerkbar. Wurden in den USA 1974 sogar nur noch maximal 105 PS schwache V6-Motoren für die Mustang Modellreihe angeboten [5], stieg die Motorleistung eines Porsches 911 von erstmals 130 PS im Jahre 1963 im selben Zeitraum sogar kontinuierlich auf 230 PS an [12].

Wegen dem Drang zu immer sparsameren Motoren und der nach der Krise stetigen Absenkung der Grenzwerte für limitierte Schadstoffe wurden bis heute fortwährend Verbesserungen an Brennverfahren und Motorkomponenten eingeführt, die aus der einst mechanisch gesteuerten Verbrennungskraftmaschine ein computergeregeltes Antriebssystem machten. Hierbei wurden nahezu alle Motorteile optimiert und ohne Sensorik und Diagnosefunktionen ist ein normaler Motorbetrieb heute nicht mehr denkbar [13]. Eine von den wenigen, in Ihrer Funktionsweise gleich gebliebenen Komponenten, stellt allerdings die Zündkerze dar.

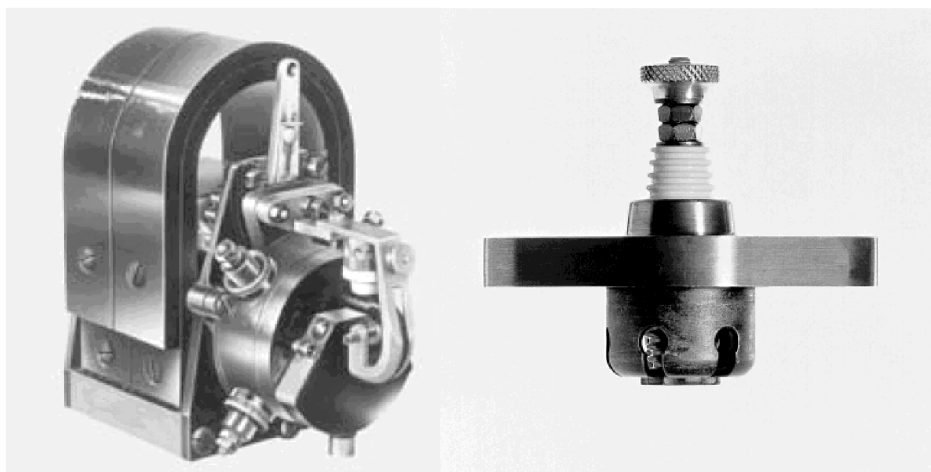


Abbildung 1.1: Bosch Hochspannungs-Magnetzünder und erste Zündkerze [16]

Bei den ab 1884 gebauten Niederspannungszündsystemen⁴ bestand diese zwar noch nicht aus einer Zündkerze sondern aus einer komplexen Anordnung eines beweglichen

² Gemessen in % des Bruttoinlandsprodukts (BIP). 2012 liegt diese bei 82,2 % [8].

³ Neuzulassungen 1970: ca 2,1 Mio Pkw, 1974: ca. 1,7 Mio Pkw [11].

⁴ Bildet den Anfang der Fahrzeugzündungen, da mit ihr erstmals ein einigermaßen definierbarer Zündzeitpunkt sichergestellt und damit ein großes Hindernis für Motorentwicklungen aus dem Weg geräumt war [1]. Der Vollständigkeit halber sind in Anhang A.1 die wichtigsten Vorläufer genannt.

Zündhebels, eines Zündflansches und eines Zündstift mitten im Brennraum (Abschnapp- oder Abreibzündung⁵) [14], doch mit der Einführung des ersten, eigens für die schnelllaufenden⁶ Kraftfahrzeugmotoren entwickelten Zündsystems, dem Hochspannungs-Magnetzünder, durch Robert Bosch bzw. seinem Mitarbeiter Gottlob Honold im Jahre 1902, wurde zeitgleich die erste Zündkerze eingeführt [16], die in ihrer Funktionsweise und ihrem Aussehen den heutigen Zündkerzen sehr nahe kam (vgl. Abbildung 1.1). Kurze Zeit später folgte im Jahre 1912 durch Albert Ruprecht (Mitbegründer von Behr & Rubrecht bzw. BERU) die Erfindung der mittels einer Kupfereinlage zum Brennraum vollständig abgedichteten Zündkerze und legte damit den Grundstein der heutigen Zündkerzenproduktion [17]. Seither hat die Zündkerze in ihrer Konstruktion, ihrer Materialbeschaffenheit und ihrer Herstellung zwar einige Änderungen durchlebt, sich aber in Form und Funktionsweise, der Bildung eines heißen Plasmakanals in einem Spalt von meist weniger als einem Millimeter nicht wirklich verändert (vgl. Abbildung 1.2).



Abbildung 1.2: Zündkerzen von 1920, 1969 und 2012 [17]

Alle weiteren Optimierungen des Zündsystems fanden hauptsächlich auf dem Gebiet der Zündungseinleitung und Ansteuerung statt. Exemplarisch seien hier der um 1910 eingeführte Zündverteiler oder die ab 1964 produzierte kontaktgesteuerte Transistorpulenzündung genannt. Später ab 1979 folgte letztlich die Umstellung auf die elektronische Ansteuerung via Motorsteuergerät [16]. Neben den technischen Veränderungen in der Steuerung der Zündung stieg parallel dazu die Zündspannung bzw. Energie immer weiter an. War für Saugmotoren noch eine Zündenergie von etwa 60 mJ üblich, sind für direkteinspritzende und aufgeladene Motoren Zündsysteme mit teilweise über 100 mJ nötig [3]. Allerdings ist man

⁵ In der Literatur wird die Erfindung der Niederspannungszündung nicht einheitlich beschrieben, so wird diese zum einen Siegfried Marcus (Abreibzündung 1883 [14]), zum anderen 1884 Nikolaus August Otto (Abschnappzündung [15]) zugeschrieben. Robert Bosch folgte 1897 mit seiner Magnet-Niederspannungszündung, welche bereits unabhängig einer ortsfesten Stromquelle lief [16].

⁶ Bisherige Zündsysteme waren auf wenige 100 U/min beschränkt und zudem sehr instabil [15].

heute an einem Wendepunkt angekommen, bei dem aufgrund isolationstechnischer Grenzen an der Verbindung von Zündspule und Zündkerze kein weiteres Erhöhen der Zündspannung möglich ist. Auch könnten bei weiterem Downsizing oder höherer Ladungsverdünnung und den damit steigenden Anforderungen an Zündsysteme bezüglich Spannungsbedarf, Zündsicherheit und erhöhten Freiheitsgraden wie Mehrfach-Zündungen und variablem Energieeintrag die Grenzen der konventionellen Zündung erreicht sein [35] [56].

1.2 Motivation

In letzter Zeit wurden immer wieder Vorschläge und Untersuchungsergebnisse zu alternativen Zündsystemen vorgestellt (Kapitel 2.7). Eines der neuen Zündsysteme stellt hierbei die Korona- oder Hochfrequenzzündung (HFZ) dar. Im Gegensatz zur Transistorspulenzündung (TSZ) entsteht bei einer Koronazündung das Plasma nicht zwischen Mittel- und Masselektrode, sondern zwischen Zündkerzenspitze und der als Masse wirkenden Kolben- oder Brennraumwandoberfläche.

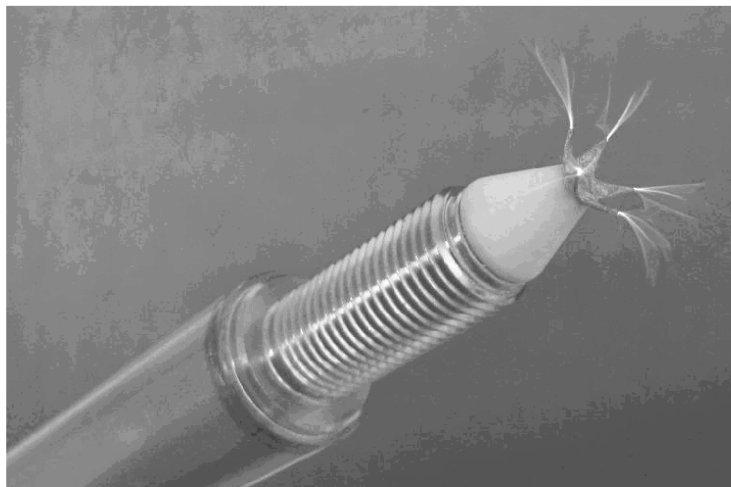


Abbildung 1.3: Koronazündung

Wie in Abbildung 1.3 zu sehen, wirken die als Streamer bezeichneten Plasmakanäle weit in den Raum hinein, ohne dass es zu eigentlichen Überschlägen kommt. Zur Erzeugung einer regelbaren Koronaspannung wird die Zündspule mit ihrer Resonanzfrequenz betrieben und über ein Zündsteuergerät ständig auf diese Frequenz eingeregelt und auf Überschläge hin überwacht. Zündkerze und Zündspule (zur Unterscheidung zur konventionellen Zündkerze auch Zünder oder Igniter genannt) sind somit Teil eines Schwingkreises. Eine detaillierte Beschreibung findet sich in Kapitel 3.

Im Jahr 2009 gab die BorgWarner BERU Systems GmbH den Zukauf von Technologie über den Aufbau und die Regelung einer Hochfrequenz Koronazündung bekannt und gab an,

diese in den nächsten Jahren zur Serienreife weiter zu entwickeln. Im Zuge des Entwicklungsprozesses vom Prototyp zum Serienprodukt entstand die vorliegende Arbeit in der Abteilung ENHF bei BERU in Ludwigsburg. Ein Ziel der Arbeit war es, die grundlegenden Unterschiede des Hochfrequenzzündsystems im Vergleich zu konventionellen Transistor-spulenzündungen herauszuarbeiten. Anhand ausgewählter Betriebspunkte wird ein Vergleich der beiden Zündsysteme in Kapitel 5 vorgestellt. Eine detaillierte Anpassung des Brennverfahrens an die Koronazündung und eine Optimierung der Motorgeometrie war hierbei nicht Ziel der Arbeit, da dies, wie in Kapitel 3.3 (Hardware) und 6 (Geometrieauslegung) dargestellt wird, einen größeren Eingriff in die Motorsteuerung und Kolbengeometrie bedeutet und je nach Einsatzgebiet mit den verschiedenen Motorenherstellern bei Serieneintritt gemeinsam erfolgen muss. Obwohl chronologisch gesehen die geometrische Auslegung des Zünders vor den eigentlichen Motorversuchen stattfindet, wird, um ein besseres Verständnis des HFZ-Systems zu gewinnen und um die Auswirkungen einer falschen geometrischen Auslegung nachfolgend besser erklären zu können, zuerst auf die thermodynamische Analyse und dann auf die Auslegung eingegangen.

Eine weitere Aufgabe war die Analyse von elektrischen Signalen und Regelgrößen des Koronazündsystems mit dem Ziel, Störungen oder Beeinflussungen im Motorbetrieb zu identifizieren. Neben den Spannungs- und Stromsignalen zählen hierzu vor allem die Resonanzfrequenz des Hochfrequenzschwingkreises sowie die als Regelgröße im Zündsteuergerät verwendete Systemimpedanz. In Kapitel 7 werden hierzu zuerst verschiedene Regelungscharakteristika untersucht, gefolgt von der im Kapitel 8 durchgeführten Sensitivitätsanalyse bezüglich der System-Resonanzfrequenz. Die in der Analyse aufgezeigten Resonanzverschiebungen werden im Anschluss daran bewertet, um im Produktentwicklungsprozess festlegen zu können, welche Frequenz-Abweichungen bei der Systemauslegung berücksichtigt werden müssen.

Da, wie in Kapitel 3.3 gezeigt wird, der Brennraum einen kleinen Teil des Koronaschwingkreises darstellt, sollte zudem untersucht werden, inwieweit mögliche Störungen der Resonanz dahingehend analysiert und genutzt werden können, um Aussagen über die Zündung oder Verbrennung treffen zu können. Im Kapitel 9 werden daher die Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse nochmals aufgegriffen und Möglichkeiten für die Nutzung der Koronazündung als Brennraumsensor ausgearbeitet.

Abschließend findet im letzten Kapitel eine Diskussion und Bewertung der Ergebnisse statt.

2 Zündung – Stand der Technik

2.1 Reaktionskinetik - Oxidation von Kohlenwasserstoffen

Die heutigen Ottokraftstoffe setzen sich aus verschiedenen Kohlenwasserstoff-Verbindungen zusammen. Die Wichtigsten der über hundert Molekülvariationen gehören zu den Gruppen der Alkane, Alkene, Alkine, Zyκλο-Alkane und Aromaten. Alkane, oder auch Paraffine genannt, bestehen ausschließlich aus C-H Einfachbindungen. Alkene (oder Olefine) sind Kohlenwasserstoffketten mit einer oder zwei Kohlenstoff-Doppelbindungen. Merkmal der Alkine (Acetylene) ist die einzeln auftretende Kohlenstoff-Dreifachbindung. Zyκλο-Alkane (Naphtene) setzen sich über Einfachbindungen aus ringförmig angeordneten C-H Verbindungen zusammen, wohingegen sich Aromaten aus einem Kohlenwasserstoffring (Benzolring) mit alternierenden Doppel- und Einfachbindungen ableiten [18]. Die jeweiligen Strukturformeln und weitere wichtige sauerstoffhaltige Kohlenwasserstoffverbindungen finden sich im Anhang A.2 wieder.

Die einzelnen Kraftstoffkomponenten werden im Idealfall nach folgender Brutto-Reaktionsgleichung umgesetzt:



Im Normalfall sind hierzu allerdings mehrere Reaktionsschritte nötig. Die Bruttoreaktionsgleichung wird daher in viele Elementarreaktionen⁷ aufgeteilt, von denen aufgrund der Komplexität der Kohlenwasserstoffverbrennung bis heute noch nicht alle einzelnen Reaktionsschritte vollständig beschrieben sind. Selbst für einfache Moleküle wie Methan werden über 400 Elementarreaktionen benötigt. Lediglich für sehr einfache Brennstoffe wie Wasserstoff (vgl. Anhang A.3) sind die Elementarreaktionen gut bekannt.

Die grundsätzlichen Reaktionsmechanismen lassen sich auf die Kohlenwasserstoffoxidation übertragen. Prinzipiell unterscheidet man hierbei folgende Radikalkettenmechanismen [19]:

- Ketteneinleitungsschritt: Radikale werden aus stabilen Spezies gebildet
- Kettenfortpflanzungsschritt: Radikale reagieren mit stabilen Spezies unter Bildung neuer Radikale
- Kettenverzweigungsschritt: Radikale reagieren mit stabilen Molekülen unter Bildung zweier neuer Radikale
- Kettenabbruchschritt: Radikale reagieren miteinander zu neuen stabilen Molekülen

⁷ Reaktion die auf molekularer Ebene genau so abläuft wie in der Bruttoreaktionsgleichung beschrieben.

Ein vereinfachtes Schema der auftretenden Kettenreaktionen einer Kohlenwasserstoffoxidation ist in Abbildung 2.1 dargestellt. Zu Beginn entstehen Kohlenwasserstoffperoxide (ROOH), die im nächsten Schritt in kleinere Alkane zerfallen (Dehydrierung). Die im Prozess entstandenen Radikale (H^* , O^* und OH^*), auch Kettenträger genannt, dienen in den Folgereaktionen als wichtige Reaktionspartner. So entstehen zuerst leichte Alkene sowie Alkadiene und im Nachfolgenden Aldehyde. Die für die Wärmefreisetzung entscheidende Reaktion ist die Bildung von CO , H_2 und H_2O , vor allem aber die zuletzt stattfindende Oxidation zu CO_2 und H_2O [18].

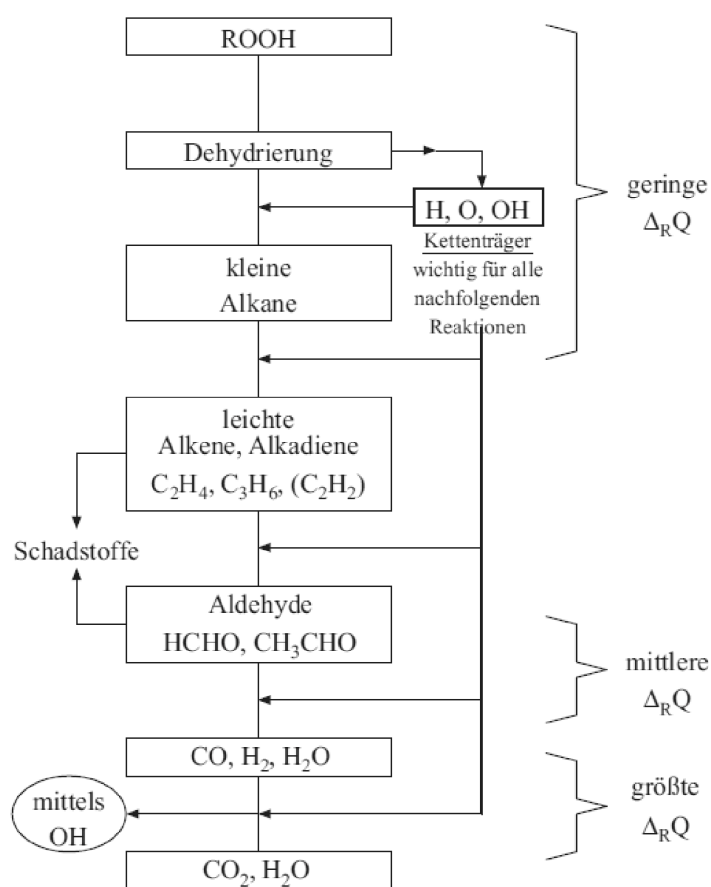


Abbildung 2.1: Oxidationsschema der Kohlenwasserstoffe [18]

2.2 Verbrennung im Ottomotor

Die Oxidation der Kohlenwasserstoffe kann auf verschiedene Arten stattfinden und durch unterschiedliche Randbedingungen beeinflusst werden. Zur Einteilung des Verbrennungsprozesses wird hierbei je nach Versuchsaufbau bzw. Motorbauart zwischen

einigen grundlegenden Flammentypen unterschieden, die im einzelnen detailliert bei Warnatz et al [20] beschrieben sind:

- Vorgemischte turbulente Verbrennung (Ottomotor)
- Vorgemischte laminare Verbrennung (Bunsenbrenner)
- Nicht-vorgemischte turbulente Verbrennung (Dieselmotor)
- Nicht-vorgemischte laminare Verbrennung (Kerze)

Für den konventionell betriebenen Ottomotor stellt sich im Wesentlichen eine vorgemischte turbulente Verbrennung ein. Dies bedeutet, dass Luft und Kraftstoff zum Zeitpunkt der Verbrennung bereits homogen verteilt vorliegen und die Flammenausbreitung nicht mehr laminar fortschreitet, d.h. mit einer in sich geschlossenen Flammenfront, sondern turbulent, mit einer inhomogenen, aufgerissenen Flammenfront (vgl. Abbildung 2.2).

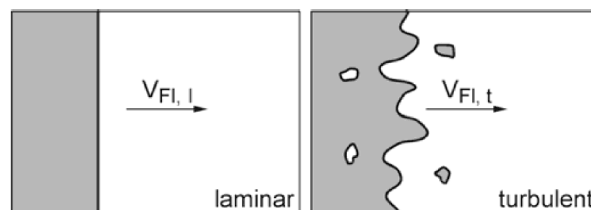


Abbildung 2.2: Laminare und turbulente Flammenfront [21]

Da die Flammenausbreitung durch ein stark instationäres Verhalten charakterisiert ist, wird sie auch als ein Ensemble von vielen vorgemischten laminaren Flammenfronten, sogenannten „Flamelets“, beschrieben. Aussagen zur Brenngeschwindigkeit beruhen daher oft auf der vereinfachten Annahme einer gewinkelten laminaren Flammenfront. Die mittlere Ausbreitungsgeschwindigkeit (üblicherweise 10-25 m/s) ist von mehreren Randbedingungen abhängig, wovon die wichtigsten, für den Motorbetrieb relevanten Faktoren im Folgenden beschrieben werden [1] [20] [21]:

- Temperatur und Druck: Mit zunehmender Gemischtemperatur und sinkendem Druck steigt der laminare Anteil der Flammengeschwindigkeit.
- Luftverhältnis: Die Maximalgeschwindigkeit liegt für Benzin bei leicht unterstöchiometrischem Betrieb ($\lambda = 0,8 - 0,9$).
- Restgasanteil: Eine Zunahme des Inertgasanteils hat eine Verringerung des Sauerstoffpartialdrucks sowie eine Erhöhung der Wärmekapazität zur Folge und damit eine Verlangsamung der Flammengeschwindigkeit.
- Ladungsbewegung: Eine Erhöhung der Brenngeschwindigkeit entsteht durch höhere Turbulenz (Zerfall der Ladungsbewegung in Mikroturbulenzen) und Vergrößerung des Erfassungsbereichs des Flammenkerns (Entstehungsphase nach Zündung). D.h. Addition von Brenngeschwindigkeit und Transportgeschwindigkeit.

- Wandtemperatur: Eine zu kalte Zylinderwand kann zum Erlöschen der Flammenfront führen („wall-flame-quenching“).
- Kraftstoff: Zusammensetzung und Zusätze können die Flammengeschwindigkeit verändern.

Zusätzlich treten noch weitere Effekte auf, die nicht die eigentliche Flammengeschwindigkeit beeinflussen, aber beispielsweise den Flammenweg (Brennraumform, Zündkerzenlage), das frühzeitige Erlöschen der Flamme (Flammenstreckung) oder die Flammenfortpflanzung (Verdrängung im Brennraum durch Ausdehnung der verbrannten Gase) [22] [23].

In Kontrast zum beschriebenen Verhalten bei normaler Verbrennung müssen die Mechanismen bei abnormaler, klopfender Verbrennung gesehen werden. Diese entsteht durch Selbstzündung eines noch nicht von der eigentlichen Flammenfront erfassten Gemischbereichs. Es kommt zu einer schlagartigen Freisetzung großer Energiemengen, was mit hohen Druck- und Temperaturgradienten verbunden ist. Hierbei können Flammengeschwindigkeiten von über 1.000 m/s beobachtet werden [21]. Trifft die sich ausbreitende Druckwelle auf die Brennraumwände, so kommt es zu Reflexionen, es entstehen die typischen, dem eigentlichen Verbrennungsdruck überlagerten Klopferschwingungen. Diese hochfrequenten Druckschwingungen führen zum einen zu akustisch wahrnehmbaren Klopfgeräuschen, zum anderen können sie bei mehrmaligem Auftreten direkt nacheinander, aufgrund der durch die Druckgradienten exponentiell ansteigenden Wärmeübergangskoeffizienten, zum Überhitzen oder gar Abschmelzen von Kolben, Ventilen oder Zündkerze führen [24]. Die Entstehungsmechanismen des Klopfens sind heute vielfach erforscht, wobei drei Entstehungstheorien, die Verdichtungs-, die Detonations- und die Kombinationstheorie, als am weitesten verbreitet gelten. Die Theorien werden im Anhang A.4 kurz erläutert und finden sich detailliert und mit weiterführender Literatur bei Pischinger [25] wieder.

2.3 Fremdzündung

Um eine Verbrennung einzuleiten, bedarf es im Falle des Ottomotors einer Energiezuführung von außen, da die durch Kompression hervorgerufene Temperaturerhöhung weit unter der Zündtemperatur⁸ des Kraftstoffs Benzin liegt. Die zugeführte Energiemenge muss größer oder gleich der Mindestzündenergie sein. Dadurch wird entweder die Temperatur innerhalb des Zündvolumens so stark erhöht, dass eine Selbstzündung doch noch eintreten kann oder die Konzentration von Radikalen soweit erhöht, dass eine chemische Zündung erfolgen kann [25]. Unter der Mindestzündenergie versteht man demnach die minimale

⁸ Bezogen auf den Druck bei Zündzeitpunkt über 2.000 K (bei Umgebungsdruck: 500-700 K) [18] [26].

Energiemenge, die zugeführt werden muss, um eine sich selbst erhaltende Flammenausbreitung zu erhalten. In der Literatur finden sich viele Quellen zur Bestimmung der Mindestzündenergie. Sie wird üblicherweise mittels Funkenzündung und Versuchen in einer Verbrennungsbombe bestimmt [18]. Wobei allerdings noch nicht vollends geklärt ist, welcher Teil der eingebrachten Energie zu einer „thermischen Explosion“ und welcher zu einer „chemischen Explosion“ führt. Das Prinzip der thermischen Explosion basiert darauf, dass infolge thermischer und chemischer Vorgänge Kettenreaktionen ausgelöst werden, die ein sehr schnelles Ansteigen der Temperatur zur Folge haben. Das Prinzip sagt aus, dass Zündung eintritt, wenn die thermische Energiefreisetzung durch chemische Reaktionen größer als die Wärmeabfuhr wird und die daraus resultierende Erwärmung die exothermen Reaktionen weiter beschleunigt. Dementsprechend gilt für das Prinzip der chemischen Explosion, dass die Ursache der Zündung in der Beschleunigung der Reaktionen liegt. Es kommt zur Verbrennungseinleitung, wenn die Kettenverzweigungsreaktionen die Kettenabbruchreaktionen überwiegen [25].

Abgesehen von der Mindestzündenergie ist die Zündgrenze mit das entscheidende Kriterium, ob es bei der Zündung zur Entflammung kommt oder nicht. Ein Kraftstoff-Luft-Gemisch ist nur dann zündfähig, wenn es bezüglich seiner Zusammensetzung und den vorliegenden Randbedingungen innerhalb definierter Zündgrenzen liegt. Zündet man ein Gemisch, das außerhalb dieser Zündgrenzen liegt, kommt es im Falle einer Funkenzündung lediglich zu kurz andauernden und sich im Bereich des Zündfunken ablaufenden Reaktionen [19]. Die Zündgrenzen sind abhängig von der Art des Kraftstoffs und des Oxidationsmittels sowie ihrer Zusammensetzung, dem Druck und der Temperatur bei Zündzeitpunkt, der Art der Zündkerze sowie der eingebrachten Energiemenge. Der Zusammenhang zwischen Druck und Gemischzusammensetzung ist beispielhaft in Abbildung 2.3 anhand einer Reihe von Druckbombenversuchen mit verschiedenen Kraftstoff-Luft-Inertgas Mischungen dargestellt.

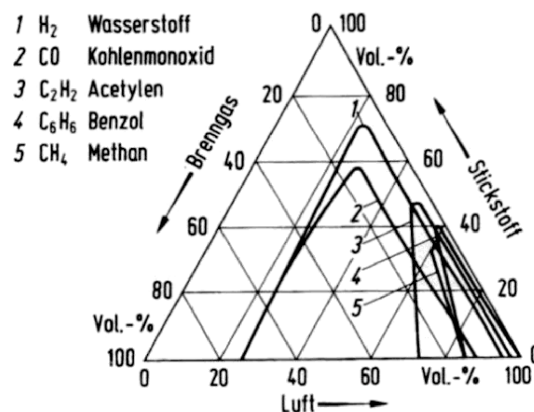


Abbildung 2.3: Zündgrenzen verschiedener Brenngase [28]

Deutlich sticht die hohe Zündwilligkeit von Wasserstoff heraus, wohingegen Kohlenwasserstoffe einen stark begrenzten Zündbereich aufweisen. Bezogen auf den Motorbetrieb liegen die Zündgrenzen bei Mischungen mit reiner Luft bei Luftverhältnissen im Bereich von $0,6 \leq \lambda \leq 1,6$ [18]. Hier muss allerdings beachtet werden, dass die Mischungen in der Realität nicht völlig homogen verteilt vorliegen und ein entscheidender Faktor die lokale Gemischzusammensetzung im Zündbereich darstellt.

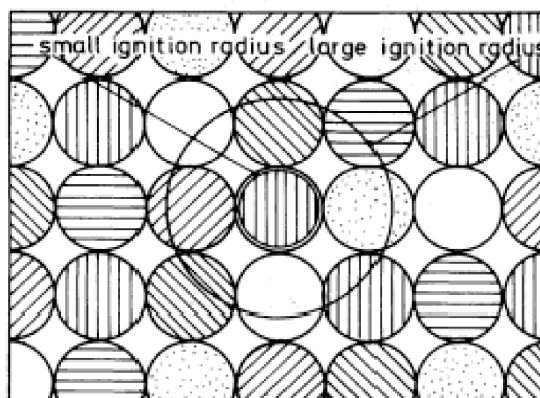


Abbildung 2.4: Schematische Einteilung des Gemisches am Zündort [29]

Zur Charakterisierung der Wirkung der Fremdzündung wurde zum Beispiel von Maly [29] das Gemisch, wie in Abbildung 2.4 dargestellt, in kleine Gemischbereiche mit unterschiedlichem Luftverhältnis eingeteilt. Die Anforderungen an eine Zündung mit optimalem Entflammungsverhalten formulierte er wie folgt:

- Von der dem Zündplasma zugeführten Energie führt nur derjenige Teil zu einer Entflammung, der sich unmittelbar in Kontakt mit dem Gemisch befindet. Daher ist die Dicke der Außenschicht, der Entflammungszone, entscheidend.
- Unabhängig von der Form der Zündquelle ist ein minimaler Zündradius (vgl. Abbildung 2.4) erforderlich, der mit steigender Gemischverdünnung stark anwächst. Aufgrund der Inhomogenität muss die Zündquelle zumindest einen der zündfähigen Bereiche erreichen.
- Das Zeitintervall, um dem Gemisch Energie zuzuführen, verkürzt sich bei einer Zunahme der zu erwartenden Flammengeschwindigkeit. D.h. Zündenergie, die dem Gemisch nach dem Entflammen zugeführt wird, hat keine Auswirkung auf die weitere Flammenausbreitung.
- Ein größeres Zündvolumen als das minimal erforderliche erhöht die Entflammungsgeschwindigkeit, führt zu kürzeren Brenndauern und vermindert nachteilige Effekte auf die Verbrennung.

- Da die erforderliche Zündenergie bei dem für sehr stark verdünnte Gemische notwendigen Zündvolumen überproportional und somit unrealistisch ansteigt, wäre eine sphärische Zündquelle (beispielsweise in der idealisierten Form eines Hohlzylinders) eine optimale Zündquelle.

2.4 Zündverzug und Zyklenschwankung

Zündverzug tritt prinzipiell nur bei Selbstzündungsvorgängen auf. Hier tritt eine Verbrennung erst nach einer bestimmten Induktionszeit ein, da während dieser Phase durch Kettenverzweigungsreaktionen Radikale gebildet werden, um schließlich das Gemisch zu zünden. Bei Fremdzündung, üblicherweise durch einen elektrischen Funken, setzt die Verbrennung sofort ein. Es gilt die Dauer von Funkenausbildung bis zur Entzündung des Gemisches als eigentlicher Zündverzug. Da der Beginn der Verbrennung ohne messbare Druckänderungen erfolgt, kann die genaue Bestimmung des Brennbeginns meist nur optisch, durch in den Brennraum eingebrachte Messsonden erfolgen [23]. Beobachtungen der Flammenbildung zeigten bereits nach $10\mu\text{s}$ Anzeichen einer Verbrennung, während zwischen optisch sichtbarer Verbrennung und Verbrennungsdagnostik über den indizierten Druckverlauf mehrere Grad Kurbelwinkel vergehen [29]. Daher wird zur Beurteilung dieses scheinbaren Zündverzugs üblicherweise die Dauer von Zündungseinleitung (Zündzeitpunkt) bis 5 % Massenumsatz (Anteil des bereits verbrannten Kraftstoffes) herangezogen und als Brennverzug angegeben. Der Brennverzug gilt demnach als Zeitversatz zwischen der Einleitung der Zündung und einer merklichen Energiefreisetzung. Teilweise werden auch 3 % Massenumsatz oder daraus berechnete Punkte herangezogen, was aufgrund der sehr geringen Druckdifferenzen in diesem Bereich zu Ungenauigkeiten führen kann [30]. Der Brennverzug ist eine leicht bestimmbare, fehlertolerante Größe zur Beschreibung der Entflammung und ist dadurch eine der Hauptkriterien zur Beurteilung der Verbrennungseinleitung und somit beispielsweise auch von Änderungen am Zündsystem.

Aufgrund der für den Ottomotor typischen zeitlichen und örtlichen Schwankungen der Gemischbildung und der Ladungsbewegung innerhalb des Brennraums und somit im Wirkbereich der Zündquelle kommt es im Motorbetrieb zu ständig schwankenden Zündbedingungen. Dies überträgt sich auf Schwankungen des Brennverzugs und somit des Brennbeginns und die nachfolgende Verbrennung (Zyklenschwankungen).

Neben den in Kapitel 2.2 genannten, die Verbrennungsgeschwindigkeit beeinflussenden globalen Einflussfaktoren, hängt der Brennverzug also zusätzlich stark von den lokalen sich von Zyklus zu Zyklus ändernden Randbedingungen ab. Eine Verminderung der

Zyklenschwankungen und damit Verbesserung der Laufruhe kann durch eine Optimierung der Zündung erfolgen. Das Zündsystem kann auf der einen Seite zwar in gewissem Maße, beispielsweise durch Erhöhung der Zündenergie (Zündvolumen), die Schwankungen kompensieren, auf der anderen Seite aber auch Ursache für erhöhte Schwankungen sein. Zum Beispiel zeigten Pischinger und Heywood [31], dass zyklische Schwankungen der Flammenkernbildung auf Schwankungen des Wärmeverlusts an die Elektrode oder der Zündenergie zurückzuführen sind. Die Messung der zyklischen Schwankungen im Betrieb wird üblicherweise anhand der Standardabweichung des Mitteldrucks oder ihres Relativwerts, des Variationskoeffizienten (engl.: coefficient of variation, COV) durchgeführt und dient als weitere Größe zur Beurteilung einer Verbrennung bzw. eines Zündsystems.

In engem Zusammenhang mit dem Brennverzug steht die Brenndauer. Sie gibt Aufschluss über den weiteren Verlauf der Verbrennung nach Erreichen eines Flammenkerns (d.h. nach Brennbeginn). Definiert wird die Brenndauer als Zeitraum zwischen Brennbeginn und Brennende, üblicherweise 5 bis 95 % des Massenumsatzes (oder entsprechend ähnliche Kombinationen wie 3 bis 97 %).

Schwankungen der Zündung wirken sich auf den Brennverzug und den Brennverlauf aus. Die Brenndauer ist ebenso von der Flammengeschwindigkeit abhängig, zusätzlich von Einflussfaktoren wie der Brennraumform, dem Zündzeitpunkt oder dem Verdichtungsverhältnis. Eine Verkürzung der Brenndauer durch genannte Faktoren ermöglicht eine Annäherung an eine isochore Energieumsetzung und verbessert somit Wirkungsgrad und Kraftstoffverbrauch. In Abbildung 2.5 sind alle genannten Punkte in einer exemplarischen Darstellung eines Druck-, Brenn- und normierten Summenbrennverlaufs eingezeichnet [1].

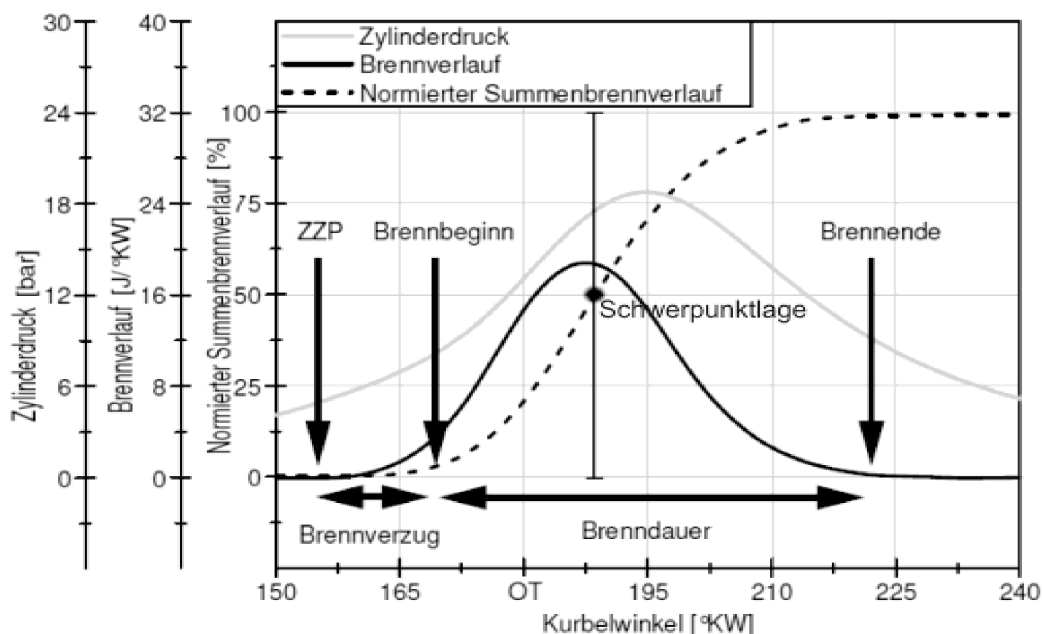


Abbildung 2.5: Darstellung eines Druck-, Brenn- und normierten Summenbrennverlaufs

2.5 Aufbau und Funktion konventioneller Spulenzündung

Spulenzündungen bestehen heute meist aus einer transistorgesteuerten Zündspule und einer Zündkerze. Aufgrund der aktuellen Bauformen der Einzelfunkenzündspule („plug top“) oder Kerzenschachtzündspule („pencil coil“) sind keine Zündkabel mehr nötig (vgl. Abbildung 2.7).

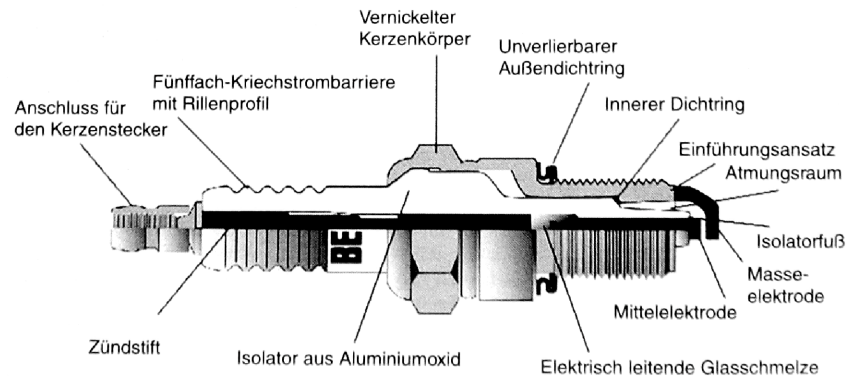


Abbildung 2.6: Aufbau einer Zündkerze [1]

Die Zündkerze hat die Aufgabe die durch die Zündspulen erzeugte Hochspannung (etwa 20-30 kV) in den Brennraum zu transportieren und über den zwischen Mittelelektrode und Masseelektrode erzeugten Zündfunken das Gemisch zu entzünden. Darüber hinaus muss sie den Brennraum gasdicht abschließen. Hierzu wird der Isolator aus Aluminiumoxid-Keramik mittels Einpressverfahren und über einen Dichtring mit dem Kerzenkörper verbunden (vgl. Abbildung 2.6). Die Mittelelektrode wird über eine abdichtende und elektrisch leitende Kupferglasschmelze mit dem Zündstift vergossen. Um die Zündkerze vor Überhitzung (und somit den Motor vor Glühzündung) zu schützen, wird über die Ausgestaltung des Atmungsraums der Wärmetransport innerhalb der Zündkerze beeinflusst und jeder Zündkerze ein sogenannter Wärmewert zugewiesen.

Der Aufbau der Zündspule wird anhand der in Abbildung 2.7 dargestellten Einzelfunkenzündspule verdeutlicht. Sie besteht aus Primär- und Sekundärwicklung, welche innerhalb des Kernblechpakets eingeschoben und in Epoxidharz vergossen sind. Das aus Kunststoff bestehende Spulengehäuse verjüngt sich am unteren Ende und ist dort direkt mit dem Einsteckkörper verbunden. Darin integriert befinden sich eine Hochspannungsdiode, ein Entstörwiderstand und eine Druckfeder zur sicheren Kontaktierung der Zündkerze. Spule und Zündkerze bilden den in Abbildung 2.8 dargestellten Schaltplan. Wird die Spannungsversorgung zur Batterie durch Einschalten der Zündung freigegeben, ist der Primärkreis noch geöffnet (Transistor unbestromt). Erst kurz vor der eigentlichen Zündung wird, in Abhängigkeit der Schließzeitenapplikation, der Transistor geschaltet. Dadurch wird die Spule (L_p) als Energiezwischenspeicher (Magnetkreis der Zündspule) genutzt.

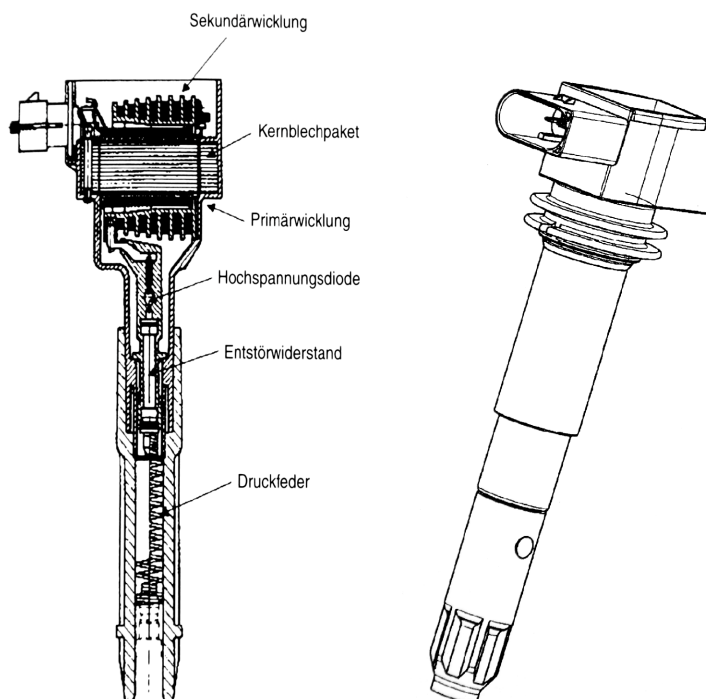


Abbildung 2.7: Einzelfunkenzündspule (links), Kerzenschachtzündspule (rechts) [1]

Wird über den Transistor der Primärkreis wieder geöffnet (fallende Flanke des Zündimpulses), folgt ein Umladevorgang in den Sekundärkreis (Aufladen der parasitären Kapazitäten C_{LS} , C_L und C_K der Sekundärspule, der Leitung und der Kerze).

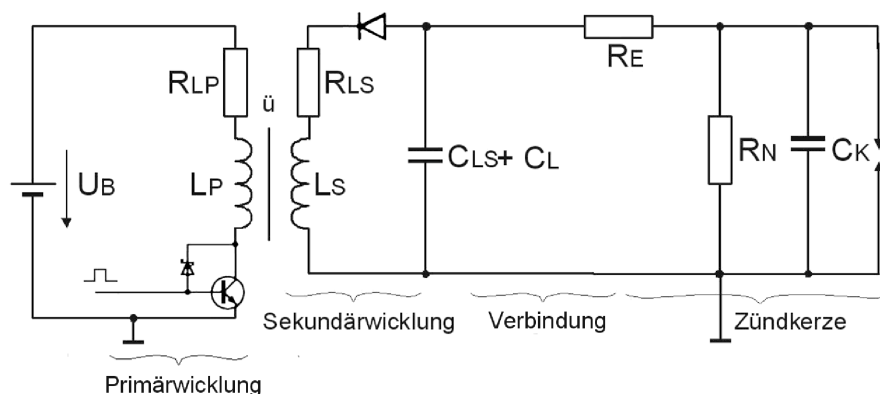


Abbildung 2.8: Schaltplan Transistorspulenzündung [32]

Aufgrund der an der Zündkerze anliegenden Hochspannung (abhängig von Ladezeit, Ladespannung und Übersetzungsverhältnis der Spulen) kommt es zu einem Funkenüberschlag zwischen Mittel- und Masselektrode, wobei zuerst die kernennahe Kapazität C_K entladen wird, gefolgt von der Entladung der restlichen Kapazitäten, was die Aufrechterhaltung einer Bogenentladung über einen gewissen Zeitraum gestattet („Funkenschwanz“ in Abbildung 2.9). Zuletzt wird die im Zwischenspeicher (Magnetkreis)

verbliebene Energie über eine Glimmentladung entladen und je nach Bauart kommt es zu einem abschließenden Abbau von Restenergie durch einen Ausschwingvorgang [32]. Spannungs- und Stromkurve dieses Ablaufs ist in Abbildung 2.9 dargestellt. Ein Durchbruch tritt demnach bereits nach 60 μs auf und aufgrund des hohen Stroms kommt es in der Durchbruchphase von wenigen Nanosekunden zu Plasmatemperaturen von bis zu 60.000 Kelvin. Während der wenige Mikrosekunden dauernden Bogenentladung stabilisiert sich die Temperatur auf etwa 4000 bis 10.000 Kelvin und sinkt bei niedrigem Strom während der Glimmphase (Dauer: 1-2 ms) auf etwa 3000 Kelvin. Obwohl die Bogenphase nur einen Bruchteil der Gesamtdauer der Entladung ausmacht, trägt sie dennoch zu über 90 % zur Elektrodenerosion und somit zur Lebensdauer der Zündkerze bei. Der hauptsächliche Energieeintrag erfolgt dementsgegen erst in der Glimmphase, da das ausgedehnte Zeitintervall überwiegt [33]. In Summe liefern übliche Spulenzündungen bei einer Zündspannung von etwa 15-30 kV Zündenergien von 30-150 mJ (vgl. Kapitel 2.7) [18].

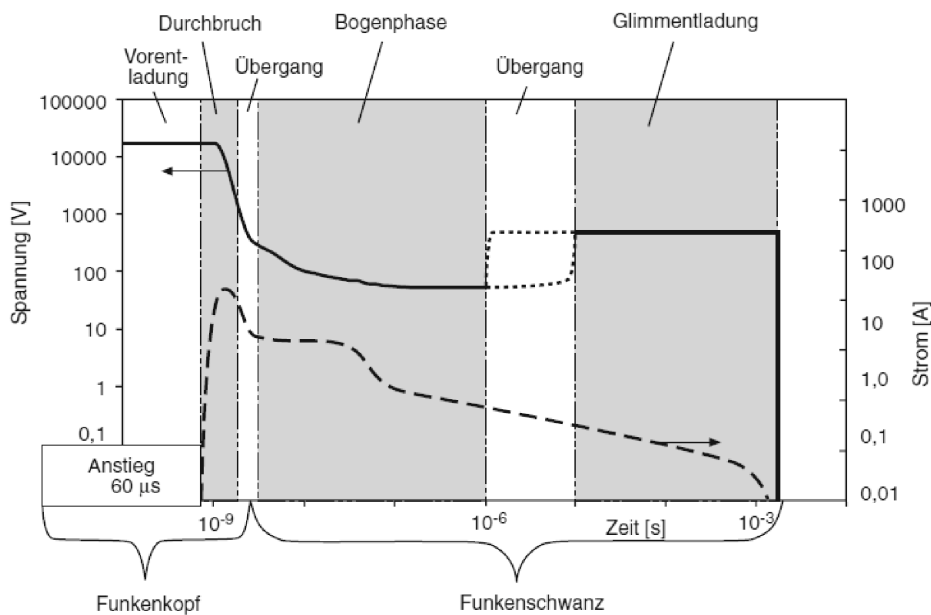


Abbildung 2.9: Spannungs- und Stromverlauf einer Spulenzündung [34]

2.6 Grenzen konventioneller Spulenzündung

Erhöhtes Downsizing mit Turboaufladung gilt als eine gute Lösung, um die Forderungen nach weiteren Kraftstoffeinsparungen bei gleichzeitig guter Fahrbarkeit zu erfüllen. Durch die damit einhergehende höhere Gemischdichte und der Verschiebung des Zündzeitpunkts steigt die Anforderung an das Zündsystem bezüglich der benötigten Zündspannung. Bei AGR-Konzepten oder Schichtladekonzepten wird zudem, aufgrund der schlechten

Gemischhomogenität oder der geometrischen und zeitlichen Abhängigkeit der Gemischschichtung ein Zündsystem mit hoher Energie oder langer Funkendauer und Mehrfachzündfähigkeit erforderlich. Auch bei steigenden Strömungsgeschwindigkeiten im Brennraum bedarf es eines den steigenden Ansprüchen angepasstes Zündsystems. Zudem muss eine sichere Entflammung auch bei alternativen oder verunreinigten Kraftstoffen gewährleistet sein. Konventionelle Systeme, wie die Transistorspulenzündung, haben gemäß den Ergebnissen verschiedener Forschungsprojekte das Limit einer sicheren, aussetzerfreien Verbrennungseinleitung erreicht [35] [56] [99] .

Bisher konnten durch immer weitere Verbesserungen die Zündkerze und die Zündspule den steigenden Anforderungen an die dielektrischen und mechanischen Eigenschaften angepasst werden. Durch Modifikationen der Keramik, beispielsweise bei Aluminiumoxid (Al_2O_3) durch Reduktion der Sinteradditive, Verwendung von Rohstoffen mit kleineren Korngrößen und durch Prozessmodifikationen, konnten Zündspannungen von bis zu 40 kV ermöglicht werden [36]. Der Gefahr von Zündaussetzern bei sehr hohem Druck muss durch eine genaue Anpassung und gegebenenfalls weitere Verringerung des Elektrodenabstands begegnet werden. Dem mit steigender Zündspannung höheren Elektrodenabbrand wird durch Steigerung des Edelmetallgehalts an den Elektroden entgegengewirkt [39].

Auch durchschlaggefährdete Stellen wie die Verbindung zwischen Zündkerze und Zündspule werden modifiziert, um das Spannungslimit weiter zu erhöhen und ungewünschte Entladungen zu verhindern. Hierzu wurde von BERU beispielsweise ein neuer Hochspannungsanschluss eingeführt (Abbildung 2.10), der durch seine Feldoptimierte Auslegung eine höhere Isolationsfestigkeit aufweist [40].

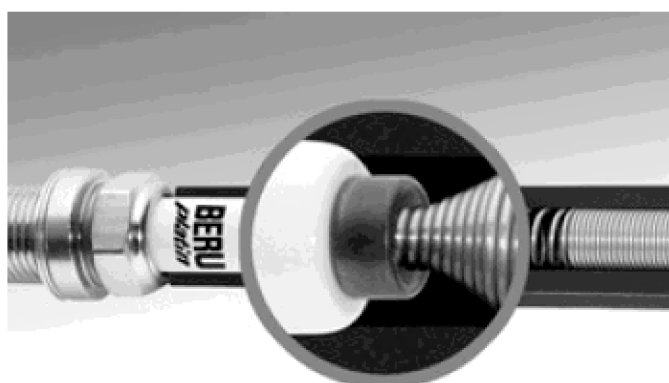


Abbildung 2.10: Neuartiger Hochspannungsanschluss [40]

Eine Spannungserhöhung über 40 kV hinaus scheint bei den üblichen Werkstoffen dennoch nicht mehr möglich zu sein, da es zu unkontrollierten Gleit- und Volumenentladungen kommt, welche die Materialien zerstören. Der Einsatz modifizierter Keramiken befindet sich

allerdings noch im Anfangsstadium [36]. Aktuelle Entwicklungen haben die Vergrößerung des Plasmakanals durch eine Verbesserung des Austragens bzw. Auswehens in den Brennraum zum Ziel oder versuchen auf der Basis von Gleitfunkenzündkerzen sowie von verlängerten Zünddauern (bzw. von Mehrfachzündungen) die Zündstabilität zu verbessern [37].

2.7 Alternative Zündsysteme

Die Veränderungen der Spulenzündung während der 125 Jahre Automobilgeschichte bezogen sich hauptsächlich auf die Verbesserung der Materialien und der Fertigungsverfahren. Außerdem folgte der Wechsel von der Kontakt- zur Transistor-gesteuerten Zündung mit der Möglichkeit, die Zündung kennfeldabhängig über das Motorsteuergerät anzusprechen. Auch die Einführung von Einzelfunkenzündkerzen trug zur Verbesserung der Steuerung und Ausfallsicherheit bei und – wie im vorherigen Kapitel beschrieben wurde – konnte dabei die Zündspannung stetig erhöht werden. Für Brennverfahren mit sehr hohen Ansprüchen an die Zündstabilität, die Zündspannung und den Zündort wurden, wie im Falle der Motoren mit Schichtladebetrieb, beispielsweise spezielle Mehrfach-Funken-Zündungen eingeführt und stets weiterentwickelt [37]. Abgesehen von den Sonderformen der Transistorspulenzündung (Anhang A.5) haben sich bei PKW-Ottomotoren bis heute keine neuen Zündsysteme etabliert. Zwar wurden einige vielversprechende alternative Zündsysteme erforscht, diese haben aber keinen Einzug in die Serie gefunden. Ein Überblick über einige in den vergangenen Jahren vorgestellte und teils viel diskutierte Zündungsarten wird im Folgenden gegeben.

2.7.1 Plasmastrahlzündung

Plasmastrahlzündungen, je nach Ausführungsform auch „Plasma Jet“, „Prechamber-Plasma-Ignition“ oder „Plasmafackel“ genannt, sind Zündsysteme, die ein energiereiches Plasma innerhalb der Zündkerze bilden, welches sich nach der Zündung explosionsartig in den Brennraum ausbreitet. Die Plasmazündkerzen finden heute ausschließlich in Gasgroßmotoren zur Entflammung sehr magerer Gemische Anwendung.

Als Plasma Jet wird die in Abbildung 2.11 skizzierte Zündung verstanden. Die Erzeugung des Plasmas findet in einer Hohlkammer (Schussskanal) im Inneren des Zünders durch Anlegen eines elektrischen Feldes (Hohlkathodenanordnung) statt.

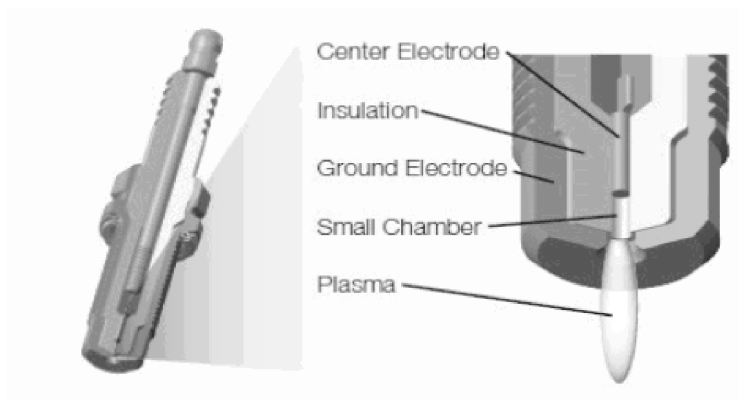


Abbildung 2.11: „Plasma Jet“ Zündung [45]

Die Plasmaausbildung führt zu hohen Temperatur- und Druckgradienten und hat zur Folge, dass das Plasma über die Düse im Schusskanal nach außen in den Brennraum transportiert wird [45]. Durch Verengen des Schusskanals können Austrittsgeschwindigkeiten über Schallgeschwindigkeit erreicht werden [46].

Als BPI-Zündung (Bowl-Prechamber-Ignition) wird eine Zündkerze mit einer vom Brennraum getrennten, nur über seitlich und zentral angebrachte Bohrungen verbundenen Vorzündkammer (vgl. Abbildung 2.12) verstanden. Zur Entflammung des global mageren Gemisches wird ein angefettetes Gemisch in der Vorkammer der Zündkerze gezündet, woraufhin aus den Austrittslöchern strahlenförmige Plasmawolken in den Brennraum eindringen und die eigentliche Zündung auslösen [47]. Die komplexe Funktion wird im Anhang A.6 nochmals genauer beschrieben.

Eine weitere Zündung für Großmotoren stellt die PGI-Zündung (Pilot Gas Injection) dar. Ähnlich der reinen Vorkammerzündkerze wird hier statt dem normalen Kraftstoff-Luft-Gemisch der über eine separate Einspritzdüse direkt in die Vorkammer eingespritzte Kraftstoff entzündet [48].

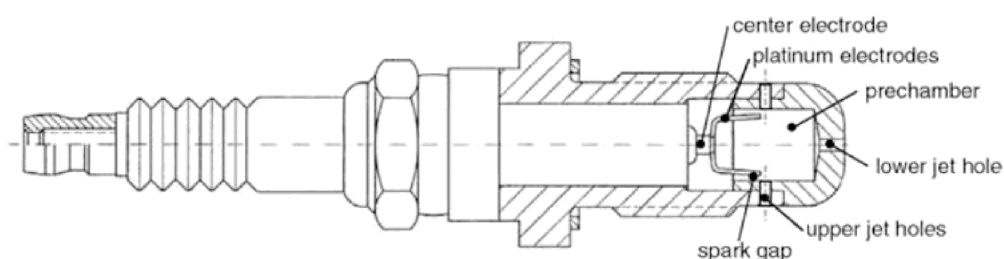


Abbildung 2.12: BPI-Zündung (Bowl-Prechamber-Ignition) [35]

2.7.2 Mikrowellenplasmazündung

Die Nutzung eines Mikrowellenplasmas kann auf drei Arten erfolgen. Durch Kombination einer konventionellen Funkenentladung mit einer Mikrowellenentladung, durch direkte Bildung eines Mikrowellenplasmas (oder Hochfrequenzplasma) an der Zündkerzenspitze oder durch Mikrowellenraumzündung mittels Mikrowelleneinstrahlung in den gesamten Brennraum.

Ein Beispiel einer Kombination einer Funkenzündkerze mit einer Mikrowellenantenne ist in Abbildung 2.13 dargestellt. Das Konzept basiert auf der Eigenschaft von Plasmen, elektromagnetische Wellen absorbieren zu können [49].

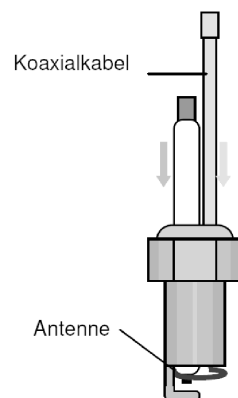


Abbildung 2.13: Zündkerze mit Mikrowellen-Antenne [49]

Das thermische Plasma, das an einer konventionellen Zündkerze durch Funkenüberschlag zwischen den Elektroden entsteht, wird hier über eine Antenne mittels Mikrowellen angeregt. Durch das gepulste Einbringen der Energie expandiert das Plasma und es entsteht ein erheblich größeres Plasmavolumen, welches zur Zündung von auch schwer entflammaren Gemischen genutzt werden kann [50].

Eine Mikrowellenzündung, die ausschließlich über die Plasmaerzeugung mittels Mikrowellen funktioniert, wird aktuell beispielsweise von der RWTH Aachen in Zusammenarbeit mit BorgWarner untersucht [51].

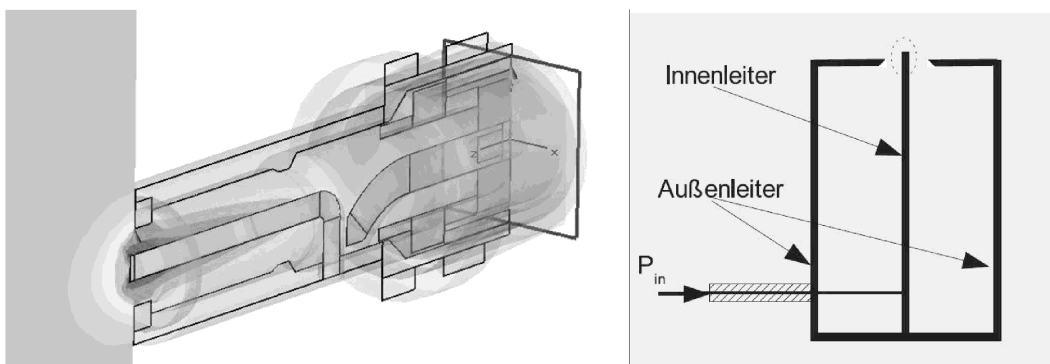


Abbildung 2.14: Mikrowellenzündkerze: Feldsimulation [52] und Prinzipskizze [53]

Der Aufbau der Zündkerze (vgl. Abbildung 2.14 rechts) bildet mit der Induktivität der Mittelelektrode und der Kapazität aus umgebenden Luft, Innen- und Außenleitern einen LC-Resonator im Mikrowellenbereich. Das Ende der Zündkerze ist elektrisch kurzgeschlossen, die Zündkerzenspitze elektrisch offen. Dadurch entsteht am Boden ein Spannungsknoten, an der Spitze ein Spannungsbauch. Die Energieeinkopplung erfolgt über eine Verbindung in der Nähe des kurzgeschlossenen Endes. Wird die Zündkerze mit Hochspannung und in ihrer Resonanzfrequenz angeregt, bildet sich am Zündkerzenende die höchste Feldstärke aus und ein kleiner Plasmaball entsteht (vgl. Abbildung 2.14 links). Wird weitere Energie in das Plasma eingebracht, steigt das Volumen des Plasmas an und wird in den Brennraum hineingetragen [52].

Ähnliche Ansätze zu Aufbau und Nutzung einer Mikrowellenzündkerze finden sich in der Literatur wieder (z.B. Veröffentlichungen [53] oder Patentschriften [54]), aber es existieren auch Theorien, nach denen kein Mikrowellenplasma an der Zündkerze erzeugt wird, sondern die Mikrowellenstrahlung direkt in das Luft-Kraftstoff-Gemisch eingebracht wird. Es soll das Absorptionsvermögen von bestimmten Kohlenwasserstoffen genutzt werden, um im gesamten Brennraum eine Art Raumzündung zu erzeugen [55].

2.7.3 Laserzündung

Die Erzeugung eines Plasmas mit einem fokussierten Laserstrahl bildet die Grundlage der Laserzündung. Bei der Fokussierung eines kurzen Laserpulses auf einen Punkt im Brennraum entsteht ein sehr helles und heißes Plasma mit Kerntemperaturen von über 10.000 Kelvin. Je nach Reflexionsverhalten sind für die Plasmabildung Intensitäten von über 10^{10} W/cm² erforderlich. Infolge der sehr hohen elektrischen Feldstärke bildet sich sehr schnell ein hochionisiertes Plasma aus [57].

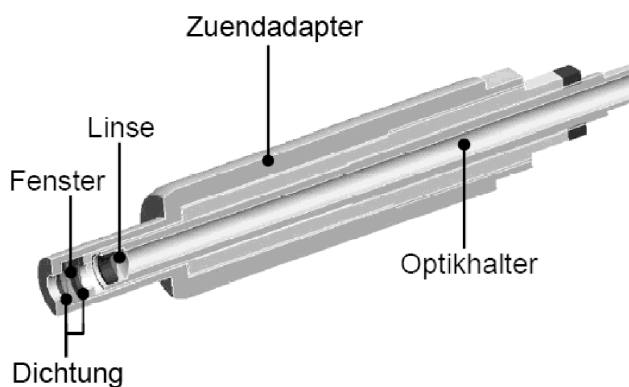


Abbildung 2.15: Laserzündkerze [56]

Als besonderer Vorteil der Laserzündung gilt die Möglichkeit eines variablen Zündorts bei gleichzeitig verschleißfreier Zündung. Die geringere Wärmeabfuhr des Plasmas ermöglicht zudem die Zündung stark abgemagerter Gemische [60]. Neben dem in Abbildung 2.15 dargestellten optischen Adapter wird eine über Glasfaserkabel verbundene Laserquelle (beispielsweise ein Lasertyp Nd-YAG mit einer Wellenlänge von 1064 nm) benötigt. Für die Fokussierung des Laserstrahls werden asphärische Linsen aus synthetischem Quarzglas verwendet. Die Linse ist durch ein Fenster aus Saphirglas vor der Verbrennung geschützt [56]. Der optische Zugang wird wegen der Gefahr der Verrußung in Artikeln zum Stand der Entwicklung bei der Laserzündung als kritisch bewertet [58], teilweise sollen die Verschmutzungen aber durch den Laserstrahl selbst wieder entfernbar sein [59].

2.7.4 Nicht-thermische Plasmazündungen

Zu den im Gegensatz zur Funken-, Plasma- oder Laserzündung auf nicht thermischen Plasma (vgl. Kap. 3) basierenden Zündungsarten gehören neben der in dieser Arbeit verwendeten Koronazündung noch weitere Zündungsarten.

Ein auf Barriereentladungen innerhalb des Zündkerzenkörpers beruhendes System stellt die in Abbildung 2.16 dargestellte Zündkerze dar. Die Zündkerze besteht aus einem normalen Zündkerzenkörper (50), dessen Mittelelektrode (51) im Gegensatz zur konventionellen Zündkerze vollständig von der Keramik (53) umschlossen wird. Zwischen der koaxial angeordneten Masseelektrode (52) befindet sich das Luft-Kraftstoff-Gemisch. Als Masseelektrode kann bei in den Brennraum hineinragendem Verbau ohne eigenen Masseschirm auch das Brennraumdach dienen. Bei Anlegen einer Hochspannung bilden sich zwischen Mittelelektrode und Masse kleine Gleit- und Streamerentladungen (56) aus, die das Gemisch entzünden [61].

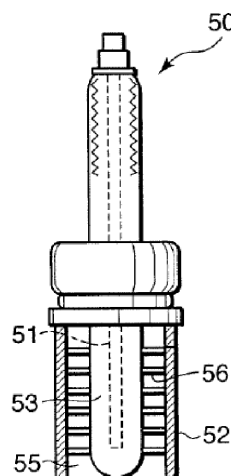


Abbildung 2.16: Barriereentladungs-Zündkerze [61]

Ein weiteres Zündsystem, das das Gemisch über kaltes Plasma entzündet, ist die sogenannte „High Speed Plasma“ Zündung (Abbildung 2.17). Ihre Konstruktion ähnelt der der Barriereentladung, allerdings wird die Mittelelektrode am Ende nicht von einer Keramik umgeben. Die Ansteuerung muss über einen sehr kurzen Hochspannungsimpuls erfolgen, der gerade so hoch ist, dass sich Entladungskanäle ausbilden, aber die Restenergie nicht mehr für einen Überschlag ausreicht.

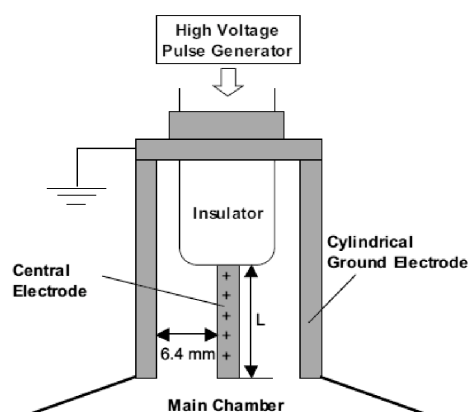


Abbildung 2.17: High-Speed-Plasma-Zündung [62]

In Druckkammerversuchen wurde gezeigt, dass sich bei Optimierung der Konstruktion und Ansteuerung Entladungsbüschel bis an die Kammerwände ausbreiten können, es aber auch sehr leicht zu Funkenentladungen kommen kann. Aufgrund des nötigen kurzen Spannungsimpulses beträgt die Zünddauer nur Bruchteile einer Mikrosekunde [62].

Eine dritte Ausführungsform der nicht thermischen Plasmazündungen ist das als Koronazündung bezeichnete Zündsystem. Es macht sich das Entladeverhalten im stark inhomogenen elektrischen Feld zu Nutze. Das Zündkerzenende ist dabei sehr scharfkantig ausgeführt (vgl. Abbildung 2.18), um die größten Inhomogenitäten an den Spitzen der Mittelelektrode auszubilden.

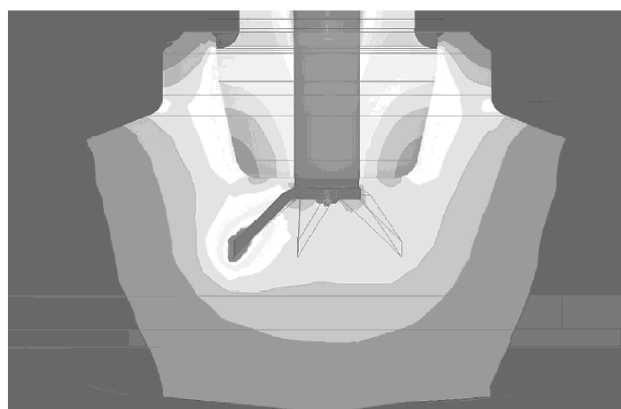


Abbildung 2.18: Stark inhomogenes elektrisches Feld an einer Koronazündkerze

So können (bei kontrollierbarer Hochspannung) vor dem eigentlichen Funkendurchschlag Vorentladungen an der Zündkerze erzeugt werden, die je nach Inhomogenität ein Plasmavolumen (Streamerbüschel) von einigen Kubikzentimetern einnehmen können. Durch eine regelbare Koronaspannung erlaubt das System, im Gegensatz zur High-Speed-Plasma-Zündung, den Entladungszustand beliebig lange aufrechtzuerhalten. Auch eine Formung des Entladungsvolumens ist durch die Anzahl und Ausgestaltung der Elektroden spitzen möglich. Eine detaillierte Beschreibung des in dieser Arbeit verwendeten Systems befindet sich im nachfolgenden Kapitel. Im Anhang A.7 befinden sich weitere interessante Varianten und Ausführungsformen der Koronazündung.

3 Koronazündung

3.1 Ionisationsmechanismen

Aus Gasatomen oder Molekülen werden Elektronen abgetrennt (ionisiert), wenn thermische, optische, elektrische oder kinetische Energie zugeführt wird. Die Ablösearbeit (Ionisationsenergie E_i) eines äußeren Elektrons von einem Atom oder Molekül liegt in der Größenordnung von etwa zehn Elektronenvolt (eV). Die verschiedenen Ionisationsarten, die zur Bildung eines Plasmas führen, werden im Folgenden beschrieben. Im Anhang A.10 befindet sich zur Orientierung eine Übersicht verschiedener natürlich vorkommender oder künstlich erzeugter Plasmatypen.

Grundsätzlich unterscheidet man zwischen einer Ionisation im Gasvolumen (Volumenionisation) und einer Ionisation auf Oberflächen (Oberflächenionisation). Eine Ionisation kann entweder durch äußere Einflüsse erfolgen (unselbstständige Ionisation), oder durch die beim Ladungstransport im Gas bewegten Ladungsträger selbst (selbstständige Ionisation). Ebenso kann beim Kontakt zwischen neutralen Gasmolekülen und Elektronen oder Ionen auch eine Wiedervereinigung der Ionen und Elektronen stattfinden. Diesen Vorgang nennt man Rekombination, je nach Anzahl der Reaktionspartner unterscheidet man zwischen Zweier- und Dreier-Rekombination. Unter den verschiedenen Ionisationsmechanismen in Gasen sind insbesondere

- Thermische Ionisation
- Stoßionisation
- Photoionisation

von Bedeutung. Zur Bildung eines Ions muss die übertragene Energie ΔE mindestens gleich der Ionisationsenergie des Moleküls E_i entsprechen [68]:

$$\Delta E \geq E_i \quad (3.1)$$

3.1.1 Thermische Ionisation

Die thermische Ionisation (auch Thermoionisation) eines Gases setzt ein, wenn die kinetische Energie der thermischen Teilchenbewegung ausreicht, die Atome oder Moleküle durch Zusammenstöße zu ionisieren. Im thermischen Gleichgewicht ergibt sich der Ionisationsgrad, also das Verhältnis der Ionenzahldichte zur Gesamteilchendichte aus der

Boltzmann-Verteilung⁹. Demnach gilt, dass die Teilchen, die ionisiert sind, eine um mindestens die Ionisationsenergie höhere Energie aufweisen, als die nicht ionisierten Atome und Moleküle. Wie auch aus Abb. 1.2 ersichtlich, ist der Ionisierungsgrad stark nichtlinear von der Temperatur abhängig [71].

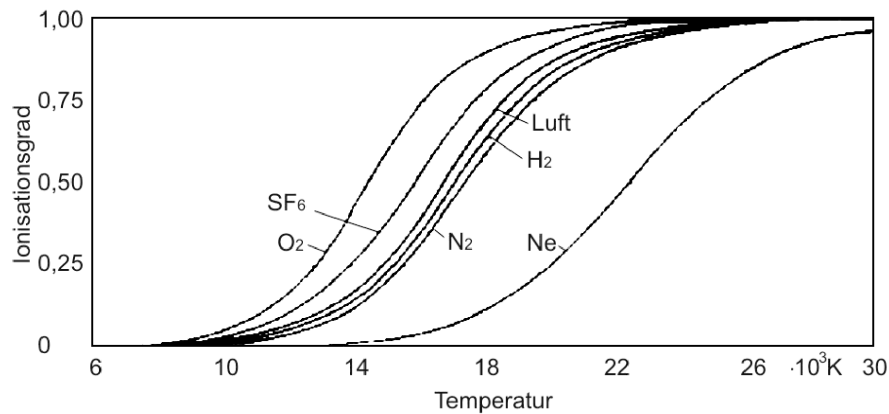


Abbildung 3.1: Thermischer Ionisationsgrad verschiedener Gase [69]

Eine merkliche Thermoionisation der Gase beginnt bei Temperaturen von einigen 1000 Kelvin. Der Ionisationsgrad X eines Gases mit der Ionisierungsenergie E_i kann auch durch die SAHA-Gleichung als Funktion der Temperatur T und des Drucks p beschrieben werden:

$$\frac{X^2}{1-X^2} = 0.182 \frac{\sqrt{T^5}}{p} e^{-\left(\frac{E_i}{\kappa_B T}\right)} \quad (3.2)$$

Bei Funkenentladungen kommt die Thermoionisation stark in der Schlussphase des Gasdurchschlages zum Tragen und ist für die Ausbildung des hochleitfähigen Kanals verantwortlich [69].

3.1.2 Stoßionisation

Der hauptsächliche Mechanismus zur Initialisierung und Ausbreitung eines Entladungskanals beim Gasdurchschlag ist die Stoßionisation, da sie primär für die Entstehung der Ladungsträger verantwortlich ist. An der Kollision können sowohl Elektronen als auch Ionen beteiligt sein, sie wirken aber aufgrund ihrer unterschiedlichen Massen (m_E bzw. m_I) unterschiedlich stark auf den Stoßpartner (m_2) ein. Für die wesentlich leichteren Elektronen gilt:

$$m_E = m_1 \ll m_2 \Rightarrow \Delta E = E_E \quad (3.3)$$

Wird der Stoß von einem Ion ausgeführt folgt:

$$m_I = m_1 \approx m_2 \Rightarrow \Delta E = \frac{1}{2} E_I \quad (3.4)$$

⁹ Die Boltzmann-Verteilung gibt die Wahrscheinlichkeit eines thermodynamischen Zustands eines sich im Gleichgewicht befindenden Systems an [70].

Da ein Ion nur etwa die Hälfte seiner Bewegungsenergie beim Stoßvorgang abgibt, tragen die Elektronenstoßvorgänge, bei denen die gesamte im elektrischen Feld aufgenommene Energie übertragen wird, sehr viel mehr zur Stoßionisation bei. Darüber hinaus kann es beim Kontakt mit Ionen auch nur zu einem streifenden Stoß kommen, was lediglich einen Austausch, aber keinen Austritt eines Elektrons zur Folge hat. Abbildung 3.2 verdeutlicht die Zusammenhänge [72].

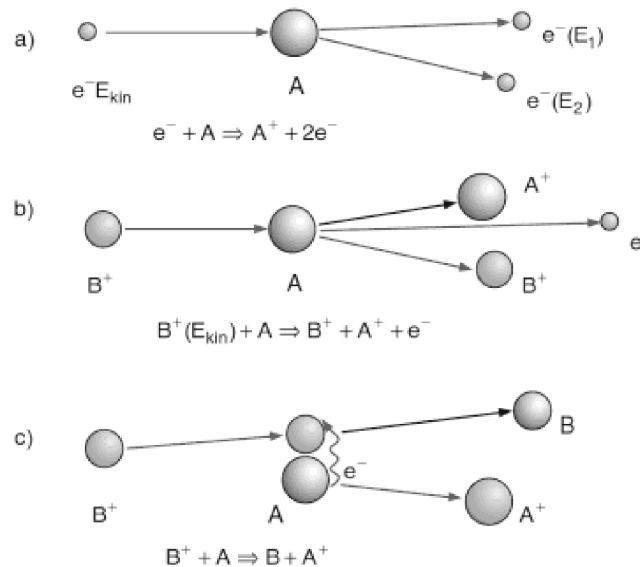


Abbildung 3.2: Elektronenstoßionisation (a), Ionenstoßreaktion (b) und streifender Stoß (c) [72]

Um das Molekül zu ionisieren, muss die Bedingung (3.1) erfüllt sein, wobei aber ebenfalls eine stufenweise Ionisierung möglich ist. Mit der im Vergleich zu Ionen sehr viel höheren mittleren freien Weglänge λ_m und der damit höheren Stoßenergie tragen Elektronenstoßvorgänge hauptsächlich zur Ionisierung bei. Für den Elektronenstoß gilt in Abhängigkeit der Elektronenladung e und dem elektrischen Feld E_{el} [73]:

$$\Delta E = e \cdot E_{el} \cdot \lambda_m \quad (3.5)$$

3.1.3 Photoionisation

Die Absorption eines Photons kann bei ausreichend großer Energie zur Ionisierung eines Moleküls führen (vgl. Abbildung 3.3).

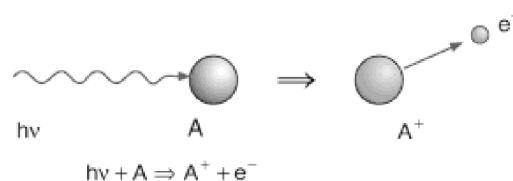


Abbildung 3.3: Photoionisation [72]

Hierzu muss die Energie $h\nu$ des Photons größer als die Ionisationsenergie sein. Photoionisation nimmt im Vergleich zu den anderen Ionisierungsarten einen geringen Stellenwert ein, allerdings werden durch Photoionisation (neben Oberflächeneffekten) die für die Stoßionisation notwendigen Startelektronen gebildet (natürliche terrestrische- und Höhenstrahlung). Auch hier gilt wieder, dass die nötige Ionisierungsenergie durch Addition der einzelnen Anregungsschritte erreicht werden kann. Dabei wird im ersten Schritt ein Elektron von einer inneren auf eine äußere, höherenergetische Elektronenschale gehoben. Wird innerhalb eines Intervalls von etwa 10^{-8} Sekunden die Energie eines weiteren Photons absorbiert, wird der Energiezustand weiter erhöht bis die gesamte Ionisation erfolgt ist. Treffen keine weiteren Photonen auf, fällt das angeregte Elektron unter Lichtabgabe wieder auf seine ursprüngliche Schale zurück [72].

3.2 Entladungsmechanismen und Formen im elektrischen Feld

Zwischen zwei ungleich geladenen Objekten, dies können im einfachsten Fall die zwei Platten eines Kondensators oder eine an eine Spannungsquelle angeschlossene Elektrode und ihre Umgebung sein, bildet sich durch die geladenen Teilchen ein elektrisches Feld aus und es kommt zur Wechselwirkung (Coulombkraft). Steigt durch die von außen angebrachte Spannung die Feldstärke in einen kritischen Bereich an (Zünd- oder auch Durchbruchbedingung genannt), kommt es durch die beschriebenen Ionisationsmechanismen zu Entladungen [75]. Diese müssen wie in Abbildung 3.4 dargestellt nicht zwangsläufig zu Überschlägen, also Funkenentladungen führen, sondern es stellen sich eine Reihe von Überschlagsmechanismen ein. Man unterscheidet Entladungen:

- im homogenen Feld, ohne Vorentladungen
- im inhomogenen Feld, unter Ausbildung von Korna-Vorentladungen
- an Grenzflächen, unter Ausbildung von Gleit-Vorentladungen
- in Hohlräumen, unter Ausbildung von Glimm-Vorentladungen

Prinzipiell ist die für die Koronazündung entscheidende Entladungsform die in Abbildung 3.4 in der Spalte „inhomogenes Feld“ dargestellte Vorentladung. Allerdings müssen für die Auslegung der Bauteilkomponenten und Konstruktion alle gezeigten Entladungen berücksichtigt werden, da es beispielsweise bei ungenügender Isolierung oder überhöhter Feldstärke im Inneren des Zünders auch zu Teilentladungen an Grenzflächen und im Extremfall zu Überschlägen (Gleitfunken) und innerer Zerstörung kommen kann.

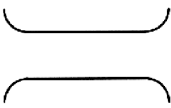

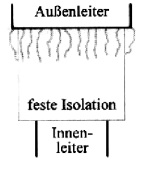
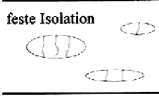
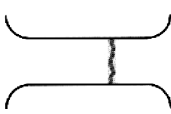

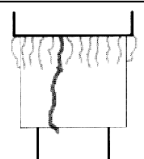
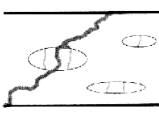
	Homogenes und schwach inhomogenes Feld	Inhomogenes Feld	Grenzflächen	Hohlräume
<p>Vorentladungen (<i>Teilentladungen</i>)</p> <p>Entladungen, die nicht unmittelbar zum Durchschlag (Spannungszusammenbruch) führen.</p>	 <p><i>treten nicht auf, Entladungseinsatz führt unmittelbar zum Durchschlag</i></p>	 <p>Koronaentladungen</p> <p>Äußere Teilentladungen (TE) Glimmentladungen ("Glimmen") Büschel- und Stielbüschelentladungen (Streamer- und Leader-Entladungen)</p>	 <p>Oberflächen-Entlad. Gleitentladungen</p>	 <p>Hohlraum-Entladung Innere Teilentladungen (TE) ("Glimmen")</p>
<p>Durchschlag, Überschlag</p> <p>Entladung, die eine gut leitfähige Verbindung zwischen den Elektroden herstellt und damit zum Zusammenbruch der Spannung führt.</p>	 <p>Durchschlag</p>	 <p>Durchschlag</p> <p><i>Lichtbogen, Bogenentladung (bei thermischem Gleichgewicht)</i> <i>Funken (bei begrenztem Energievorrat der Quelle)</i></p> <p>Blitzentladungen (sehr lange Funken bei atmosph. Entlad.)</p>	 <p>Überschlag</p> <p>Gleitfunken</p>	 <p>Durchschlag</p> <p>Erosions- oder Teilentladungsdurchschlag</p>

Abbildung 3.4: Entladungen im elektrischen Feld [74]

Im Folgenden wird nur auf die für das Zünden des Sauerstoff-Luft Gemisches entscheidende nicht thermische Entladungsform, die Koronaentladung im inhomogenen Feld, eingegangen, sowie das für alle Entladungen gültige Modell zur Beschreibung der Zündbedingung (Townsendmechanismus) und der Einfluss der Dichte und des Elektrodenabstands auf die Entladung (Gesetz von Paschen) beschrieben. Grundlagen und Charakteristika von thermischen und nicht thermischen Plasmen finden sich im Anhang A.11.

3.2.1 Townsendmechanismus

Gase sind unter normalen Bedingungen elektrische Isolatoren und werden daher oft zur Isolation in elektrischen Schaltanlagen verwendet. Wie im vorhergehenden Kapitel erörtert, existiert zum Beispiel aufgrund der kosmischen Strahlung dennoch eine geringfügige Anzahl an freien Ladungsträgern. Stöße mit Molekülen bleiben aber aufgrund der geringen Bewegungsenergie ohne Folge für den Ionisationszustand. Im elektrischen Feld hingegen, also bei Anlegen einer Spannung, werden diese Startelektronen beschleunigt und hin zur Elektrode befördert. Die kinetische Energie wird dadurch erhöht. Kommt es nun zu einem Zusammenstoß mit einem Molekül und ist die kinetische Energie bereits hoch genug, folgt eine Stoßionisation unter Auslösung eines neuen Elektrons (vgl. Kapitel 3.1). Das Startelektron und das zweite Elektron werden erneut dem elektrischen Feld ausgesetzt und

akkumulieren so lange Energie, bis die erforderliche Ionisierungsenergie für eine Stoßionisation erreicht ist. Dabei entstehen immer weitere Elektronen, die wiederum im Feld beschleunigt werden und Stoßprozesse auslösen. Es kommt zu einem lawinenartigen Anwachsen der Ladungsträgeranzahl (Lawineneffekt). Wie erwähnt, können neben den Ionisationsvorgängen auch Rekombinationsmechanismen unter Aussendung von Licht auftreten. Innerhalb der Lawinenbildung kann ein derartig erzeugtes Photon wiederum durch Photoionisation ein Elektron auslösen und somit ein neues Startelektron für eine zweite Lawine bilden (Rückwirkung). Alle auftretenden Schritte sind in der folgenden Abbildung nochmals im Modell dargestellt [76]:

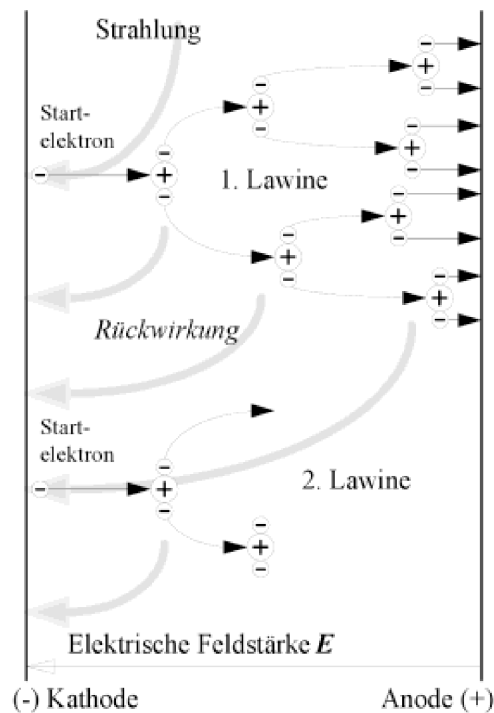


Abbildung 3.5: Lawinenbildung [74]

Zur Beschreibung der Anzahl der Elektronen, die von einem Elektron pro Längeneinheit x neu erzeugt werden, wurde die Ionisierungszahl α eingeführt. Für die Zunahme dN der Elektronenanzahl N gilt:

$$dN = N \cdot \alpha \cdot dx \quad (3.6)$$

3.2.2 Gesetz von Paschen

Ist das elektrische Feld hoch genug und die Standzeit ausreichend lange, entwickelt sich die Lawine bis zum Eintreten eines Funkenüberschlags weiter fort. Die Zündbedingung nach Townsend fordert, dass ein durch Fremdionisation erzeugtes Startelektron mindestens ein neues Startelektron und jede Lawine mindestens eine Folgelawine erzeugt. Die Feldstärke

ist hierbei abhängig von der angelegten Spannung. Die zum Durchschlag benötigte Mindestspannung (Zündspannung) wird über das von Friedrich Paschen aufgestellte Gesetz ermittelt. Demnach ist die Durchschlagsspannung U_d eine Funktion aus Druck p , Temperatur T und Elektrodenabstand d [74]:

$$U_d = f\left(\frac{d \cdot p}{T}\right) \quad (3.7)$$

Als analytische Näherungsbeziehung für Gase bei Normaltemperatur wird die Formel (3.8) angegeben (Konstanten A , B und der Townsend-Koeffizient γ siehe Anhang A.8), welche eine gute Übereinstimmung mit den in Abbildung 3.6 dargestellten realen Verläufen zeigt.

$$U_d = \frac{B \cdot p \cdot d}{\ln \frac{A \cdot p \cdot d}{\ln(1 + \frac{1}{\gamma})}} \quad (3.8)$$

Die Kurve zeigt im Bereich sehr kleiner Abstände und Drucke eine relativ hohe Überschlagsspannung (theoretisch unendlich hoch), da hier nicht mehr genügend Moleküle für eine Lawinenbildung vorhanden sind (Nahdurchschlag). Beim Weiterdurchschlag (hohe Abstände und Drücke) wird die Feldstärke durch den zunehmenden Abstand verringert und die Beschleunigung der Elektronen durch die hohe Dichte und somit kürzere freie Weglänge vermindert. Es folgt eine Verringerung der Ionisierungszahl und eine Erhöhung der Überschlagsspannung [79].

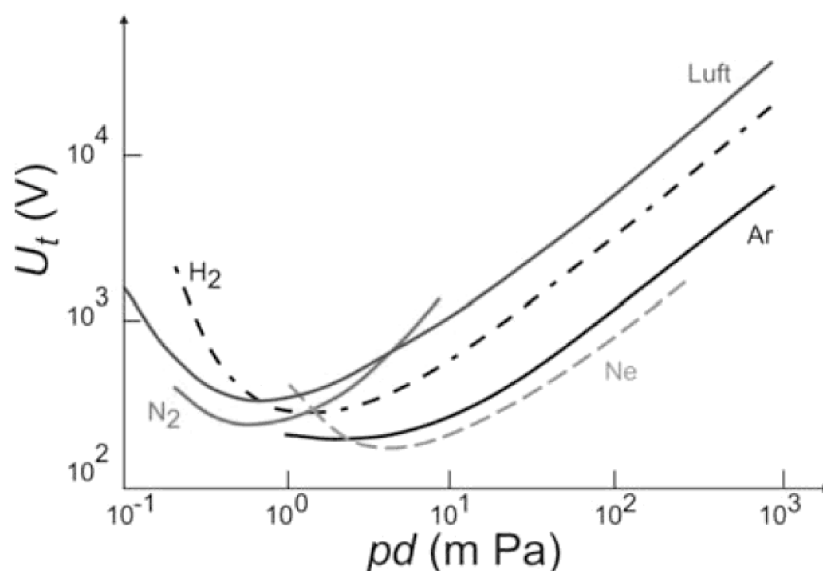


Abbildung 3.6: Paschenkurve für verschiedene Gase bei Normaltemperatur [87]

Das Paschenminimum liegt für elektronegative Gase (SF₆, O₂, Luft, CO₂) höher als für die Edelgase (Ne, Ar, He), bei denen die Werte zudem wegen einer starken Abhängigkeit vom Elektrodenmaterial wesentlich mehr streuen [78].

3.2.3 Koronaentladung

Im inhomogenen Feld führt die Zündspannung nicht direkt zum elektrischen Durchschlag, sondern zur Bildung von Vorentladungen (vgl. Abbildung 3.4), da die für die Ionisierung notwendige Elektronenbeschleunigung (Stoßionisation) nur in dem vor der spitzen Elektrode ausgeprägten inhomogenen Feld mit entsprechend hohen Feldstärken besteht. Die anfänglichen Glimmentladungen bilden sich bei Erhöhen der Spannung zu Büschel- und Stielbüschelentladungen (auch Streamer- und Leader-Entladungen) zur sogenannten Koronaentladung aus. Die Entladungen breiten sich weiter in den feldschwachen Bereich aus, bis die Feldstärke nicht mehr zur Aufrechterhaltung des Streamers ausreicht. Erst bei weiterem Erhöhen der Spannung, dem Erreichen der Überschlagsspannung, kommt es zum Durchschlag. Neben der Überschlagsspannung wird daher eine Koronaeinsatzspannung U_e definiert (Abbildung 3.7).

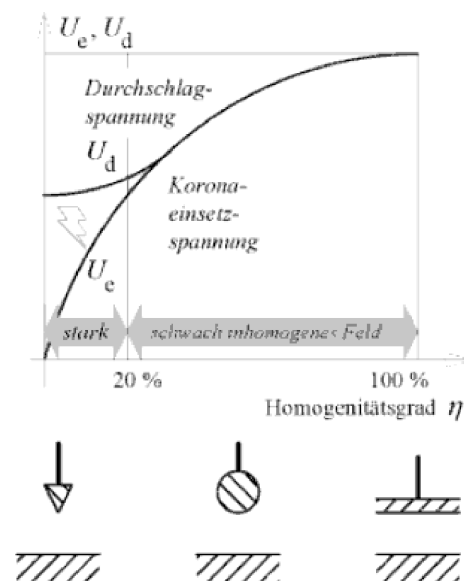


Abbildung 3.7: Durchschlags- und Koronaeinsatzspannung [74]

Mit zunehmender Homogenität steigt die Einsatzspannung an, bis sie schließlich in die Überschlagsspannung übergeht und eine sich ausbreitende Korona direkt zu einem Überschlag führt [76].

Der Prozess der Koronaentladung ist geprägt vom ständigen Bilden und Erlöschen einzelner Streamer (Ionisation und Rekombination) ohne dass, im Gegensatz zur Funkenentladung,

ein großer Strom zwischen den Elektroden fließt. Infolge der hohen Raumladungsdichte¹⁰ treten starke Feldstärkeüberhöhungen auf und die Photonenabstrahlung wird sehr intensiv. Dies hat zur Folge, dass sich nahe des Streamers neue Elektronen bilden (Photoionisation) und dadurch die Ausbreitung des Streamers beeinflussen oder Sekundärlawinen ausbilden können. Bei einem plötzlichen Spannungsanstieg bewegt sich deshalb auch der Streamer nicht unbedingt auf dem kürzesten Weg zur Gegenelektrode [82].

Die als Leader bezeichnete Entladungsform (vgl. Abbildung A.16) ist eine Sonderform der Streamerentladung und tritt ein, wenn sich in zeitlich kurzer Folge mehrere Streamerentladungen überlagern und es zu einer Aufheizung des betreffenden Gasvolumens und damit zur Bildung eines kurzen thermischen Plasmakanals kommt, an dessen Ende sich wiederum eine Büschelentladung ausbildet [80].

Erzeugt man eine Koronaentladung nicht mit Gleichspannung, sondern wie im vorliegenden Fall durch Wechselspannung, kommen frequenzabhängig weitere Effekte zum tragen. So ist beispielsweise das Streamerwachstum von der Periodendauer abhängig [81]. Ein anderes Beispiel ist die Durchschlagsfestigkeit von Luft. Sie sinkt (bei Normalbedingungen) bei einer Frequenzverschiebung von 60 Hz auf 1 MHz auf 80 % ihres ursprünglichen Werts ab. Als Ursache wird hier eine vor der Anode gebildete positive Raumladungswolke genannt, die nach dem Polaritätswechsel vor der Kathode liegt und so die Feldstärke erhöht [74].

3.2.4 Entflammung durch nicht-thermisches Plasma

Die Elektrotechnik beschäftigt sich schon lange mit den Auswirkungen der verschiedenen Entladungsformen auf zündfähige Gemische, im extremen Kontrast zur Motorentechnik allerdings mit dem Ziel das Entflammen sicher zu verhindern. So wird bei der Installation von elektrischen Systemen in mit Gefahrenstoffen betriebenen oder umgebenen Anlagen höchste Aufmerksamkeit auf Isolation und Feldformung gelegt, um Funkenentladungen oder andere Energieentladungsformen zu verhindern. Beachtet wird hierbei nicht nur der Normalbetrieb, beispielsweise durch Kapselung von Elektromotoren, sondern auch der Fehlerfall, beispielsweise bei Überhitzung. Auch die elektrostatische Aufladung von Bauteilen muss berücksichtigt werden.

Von besonderer Bedeutung sind daher neben der Zündung an heißen Oberflächen und durch fokussierte Laserstrahlung die elektrische Funkenzündung, bei der die Entflammung sowohl bei der Zündung durch einzelne Funken als auch bei Zündung durch sich akkumulierende, einzeln nicht zündfähige Funken ausgelöst werden kann [83]. In aktuellen Untersuchungen der Physikalisch-Technischen Bundesanstalt Braunschweig und Berlin [27] wird erstmals auch die Gefährdung durch Entflammung mittels durch hochfrequente

¹⁰ Ladung pro Volumen (Quotient aus der Teilladung eines Teilvolumens und dessen Volumens) [77]

Wechselspannung ausgelöster Koronaentladungen beschrieben und untersucht. Während bei einem konventionellen Überschlag die Funkenentladung zu einem Plasmakanal mit hohen Temperaturfeldern und darüber zum Entflammen des Gemisches führt, wurde für die Koronaentladung als dominierender Faktor die direkte Ionisierung des Gemisches über Stoßionisationsprozesse ausgemacht. Neben der Elektrodengeometrie, die wie oben beschrieben einen wesentlichen Einfluss auf die Inhomogenität und Stärke des elektrischen Feldes hat, sind die folgenden Parameter entscheidend für eine Zündung:

- Die Höhe der Wechselspannung
- Die Schlagweite der Entladung
- Die Akkumulation von Vorentladungen (Anzahl an Schwingungen).

Spannung

Mit steigender Spannungsamplitude nimmt die elektrische Feldstärke zu und die Streamerlänge (auf die sich die Energie verteilt) wächst. Die höhere Feldstärke fördert den Ionisierungsprozess, wodurch der Energiegehalt vergrößert wird. Die Energiedichte nimmt daher durch Erhöhung der Spannung insgesamt, aufgrund der starken Zunahme der Ionisation, trotz des größeren Volumens der Streamer zu [27].

Schlagweite

Bei konstanter Spannung nimmt die Streamerlänge aufgrund der Änderung des elektrischen Feldes mit zunehmendem Elektrodenabstand ab, wodurch sich die Energiedichte erhöht. Bei Erhöhung des Abstands verringern sich jedoch gleichzeitig die Ionisationsprozesse aufgrund der abnehmenden Feldstärke und es bilden sich weniger Ladungsträger aus. In Summe nimmt die Energiedichte mit zunehmender Schlagweite ab, da die Abnahme der Ionisierungsprozesse dominiert [27].

Akkumulieren von Entladungen

Kurze hochfrequente Entladungen, die alleine nicht zum Zünden eines Gemisches führen, können in der Summe, wenn die Periodendauer klein genug ist, dennoch eine Entflammung auslösen. Begründet wird dies durch die Möglichkeit des Aufakkumulierens der Entladungen, ausgelöst durch die mangelnde Beweglichkeit der Ionen. Während einer Halbschwingung des elektrischen Feldes können diese die Elektrode nicht erreichen und verbleiben somit im elektrischen Feld. Der Energiegehalt wird hauptsächlich durch die Häufigkeit der Ionisationsprozesse und damit von der Bildung der Ladungsträger bestimmt. Darüber hinaus ist festzuhalten, dass die Ladungsmenge sich überproportional durch die Feldstärke und proportional durch die Anzahl der Schwingungen vergrößert [27].

3.3 Aufbau und Funktion des untersuchten Koronazündsystems

Wie im vorhergehenden Unterkapitel beschrieben, ist zur Ausbildung einer Koronaentladung nicht nur ein inhomogenes elektrisches Feld, also eine sehr spitz gestaltete Zündkerzenelektrode nötig, sondern es muss die angelegte Spannung zwischen der Koronaeintrittsspannung und der Überschlagsspannung liegen. Diese Zündspannung muss zum einen zwar ähnlich wie die der TSZ im zweistelligen kV-Bereich liegen, zum anderen muss die Spannung zur Ausbildung einer andauernden Korona aber auch kontinuierlich anliegen.

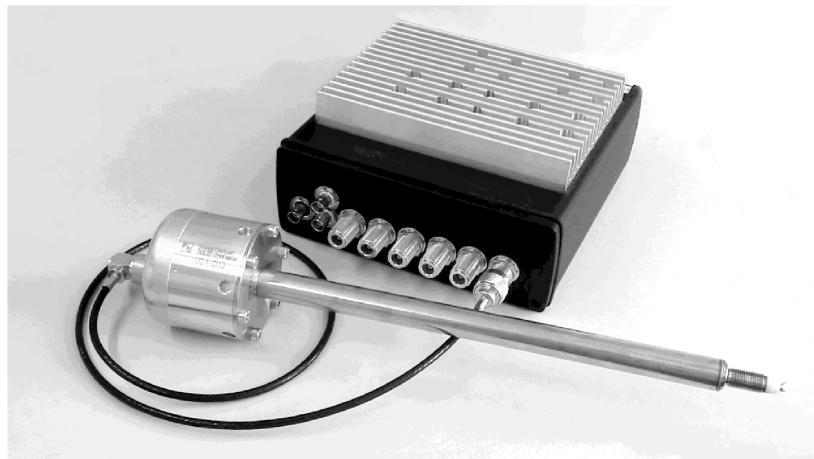


Abbildung 3.8: Korona Zündsteuergerät und Zünder

Aus diesem Grund wird die Spannung ähnlich derer einer Hochfrequenzzündkerze (vgl. Anhang A.13) über Resonanztransformation erzeugt. Dies bedeutet, dass Zündkerzenkapazität und Hochfrequenzspule sowie vorhandene Leitungswiderstände und parasitäre Kapazitäten einen elektrischen Schwingkreis bilden. Im Gegensatz zur Hochfrequenzzündkerze bedarf es noch einer aufwendigen Hard- und Software, um eine Korona einzuregeln. Im Folgenden werden Zündkerze, Elektronik und Regelung der in dieser Arbeit verwendeten Prototypen (Abbildung 3.8) genauer beschrieben.

3.3.1 Zünder, Leitung und Brennraum

Mit dem Ziel möglichst einfache, robuste und vor allem isolationstechnisch funktionsfähige Teile herzustellen, wurden die zur Verfügung gestellten Zündkerzen-Prototypen mit dem in Abbildung 3.9 dargestellten Aufbau verwirklicht. Der Zünder hat eine Schaft-Länge von üblicherweise 210 oder 290 mm (Kerzenschaftgehäuse mit 19,02 mm Durchmesser). Diese musste aufgrund des beim Versuchsmotor verbauten variablen Ventiltriebes auf 310 mm verlängert werden. Der Spulenkörper hat einen Durchmesser von 67,2 mm und eine Höhe von 65 mm.

Da die Kontaktierung und Isolation auf der Hochspannungsseite – wie von herkömmlichen Funken-Zündkerzen bekannt – eine Schwachstelle bei der Auslegung der Bauteile darstellt, wurde für Grundsatzuntersuchungen die Spule in dem großvolumigen Spulenkopf am Ende des Zünders untergebracht. Der Zünder-Schaft beinhaltet lediglich die Hochspannungsleitung zur Übertragung der bis über 30 kV hohen Spannung an die Zündkerzenspitze, die eine sternförmig ausgeführte Elektrode aufweist. Bei späteren Prototypen ist ein vollständig im Kerzenschacht untergebrachter Zünder mit Spule und Kontaktierung geplant.

Für eine hohe elektrische Isolation wurde der Spulenkörper nicht wie aus Zündspulen bekannt mit einer Epoxydharz-Masse vergossen, sondern aufgrund des besseren dielektrischen Verlustfaktors mit 30 bar Stickstoff gefüllt, was sich positiv auf die elektrische Güte des Zünders und somit auf den Gesamtwirkungsgrad des Systems auswirkt.

Mittels eines Keramikkörpers wird die Mittelelektrode in dem M12-Einschraubkörper zentriert und dichtet gleichzeitig den Zünder gasdicht ab. Beim verwendeten Baustand war an dieser Stelle noch eine Verklebung von Keramik und Edelstahlanschraubkörper vorgesehen, weshalb die Zünder für den Motorbetrieb nur im unteren Last- und Drehzahlbereich eine Freigabe erhalten konnten. Für Vollastversuche wurden leicht modifizierte Prototypen verwendet, die kurzzeitig den hohen thermischen Belastungen standhalten können.

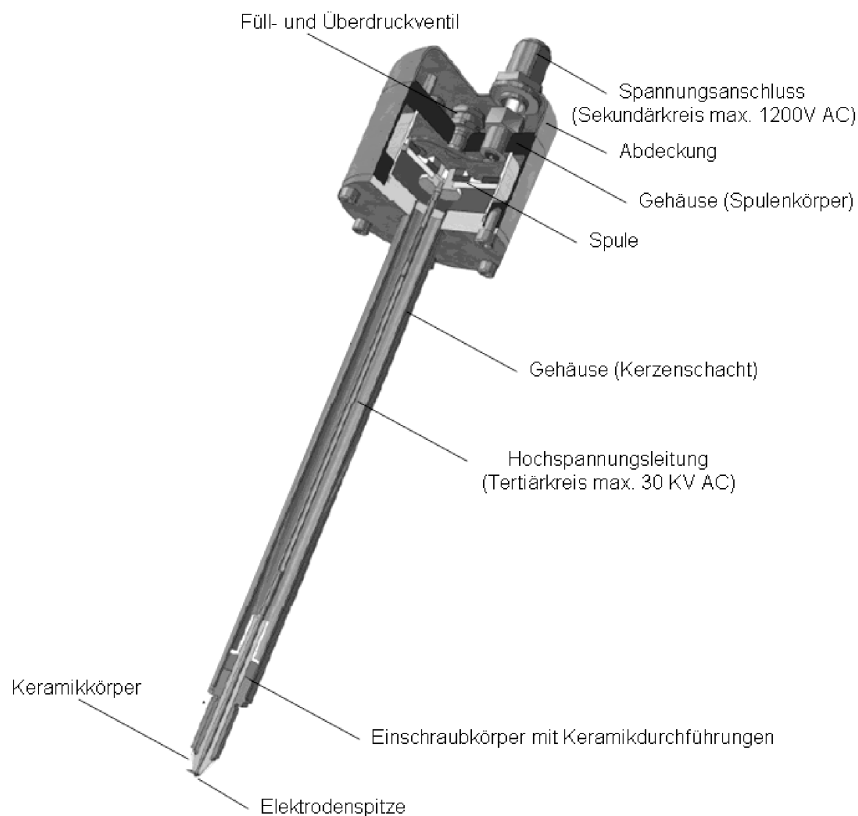


Abbildung 3.9: Zünder mit integrierter Spule

Zur Verbindung des Zünders mit dem Zündsteuergerät wird ein 5 mm starkes Koaxialkabel verwendet, um Leitungsstörungen zu verhindern. Die maximale Länge beträgt 1,2 Meter. Zuleitung und Zünder bilden entsprechend der verschiedenen Anteile an Kapazitäten, Widerständen und Induktivität einen Schwingkreis aus. Vereinfacht kann man einen Reihenschwingkreis ansetzen, wobei, wie in Abbildung 3.10 dargestellt, auch der Brennraum im Schaltbild mit aufgenommen werden muss. Es gilt:

$$C_Z \gg C_L \gg C_B \quad \text{bzw.} \quad R_Z \gg R_L \gg |Z_B| \quad (3.9)$$

Die Resonanzfrequenz des Schwingkreises ist somit hauptsächlich von dem Zünder selbst abhängig und die Grundauslegung auf die 1 MHz Zielfrequenz kann vor allem über die Spulenwicklung durchgeführt werden. Die Anregung des Schwingkreises erfolgt über den Controller und wird im nächsten Unterkapitel beschrieben.

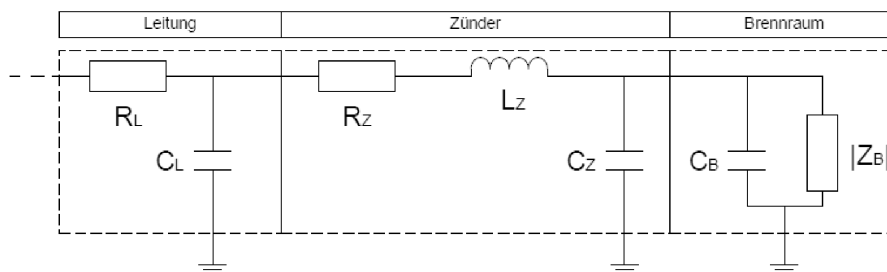


Abbildung 3.10: Koronaschwingkreis stark vereinfacht

Vergleicht man die Elektrodenform einer konventionellen Spulenzündung und einer Koronazündung, so ergibt sich durch den erforderlichen Keramik-Isolationskörper des HF-Zünders nicht nur eine andere Funkenlage, sondern aufgrund des massiven Keramikkörpers auch eine Veränderung des Verdichtungsverhältnisses. In Abbildung 3.11 werden Schnitte einer Luftfunkenzündkerze und eines modifizierten, bedingt volllastfesten Prototypen übereinandergelegt.

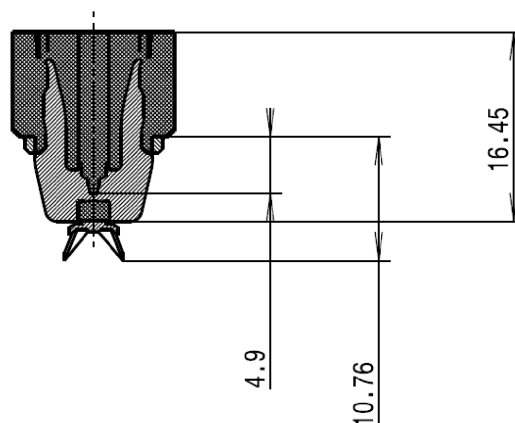


Abbildung 3.11: Überlagerung zweier Schnitte durch eine Zündkerze und einen HF-Zünder

Deutlich zu erkennen ist die um 4,9 mm verschobene Elektrodenspitze und das Fehlen des Atmungsraums, was eine Zunahme des Zündkerzenvolumens von etwa $0,5 \text{ cm}^3$ zur Folge hat. Bei üblichen Pkw-Motoren wäre somit eine Steigerung des Verdichtungsverhältnisses von 0,06 bis 0,14 zu erwarten.

3.3.2 Elektronik und Frequenzregelung

Zur Erzeugung von Hochspannung gibt es in der Elektrotechnik verschiedene Möglichkeiten. In einfachster Ausführung könnte ein ausreichend großer Ringkerntransformator (Anhang A.12) verwendet werden. Zur verlustarmen Bereitstellung der benötigten Spannung wird allerdings auf den Effekt der Spannungsüberhöhung¹¹ zurückgegriffen, wie er in sogenannten Resonanztransformatoren genutzt wird. Eine spezielle Ausführungsform bildet hierbei der Teslagenerator. In seiner ursprünglichen, von Nikola Tesla erfundenen Bauweise handelt es sich dabei um zwei miteinander gekoppelte Schwingkreise, die bezüglich ihrer Eigenfrequenz aufeinander abgestimmt sind. Wird der in Abbildung 3.12 dargestellte Schwingkreis beispielsweise über den strichliert eingezeichneten Generator angeregt, wird der Kondensator C_1 geladen bis die Zündspannung der Funkenstrecke F (z.B. zwei gegenüberliegende Wolframspitzen) erreicht ist und sich die gesamte Ladung über den nun geschlossenen Kreis A aus R_1 , F und L_1 entlädt.

Über die lose Kopplung tritt eine Induktion in der Sekundärspule L_2 ein, wodurch der Schwingkreis B , bestehend aus L_2 , R_2 und C_2 ebenfalls mit der Resonanzfrequenz erregt wird. Die über dem Kondensator abfallende Spannung kann somit in Abhängigkeit des Verhältnisses von L_1 und L_2 leicht mehrere hundert kV betragen [84].

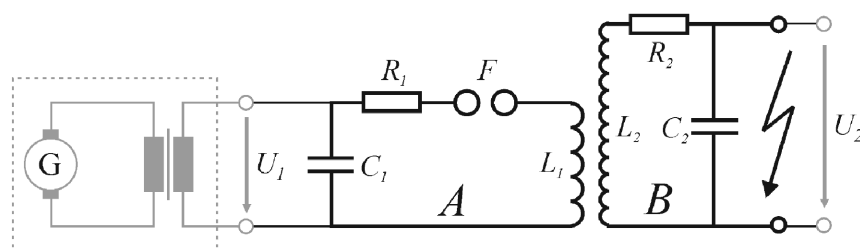


Abbildung 3.12: Klassischer frei schwingender Teslagenerator [84]

Auf modifizierte Weise wird dieses Prinzip in dem in dieser Arbeit verwendeten Zündsystem angewendet. Statt der Kopplung des zur Hochspannungserzeugung benötigten Schwingkreises B mit dem Kreis A findet eine direkte, elektronisch gesteuerte Anregung des Resonanzschwingkreises B statt. Das hierzu verwendete Zündsteuergerät muss also die Grundspannung von einigen hundert Volt erzeugen und diese zusätzlich mit der

¹¹ Spannungserhöhung aufgrund der in Reihenschwingkreisen auftretenden Phasenverschiebung bei Spule und Kondensator (siehe Anhang A.14).

Resonanzfrequenz des Schwingkreises B ausgeben. Die technische Umsetzung ist in Abbildung 3.13 als idealisierte Prinzipskizze dargestellt, ein vereinfachtes Ersatzschaltbild findet sich im Anhang A.15.

Ausgehend von der 12 V Bordspannung wird bei aktuellen Prototypen die Spannung im Controller über eine vorgeschaltete Spannungsversorgung auf 115 V Wechselspannung transformiert¹². Dann wird die Spannung gleichgerichtet und einem Abwärtswandler zugeführt, der je nach Vorgabe (Softwareregulierung) die Sollspannung einstellt (Primärspannung). Im Anschluss wird die Spannung über einen Wechselrichter (MOSFET) als Wechselspannung in Höhe von 0 bis 150 V bei etwa 1 MHz ausgegeben und über die Endstufe auf bis zu 1,2 kV transformiert und dem Zünder zugeführt (Sekundärspannung). Als Folge kommt es im zuvor beschriebenen Schwingkreis (Zuleitung, Zünder, Brennraum) zur Anregung und Spannungsüberhöhung, wodurch sich an der Elektrodenspitze Spannungen von über 30 kV ausbilden können (Tertiärspannung). Die Erregerfrequenz muss, damit das System im optimalen Wirkungsgradbereich arbeitet, mit der Resonanzfrequenz des Zünderschwingkreises übereinstimmen (Anhang A.16).

Für den vorliegenden Prototyp wird diese Frequenz über eine Hardwarelösung mittels PLL-Phasenregelkreis (phase-locked loop) gewährleistet. Der PLL-Baustein ermöglicht es, durch einen Vergleich der Phasenverschiebung von Strom und Spannung (Phasenkomparator), die für eine Phasengleichheit (Resonanz) benötigte Frequenzverschiebung zu ermitteln und über ein Nachführen der zur Frequenzregelung an den spannungsgesteuerten Oszillator (VCO, voltage controlled oscillator) übermittelten Spannung U_{VCO} anzupassen. Der Oszillator gibt in Folge das für den Wechselrichter notwendige pulswellenmodulierte Signal (PWM) vor.

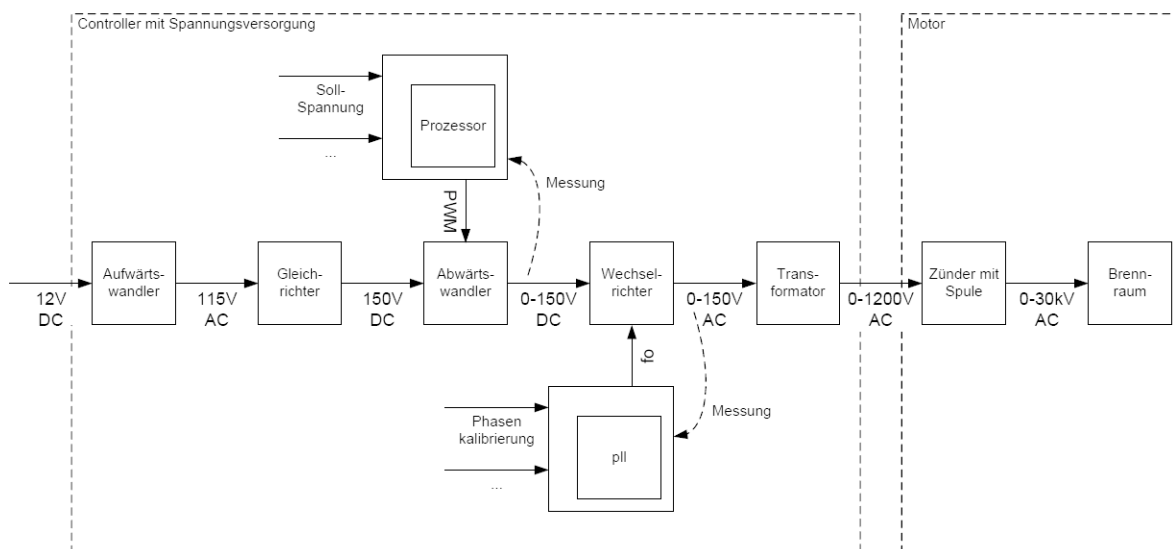


Abbildung 3.13: Prinzipskizze HF-Zündsystem

¹² Prototypenbedingt, um eine ausfallsichere Erprobung unter Laborbedingungen mit Anschlussmöglichkeit an einen US-amerikanischen Netzanschluss zu gewährleisten.

Eine Besonderheit in der Verwendung der PLL stellt die beim Prototypen umgesetzte Verschaltung der PLL, skizziert in Abbildung 3.14, dar. Sie wird wegen des für die Versuche relevanten Einflusses im Folgenden kurz erklärt. Aufgrund der Schwierigkeit der störungsfreien Spannungsmessung, hervorgerufen durch die hohe Frequenz, das Leiterplattendesign und die noch nicht umgesetzte elektromagnetische Verträglichkeit (EMV), wurde statt der Messung ein künstliches, aber der erzeugten Spannung entsprechendes Signal generiert. Umgesetzt wurde dies durch die direkte Verwendung des zur Spannungserzeugung verwendeten PWM Frequenzsignals. Bedingt durch einen Zeitversatz zwischen PWM-Signal und der daraus tatsächlich erzeugten Wechselspannung musste ein mittels Controller-Software parametrisierbarer Kalibrierfaktor eingeführt werden, um über eine Zeitverzögerung diesen Offset auszugleichen.

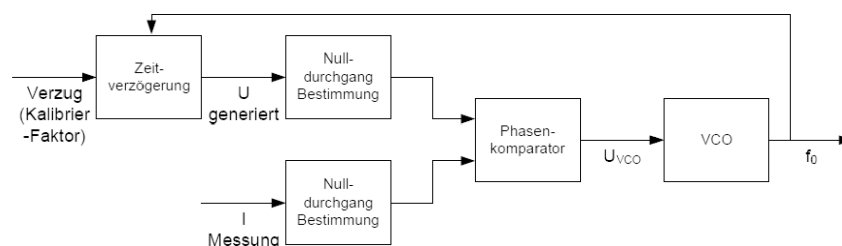


Abbildung 3.14: Prinzipskizze PLL Regelung mit Kalibrierfaktor

Bei korrekter Kalibrierung (hauptsächlich abhängig von der Zünder-Resonanzfrequenz) können somit der künstlich erzeugte Spannungs-Nulldurchgang und der gemessene Strom-Nulldurchgang dem Phasenkomparator zugeführt werden. Eine ungenaue Kalibrierung führt dazu, dass die von der PLL verarbeiteten Signale scheinbar in Phase liegen, obwohl die Resonanzfrequenz noch nicht vollständig eingeregelt ist. Ein leicht verschlechterter Wirkungsgrad wäre die Folge. Aus diesem Grund, und vor allem da eine PLL-Schaltung in einem Arbeitsbereich ab 1 MHz noch schwer umzusetzen ist, wäre ein alternatives System, welches mit einer festen Frequenz arbeitet, denkbar. Aufgrund der dann nötigen Frequenzvorgabe (frequenzgesteuerter Betrieb) müssten über softwareseitige Korrekturen mögliche Frequenzabweichungen kompensiert werden. Die Frequenzverstimmungen im Betrieb wurden daher in einer Sensitivitätsanalyse (Kapitel 8) untersucht und bewertet.

3.3.3 Spannungsregelung und Ansteuerung

Für die Anwendung des Zündsystems stehen verschiedene Betriebsmodi zur Verfügung. Die zwei hauptsächlich genutzten Modi sind ein automatischer Modus (auch „Auto Intensity & Duration“ genannt) oder ein manueller Modus („Manual Voltage“).

Automatischer Modus

Der automatische Modus führt im Betrieb selbstständig Anpassungen der Koronaspannung durch, um eine maximale Koronagröße einzuregeln, und schaltet zudem die Korona bei Erreichen eines Abschaltkriteriums aus. Im Serienbetrieb soll somit gewährleistet werden, dass das Zündsystem zu jeder Zeit und unabhängig von Lastsprüngen, durch welche sich der Druck bei Zündzeitpunkt ändert und sich entsprechend des Paschengesetzes eine andere Überschlagsspannung ergibt, eine Korona zum Entzünden des Gemisches ausbildet. Auch sich ändernde Anforderungen an die Koronadauer, beispielsweise durch verringerte Zündwilligkeit bei Ladungsverdünnung, werden erkannt und eingeregelt.

Dieser Modus befindet sich bei aktuellen Prototypen bereits in der Testphase und wurde in dieser Arbeit teilweise bereits angewendet. Charakteristisches Merkmal der Spannungseinregelung ist die als „Baselinespannung“ bezeichnete, der eigentlichen Zündspannung vorgelagerte Diagnosespannung (vgl. Abbildung 3.15). Während dieser etwa $400 \mu\text{s}$ andauernden, sehr geringen Spannung werden Messungen von Strom und Spannung durchgeführt, um das System für das anschließende kontinuierliche Herantasten an die Überschlagsspannung zu kalibrieren. Eine genaue Beschreibung der patentierten automatischen Regelung findet sich im Anhang A.17 wieder.

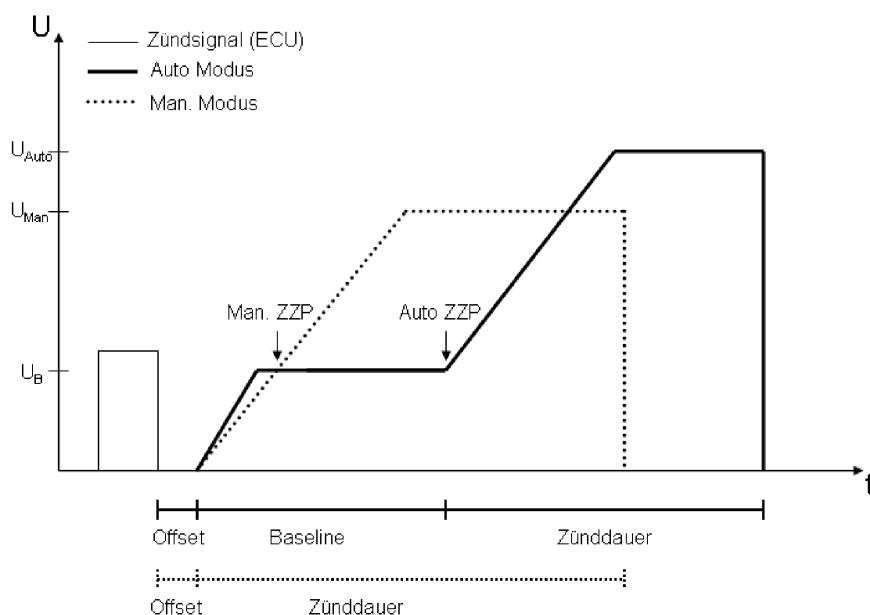


Abbildung 3.15: Aufbau der Koronaspannung im automatischen und manuellen Modus

Manueller Modus

Als Testmodus gedacht, werden im manuellen Modus die Koronaspannung und die Koronadauer über eine Software-Benutzeroberfläche verstellt und über eine serielle Schnittstelle vom Computer an den Controller übertragen. Die Umstellung der Parameter

kann während des laufenden Betriebs erfolgen. Bei jeder Zündung wird demnach die Ausgangsspannung mit einer konstanten Steigung bis zum Erreichen der vorgegebenen Spannung erhöht. Die Abschaltung erfolgt nach Ablauf der eingestellten Koronadauer (maximal 4 ms). Der Modus eignet sich beispielsweise dann gut, wenn der Einfluss der Spannung isoliert betrachtet werden soll oder Quereinflüsse durch die automatische Regelung ausgeschlossen werden sollen. Um einen für den manuellen und automatischen Modus einheitlichen Zündzeitpunkt auszugeben, wurde in der Datenaufbereitung der Punkt berechnet, der oberhalb der Baselinespannung liegt (in Abbildung 3.15 als „Man. ZZP“ und „Auto. ZZP“ bezeichnet) und als Koronazündzeitpunkt abgespeichert.

4 Versuchsträger, Messaufbau und Analyseprogramme

4.1 Druckkammerversuche

Untersuchungen zur Frequenzanalyse oder geometrischen Auslegung wurden zuerst an Druckkammerversuchen durchgeführt, um das Zündsystemsystem isoliert von Fremdeinflüssen und dynamischem Verhalten zu betrachten. Die verschiedenen Versuchsaufbauten und Vorgehensweisen werden im Folgenden beschrieben.

4.1.1 Druckkammeraufbau

Um eine möglichst realistische Darstellung des elektrischen Feldes zu erzeugen, wurde die in Abbildung 4.1 dargestellte Druckbombe aufgebaut, die in Geometrie und Druckbelastbarkeit einem realen Motorzylinder nachempfunden ist. Die genauen technischen Daten können der nachfolgenden Tabelle entnommen werden:

Maximaldruck	80 bar
Länge	150 mm
Innendurchmesser	100 mm
Volumen	1,18 L
Kolbenmaterial	Vollaluminium oder für optische Versuche aus Metallgeflecht
Kolbenposition	Stufenlos von 0 bis 100 mm
Optik	Quarzglas, 80 mm Durchmesser
Anschlüsse	G ¼ Drucktransmitter, NPT ¼ Gaszuleitung
Medien	N ₂ , CO ₂ , Synth. Luft

Tabelle 4.1: Technische Daten der Druckbombe

Kolben und Brennraumdach werden entweder als individuelle, mit der Original-Brennraumkontur versehene Vollfrästeile oder als universelle Rohlinge gefertigt. Die Universal-Rohlinge können zum einen aus einfachen rotationssymmetrischen Teilen (stark vereinfachter Brennraum für Grundsatzuntersuchungen) bestehen, zum anderen als Rohlinge mit wechselbaren Einsätzen vorliegen, die mit leitfähig beschichteten Kunststoff-Guss- oder Rapid-Prototype-Komponenten versehen werden.

Über den dem Brennraumdach-Flansch gegenüberliegenden optischen Zugang kann, bei Verwendung eines Glaskolbens oder einer aus Drahtgitter gepressten Kolben-Attrappe, die Koronagröße und potentielle Überschlagsorte bestimmt werden (Kapitel 6).

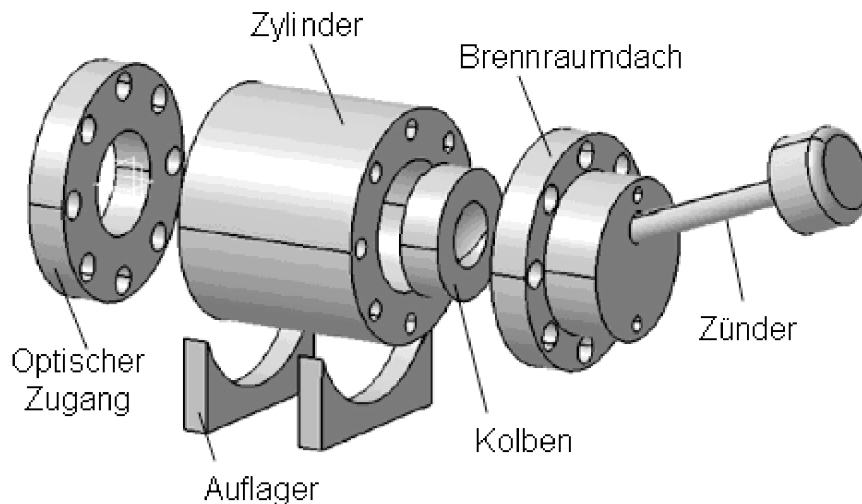


Abbildung 4.1: Druckbomben Aufbau

Der Brennraumdach-Flansch (vgl. Messaufbau Abbildung 4.2) verfügt neben der Zündkerzenbohrung über Anschlüsse für einen Absolutdruck-Druckaufnehmer und das Ein-/Auslassventil mit integriertem Überdruckventil. Für die Versuche stehen die verschiedenen Medien Stickstoff, Kohlendioxid und Synthetische Luft (80% N₂, 20% O₂) zur Verfügung. Über die angebrachten Digitalanzeigen ist eine ständige Kontrolle des einlassseitigen Drucks und des Kammerdruckes möglich.

An dem optischen Zugang kann wahlweise eine Industriekamera (NI 1744, 1280 x 1024 pixel, 13 fps, LabView Bedienoberfläche), eine Desktop-Kamera (LT C600, 1600 x 1200 pixel, 30 fps, standard Windows Bedienoberfläche) oder eine Highspeedkamera (LaVision HighspeedStar8, 128x104 pixel, 300000 fps, LaVision Bedienoberfläche) montiert werden.

4.1.2 Messung mit HF-Controller

Der HF-Zünder ist mit dem HF-Controller über ein spezielles Adapterkabel verbunden, welches im Gegensatz zur normalen koaxialen Verkabelung eine 50 mm lange Messbrücke für das separate Abgreifen des Spannungs- und Stromsignals der hochfrequenten Signale erlaubt. Die Signale werden zusammen mit dem am Controller direkt abgenommenen VCO-Signal und dem optional anschließbaren analogen Drucksignal des Kammerdruckes an ein Oszilloskop (Agilent DSO7014A / MSO7054B) angeschlossen.

Die Ansteuerung des Zündsystems, die Datenspeicherung und Auswertung findet am Labor-PC statt. Der Controller ist hierzu über eine serielle Schnittstelle mit dem PC verbunden und wird über die Controllersoftware parametrisiert. Nach jeder Messung werden die Kanäle eins bis vier an den PC übertragen, ins ASCII-Format konvertiert und als Textdatei abgespeichert. Der Zugriff auf die Kameramodule erfolgt je nach Modell und Herstellersoftware über Ethernet oder USB.

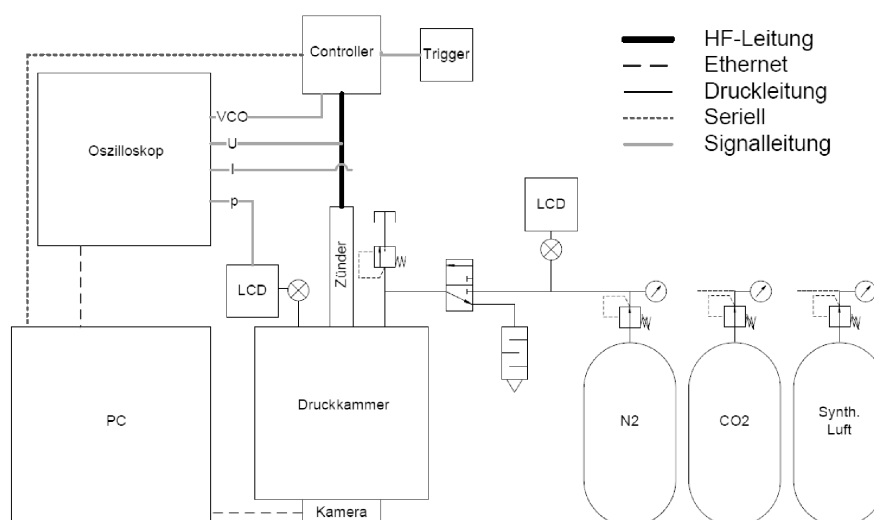


Abbildung 4.2: Prinzipskizze Druckkammerversuch mit Controller

4.1.3 Messung ohne HF-Controller

Für Messungen, die ausschließlich zur Bestimmung der Frequenzabhängigkeit bei unterschiedlichen Randbedingungen durchgeführt wurden, bei denen somit die Koronausbreitung oder die Controller-Regelung nicht berücksichtigt werden müssen bzw. sogar einen Störeinfluss auf die eigentliche Messung darstellen können, wurde der Versuchsaufbau modifiziert und der Zünder ohne Controller untersucht. Dies bedeutet, dass der Zünder nicht betrieben und die Resonanzfrequenz nicht über Messung von Strom und Spannung ermittelt wurde, sondern der Zünder direkt an einen Impedanzanalysator angeschlossen war, der neben der Resonanzfrequenz auch Kapazität, Induktivität, Impedanz und Güte des Zünders ausgibt. Dieser Messaufbau ist insbesondere dann von Vorteil, wenn eine sehr hohe Frequenzauflösung erforderlich ist. Die in dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen wurden mit einem Impedanzanalysator des Modells Wayne Kerr 65120B durchgeführt, wodurch eine Messung im Betriebsbereich des Zündsystems von 1 MHz einwandfrei gewährleistet ist. Die technischen Daten können der Tabelle im Anhang A.19 entnommen werden.

4.1.4 Messungen mit Klimaschrank

Aufgrund der verschiedenen Materialien des Zünders und den damit verbundenen unterschiedlichen elektrischen Eigenschaften und Ausdehnungskoeffizienten ist davon

auszugehen, dass die Temperatur einen Beitrag zur Frequenzänderung leistet. Um die Temperaturdrift isoliert zu betrachten, wurden vor den eigentlichen Motorversuchen Messungen im Klimaschrank bei Temperaturen von 0 bis 120 °C durchgeführt. Abbildung 4.3 zeigt die hierbei verwendeten unterschiedlichen Messaufbauten mit und ohne Controllerbetrieb, in Tabelle A.4 finden sich die technischen Daten des Klimaschranks.

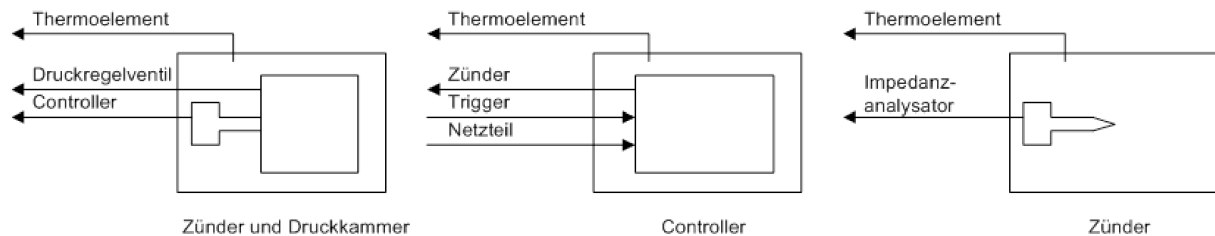


Abbildung 4.3: Verschiedene Varianten der Messung mit Klimaschrank

Zur Messung der Zündertemperatur-Abhängigkeit wurde oben beschriebener Druckkammeraufbau mittels einer kleineren Druckkammer auf den Klimaschrank übertragen und einmal bei Umgebungsdruck und einmal bei 20 bar Kammerdruck im Controllerbetrieb gemessen. Die Testreihe bei Umgebungsdruck wurde im stromlosen Betrieb, also mit Impedanzanalysator, wiederholt. Eine weitere Messung sah vor, anstatt des Zünders den Controller im Klimaschrank zu prüfen.

4.2 Motorversuche

Für die Auswahl des Versuchsträgers traten unter den erforderlichen Kriterien besonders drei in den Vordergrund:

- Der Versuchsträger musste aufgrund des Abgriffs und der Aufzeichnung der hochfrequenten Signale vorzugsweise ein Einzylinderaggregat sein.
- Der Versuchsträger sollte eine ausreichend große Kolbenmulde aufweisen, um die Koronazündung nicht zu beeinträchtigen.
- Die Datenerfassung der Indiziergrößen musste mit der der hochfrequenten Signale synchronisierbar sein.

4.2.1 Versuchsträger

Als Versuchsmotor wurde schließlich ein am Einzylinderprüfstand des FKFS betriebener 0,58 Liter großer, direkt einspritzender Ottomotor mit zentraler Injektorlage ausgewählt. Das Aggregat ist mit vollvariabler elektrohydraulischer Ventilsteuerung (AVT) ausgestattet und bietet somit die Möglichkeit, Phasenlage, Ventilhub und Öffnungsdauer frei zu

parametrisieren. Damit kann in den Vergleichsmessungen von TSZ zu HFZ beispielsweise eine sehr hohe Ventilüberschneidung und somit eine hohe interne Restgasrate eingestellt werden. Eine Beschreibung des Ventiltriebs findet sich im Anhang A.20.


Grundmotor	Daimler M272 DE	
Hub	86,0 mm	
Bohrung	92,9 mm	
Hub-/Bohrungsverhältnis	0,926	
Hubvolumen	582,9 cm ³	
Ventilanzahl	4	
Geometrische Verdichtung	12,2	
Brennverfahren	DI, strahlgeführt, homogen und geschichtet	
Einspritzsystem	piezo A-Düse, 200 bar, 85° Öffnungswinkel, zentrale Injektorlage	
Zündsystem	Einzelfunkenzündspule, auslassseitige Zündkerzenlage	

Tabelle 4.2: Technische Daten und Skizze des Grundmotors [90]

Die Basis des Einzylindermotors stellt der im Jahre 2006 von Mercedes-Benz als erster Motor mit Piezo-Benzindirekteinspritzung vorgestellte V6-Ottomotor dar. Die Piezoinjektoren ermöglichten in Kombination mit dem 200 bar Einspritzsystem erstmalig in weiten Teillastbereichen den geschichteten Serienbetrieb. Die Grunddaten des Einzylindermotors sind in Tabelle 4.2 aufgeführt [90].

Der Versuchsmotor wurde aufgrund seiner relativ großflächigen Kolbenmulde und des damit verbundenen erweiterten Abstands zwischen Zünderelektrode und Masse als für die Koronazündung grundsätzlich geeignet betrachtet.

4.2.2 Prüfstand

Der Aufbau des Prüfstands ist für den Einzylinderbetrieb optimiert. Der Messstellenplan ist in Abbildung 4.4 dargestellt. Neben der Standardmesstechnik und dem üblichen Aufbau wurden einige Anpassungen umgesetzt. So sind neben Beruhigungsbehältern vor der Drosselklappe und nach den Auslassventilen eine separate Öl- und Kraftstoffpumpe vorhanden. Im Gegensatz zu Prüfstandsanlagen mit Vollmotoren ist die Öl-, Wasser-, Kraftstoff- und Luftkonditionierung extern angeordnet und nicht am Motor integriert. Öl und Wasser werden auf 90°C konditioniert, der Schmieröldruck bei 3,7 bar gehalten. Der Prüfstand verfügt über eine Ansaugluftkonditionierung des Typs DELTA SCREW VML 18 R (Verdichter-Aggregate Maerzen) mit 37 kW Leistung bzw. maximal 1,2 bar Ladedruck und einem Ansaugvolumenstrom von maximal 8,10 m³/min und ist zur Luftmassenmessung mit einem Sensyflow P Durchflussmesser kombiniert. Im Versuch wurde eine Konditionierung

auf 1,013 bar und 23 °C eingestellt. Die Motorbremse ist als 60 kW Asynchron-Motor (SSB-Antriebstechnik) entsprechend den Einzylinderanforderungen dimensioniert. Zur Messung der Kohlenwasserstoff- (HC), Kohlenstoffoxid- (CO, CO₂) und Stickoxid-Emissionen (NO_x) ist eine Abgasmessanlage des Typs AMA 2000 der Firma Pierburg an den Prüfstand angebunden. Als Kraftstoffkonditionierung und Kraftstoffwaage ist das AVL-System "Fuel Balance & Fuel Temperature Control" verbaut.

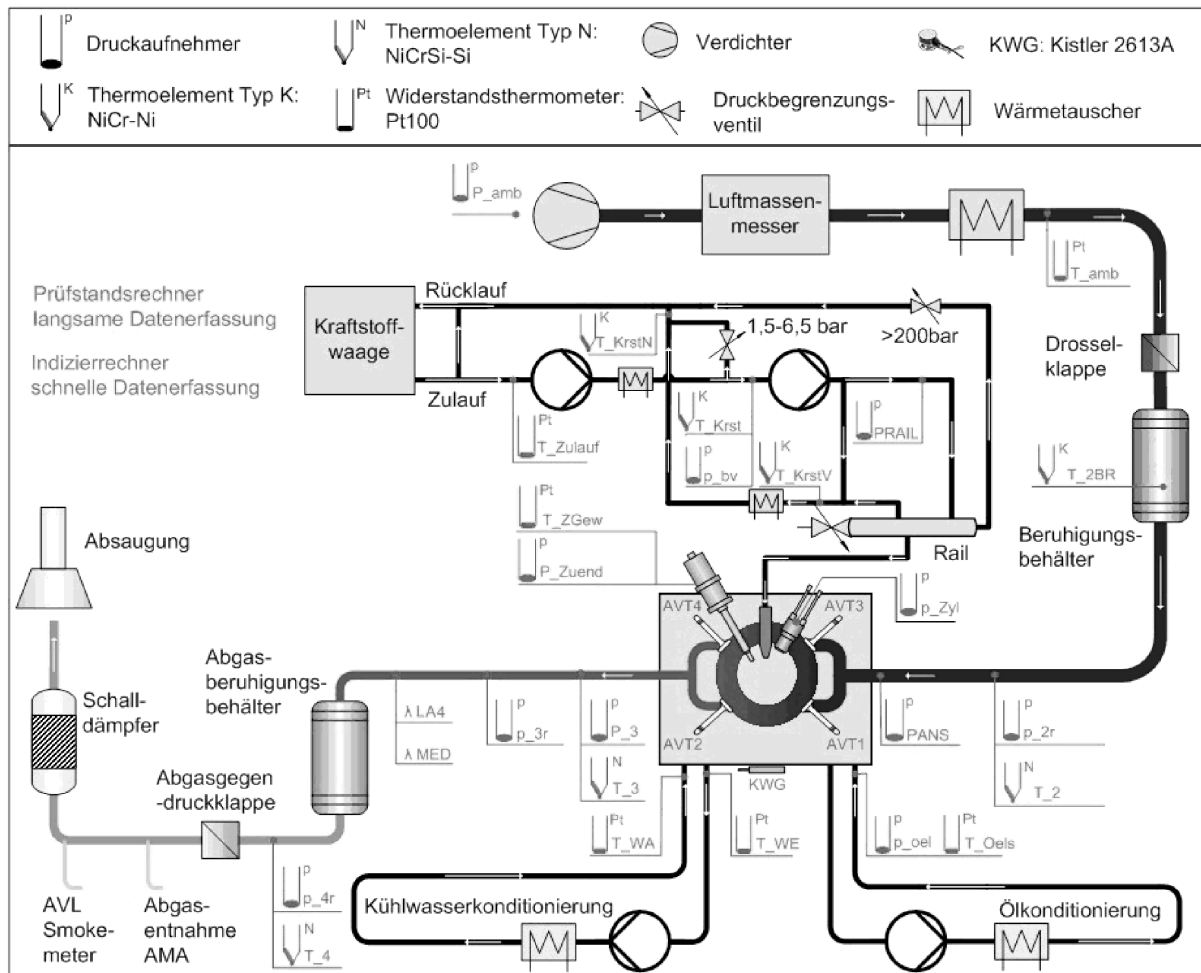


Abbildung 4.4: Einzylinderprüfstand Messstellenplan

Die Prüfstandssteuerung basiert auf dem System TMT der Firma TMT Tribologiemesstechnik GmbH. In Abbildung 4.5 sind alle Komponenten des Prüfstandes und ihre Kommunikationswege zur Prüfstandssteuerung und untereinander aufgezeigt.

Zur Motorindizierung wurden Hoch- bzw. Niederdrucksensoren, Winkelmarkengeber und Ladungsverstärker der Firma Kistler eingesetzt. Der Abgasdruck- und Zylinderdruckquarz wurden wassergekühlt, der Abgasdrucksensor verfügte zusätzlich über einen Luftdruck-Schaltadapter. Die Signalaufzeichnung erfolgte über das System ADwin-Pro des Herstellers Jäger und die institutseigene Software Indigo (100 Zyklen mit 1 °KW Auflösung). Zusätzlich

zu den drei Druckmessstellen wurden die Ventilprofile, der Injektorstrom und der Zündspulen Ladestrom aufgezeichnet.

Die Kommunikation mit dem Motorsteuergerät erfolgte mit der Software Inca über das ETAS ES590 Schnittstellenmodul mittels ETK-Verbindung. Das Modul verfügt zusätzlich über eine CAN-Schnittstelle, die im HFZ-Betrieb genutzt wurde (siehe unten). Für die Regelung des Ventiltriebs ist ein separates Steuergerät vorhanden, welches über eine zugehörige Software parametrisiert werden kann.

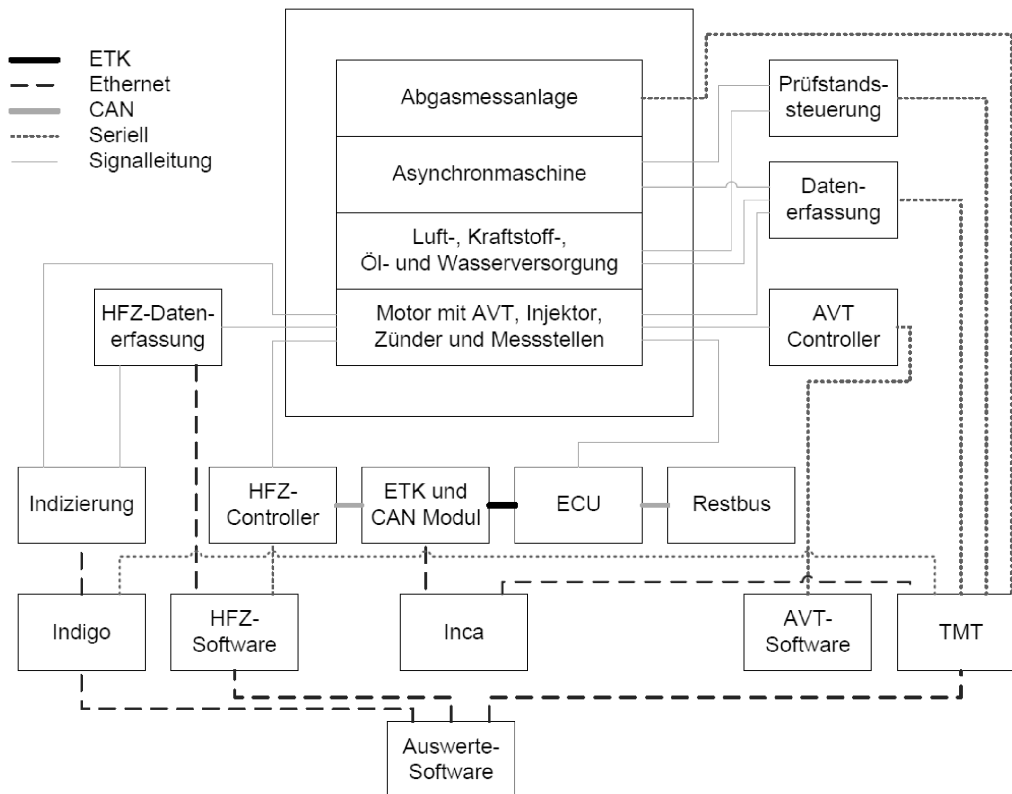


Abbildung 4.5: Aufbau des Einzylinderprüfstands

4.2.3 Anpassungen im Betrieb mit der Koronazündung

Für die Integration der Koronazündung in den Prüfstand wurden eine Reihe konstruktiver und verfahrensspezifischer Änderungen durchgeführt. Aufgrund der durch den AVT stark eingeschränkten Bauraumsituation musste der HF-Zünder mit einem über das übliche Maß verlängerten Schaft gefertigt werden. Der dadurch ansteigenden Gefahr von erhöhten Vibrationen oder sogar Brüchen der Keramikdurchführung wurde mittels einer speziellen Haltevorrichtung (Anhang A.23), die einen steifen Verbund mit dem Motorblock ermöglichte, entgegengewirkt.

Zur Überwachung der Zündspulentemperatur wurde ein PT100 Fühler (Omega SA1-RTD) an das Spulenkörper-Gehäuse angebracht. Die Messung des Zünderdrucks konnte mittels eines modifizierten Spulengehäuses mit eingebautem Absolutdrucksensor (Keller PA-23) umgesetzt werden. Der HF-Controller wurde, um die besonders bei sehr langen Zünddauern auftretende Verlustwärme besser abzuführen, mit drei 2 Zoll Lüftern (12 V) versehen. Zusätzlich wurde auch hier ein PT100 Fühler an dem Kühlkörper im Inneren des Controllers angebracht. Die Messstellen wurden im Prüfstand eingebunden und mitgeloggt.

Für den Motorbetrieb ist am Controller eine Schnittstelle für CAN-Datenübertragung vorgesehen, zum Beispiel um bei Zündungsausfall einen Fehler auszugeben, damit das Motorsteuergerät die Kraftstoffeinspritzung deaktiviert. Die CAN Botschaften wurden für den Einzylinderbetrieb angepasst, um mehrere interne Mess- und Berechnungsgrößen auszugeben. Die CAN-Schnittstelle wurde nicht an den ECU-CAN-Bus angeschlossen, sondern direkt mit dem ES590 Modul verbunden, wodurch die Werte in Inca über CAN-Monitoring zur Verfügung standen und zusammen mit den anderen Inca-Größen mitgeloggt wurden.

Die für die Untersuchung besonders wichtigen Größen Strom und Spannung wurden auf zwei verschiedene Arten aufgezeichnet:

- Messung der Controller-internen Signale über Abgriff an der Platine (Niederspannungssignale).
- Messung der hochfrequenten Signale über Abgriff an der Controller-Ausgangsseite (Messbrücke).

Messung der Niederspannungssignale

Für die automatischen Regelalgorithmen werden im Controller bereits Strom und Spannung vor der Endstufe gemessen, dann gleichgerichtet und gefiltert. Im Mikrocontroller erfolgen die Digitalisierung und die eigentlichen Berechnungsschritte. Es war somit möglich, die als Niederspannungssignale vorliegenden Größen vor dem Mikrocontroller abzugreifen und über BNC-Anschlüsse nach außen zu führen. Als normale Analogsignale werden die im Bereich von 0 bis 10 V liegenden Signale schließlich über das Indiziersystem aufgezeichnet. Neben den primärseitigen Strom- und Spannungssignalen wurde die von der PLL ausgegebene VCO-Spannung aufgezeichnet. Sie dient im Betrieb als zusätzliche Überwachungsgröße und wurde im Kapitel 9 aufgrund ihres frequenzähnlichen Verhaltens (vgl. Kapitel 3.3) als Diagnosegröße herangezogen. Als vierte Größe wurde im HFZ-Betrieb zusätzlich das ECU-Zündsignal (TTL) mitgemessen, um den Zeitversatz zwischen ECU-ZZP und Koronastart direkt im Betrieb erfassen zu können.

Messung der hochfrequenten Signale

Die Messung der sekundärseitigen Strom- und Spannungssignale, die auch zur Berechnung der Frequenz und der Phasenverschiebung verwendet werden, wurde über eine in Abbildung 4.6 dargestellte Messbrücke realisiert. Über eine für Hochfrequenzanwendungen ausgelegte Stromzange und einen 1:100 Tastkopf wurden die etwa 1 MHz schnellen und bis zu 1200 V hohen Signale abgegriffen und mittels eines Oszilloskops angezeigt.



Abbildung 4.6: Messbrücke zwischen Controller und Zünder

Das Oszilloskop vom Typ Agilent DSO7014A verfügt über eine Auflösung von 2 GSa/s. Um bei der Messdauer von maximal 4 ms (Zünddauer) eine hohe Aufzeichnungsqualität von mindestens 200 MHz zu erreichen wurde pro Prüfstandsmessung (mittels Indizierung mit 100 Zyklen und 1°KW Auflösung, was bei z.B. 2000 U/min einer Auflösung von 12 kHz entspricht) der erste Zyklus zusätzlich mit dem Oszilloskop aufgezeichnet. Eine einwandfreie Synchronisation musste hierbei sichergestellt werden und wurde über die Triggerung durch die Indizierung realisiert (Anhang A.21).

4.2.4 Zusatzmessungen am Vollmotor

Neben den Messungen am Einzylindermotor in Stuttgart wurden weitere Messungen bei BERU in Ludwigsburg direkt durchgeführt. Diese erfolgten hauptsächlich am BorgWarner-Vollmotor-Entwicklungsprüfstand mit unterschiedlichen Aggregaten von vier bis sechs Zylindern. Der Prüfstand verfügt über das FEV Automatisierungssystem TCM sowie die übliche Messtechnik und Versorgungssysteme inklusive Ansaugluftkonditionierung. Als Indiziersystem steht ein Smetec Combi RT System mit Erweiterungsmodul zur Klopfkennung (Echtzeit-Klopfintegralberechnung) zur Verfügung.

Wenn nicht anders angegeben stammen die in dieser Arbeit vorgestellten Untersuchungsergebnisse von Messungen am Einzylinderaggregat mit nicht volllastfesten Prototypen. Einzelne Messungen, beispielsweise Volllastmessungen, wurden mit speziellen, modifizierten Mustern (bedingt volllastfest) an den Prüfständen in Ludwigsburg durchgeführt. In Anlage A.22 wird der Messaufbau exemplarisch an einem direkt einspritzenden Vierzylindermotor mit Abgasturboaufladung dargestellt.

4.3 Messdatenauswertung

Die Datenauswertung teilt sich prinzipiell in zwei Bereiche auf, die thermodynamische Analyse der Hoch- bzw. Niederdrucksignale und die Berechnungen basierend auf den HF-Signalen.

4.3.1 Thermodynamische Analyse

Die Ladungswechsel- und Brennverlaufsrechnungen wurden mit dem Programm Tiger (EnginOS) durchgeführt [93]. Die Berechnungen des Brennverlaufs, Summenbrennverlaufs und der Massenmitteltemperatur basieren auf dem 1 °KW aufgelösten Zylinderdruckverlauf. Für die Ladungswechselberechnung zur Ermittlung des internen Restgasgehaltes wurden während der Versuche zusätzlich die Drücke vor und nach Zylinder sowie die Ventilhubkurven des AVTs aufgezeichnet. Zur Vermeidung von Fehlberechnungen aufgrund Signalstörungen wurden die Drucksignale einer Lagrange-Glättung unterzogen. Die Nulllinienfindung wurde bei der vorgenommenen kombinierten Ladungswechsel- und Brennverlaufsrechnung automatisch mit den Niederdruck-Referenzkanälen durchgeführt. Die Brennverlaufsrechnung erfolgte einzonig mit einer Wandwärmeverlustrechnung nach Bargende [91]. Zur Berücksichtigung der Druck-, Temperatur- und Gemisch-Abhängigkeit der kalorischen Größen wurden diese nach Zacharias bestimmt. Aufgrund des Zeitversatzes zwischen ECU-Zündzeitpunkt und tatsächlichem Koronastart, wurde, wie oben erwähnt, der Zündzeitpunkt der Korona neu definiert und berechnet.

4.3.2 Analyse der HF-Signale

Im Vordergrund der Analyse der HF-Signale steht die Berechnung der Frequenz aus den hoch aufgelösten Strom- und Spannungssignalen.

Hierzu wurden die Signale in das Programm Matlab eingelesen und mittels einer Spektralanalyse oder der Bestimmung der Nulldurchgänge die Frequenz berechnet.

Vorzugsweise wurde die Variante der Nullpunktbestimmung gewählt, da mit ihr gleichzeitig auch die Phasenverschiebung zwischen Strom und Spannung berechnet werden konnte. In den nachfolgenden Kapiteln wird lediglich nur noch auf die resultierende Hauptfrequenz, die Resonanzfrequenz des Zündsystems, eingegangen. Ein Beispiel eines Rohsignals mit Spektralanalyse und weiteren Berechnungsgrößen findet sich im Anhang A.24. Mittels Matlab wurden aus den Signalen zusätzlich die jeweiligen Effektivwerte (Quadratischer Mittelwert) bzw. RMS-Werte („root mean square“) berechnet und daraus der Effektivwert der Impedanz gebildet.

Wurden neben den hoch aufgelösten Oszilloskopsignalen (Sekundärseite) zusätzlich die über die Indizierung aufgezeichneten Niederspannungssignale (Primärseite) analysiert, so wurden diese auch in Matlab eingelesen und zusätzlich gefiltert. Da diese Signale bereits als Gleichspannung vorliegen, ist keine Berechnung des Effektivwerts notwendig.

Üblicherweise wurde die Analyse entweder mittels der sekundär- oder der primärseitigen Signale durchgeführt, da bezogen auf den RMS-Wert beide Signale praktisch den gleichen Verlauf aufweisen. Ein direktes Gegenüberstellen beider Signale ist somit nicht zweckmäßig, die Umrechnungsfaktoren liegen jedoch etwa bei 9,7 bezogen auf die Spannung und etwa 0,14 bezogen auf den Strom. Die Oszilloskop-Aufnahmen sind aufgrund der hohen Genauigkeit jedoch zu bevorzugen.

In Kapitel 9 werden die HF-Signale als Diagnosegrößen herangezogen. Hierzu konnte der Matlab-Code erweitert werden, um eine automatisierte Auswertung durchzuführen. D.h. es wurde neben den HF-Signalen auch das im selben Zyklus aufgezeichnete Zylinderdrucksignal eingelesen, um es als Vergleichsgröße heranzuziehen.

Als Vergleichspunkte wurden im Detail der 5%-Umsatzpunkt und der 3%-Umsatzpunkt auf Basis einer Heizverlaufsrechnung bestimmt. Der Heizverlauf wurde nach der folgenden Formel berechnet:

$$\frac{dQ_H}{d\varphi} = \frac{\kappa}{\kappa-1} p \frac{dV}{d\varphi} + \frac{1}{\kappa-1} V \frac{dp}{d\varphi} \quad (4.1)$$

Der Isentropenexponent κ ist vor allem Temperatur- und Gemischabhängig, kann als starke Vereinfachung aber auch als ein konstanter Wert, welcher für Ottomotoren im Bereich von 1,32 bis 1,33 liegt, angenommen werden [91] [92]. Für den Summenbrennverlauf folgt:

$$Q_H(\varphi) = \int \frac{dQ_H}{d\varphi} d\varphi \quad (4.2)$$

Beziehungweise für den normierten Massenumsatz:

$$X(\varphi) = \frac{Q_H(\varphi)}{MAX(Q_H)} \quad (4.3)$$

Neben den genannten Umsatzpunkten sollte auch ein genauerer Beginn der Verbrennung berechnet werden. Hierzu wurde mittels Schnittpunktmethode eine Gerade durch den 3- und 5%-Umsatzpunkt gelegt und der 0 %-Schnittpunkt als neuer Brennbeginn¹³ definiert. Es gilt:

$$\varphi_{\text{Brennbeginn}} = \varphi_{3\%} - \frac{3}{2} (\varphi_{5\%} - \varphi_{3\%}) \quad (4.4)$$

Aufgrund der Annahme, dass das Drucksignal innerhalb eines definierten Bereichs während der Kompressionsphase einer polytropen Zustandsänderung entspricht, wurde vor der Heizverlaufrechnung eine polytrope Nulllinienfindung durchgeführt.

¹³ Eigentlich „Heizbeginn“, für die Vergleiche nachfolgend auch als „Brennbeginn“ bezeichnet.

5 Thermodynamische Analyse

5.1 Zündhaken

Um die Frage nach dem optimalen Zündzeitpunkt im Koronabetrieb zu beantworten und die Zündfähigkeit in Abhängigkeit der Gemischdichte zu untersuchen, wurden im Vorfeld Zündhaken von TSZ und HFZ gegenübergestellt. Abbildung 5.1 zeigt einen Zündhaken bei 2000 U/min und 2 bar Mitteldruck bei schwerpunktoptimaler Lage. Drosselklappe und Einspritzmenge wurden ausgehend von diesem Punkt konstant gehalten. Im oberen Diagramm wird direkt sichtbar, dass TSZ und HFZ bei gleichem Zündzeitpunkt völlig unterschiedliche Mitteldrücke erreichen.

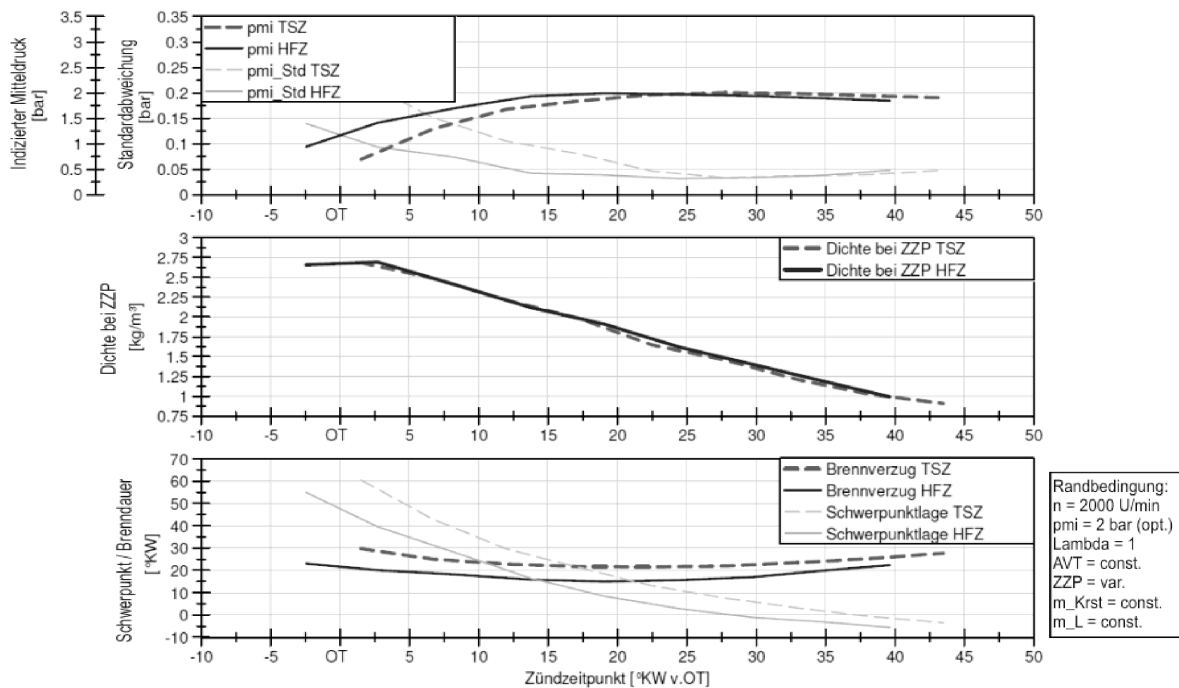


Abbildung 5.1: Zündhaken 2000/2, Basis ZZZ

Erklärbar ist dies durch den im unteren Diagramm abgebildeten Korona-Brennvorgang, welcher kontinuierlich und tendenziell vor allem hin zu höheren Drücken bzw. Dichten (mittleres Diagramm) sehr viel kürzer als im Betrieb mit Spulenzündung liegt. Aufgrund des dadurch unterschiedlichen Brennbeginns verschieben sich ebenso die Schwerpunktlagen zueinander. Die Brenndauer ist abhängig von der Schwerpunktlage und sollte daher im Vergleich bei gleichem Zündzeitpunkt nicht herangezogen werden.

Generell sinnvoller ist daher die Darstellung bei gleicher Schwerpunktlage (Abbildung 5.2), hier wird deutlicher, dass im $\lambda=1$ -Betrieb bei gleicher Schwerpunktlage auch der

gleiche Mitteldruck erreicht wird. Wie in den nachfolgenden Kapiteln gezeigt wird, ändert sich dies bei schwer entflammaren Gemischen im Mager- oder Restgasbetrieb. Unabhängig von der Gemischzusammensetzung ist festzuhalten, dass die wirkungsgrad-optimale Schwerpunktlage auch im Koronabetrieb immer in einem schmalen Kurbelwinkelbereich um 8°KW n.O.T liegt.

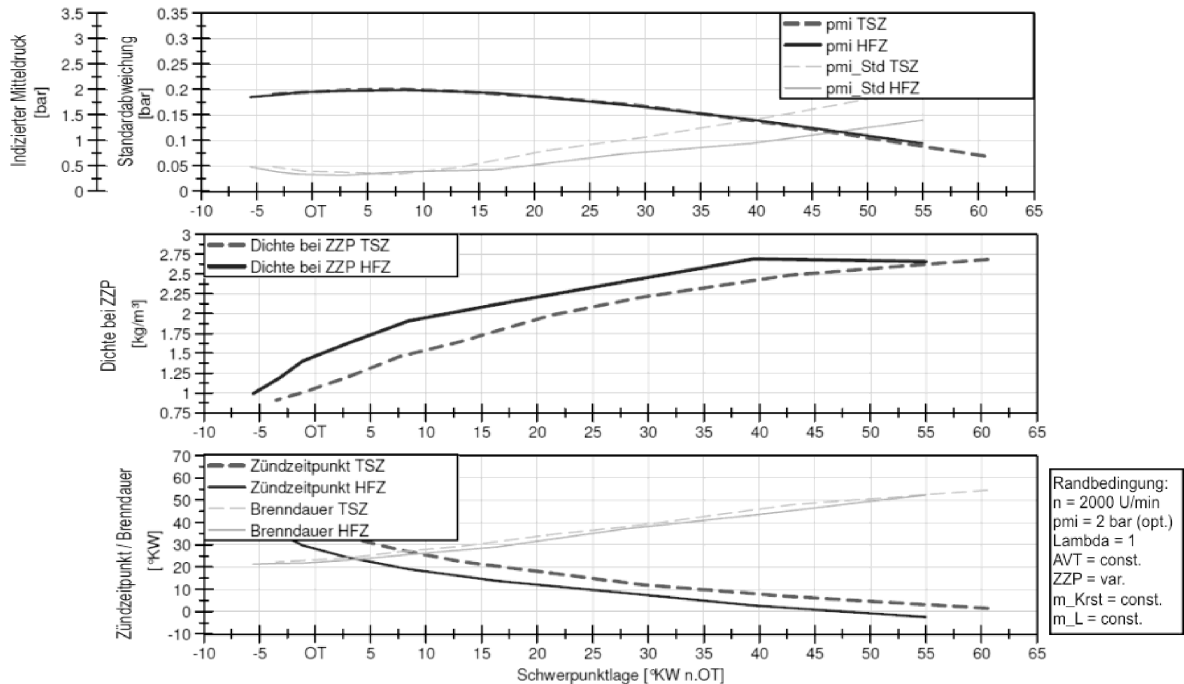


Abbildung 5.2: Zündhaken 2000/2, Basis Q50

Selbst in Fällen, in denen die Brenndauer bei HFZ deutlich kürzer als bei TSZ ausfällt (vgl. Lambdavarisation) hat dies Bestand. Wie in der Literatur beschrieben, ist zwar der Hochdruckwirkungsgrad, nicht aber die zugehörige optimale Schwerpunktlage von der Brenndauer abhängig. Die optimale Schwerpunktlage ist lediglich von den Wandwärmeverlusten, ähnlich wie der thermodynamische Verlustwinkels, abhängig [97]. Für nachfolgende Versuche kann demnach die Schwerpunktlage weiterhin auf 8°KW n.O.T eingestellt werden.

Da sich bei der Koronazündung, wie oben gezeigt, ein kürzerer Brennverzug einstellt, ist in den nachfolgenden Untersuchungen mit einem späteren Zündzeitpunkt und somit einer höheren Gemischdichte bei ZPP zu rechnen. Im abgebildeten Beispiel beträgt die Differenz 5 bis 10°KW .

5.2 *Lambdavariation*

Die Grenze der Magerlauffähigkeit wurde über eine Lambdavariation ermittelt. Die Abmagerung wurde homogen durchgeführt, zum einen bei konstantem Mitteldruck, um eine Betriebspunktverschiebung zu simulieren, zum anderen bei konstanter Drosselklappenstellung, um HFZ und TSZ bei gleichem Massenstrom gegenüberzustellen. Eine Abmagerung im Schichtbetrieb wurde nicht durchgeführt, da mit einer zu hohen Verrußung der thermisch noch nicht ausgelegten Zünder zu rechnen war.

Lambdavariation bei konstanter Last

Die Abmagerung wurde bei 2000 U/min und 2 bar Mitteldruck durchgeführt. Um die realen Drosselverluste darzustellen, wurde der Ventiltrieb auf eine dem Serien-Ventiltrieb nachempfundene 10 mm Ventilhubkurve mit geringer Ventilüberschneidung eingestellt. Ausgehend von Lambda 0,9 wurde bis zur Laufgrenze bei 0,1 bar Standardabweichung ($COV = 5\%$) des indizierten Mitteldruckes ($p_{mi,Std}$) abgemagert. Abbildung 5.3 (oben) zeigt die um etwa $\lambda=0,2$ deutlich ausgeweitete Magerlaufgrenze. Die Kraftstoffverbrauchskurve (Diagramm unten) zeigt den typischen Verlauf beim homogenen Abmagern. Aufgrund der Reduzierung der Ladungswechselverluste sinkt der Verbrauch kontinuierlich ab, bis üblicherweise ab $\lambda = 1,4$ die weiteren Vorteile der Entdrosselung durch die Nachteile der langsameren Flammgeschwindigkeit aufgrund des stark verdünnten Gemisches kompensiert werden [98]. Nach $\lambda = 1,4$ bis $1,5$ steigt der spezifische Verbrauch (b_e) wieder an. Die Ursache hierfür ist somit nicht auf Seiten des Zündsystems, sondern im Ablauf der Verbrennung zu suchen. Wie Anfangs erwähnt soll die homogene Lambdavariation auch nicht als Anhaltspunkt für mögliche direkte Verbrauchsreduzierungen dienen, sondern zur Demonstration der Abmagerfähigkeit, um daraus Rückschlüsse auf die Verbrauchsvorteile bei geschichtetem Magerbetrieb ziehen zu können. In einer aktuellen Veröffentlichung der IAV [99] wurde beispielsweise basierend auf Simulationen ein Verbrauchsvorteil von mehreren Prozent durch Kombination der Koronazündung mit dem IAV-Magerkonzept vorhergesagt.

Betrachtet man die in Abbildung 5.4 dargestellten Verläufe der Massenumsatzpunkte und des Zündzeitpunkts, so kann neben den dominierenden Unterschieden bzgl. der Laufruhe erneut vor allem der große Unterschied des Brennverzugs ausgemacht werden. Aufgrund der schlechteren Zündbedingungen bei Abmagerungen steigt sowohl bei TSZ, als auch bei HFZ der Brennverzug mit zunehmendem Luftgehalt an. Der Vorzündbedarf der Spulenzündung steigt allerdings viel drastischer an, als der der Koronazündung. Beträgt der Abstand der beiden Zündzeitpunkte bei $\lambda = 0,9$ noch etwa $7^\circ KW$, vergrößert er sich bis $\lambda = 1,5$ auf etwa $15^\circ KW$. Die Koronazündung zeigt somit besonders bei den schwer entflammaren Gemischen eine stabilere Entflammung. Deutlich wird dies auch in der

Brenndauer bei Lambda 1,5. Stellt man die Brennverläufe (Abbildung 5.5) gegenüber, so ist im Unterschied zum Lambda=1 Betrieb bei Lambda=1,5 eine Differenz im maximalen Brennverlauf von $2 \text{ J/}^\circ\text{KW}$ (etwa 15 %) erkennbar. Der Summenbrennverlauf im Zündpulenbetrieb ist folglich leicht verschleppt.

Die Emissionen weisen keine großen Unterschiede auf und verhalten sich entsprechend den bekannten Mechanismen bei Abmagerung (Anhang A.25).

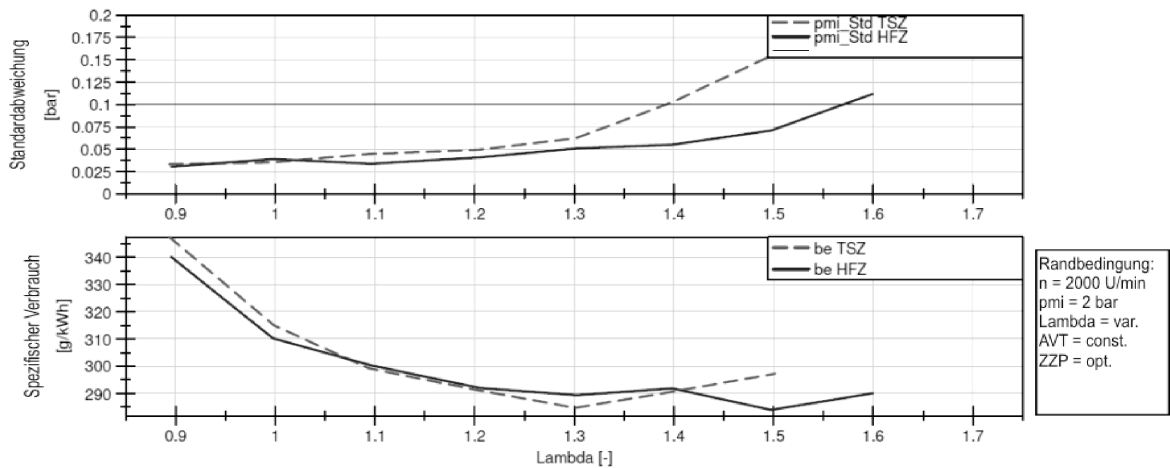


Abbildung 5.3: Standardabweichung und Verbrauch der Lambdavariation 2000/2

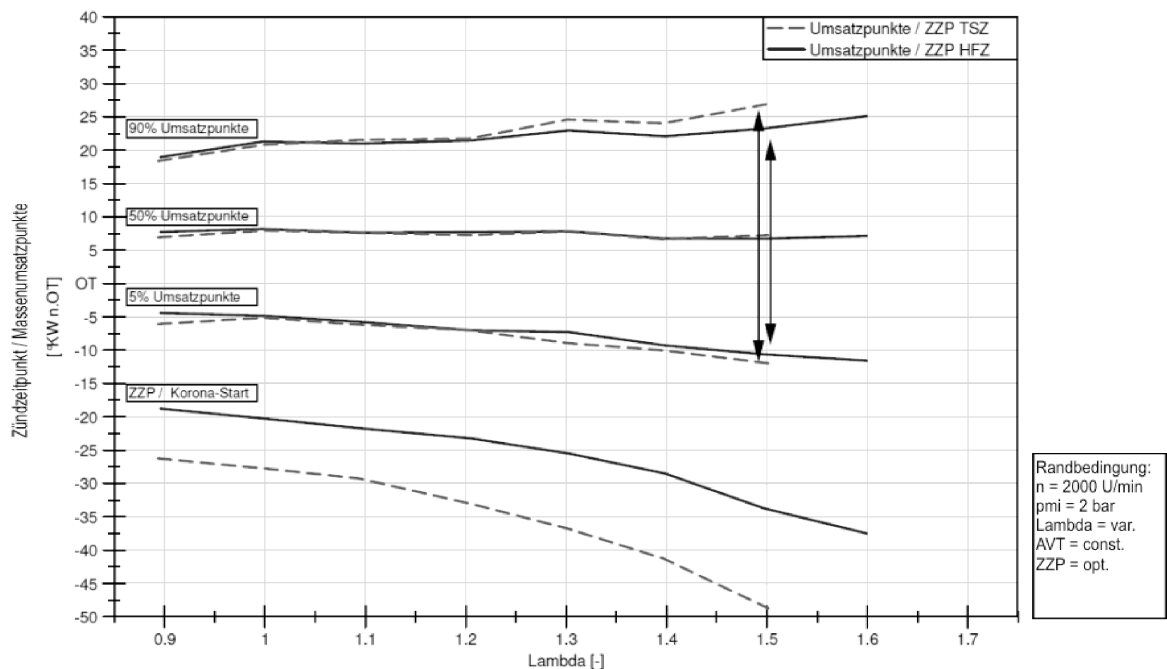


Abbildung 5.4: Massenumsatzpunkte und Zündzeitpunkt der Lambdavariation 2000/2

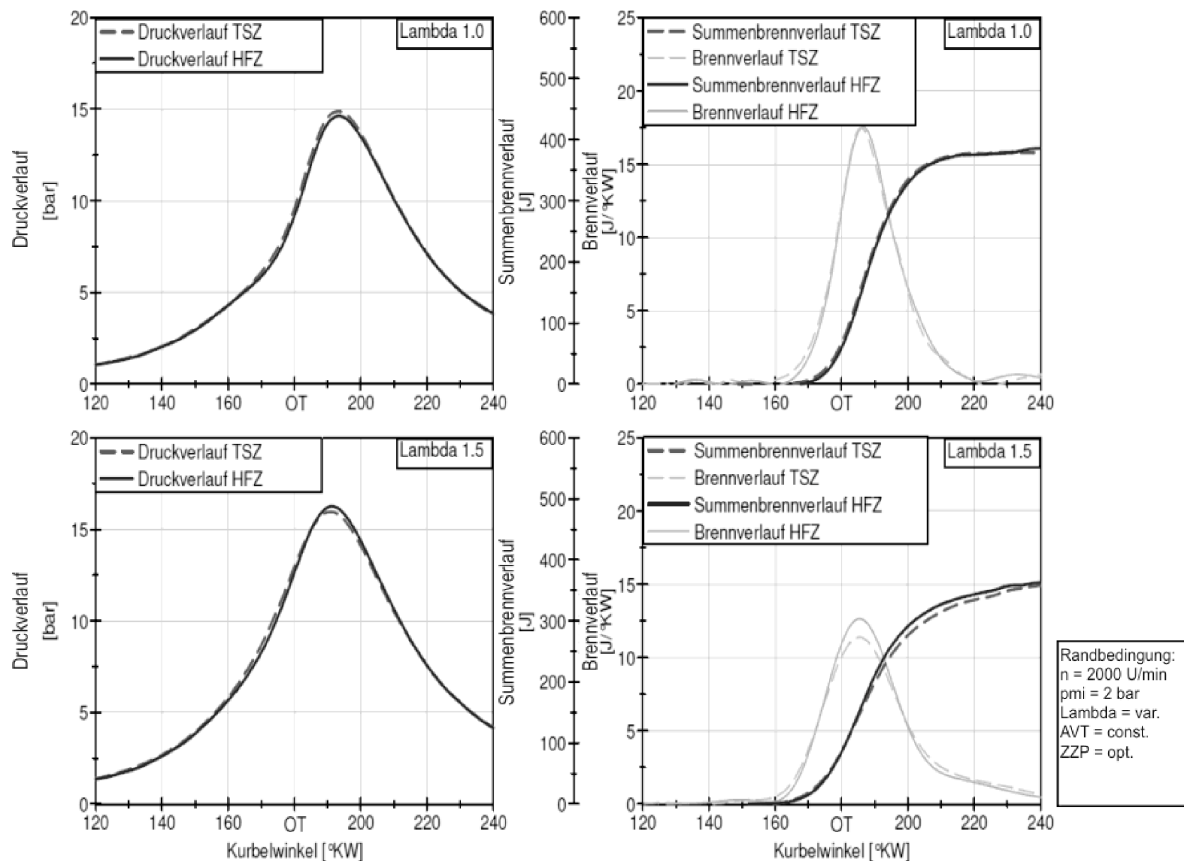


Abbildung 5.5: Druck-, Brenn- und Summenbrennverlauf der Lambdavariation 2000/2

Eine vergrößerte Darstellung des Brennverlaufs und normierten Massenumsatzes zu Beginn der Verbrennung soll einen genaueren Aufschluss über die Ursache des beschleunigten Brennverzugs geben. Um Quereinflüsse aufgrund von unterschiedlicher Laufruhe auszuschließen, zeigt Abbildung 5.6 die Verläufe bei $\Lambda = 1$ mit nahezu gleichem COV bei TSZ und HFZ von etwa 1 %. Wie zu erkennen, wurde der Schwerpunkt optimal eingestellt. Eine kleine Differenz von $0,5^\circ\text{KW}$ sei hier zu vernachlässigen [97]. Die ermittelten Werte bei 10 % und 5 % Massenumsatz zeigen ebenfalls eine fast zu vernachlässigende Abweichung. Selbst der für den Bereich bei etwa 1 % Massenumsatz ermittelte Wert von etwa $2,4^\circ\text{KW}$ (abzüglich Differenz also $1,9^\circ\text{KW}$) liegt weit von dem aus Abbildung 5.4 ermittelten kürzeren Brennverzug von 7°KW entfernt. Es wird daher davon ausgegangen, dass die Ursache der scheinbar beschleunigten Verbrennung bei Brennbeginn vor allem in der initialen Zündung liegt. Im Detail muss aufgrund des großen Zündvolumens der Koronastreamer und durch die direkte Bildung der Radikale mittels Stoßionisationen in sehr kurzer Zeit eine ausreichend große Menge des Gemisches umgesetzt und eine stabile Flammenfront gebildet worden sein.

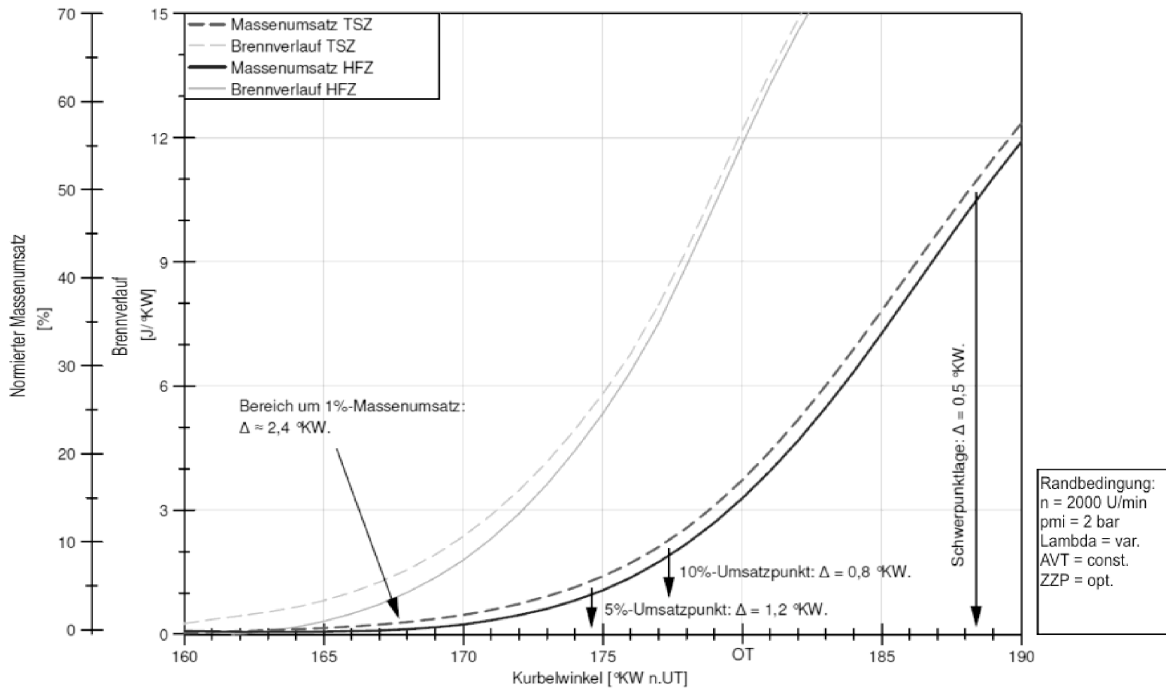


Abbildung 5.6: Brennverlauf und normierter Massenumsatz

Lambdavarisation mit konstanter Drosselklappe

Um die Ursache der scheinbar kürzeren Brenndauer bei hoher Abmagerung genauer zu untersuchen, wurden Lambdavarationen bei konstanter Drosselklappenstellung durchgeführt. Prinzipiell spiegeln sich zwar auch hier die genannten Vorteile der Koronazündung wider, aber zusätzlich können die beiden Zündsysteme anhand des erreichten Mitteldrucks bei gleichen Randbedingungen beurteilt werden. In Abbildung 5.7 soll daher am Beispiel des Betriebspunkts 2000 U/min und 6 bar Mitteldruck direkt auf das Verhalten der Einzelzyklen eingegangen werden. Das Beispiel zeigt den im jeweiligen Zyklus erreichten indizierten Mitteldruck (p_{mi}) über seiner Schwerpunktlage auf. Aufgrund der beim Ottomotor typischen Zyklenschwankungen (Kapitel 2.4) teilen sich trotz global auf etwa 8 °KW eingestellter Schwerpunktlage die Einzelzyklen um das Optimum auf. Liegen im oberen Diagramm bei $\lambda=1,0$ wegen der leicht entflammaren Gemischzusammensetzung die Punkte von TSZ und HFZ noch nahe beieinander, so sind diese im Falle der Spulenzündung bei $\lambda=1,4$ schon so weit verteilt, dass sie mit $8,16\%$ COV bereits weit über der Laufgrenze liegen. Die Koronazündung hingegen behält die geringe Streuung um die optimale Lage bei 8 °KW nahezu bei ($2,71\%$ COV).

Würde man nun erneut die über alle Zyklen gemittelten Angaben zu Brennverzug und Brenndauer vergleichen, so würde man bei der Koronazündung eine um 2 °KW kürzere Brenndauer feststellen und könnte fälschlicherweise auf eine durch die Koronazündung hervorgerufene schnellere Verbrennung schließen. Die eigentliche Flammengeschwindigkeit

ist aber, wie in Kapitel 2.2 ausgeführt, nur von den physikalisch-chemischen Randbedingungen abhängig.

Tatsächlich, und das zeigt Abbildung 5.7 unten, erreichen alle TSZ-Einzelzyklen, die auch eine Schwerpunktlage von 8 °KW aufweisen, aufgrund der dann gleichen Brenndauer auch den gleichen Mitteldruck wie die HFZ-Einzelzyklen. Wegen der vielen Zyklen mit verschobener Schwerpunktlage und entsprechend geringerem pmi, liegt die Transistor-spulenzündung in Summe aber fast 0,1 bar unter dem Mitteldruck mit Koronazündung. Es ist somit festzuhalten, dass der große Vorteil der Koronazündung nicht in der Beschleunigung der Brenndauer, sondern in der extrem stabilisierten Entflammung liegt.

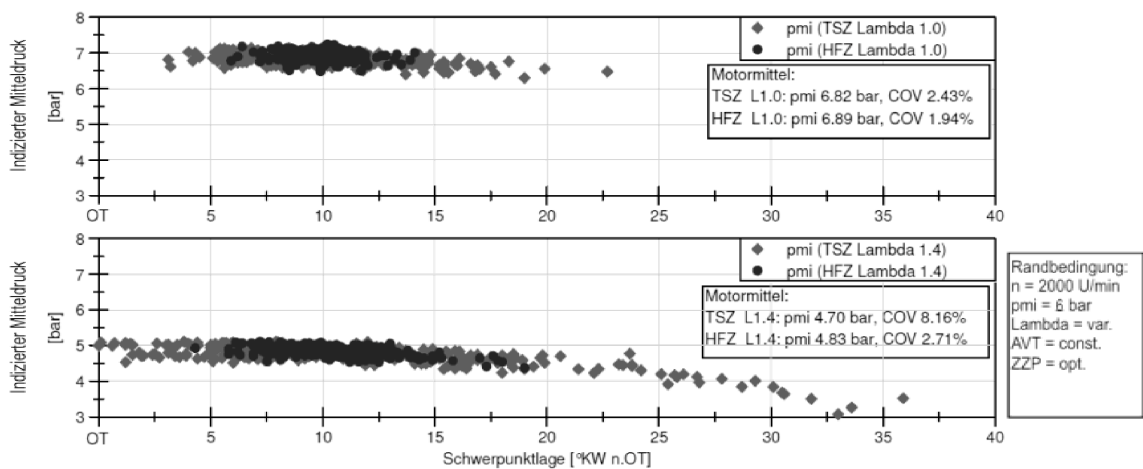


Abbildung 5.7: Zyklenschwankungen bei Lambda 1,0 und 1,4

5.3 Restgasvariation

Zur Beurteilung der Restgasverträglichkeit im Betrieb mit der Koronazündung wurde mittels des variablen Ventiltriebs der interne Restgasgehalt erhöht. Um eine größtmögliche Ventilüberschneidung zu gewährleisten, ohne sich dabei der Gefahr von Ventil-Kolben-Kontakt auszusetzen, wurde eine Ventilprofilreihe mit 3 mm Hub gewählt. Es wurden Versuche mit sowohl einlassseitiger, als auch auslassseitiger Variation der Spreizung durchgeführt. In Abbildung 5.8 ist ein Beispiel bei 2000 U/min, 2 bar Mitteldruck und maximaler Überschneidung von 82 °KW dargestellt, womit sich ein maximaler Restgasanteil¹⁴ von 30 % einstellen lässt.

¹⁴ Ermittelt mittels offline Ladungswechselberechnung mit dem Programm Tiger (vgl. Kapitel 4.3)

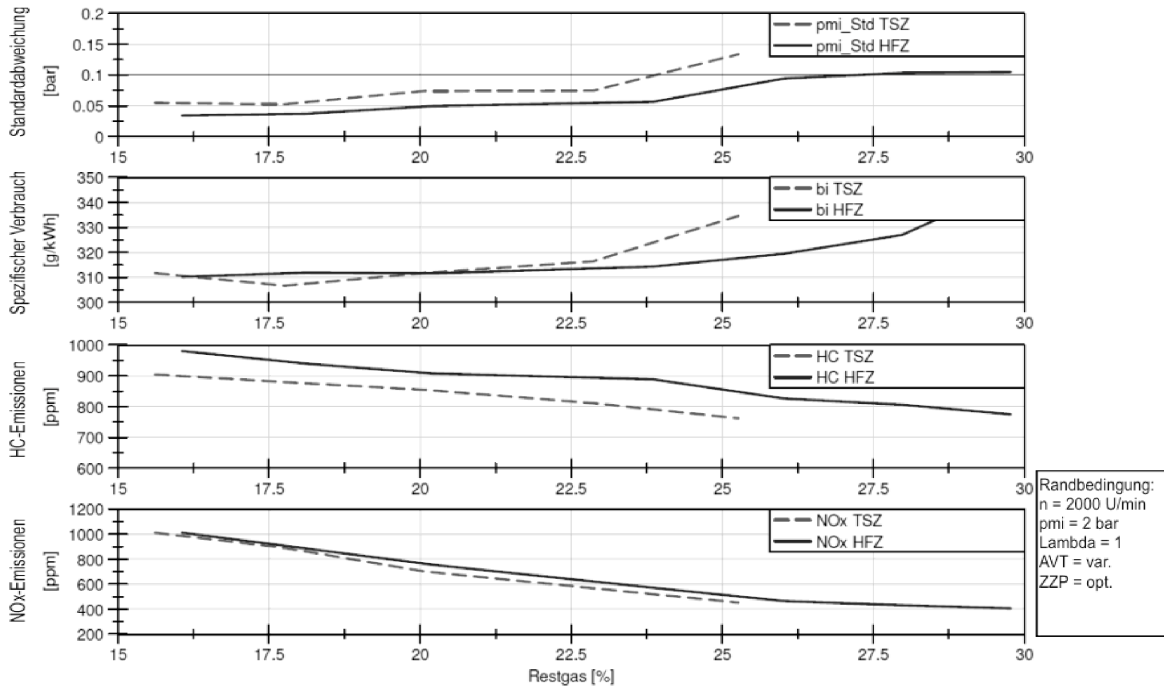


Abbildung 5.8: Standardabweichung, Verbrauch und Emissionen der Restgasvariation 2000/2

Auch im Restgasbetrieb macht sich die höhere Zündgüte der Koronazündung bemerkbar, wodurch eine um etwa 4 %-Punkte höhere Restgasverträglichkeit erreicht wurde (Laufruhegrenze $p_{mi_Std} = 0,1 \text{ bar}$ bzw. $COV = 5 \%$). Aufgrund der höheren spezifischen Wärmekapazität des Gemisches und der dadurch niedrigeren Verbrennungstemperatur sinken die Stickoxidemissionen kontinuierlich ab. Auch die HC-Emissionen sinken deutlich ab. Dies kann durch die im Restgas zurückgebliebenen und der Verbrennung erneut zugeführten unverbrannten Kohlenwasserstoffreste erklärt werden. Besonders die aus Toträumen bzw. dem Ringspalt gegen Ende der Verbrennung in das Gemisch zurückgeführten Kraftstoffteile können aufgrund der zu niedrigen Temperaturen am Ende der Expansion nicht mehr verbrannt werden und würden ohne Ventilüberschneidung in den Abgaskanal gespült und im Fahrzeug spätestens im Katalysator umgesetzt werden. Über die interne Restgasvariation werden diese Kohlenwasserstoffe teilweise der Verbrennung somit ein zweites Mal zugeführt. Zusätzlich kommt es durch die hohen Abgastemperaturen zu einer besseren Gemischaufbereitung des Frischgases [21]. Wie erwähnt kann es bedingt durch die notwendige Einbausituation der Prototypen allerdings zu leicht erhöhten HC-Emissionen bei den Versuchen mit Koronazündung kommen. Die NO_x -Emissionen verhalten sich bei HFZ und TSZ gleich und nehmen bei zunehmendem Restgasanteil aufgrund der verringerten Verbrennungstemperatur kontinuierlich ab. Die CO_2 -Emissionen bzw. der Kraftstoffverbrauch verhalten sich analog der Laufruhe.

In Abbildung 5.9 sind die charakteristischen Massenumsatzpunkte und der Zündzeitpunkt eingetragen. Im Mittel über 100 Zyklen sind analog der Lambdavarisation die Auswirkungen

der höheren Zündstabilität durch die Koronazündung zu erkennen. So ist der Brennverzug aufgrund des späteren Zündzeitpunkts der Koronazündung um 10 bis 15 °KW kürzer. Die Brenndauer weist bis zur Laufruhegrenze keine großen Differenzen auf. Darüber hinaus wuchsen die Zyklenschwankungen der Spulenzündung derart an, dass kein stabiler Motorlauf mehr gewährleistet war und eine Messung unmöglich machte. In diesem Bereich ist aufgrund der Zyklenschwankungen ähnlich der Lambdavariation mit einer Verschleppung der Brenndauer bei TSZ zu rechnen, während die HFZ eine weiterhin stabile Brenndauer und ein eher flaches Ansteigen der Standardabweichung bis 30 % Restgas aufweist.

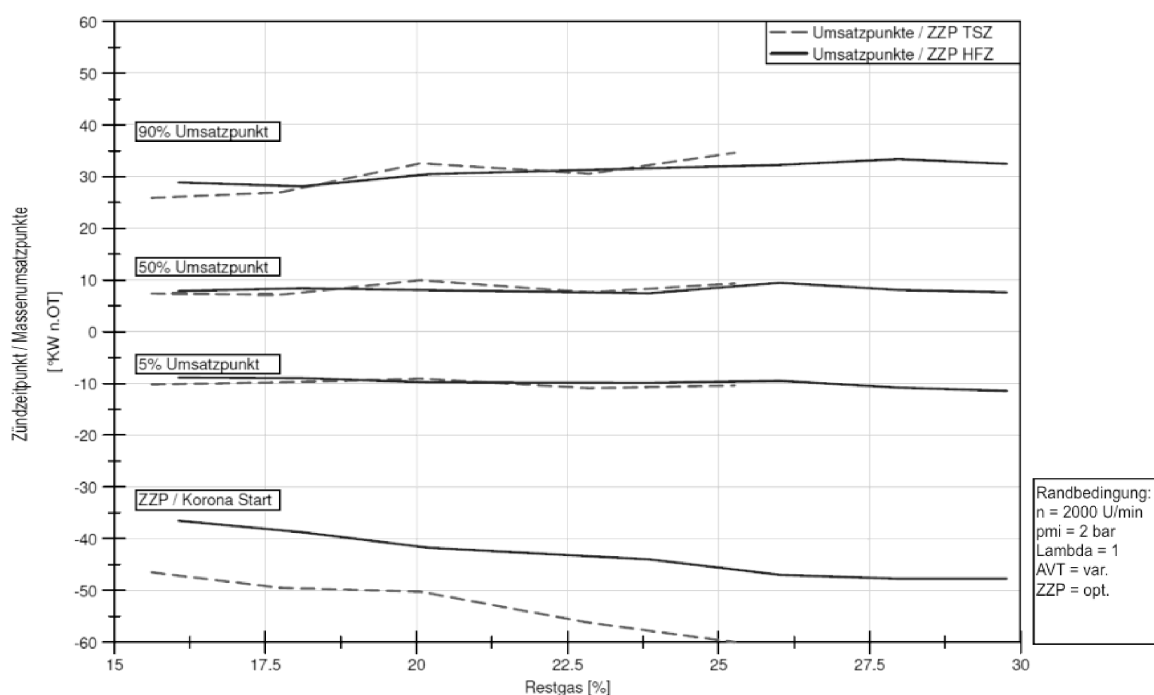


Abbildung 5.9: Massenumsatzpunkte und Zündzeitpunkt der Restgasvariation 2000/2

Übertragen auf die gesamte Teillast und einen Vollmotor mit einer externen Abgasrückführung ist laut Literatur bei einer um 5 % höheren Restgasverträglichkeit eine Verbrauchseinsparung durch Entdrosselung von ein bis zwei Prozent zu erwarten [21]. Die eigentlichen Verbrauchsvorteile müssen daher am Vollmotor herausgefahren werden. In ersten stichpunktartigen Versuchen mit externer AGR konnte dies bestätigt und trotz fehlender geometrischer Optimierung ein Verbrauchsvorteil von 1-3 % ermittelt werden.

5.4 Volllast

Der schwerpunktoptimale Betrieb in der Volllast ist in der Regel aufgrund der Selbstzündungsgefahr des Kraftstoffs und der dadurch hervorgerufenen klopfenden

Verbrennung nicht möglich (vgl. Kapitel 2.2). Im Motorbetrieb muss daher der Zündzeitpunkt nach spät verstellt werden, was den Wirkungsgrad in der Vollast deutlich mindert. Um den Motor mit dem bestmöglichen Wirkungsgrad, also möglichst nahe an der Klopfgrenze zu betreiben, wird der Zündzeitpunkt soweit nach früh gelegt, bis mittels der piezoakustischen oder Ionenstrom basierten Klopfregelung auf Klopfen detektiert und der Zündzeitpunkt um ein Inkrement nach spät verstellt wird. Tritt kein weiteres Klopfen auf, wird der Zündzeitpunkt wieder Schritt für Schritt nach früh verlegt. Neben dem schlechteren Wirkungsgrad stellt die späte Verbrennung auch hinsichtlich der Abgastemperatur und dem damit verbundenen Bauteilschutz ein Problem dar. Eine sehr späte Zündung ist daher gerade in der Vollast durch die steigende Abgastemperatur begrenzt. Aufgrund des notwendigen thermischen Schutzes der Abgaskrümmen und vor allem der Turbolader ist heute eine Anfechtung des Gemisches weit über λ 0,9 (maximale Brenngeschwindigkeit und somit eigentliches Leistungsoptimum) nötig [26].

Klopfgrenze

In der Untersuchung der Koronazündung muss beurteilt werden, wie weit man den Zündzeitpunkt nach früh verlegen kann, ohne mit größerem Klopfen rechnen zu müssen. Da der Zündzeitpunkt wie zuvor beschrieben bei HFZ und TSZ nicht vergleichbar ist, wurde im Folgenden der Vergleich auf Basis des Brennbeginns (5%-Umsatzpunkt) durchgeführt. Im Rahmen der λ - und Restgasvariation ist bereits die Relevanz der Zyklenschwankung herausgestellt worden, daher wird in Abbildung 5.10 der Vorteil der Koronazündung wieder direkt anhand der Einzelzyklen erläutert. Das Diagramm oben zeigt den Vollast-Mitteldruck bei 2000 U/min (1,7 bar Ladedruck, λ 0,9) über dem jeweiligen Brennbeginn. Das untere Diagramm stellt die Klopfintensität anhand der Klopfspitze¹⁵ dar. Wie man anhand der Verteilung der Klopfspitzen erkennen kann, wurden zwei Messpunkte aus einer Zündzeitpunktvariation an der Klopfgrenze herausgezogen, deren maximale Klopfspitzen mit etwa 1 bar etwa gleich hoch ausfallen. Beide Betriebspunkte wurden somit eng an der Klopfgrenze betrieben und dürften die gleiche Bauteilbelastung aufweisen. Aufgrund der schlechteren Zündfähigkeit der Spulenzündung liegt ihre Streuung des eigentlichen Brennbeginns bei annähernd 7 bis 8 °KW, wohingegen die HF-Punkte kompakt innerhalb eines Bereichs von 2 bis 3 °KW liegen. Die Stabilität des Koronazündsystems ermöglicht somit in der Summe eine weitere Annäherung an die Klopfgrenze. Eine Verschiebung der Klopfgrenze, wie beispielsweise bei klopfesteren Kraftstoffen, stellt sich allerdings nicht ein, da wie im unteren Diagramm zu sehen, bei gleichem Brennbeginn auch ähnlich hohe Klopfspitzen erreicht werden.

¹⁵ Maximale Amplitude der bei klopfender Verbrennung auftretenden Klopfschwingung in bar.

Für den Motorbetrieb bedeutet dies, dass die Klopfgrenze stabiler angefahren und der Sicherheitsabstand zur Klopfgrenze aufgrund der geringeren Schwankungsbreite verringert werden kann. Hervorgerufen durch die um 2 bis 3 °KW bessere Schwerpunktlage ergibt sich dann ein um 0,5 bar (3 %) höherer Mitteldruck bei gleichzeitig niedrigerem Verbrauch. Des Weiteren fallen die Abgastemperaturen um etwa 10 °C niedriger aus, da eine geringere Anzahl von Arbeitsspielen eine späte Verbrennungslage aufweist und dadurch ein geringerer Anteil der Verbrennungsenergie über das Abgas ausgeschoben wird.

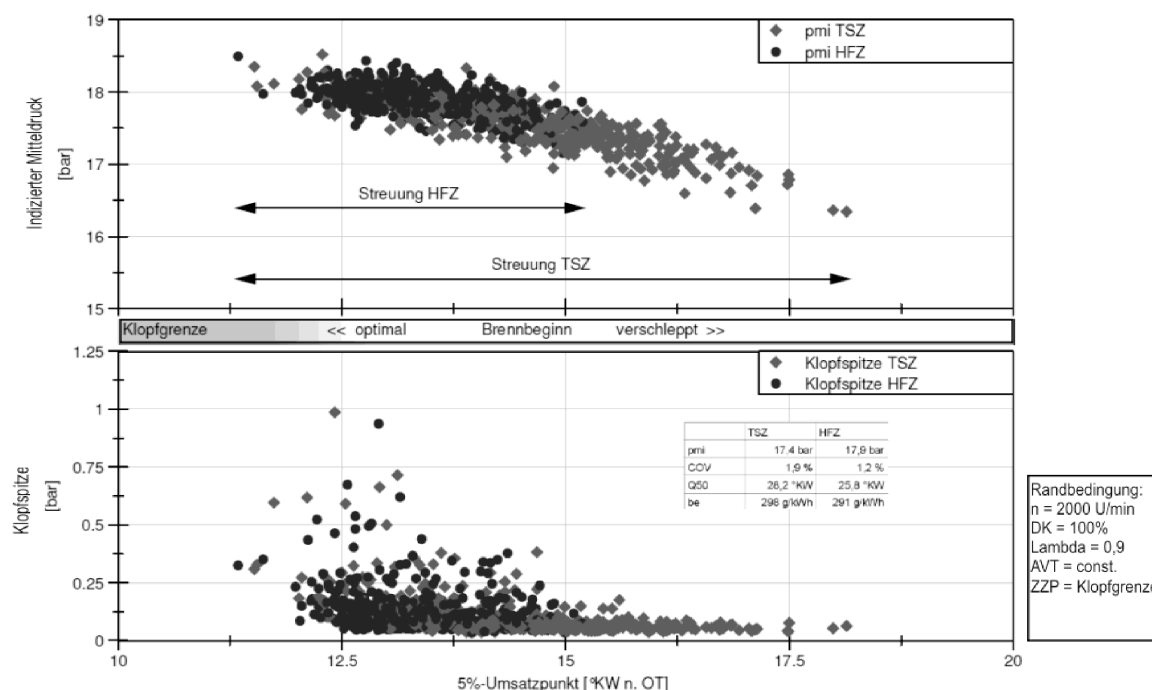


Abbildung 5.10: Zyklenschwankungen bei 2000 U/min Vollast

Das oben gezeigte Beispiel zeigte zur Demonstration der Verbrauchsvorteile zwei Punkte bei gleicher maximaler Klopfspitze. Zur Charakterisierung der statistischen Klopfverteilung wird im Folgenden ein Beispiel bei gleicher mittlerer Klopfintensität dargestellt. Wie in der Literatur beschrieben, eignet sich zur Beurteilung der Klopfverteilung die Darstellung des Klopfintegrals¹⁶ (KI) als Histogramm und Einteilung in Quantile¹⁷ [100]. In Abbildung 5.11 ist ein entsprechendes Diagramm dargestellt. Die mittleren KI-Werte liegen bei etwa 6 bar²*s. Wie schon in Abbildung 5.10 zu erkennen treten bei der Spulenzündung aufgrund der hohen Streubreite tendenziell mehr Punkte ohne Klopfen auf, aber gerade deshalb auch mehr Zyklen mit starken, schädlichen Klopfen. Die Koronazündung kann hingegen mehr Punkte mit geringem, aber unschädlichem Klopfanteil aufweisen. So liegt zwar die dp85 Grenze

¹⁶ Zeitliches Integral über alle, den Druckverlauf überlagerten Klopferschwingungen in bar²*s

¹⁷ Bei dem 15 % Quantil (dp85) liegen 85 % aller Arbeitsspiele unterhalb der angegebenen Klopfintensität. Für das 1,5% Quantil (dp98,5) liegen entsprechend nur 1,5% über der Klopfschwelle.

(15 % Quantil) noch gleich, aber die TSZ-dp98,5 Schwelle hinter dem HFZ-Wert. Der Vergleich des maximalen KI-Werts bei HFZ zeigt entsprechend einen fast halb so hohen Wert. Bei der Spulenzündung muss bei gleichem Mittelwert demnach mit Ausreißern bis hin zu schädigenden Klopfen gerechnet werden.

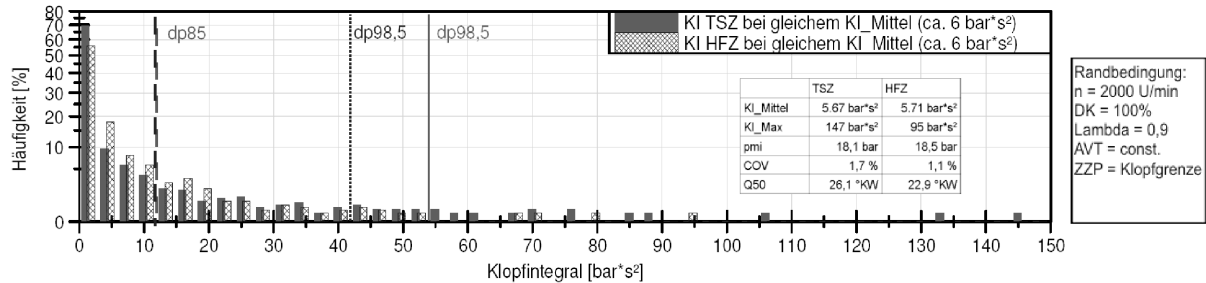


Abbildung 5.11: Klopffverteilung mit 15 % und 1,5 % Quantilen

Betriebspunktverschiebung in der Vollast

Wie gezeigt kann mit der Koronazündung ein höherer Mitteldruck erreicht werden als mit der Transistorzündung bei gleichzeitiger Verbrauchseinsparung. Am Beispiel einer gekühlten Restgaszuführung in der stöchiometrischen Vollast (2000 U/min) soll gezeigt werden, dass dieses Potential auch dahingehend genutzt werden kann, um bei Erhalt der Leistung eine noch höhere Verbrauchseinsparung bei niedrigeren Abgastemperaturen zu erreichen. In Abbildung 5.12 sind die Ergebnisse einer Restgaserhöhung auf 5 % dargestellt.

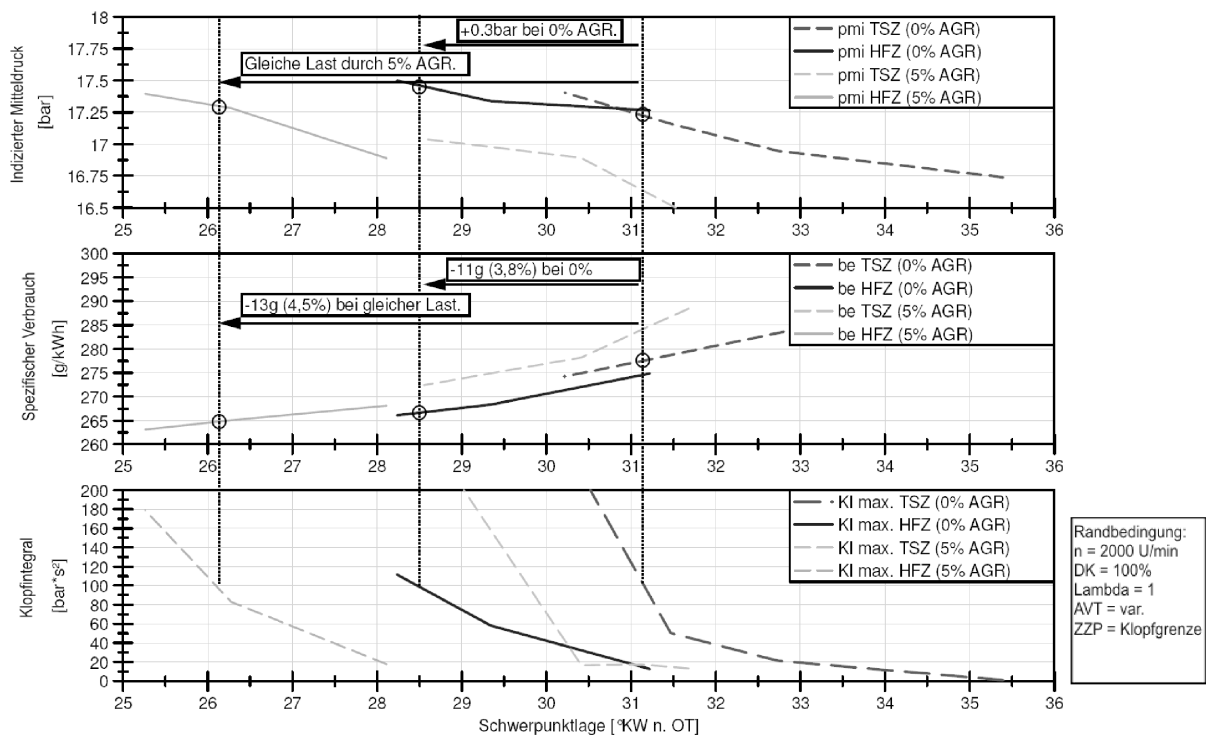


Abbildung 5.12: Betriebspunktverschiebung in der Vollast

Die vertikalen Hilfslinien zeigen die Grenzen bei gleich hohem Klopfen (maximales Klopfintegral). Ohne Restgas, allein durch Einsatz des HF-Systems, zeigt sich erneut eine Last und Verbrauchsverbesserung um etwa 3 %. Wird stattdessen eine Betriebspunktverschiebung durch AGR betrieben, so verlagert sich die Klopfgrenze nach früh und eine deutlich frühere Schwerpunktlage wird erreicht. Begründet ist dies durch das niedrigere Temperaturniveau und die verlangsamten chemischen Reaktionen aufgrund der im Vergleich zum Frischgemisch höheren Wärmekapazitäten der Restgasmischung [21]. Dadurch kommt es gleichzeitig zu niedrigeren NO_x-Emissionen und Abgastemperaturen (Anhang A.26). Die verbesserte Schwerpunktlage durch die Koronazündung steigert den Wirkungsgrad, wodurch trotz 5 % Restgasanteil eine gleich hohe Last wie bei TSZ-Vollast (ohne AGR) erreicht werden kann. Für den Verbrauch bedeutet dies eine Reduzierung um 4,5 %.

5.5 Interpretation

An dieser Stelle sei noch einmal darauf hingewiesen, dass die vorliegenden Ergebnisse lediglich einen kleinen Ausblick auf die Vorteile der Koronazündung liefern können und in weiteren Arbeiten mit beständigeren und uneingeschränkt volllastfesten Prototypen das volle Potential untersucht werden muss. Auch Brennverfahren und geometrische Anpassung müssen in Zusammenarbeit mit den OEMs auf die Koronazündung angepasst werden.

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass die Koronazündung eine erheblich höhere Zündstabilität aufweist als die konventionelle Spulenzündung. Die direkte Ionisation durch Stoßmechanismen und der große Zündbereich der Korona wirken sich vor allem auf die initiale Entflammung aus, da die Beschleunigung des Brennverzugs vorwiegend in einem Bereich unter 1 % Massenumsatz stattfindet.

Ein weiterer Grund für den sehr kurzen Brennverzug kann im Bereich der Flammkernbildung gesucht werden. Es kann davon ausgegangen werden, dass der im Gegensatz zur normalen Zündkerze hohe Wärmeentzug an die Zündkerzenelektroden nahezu entfällt, da die Korona direkt im Brennraum entsteht.

Im weiteren Verlauf der Verbrennung kann die Startgeschwindigkeit allerdings nicht aufrechterhalten werden. Hier überwiegen die Einflüsse aufgrund der Gemischzusammensetzung, der Turbulenz und der Wandwärmeverluste. Die bei hoher Verdünnung dennoch zu beobachtende scheinbar kürzere Brenndauer ist begründet durch die stabile Schwerpunktlage bei geringeren Zyklenschwankungen. Hier tritt bei der Spulenzündung, bei hohen Zyklenschwankungen, eine große Streuung der Schwerpunktlage ein. Neben Zyklen mit optimaler Schwerpunktlage finden sich deutlich verschleppte Zyklen wieder. Im Mittel über 100 Zyklen bildet sich somit ein „synthetischer“ Brennverlauf, der gegenüber dem HFZ-

Brennverlauf leicht verschleppt erscheint. Zyklen mit gleicher Schwerpunktlage hingegen erreichen trotz geringerem Brennverzug eine fast gleiche Brenndauer. Um darüber hinaus die im Brennverzug beobachtete Beschleunigung der Entflammung noch weiter in die fortlaufende Verbrennung zu überführen, wäre eine noch größere Korona und damit eine Optimierung der Brennraumgeometrie ein möglicher Ansatzpunkt.

Die geringeren Zyklenschwankungen machen sich allerdings in allen Betriebspunkten durch eine geringere Standardabweichung des indizierten Mitteldrucks bemerkbar. Die dadurch ermöglichte Ausweitung der Zündgrenzen könnte somit einen serientauglichen Einsatz neuer Brennverfahren erleichtern oder durch Betriebspunktverschiebungen weitere Verbrauchseinsparungen ermöglichen. Als Beispiel seien hier die gezeigte Betriebspunktverschiebung in der Vollast durch AGR oder die erweiterte AGR in der Teillast genannt. Auch kürzlich veröffentlichte Fachbeiträge zeigen eine deutliche Verbesserung der Brennverfahren HCCI [101] oder Mager-Schichtbetrieb [100]. Darüber hinaus liegen bereits Erkenntnisse einer deutlich stabileren Verbrennung von alternativen Kraftstoffen vor [35].

Fazit:

Die Interpretation der Versuchsergebnisse führt zu der Schlussfolgerung, dass die thermodynamischen Vorteile ihren Ursprung hauptsächlich in der gewonnenen Zündstabilität begründen.

Die Ausweitung von Betriebsgrenzen bezüglich Gemischverdünnung führt zu weiteren Verbrauchs- und Emissionsvorteilen in der Teillast.

In der Vollast ist eine Annäherung an die Klopfgrenze möglich, was eine Erhöhung der Motorleistung bei sinkendem Verbrauch bewirkt.

6 Geometrische Auslegung

6.1 Ziele und Vorgehensweise der Auslegung

Die geometrische Auslegung des Koronazünders stellt eine sehr wichtige Maßnahme für den einwandfreien Betrieb des Koronazündsystems dar. Sie muss so erfolgen, dass eine möglichst große Korona in dem Brennraum ausgebildet werden kann und Funkenüberschläge verhindert werden. Es muss also die maximal mögliche Zündenergie bereitgestellt werden können.

Aufgrund des nahezu proportionalen Zusammenhangs von Spannung und Strom bedeutet dies für die Versuchsreihen, dass die Zündergeometrie und die Einbauposition gefunden werden müssen, bei denen die höchst mögliche Koronaspannung eingestellt werden kann. Dies gilt auch für Zünder mit unterschiedlicher Elektrodenanzahl (vgl. Anhang A.27). Diesen Umstand kann man sich bei der Auslegung zunutze machen, indem überschlagsgefährdete Spitzen (z.B. Spitzen nahe dem Kolben) nicht ausgeführt werden. Lässt sich dadurch die Spannung erhöhen, wird eine höhere Zündenergie in den Brennraum eingebracht.

Die Auslegung aktueller Prototypen erfolgt ausschließlich mittels Versuch, auch wenn eine FEM-Feldsimulation hier vielversprechend erscheint, da die Überschlagswahrscheinlichkeit stark von der Feldstärke abhängt. Allerdings sind bekannte Simulationstools noch nicht in der Lage den Betrieb mit Korona abzubilden. Tritt eine Korona ein, werden durch die stark konduktiven Plasmakanäle die Randbedingungen (Spitze-Platte-Anordnung) verändert. Wie ein Gegenüberstellen von Simulation und Versuch im Vorfeld zeigte, treten die Überschläge nicht immer in Richtung der höchsten Feldstärke (meist Gewindeende) auf, sondern orientieren sich stark an der tatsächlichen Koronarichtung und Größe. In Simulationen können demnach kritische Feldbereiche ausfindig gemacht werden, was zur Optimierung von Bauteilen, z. B. Entschärfen kritischer Kanten, ein sehr wirkungsvolles Werkzeug darstellt, aber bezüglich der geometrischen Auslegung des Brennraum-Zünder-Verbunds noch Schwächen aufweist.

Um den höchst möglichen Energieeintrag ohne Überschläge zu erreichen, wurde die Anpassung an den Brennraum daher in drei Schritten durchgeführt:

- Bauraumanpassung mittels CAD
- Auslegung mittels Druckbombe
- Verifizierung im Motorbetrieb

6.2 Bauraumanpassung mittels CAD

Die Anpassung mittels CAD bezieht sich lediglich auf die erweiterte Gewindelänge und die Modifikation der Elektrodenspitzen. Statt einer passgenauen Gewindelänge wurde diese um mehrere Gewindegänge verlängert, um für die nachfolgenden Versuche durch die Verwendung von bis zu sieben Unterlegscheiben à 1,25 mm (ein Gewindegang) einen großen Freiheitsgrad für Variationen offen zu halten.

Für die Versuche wurden zudem Zünder mit fünf symmetrischen und drei unsymmetrischen sternförmigen Elektrodenspitzen zur Verfügung gestellt (Abbildung 6.1). Die Zünder verfügen über eine 9 mm lange Keramik, um bei Motoren mit ausgeprägter Kolbenmulde auch sehr tief in den Brennraum hineinragen zu können und eine ausreichende Isolation zwischen Spitze und Brennraumdach bzw. Gewinde aufzuweisen. Neben der Variation der Einschraubtiefe und der Spitzenanzahl war als dritter Freiheitsgrad der Biegewinkel der einzelnen Sternspitzen vorgesehen. Eine Optimierung der Brennraumgeometrie, z. B. durch Modifikation der Kolbenmulde, war nicht Ziel dieser Arbeit.



Abbildung 6.1: Zünder Prototypen mit 3 und 5 sternförmigen Elektrodenspitzen

6.3 Auslegung mittels Druckbombe

Über eine geometrische Auslegung mit Hilfe von Versuchen an der in Kapitel 4.1 beschriebenen Druckbombe konnte im Vorfeld der Motormesskampagne eine Grundauslegung des Zünders vorgenommen werden. Hierzu wurden die verfügbaren Zünder (5 und 3 Elektrodenspitzen) bei gleichbleibenden Randbedingungen (Druck und Temperatur in der Kammer sowie Ansteuerung über den HF-Controller) getestet. Lediglich die Einschraubtiefe (bzw. die Unterlegscheibenstärke) und die Biegewinkel der Elektroden wurden variiert.

Im Versuch wurde die Einschraubtiefe mittels Unterlegscheiben um bis zu 8,75 mm (7 Gewindegänge) variiert. Die Abstufung von 1,25 mm (Gewinde M12 x 1,25) gewährleistete einen gerichteten Einbau. Als Biegewinkel wurden 25°, 35° und 45° ausgeführt, wobei wie in Abbildung 6.2 skizziert der Winkel von der Zünderebene aus gemessen wird. Die Skizze stellt zugleich die auslassseitige Zündkerzenlage im Brennraum dar und veranschaulicht bereits in der Bauraumanpassung den geringen Abstand der nach unten geneigten Spitzen zum Kolbenboden.

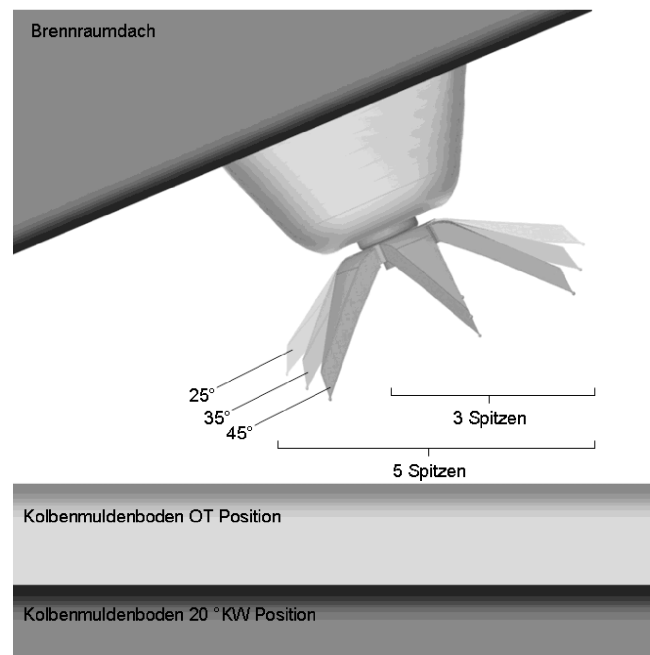


Abbildung 6.2: Zünder Position bei 5,1 mm Unterlegscheiben

Als Versuchsbedingung wurde ein relativ hoher Kammerdruck von 20 bar bei Umgebungstemperatur eingestellt, um die bei niedrigem Druck auftretenden Fluktuationen (höhere Verästelung der Streamer) der Koronaausbreitung zu verhindern und somit über den optischen Zugang einen genauer definierbaren Überschlagsort ermitteln zu können. Die Kolbenposition des Kolben-Modells wurde auf eine feste Position gestellt. Bedingt durch die verschiedenen Zündzeitpunkte im Motorbetrieb kann eine Auslegung allerdings immer nur einen Kompromiss darstellen. Da auf der einen Seite Zündzeitpunkte mit kolbennaher Position als eher kritisch gesehen werden als frühe Zündzeitpunkte, die nachfolgenden Grundsatzuntersuchungen auf der anderen Seite aber auf hohe Ladungsverdünnung mit frühen Zündzeitpunkten abzielen sollten, wurde als Mittelweg eine Kolbenstellung bei etwa 20°KW v.OT gewählt.

Festzuhalten ist, dass nicht nur der Abstand einer Spitze zur Masse, sondern in hohem Maße auch die Spitzenrichtung eine Rolle spielt. Vergleicht man Abbildung 6.2 mit Abbildung 6.3, so lässt sich festhalten, dass die Ausführung mit 25° Biegewinkel, welche am wenigsten

6.4 Verifizierung im Motorbetrieb

Als Randbedingungen für die Motorversuche wurde erneut ein Zündzeitpunkt (bzw. Einschaltzeitpunkt der HF-Spannung) von 20 °KW v.OT gewählt. Als Betriebspunkt wurden 2000 U/min und 6 bar Mitteldruck gewählt, um einen moderaten Druck bei Zündzeitpunkt von etwa 10 bar zu erhalten. Der Controller wurde im manuellen Modus bei 1 ms Koronadauer betrieben und die Spannung solange erhöht, bis anhand der Oszilloskop-Aufnahmen ein Auftreten von Überschlügen (vgl. Kapitel 9.1) erkennbar wurde.

Erneut bestätigte sich der Vorteil des 25° Winkels und das schlechte Abschneiden der 5-Spitzen-Zünder. Die oben genannten Zusammenhänge bezüglich der Überschlagsneigung zeigten sich ebenfalls wieder. Bei der Interpretation der Ergebnisse muss zudem beachtet werden, dass sich der Kolben innerhalb der Zünddauer von 1 ms um weitere 12 °KW weiterbewegt, was den größeren Abstand zwischen den symmetrischen und unsymmetrischen Zündern erklären kann.

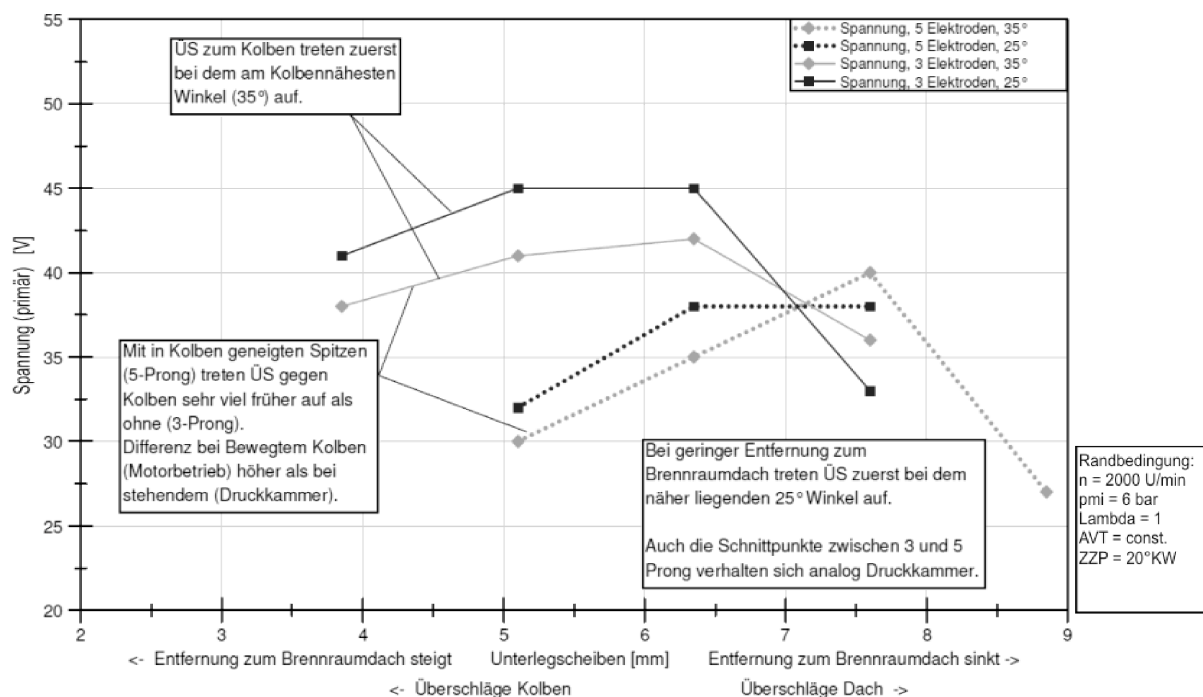


Abbildung 6.4: Geometrieauslegung am Motor

Für die Untersuchungen im Motorbetrieb wurde somit der 3-Spitzen-Zünder mit 25° bestätigt. Aufgrund der nahezu gleichen Spannung bei 5,1 und 6,35 mm Beilagscheiben wurde, da bei den Versuchen auch mit sehr frühen Zündzeitpunkten zu rechnen ist, die Einbautiefe mit 5,1 mm gewählt, was zu einer effektiven Keramiklänge von 5,5 mm führt. Dies bedeutet allerdings eine leicht in das Zündkerzengewinde zurückgezogene Keramik und birgt die Gefahr von HC-Nestern, was unter Abwägung der erzielbaren Spannung für die Grundlagenuntersuchungen als notwendiges Übel akzeptiert wurde. Als positiver Nebeneffekt

stellte sich allerdings die Auswirkung auf das Verdichtungsverhältnis heraus. Aufgrund des entstandenen Totraums konnte das Epsilon des TSZ-Betriebs nahezu beibehalten werden. Als abschließende Verifikation wurde eine Lambdavariation bei 2000 U/min und 2 bar Mitteldruck mit 3 und 5 Spitzen bei 25° gefahren (Anhang A.28). Wie oben dargestellt, war zu erwarten, dass sich bei frühen Zündzeitpunkten der Vorteil der 3 gegenüber den 5 Spitzen verringert, dennoch zeigte bis zur Laufruhegrenze bei COV=5% die 3-Spitzen-Variante eine durchgehend leicht höhere Abmagerfähigkeit. Die eingebrachte Energie lag hier sichtbar höher. Die Eignung der 3-Prong-Variante für die Grundlagenuntersuchung wurde somit bestätigt.

Fazit:

Die Auslegung der Zündergeometrie trägt entscheidend dazu bei, wie viel Zündenergie in das Gemisch eingebracht werden kann.

Neben der Anpassung des Zündsystems ist eine Anpassung der Brennraumgeometrie für die Ausnutzung des vollen Potentials zu empfehlen.

Aufgrund der unterschiedlichen Zündzeitpunkte im Motorbetrieb gilt die Auslegung allerdings immer als Kompromiss zwischen der Auslegung für frühe oder späte Zündzeitpunkte.

7 Energiebilanz und Regelungsverhalten

7.1 Energieeintrag

Zur Bauteildimensionierung nachfolgender Prototypen sollten in dieser Arbeit eine Abschätzung der Gesamtenergieaufnahme im Motorkennfeld vorgenommen und die Einflüsse der Koronaspannung und Dauer untersucht werden. Neben der Auslegung der Hardwarekomponenten wirkt sich die Leistungsaufnahme auch auf den Gesamtwirkungsgrad des Motors aus. Die Frage, ob der Betrieb knapp unter der Überschlagsspannung immer notwendig ist, sollte daher auch untersucht und beantwortet werden.

7.1.1 Koronaspannung

Der Einfluss der Koronaspannung ist stark abhängig von der Zündwilligkeit des Gemisches und kann daher anhand einer Spannungsvariation bei 2000 U/min und 2 bar Mitteldruck bei Lambda 1.0 und 1.4 gut demonstriert werden. In Abbildung 7.1 sind hierzu neben der Laufruhe (COV) auch die Verläufe für Brennverzug und Brenndauer dargestellt.

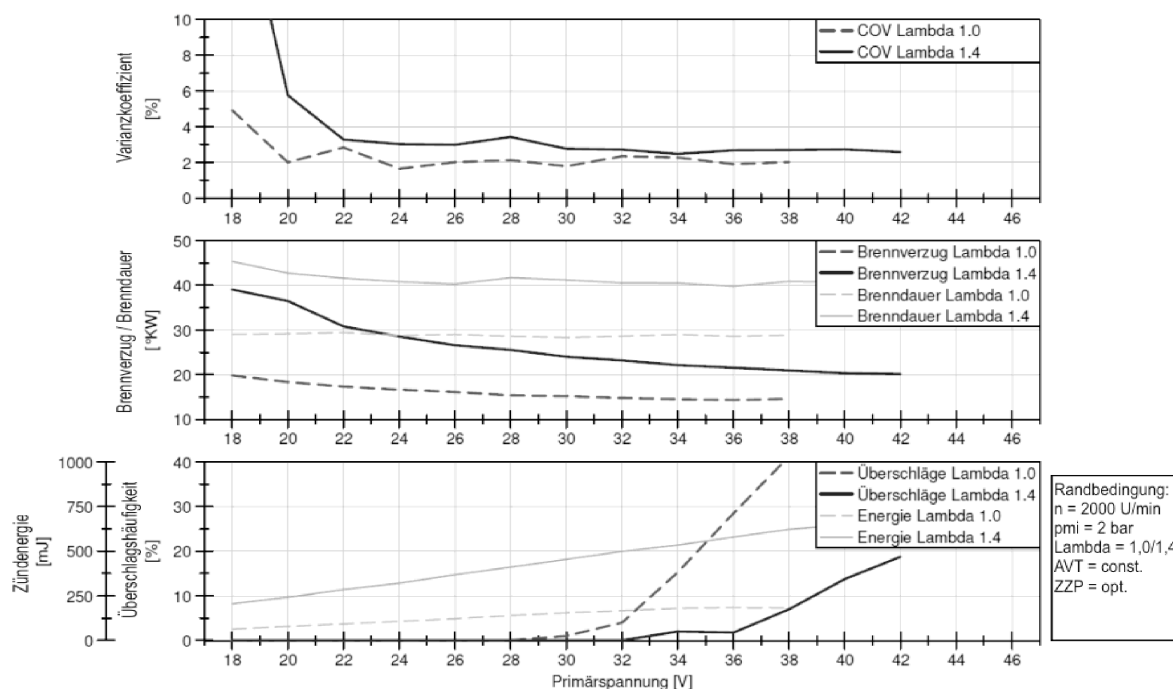


Abbildung 7.1: Zündspannungsvariation 2000/2

Die Schwerpunktlage wurde auf etwa 8 °KW n.OT eingestellt, die Zünddauer auf eine ($\lambda = 1,0$) bzw. zwei Millisekunden ($\lambda = 1,4$). Im unteren Diagramm finden sich zusätzlich die ermittelte relative Überschlagsanzahl¹⁸ und die Zündenergie (Controller Ausgangsseite).

Stöchiometrischer Betrieb

Im stöchiometrischen Betrieb stellten sich große Bereiche mit gleicher Laufruhe ein, die Zündenergie hat somit einen relativ geringen Einfluss. Im Beispiel liegen im Bereich zwischen etwa 20 und 30 V alle Betriebspunkte unter 3 % COV und es treten noch keine Funkenüberschläge aufgrund zu hoher Spannung auf. Die geringe Auswirkung der Zündenergie bei stöchiometrischen oder fetten Gemischen ist auch bei der Funkenzündung seit langem bekannt und lässt sich hier auf die Koronazündung übertragen. Eine geringe Zündenergie genügt demnach, um einen schnell wachsenden Verbrennungskern hervorzurufen. Die Verwendung von mehreren Funken bzw. höherer Energie hat demnach auch nur bei mageren Gemischen einen Vorteil und vor allem dann, wenn das Gemisch erhöhte Inhomogenitäten aufweist [23].

Trotz etwa gleicher Laufruhe tritt bei Erhöhung der Spannung von 20 auf 30 V eine Verkürzung des Brennverzugs um etwa 5 °KW ein, eine Auswirkung auf die Brenndauer ist allerdings nicht zu erkennen. Zur Reduzierung der Leistungsaufnahme ist für den $\lambda=1$ -Betrieb somit eine Halbierung der Zündenergie um etwa 200 mJ durchaus möglich. Anstatt des Einregels der maximalen Koronaspaltung von 30 V könnte im Beispiel eine kennfeldbedatete Begrenzung auf etwa 24 V zur Energieeinsparung sinnvoll sein.

Dies kann bei einer späteren Serienapplikation allerdings einen nicht zu vernachlässigenden Mehraufwand bedeuten, da nicht nur ein Spannungskennfeld in Abhängigkeit von Drehzahl und Last appliziert, sondern auch der Einfluss der Spannung auf den Brennbeginn berücksichtigt werden müsste (ZZP-Verschiebung). Auf andere Weise könnte die Spannung aber auch dazu benutzt werden, den Brennverzug zu steuern und mögliche Zyklenschwankungen auszugleichen. Dies könnte besonders dann zum Tragen kommen, wenn sich aufgrund der hoch gesteckten Verbrauchsziele bis 2020 ein Einbau von Drucksensoren nicht mehr vermeiden ließe oder sich auf eine andere Weise erweiterte Brennrauminformationen ermitteln ließen (vgl. Kapitel 9.4).

Magerbetrieb

Bei höherer Abmagerung hingegen zeigt sich der große Einfluss der Spannungsvariation. So nehmen die Laufunruhe und der Brennverzug mit zunehmender Spannung stark ab. Aufgrund der dadurch geringeren Zyklenschwankungen (vgl. Kapitel 5) machen sich die Änderungen auch leicht in der Brenndauer und somit im Wirkungsgrad bemerkbar. Liegt der

¹⁸ Anteil an Zündungen mit Funkenentladung im Verhältnis zu allen Zyklen.

Kraftstoffverbrauch an der Laufgrenze bei 20 V noch bei 386 g/kWh, so sinkt er bis zum Minimum bei 36 V auf 371 g/kWh ab.

Die von Maly [29] aufgestellte Aussage für Zündkerzen, dass ein größeres Zündvolumen als das minimal erforderliche die Entflammungsgeschwindigkeit erhöht, kann damit auf die Koronazündung übertragen werden. Der ebenso beschriebene positive Effekt auf die Brenndauer kann nur bedingt bestätigt werden. Für den Betrieb mit hoher Gemischverdünnung ist demnach der Betrieb des Zündsystems mit der maximalen Korona sinnvoll. Die bei weiterer Erhöhung der Spannung auftretenden Funkenentladungen scheinen noch keinen Einfluss auf den Motorlauf zu haben. Eine Gegenüberstellung von Zyklen mit und ohne Überschläge findet aufgrund des vielfach diskutierten Effekts nachfolgend noch gesondert statt.

Das bei Lambda 1,4 scheinbar spätere Eintreten von Funkenentladungen kann sich durch die bei Gemischverdünnung, egal ob durch Abmagerung oder AGR, zu beobachtende höhere Durchschlagsfestigkeit erklären (Anhang A.29).

7.1.2 Koronadauer

Die Höhe der Koronaspannung ist im Motorbetrieb stark abhängig von der Zünder- und Brennraumgeometrie (vgl. Kapitel 6). Dies bedeutet, dass unter Umständen in manchen Betriebspunkten (Kolben nahe OT) nur eine kleine Korona ausgebildet werden kann. Es stellt sich somit die Frage, ob ein Ausweiten der Koronadauer ein Absenken der Koronaspannung kompensieren kann.

Zur Beantwortung dieser Frage wurden verschiedene Spannungs- und Koronadauervariationen durchgeführt. In Abbildung 7.2 ist ein Vergleich der Extrempunkte bei 4 und 2 ms in den Betriebspunkten 2000/2 bzw. 2000/6 bei Lambda 1,4 dargestellt. Als Spannungen wurden die maximal mögliche Spannung (34 bzw. 40 V) und eine Spannung, die bei den gegebenen Druckverhältnissen in etwa eine Halbierung des Koronaradius bewirkt, gewählt. Da sich unterhalb der Laufruhegrenze noch keine Auswirkungen auf die Brenndauer zeigten, sind für die Punkte jeweils nur der Varianzkoeffizient und der Brennverzug abgebildet.

Wie zu erwarten verringern sich Brennverzug und COV beim Erhöhen der Spannung (bei gleicher Koronadauer von 2 ms) deutlich. Durch eine Verdopplung der Koronadauer auf 4 ms (bei niedriger Spannung) kann hingegen kein gleichwertiger Effekt erzielt werden. Im Falle des Betriebspunktes bei 2 bar Mitteldruck konnte sogar eine Verschlechterung der Laufruhe von fast 1% beobachtet werden. Bei 6 bar treten kaum mehr Unterschiede bei Veränderung der Koronadauer auf. Niedrige Spannungen können somit nicht durch lange Zündauern kompensiert werden.

Überträgt man Ergebnisse aus Untersuchungen mit Spulenzündung auf die Koronazündung, war dies abzusehen, da sich bei 2000 U/min nach 2 ms (24 °KW) nur noch verbranntes Gemisch im Zündbereich um die Zündkerze befinden dürfte und der Teil der Zündenergie, der dem Gemisch nach dem Entflammen zugeführt wird, keine Auswirkung auf die weitere Flammenausbreitung hat [29].

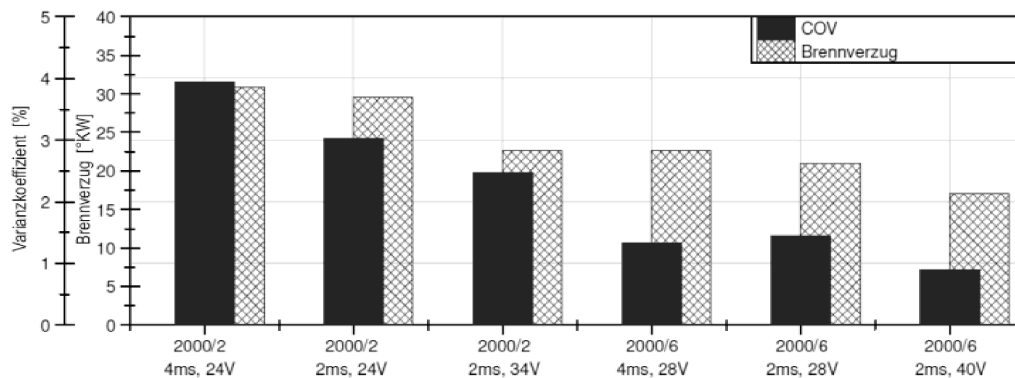


Abbildung 7.2: Koronadauervariation bei Lambda 1,4

7.1.3 Energiebedarf

Die Abschätzung der Gesamtenergieaufnahme im Motorkennfeld wurde im automatischen Modus des Zündsteuergerätes vorgenommen. Es wurde somit die zum Zündzeitpunkt maximal mögliche Spannung eingeregelt. Die Messpunkte wurden im Abstand von 1000 U/min und bei Lastpunkten von 2, 6, 12 und bei Volllast nach Serienkennfeld (Lambda 1 geregelt bzw. angereicherte Volllast) angefahren. Anhand der aufgezeichneten Strom- und Spannungssignale wurde die ausgangsseitige Zündenergie berechnet und auf das gesamte Motorkennfeld interpoliert (Abbildung 7.3 links). Für einen Vierzylindermotor ist im Diagramm rechts das entsprechende Leistungskennfeld dargestellt.

Geht man erneut davon aus, dass sich für stöchiometrische oder fette Gemische die Zündenergie halbieren lässt, wäre eine maximale Zündenergie in der Volllast von 150 bis 225 mJ für den Motorbetrieb ausreichend und liegt damit nur geringfügig über der Zündenergie einer Hochenergiezündspule. Dies bedeutet, dass eine maximale Leistungsaufnahme im Vierzylinderbetrieb von 40 W (statt ca. 80 W) ausreichen müsste.

Abweichend vom Lambda 1 Betrieb oder bei höherem Restgasgehalt zeigte sich eine starke Zunahme der benötigten Zündenergie, weshalb für die Auslegung der nachfolgenden Prototypen eine weitere Überdimensionierung vorgehalten werden muss.

Im homogenen Magerbetrieb wurde beispielsweise nahe der Laufgrenze bei Lambda 1,6 eine über dreimal so hohe Zündenergie benötigt als bei Lambda 1. Für 20 % Restgas musste etwa fünfmal so viel Energie aufgewendet werden. Da sich die maximale Leistungsaufnahme allerdings an der Vollast mit üblicherweise sehr geringen Anteilen an Restgas bzw. bei stöchiometrischem oder fettem Gemisch befindet, könnte eine Prototypenauslegung auf 200 W (bzw. 300 W für einen 6-Zylindermotor) ausreichend Sicherheit bieten.

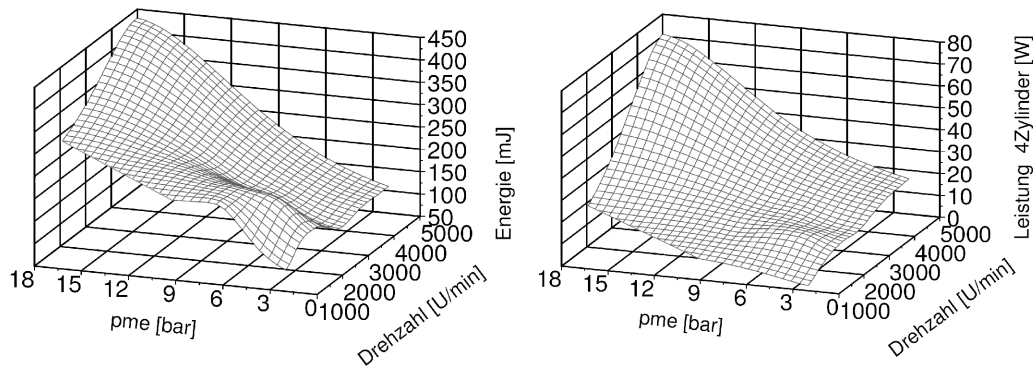


Abbildung 7.3: Energiebetrachtung im Motorkennfeld (Automatik Modus)

7.2 Spannungsaufbau

Die thermodynamische Analyse zeigte in verschiedenen Betriebspunkten, zum Beispiel bei sehr frühen Zündzeitpunkten oder sehr hohen Drehzahlen, stellenweise einen verringerten Vorteil der Koronazündung gegenüber der Spulenzündung. Eine Aufgabe dieser Arbeit bestand daher darin, mögliche Ursachen für diese Effekte zu finden, damit diese in der nachfolgenden Controllerversion behoben werden konnten. Bei der Ursachenfindung rückten besonders drei Effekte in den Vordergrund:

- Baselinespannung
- Spannungsanstieg
- Funkenentladungen

7.2.1 Baselinespannung

Wie in Kapitel 3.2.4 erläutert, kann ein Aufakkumulieren mehrerer an sich nicht zur Zündung führender Entladungen in der Summe zum Entflammen eines Gemisches führen. Vor diesem

Hintergrund wurde die im automatischen Modus eigentlich als Diagnosespannung angelegte Baselinespannung auf ihre Auswirkungen auf die Verbrennung untersucht.

Im Motorbetrieb erwiesen sich hierbei zwei Vorgehensweisen als zielführend. Im manuellen Modus sollten zuerst die Startzeit und Spannung analog der Baseline des automatischen Modus gewählt werden, um diese zu simulieren (Abbildung 7.4 oben). Anschließend sollten die Startzeit und Spannung analog der eigentlichen Zündspannung des automatischen Modus gewählt werden (Abbildung 7.4 unten).

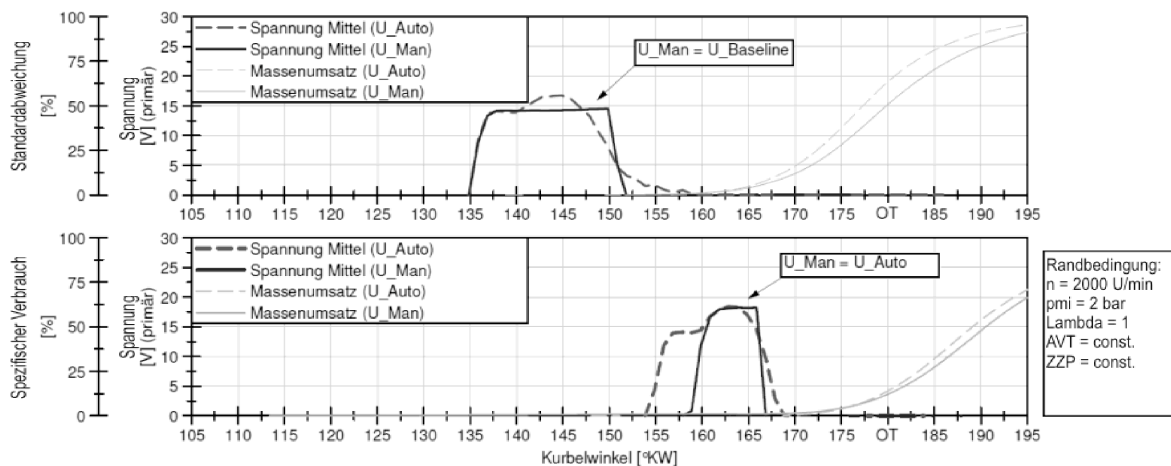


Abbildung 7.4: Untersuchung der Baselinespannung (2000/2, Lambda 1,0)

Startzeit und Spannung analog Baseline

Zur Überprüfung, ob eine Baselinespannung alleine zum Zünden des Gemisches führt, wurde im automatischen Modus der ZZP soweit nach früh verstellt, bis die eingeregelt Koronaspaltung aufgrund des geringeren Drucks (Paschengesetz) nahe der Baselinespannung lag. Zusätzlich wurde eine manuelle Zündung zum selben Zündzeitpunkt und in der Höhe der Baselinespannung ausgeführt.

Wie im Diagramm oben zu erkennen, führen beide Zündungen zum Entflammen des Gemisches. Selbst im manuellen Modus kommt es zu keinen Zündaussetzern, sondern lediglich zu einer leicht späteren Verbrennung aufgrund der etwas kleineren Korona.

Startzeit und Spannung analog automatischer Regelung

Im zweiten Schritt wurde der schwerpunktoptimale Betriebspunkt gewählt und die Spannung im manuellen Modus auf die Maximalspannung des automatischen Modus eingestellt. Wie im unteren Diagramm ersichtlich, führt die Zündung im manuellen Modus, trotz gleicher Koronaspaltung und gleichem Zündzeitpunkt, zu einer etwas späteren Entflammung. Es kann daher davon ausgegangen werden, dass die Baselinespannung in Summe einen wesentlichen Beitrag zur Bildung der Radikale und zum Entflammen des Gemisches beiträgt.

Aufgrund der geringen Zündenergie während des Anliegens der Baselinespannung führt dies aber tendenziell zu einer Verzögerung und Verschlechterung der Zündungseinleitung. Über eine Änderung der Diagnosestrategie, beispielsweise durch Verschieben der Baselinespannung an einen Ort vor der Kraftstoffeinspritzung, bei dem somit keine Vorreaktionen ausgelöst werden können, könnte eine weitere Stabilisierung und Verbesserung des Systems bewirkt werden.

7.2.2 Spannungsanstieg

Beim Ausweiten der Motorversuche hin zu höheren Drehzahlen wurde zunehmend festgestellt, dass sich die im unteren Drehzahlbereich gezeigten Vorteile in der Entflammung verringerten. Zur Verbesserung des Ansprechverhaltens sollten daher die Ursache hierfür und Optimierungsvorschläge gefunden werden. Da die Spannungshöhe bzw. der Energieeintrag sich über die Drehzahl jedoch nicht merklich änderten und auch viele andere Einflussfaktoren ausgeschlossen werden konnten, musste die Ursache erneut in der Charakteristik der Energieeinbringung bzw. des Spannungsverlaufes gesucht werden. Stellt man wie in Abbildung 7.5 dargestellt die thermodynamischen Größen den Zündungsgrößen gegenüber, wird schnell klar, dass die Ursache in der Spannungssteuerung zu suchen ist. Da die Spannungssteigerung, also das aufgrund der automatischen Spannungsregelung bedingte langsame Herantasten an die maximale Spannung, eine zeitbasierte Regelung darstellt, läuft das Einregeln der Spannung bezogen auf Grad Kurbelwinkel bei höheren Drehzahlen deutlich langsamer ab. Sehr deutlich kamen die dadurch erzeugten Effekte auf die Entflammung in der Volllast zum Vorschein.

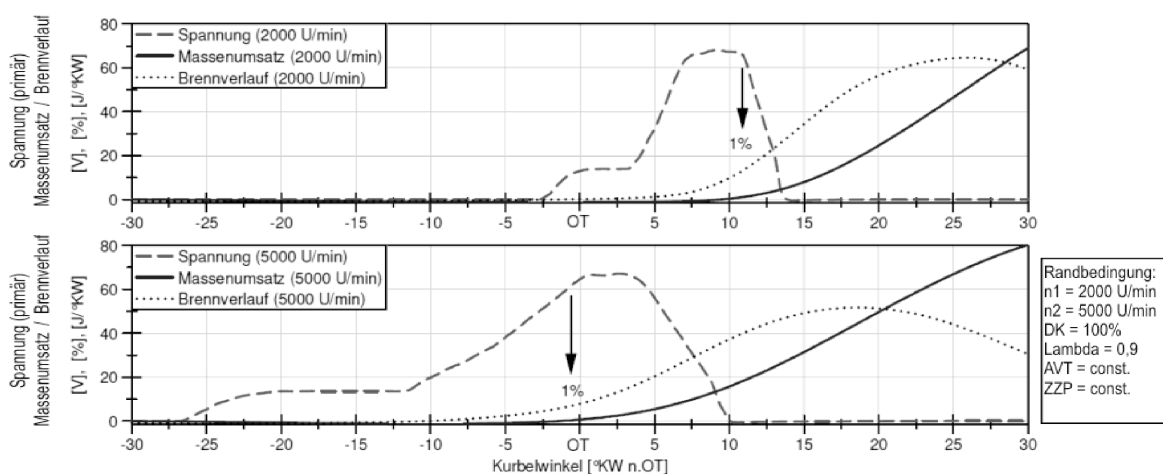


Abbildung 7.5: Automatischer Modus in der Volllast bei 2000 und 5000 U/min

Im dargestellten Beispiel bei 5000 U/min wurde ein frühzeitiges Zünden des Gemisches beobachtet. Anhand des angedeuteten 1%-Massenumsatzpunktes ist erkennbar, dass die Verbrennung schon weit vor Erreichen der Spitzenspannung begonnen haben muss. Ein Blick auf den Brennverlauf zeigt zudem erneut auch bei niedrigen Drehzahlen eine Tendenz der Entflammung während der Baselinespannung, obwohl bei der hier vorliegenden Vollast mit Zünddrücken von etwa 35 bar zu rechnen ist.

Zur schnellen und sicheren Entflammung sollte daher in den nachfolgenden Entwicklungsschritten die Spannungsrampe drastisch verkürzt und die Regelung kurbelwinkelbasierend umgesetzt werden.

7.2.3 Funkenentladungen

Der Betrieb der Koronazündung nahe der Überschlagsgrenze birgt die Gefahr von direkten Funkenentladungen entweder von einer der Elektrodenspitzen zum Kolben bzw. Brennraumdach oder aufgrund von Verunreinigungen des Zünders über die Keramikkörper zum Gewinde. Aufgrund der unterschiedlichen Zündmechanismen stellt sich im Betrieb die Frage, ob sich Überschläge negativ auf die Verbrennung auswirken können, da besonders im automatischen Modus zur Ermittlung der maximalen Koronaspannung kontinuierlich an die Überschlagsgrenze herangeregelt wird.

Zur Untersuchung der Auswirkungen wurde die Spannungsregelung daher so modifiziert, dass die Überschlagsgrenze sehr viel häufiger angefahren wurde als normal. Da für den $\lambda=1$ -Betrieb, analog zur Spannungsvariation, aufgrund der hohen Zündwilligkeit des Gemisches kaum mit Auswirkungen zu rechnen ist, wurden die Versuche auf eine Lambdavariation bei 2000 U/min mit konstanter Drosselklappe und 6 bar effektivem Mitteldruck als Startwert angewendet. Anhand der charakteristischen Verläufe einer Koronazündung mit Funkenüberschlag (Kapitel 9.1) wurden die Einzelzyklen im Nachhinein analysiert und Zündungen mit Funkenüberschlag aussortiert. In Abbildung 7.6 sind für die Punkte $\lambda=1$, 1,5 und 1,8 die Mitteldrücke mit und ohne Überschlägen (ÜS) über der Schwerpunktlage aufgetragen. Es zeigt sich, dass für die Auswirkung von Funkenentladungen während einer Koronazündung keine eindeutige Aussage getroffen werden kann. Ein negativer Einfluss auf die Verbrennung konnte in den untersuchten Betriebspunkten jedoch nicht nachgewiesen werden.

Die Zusammenhänge können im Weiteren nicht detailliert beschrieben werden, da die Überschläge meist nicht direkt am Anfang einer Koronaentladung, sondern in der Mitte oder am Ende auftreten und somit schon eine gewisse Anzahl reaktiver Radikale vorliegen dürfte. Zum anderen wird direkt nach einem Überschlag die Spannung wieder aufgebaut und im selben Zyklus erneut eine Korona ausgebildet.

Eine Sonderstellung nehmen allerdings Überschläge im Inneren des Zünders (hervorgerufen durch z.B. Verarbeitungs- oder Materialfehler) ein. Durch diesen Defekt kann keine Korona oder Funkenentladung an der Zünderspitze mehr erzeugt werden und ein Zündaussetzer ist die Folge. Aus diesem Grund müssen interne Defekte frühzeitig während der Produktion ausgeschlossen werden. Auf die Detektion interner Entladungen wird in Kapitel 9.1 eingegangen.

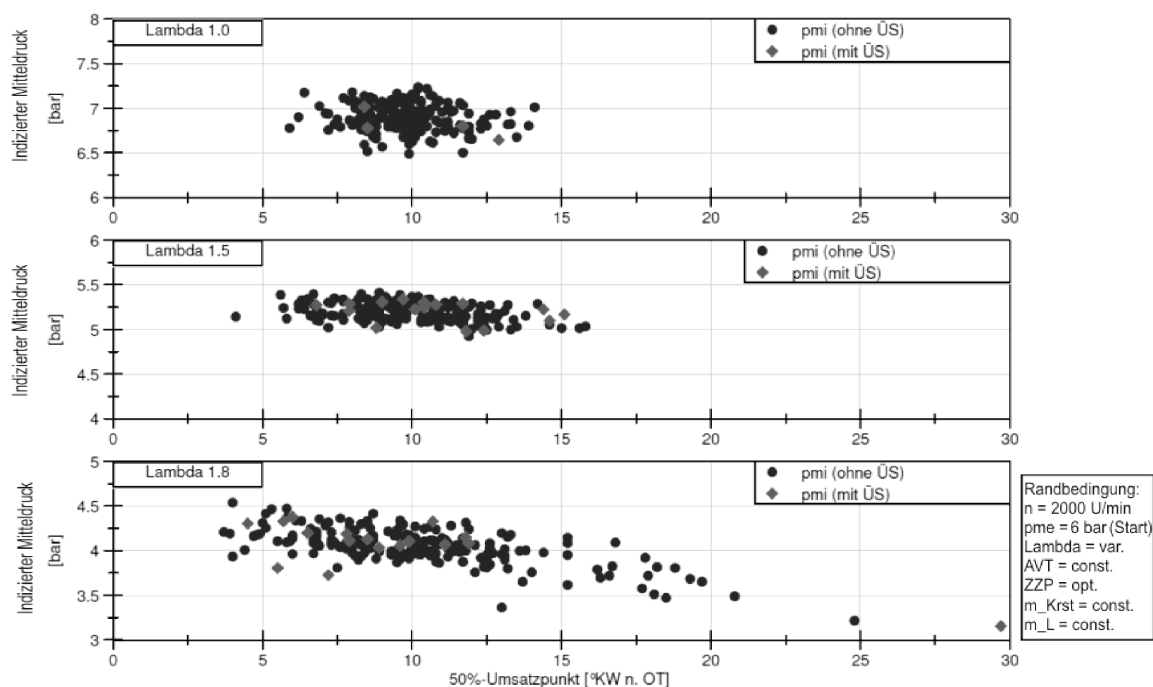


Abbildung 7.6: Lambdavarisation bei 2000 U/min mit konstanter Drosselklappe (Start: 6 bar pme)

7.3 Regelung

Zur Funktionsprüfung und Bewertung der automatischen Regelung wurde dieser Modus in mehreren Betriebspunkten angewendet und dem manuellen Modus gegenübergestellt. Die im manuellen Modus als Vorgabeparameter einzugebende Spannung und Koronadauer wurden in jedem Punkt neu eingestellt und für eine minimale Laufruhe optimiert. Abbildung 7.7 zeigt eine Lambdavarisation bei 2000 U/min und 2 bar Mitteldruck. Erneut bestätigte sich die bis etwa $\lambda=1,6$ mögliche Abmagerfähigkeit, wobei sich bis $\lambda=1,3$ manueller und automatischer Modus bezüglich Laufruhe nicht unterscheiden. Erst bei höherer Abmagerung kann durch die von Hand vorgegebene Spannung und Dauer ein leichter Vorteil in der manuellen Steuerung ausgemacht werden. Wie im Kapitel 5 wirkt sich dies aber nicht auf die Brenndauer und nur leicht auf den Brennverzug aus.

In Summe über alle während dieser Arbeit durchgeführten Versuche erwies sich die automatische Regelung als eine sehr gute und vor allem zuverlässig und dynamisch arbeitende Ansteuerung des Koronazündsystems. Im Nachfolgenden soll daher nur kurz auf die Regelungsparameter Spannung und Koronadauer eingegangen werden. Des Weiteren wurde eine mögliche Querverbeeinflussung der Regelungen beobachtet, was abschließend erläutert wird.

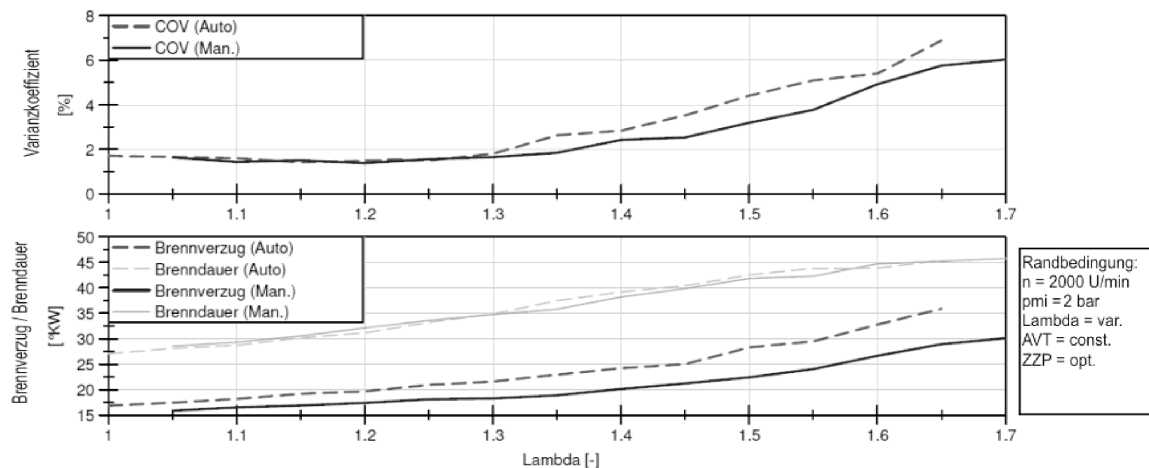


Abbildung 7.7: Lambdavarisation mit automatischem und manuellem Modus bei 2000/2

7.3.1 Spannungsregelung

Eine Analyse der Spannungsregelung zeigte eine stabile Standardabweichung der eingeregelter Spannung von etwa 2 V (Abbildung 7.8) und auch die eingeregelter Spitzenspannung lag durchgängig nahe unter der manuell als Überschlagsspannung ausgemachten Kennlinie. Die generelle Funktionsfähigkeit konnte in allen getesteten Teillastpunkten bestätigt werden.

Die Funktionsweise könnte lediglich durch die oben beschriebene Problematik bei hohen Drehzahlen und die Effekte der Baselinespannung leicht gestört werden.

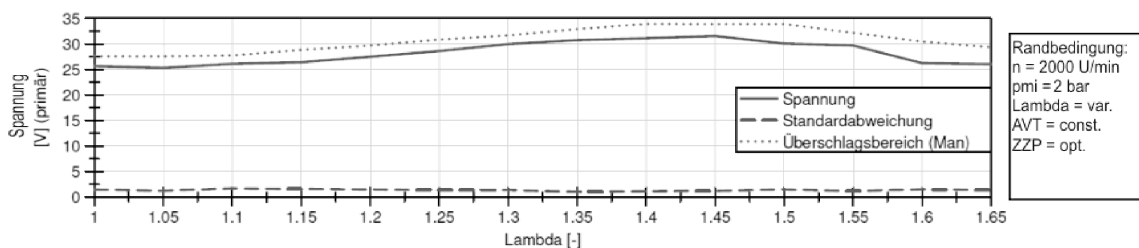


Abbildung 7.8: Bewertung der Spannungsregelung bei 2000/2

7.3.2 Koronadauerregelung

Bei der Analyse der Koronadauer konnten verschiedene Optimierungsmöglichkeiten identifiziert werden. Wie in Abbildung 7.9 oben erkennbar, steigt ab $\lambda=1,3$ die Koronadauer überproportional zum Brennverzug an. Ab etwa $\lambda=1,5$ steht die Korona sogar noch bei einem Massenumsatz von 5 % an. Auch die Schwankungen der Koronadauer steigen ab $\lambda=1,3$ bis auf 0,5 ms (1/5 der Gesamtdauer) an. Im Vergleich zum manuellen Modus, der eine fest vorgegebene Koronadauer umsetzt, könnte hier eine der Ursachen für dessen geringfügig bessere Zündung liegen.

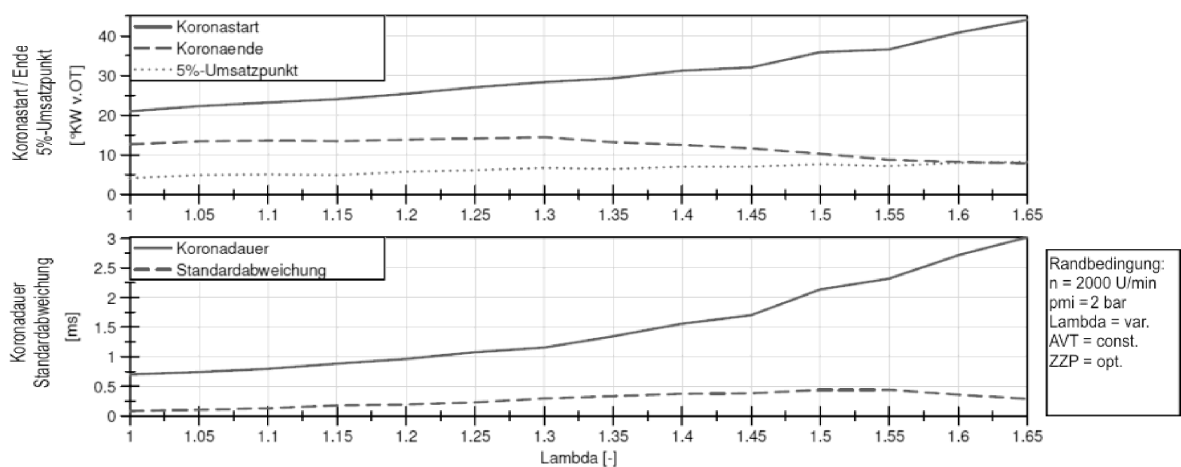


Abbildung 7.9: Bewertung der Koronadauerregelung bei 2000/2

Vor diesem Hintergrund wäre ein verbessertes Abschaltkriterium, also eine eindeutigere Ermittlung des Brennbeginns, eine sinnvolle Ergänzung. Dies würde auch die Problematik der hohen Leistungsaufnahme des Zündsteuergerätes entschärfen, da bei besserer Brennbeginn detektion eine unnötige Leistungsaufnahme verhindert werden könnte.

7.3.3 Quereinflüsse

Die Einflüsse der Baselinespannung und der langsamen Spannungsrampe wurden bereits erörtert. Bei der Analyse der Spannungs- und Stromsignale wurde allerdings noch ein weiterer Regelungseinfluss erkannt.

Bei sehr langen Zündauern, wie sie beispielsweise bei der Lambdavarisation oben auftraten, kam es im Verlauf der Spannung zu leichten Einbrüchen. Abbildung 7.10 zeigt hierzu Verläufe bei $\lambda=1,0$ und $1,7$ im automatischen und manuellen Modus. Aufgrund der kurzen Zünddauer von etwa $10 \text{ }^\circ\text{KW}$ verhalten sich beide Verläufe im stöchiometrischen Betrieb annähernd gleich. Bei hoher Abmagerung hingegen kommt es direkt nach Erreichen der (ersten) Maximalspannung zu einem vorübergehenden Absinken der Spannung. Ähnlich

dem Effekt der Baselinespannung könnte der hierdurch verringerte Energieeintrag zu einer verlangsamten Entflammung führen. Aufgrund der geringen Differenz von 5 V kann allerdings nur von einem sehr geringen Einfluss ausgegangen werden.

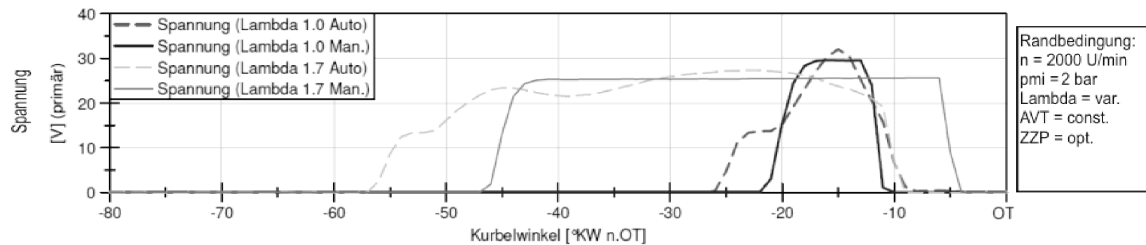


Abbildung 7.10: Spannungsaufbau des automatischen und manuellen Modus

Die Effekte konnten an verschiedenen Motoren bestätigt werden. Eine Eingrenzung der Ursachen auf Hardware (Strom und Spannungsmessung) oder Software (Algorithmus) wurde nicht durchgeführt, da der Effekt aufgrund der umfangreichen Änderungen im späteren Serienbaustand nicht mehr zu erwarten ist.

Fazit:

Die Koronaspannung stellt die Haupteinflussgröße für eine schnelle und stabile Entflammung dar.

Eine längere Koronadauer kann eine niedrige Spannung nicht kompensieren.

Funkenüberschläge während der Koronaentladung haben tendenziell einen geringen Einfluss.

Im stöchiometrischen Betrieb und ohne erhöhte AGR-Raten kann mit einer TSZ-ähnlichen Leistungsaufnahme gerechnet werden.

Der grundlegende Regelungsalgorithmus des Zündsystems funktioniert in allen Betriebspunkten sehr gut. Optimierungen der Ansteuerung oder des Abschaltkriteriums werden darüber hinaus als sinnvoll erachtet.

8 Frequenzeinflüsse im Betrieb – Sensitivitätsanalyse

8.1 Äußere Einflüsse (statisch oder quasistatisch)

Zur Ermittlung der Frequenzverschiebung durch äußere Randbedingungen wurde im Vorfeld der Motorversuche an verschiedenen Versuchsaufbauten und mit verschiedenen Zündern die Beeinflussung des Schwingkreises untersucht. Zudem wurden die im Betrieb zu erwartenden Änderungen isoliert in Druckkammern simuliert und untersucht.

8.1.1 Fertigung und Einbau

Die folgenden Untersuchungen sollen zeigen, dass sich durch die Auswahl der Zünderprototypen und der gewählten Geometrie und Einbaulage grundlegende Veränderungen der Resonanzfrequenz ergeben können und daher bereits bei der Versuchsvorbereitung auf das Resonanzverhalten Einfluss genommen werden kann.

Zünderlänge

Wie in Kapitel 3.3 verdeutlicht, bildet der Zünder den Hauptteil der Gesamtkapazität des Schwingkreises. Die in Koaxialbauweise ausgeführte Elektrodendurchführung von der Spule bis zur Zünderspitze trägt hierzu besonders bei. Da die Rohrlänge (abhängig von der Tiefe der Zündkerzenbohrung) bei der Prototypenfertigung unterschiedlich ausgeführt werden kann, ist mit verschiedenen Resonanzfrequenzen zu rechnen.

Der aus Abbildung 3.10 bekannte Schwingkreis kann stark vereinfacht als einfacher Reihenschwingkreis mit der Resonanzfrequenz

$$f_0 = \frac{1}{2\pi\sqrt{L \cdot C}} \quad (8.1)$$

dargestellt werden. Steigt die Kapazität des Zünders an, muss mit einer sinkenden Frequenz gerechnet werden. Für die Rohrkapazität kann die allgemeine Formel für Zylinderkondensatoren angewendet werden, es gilt [75]:

$$C = \frac{2\pi \cdot \varepsilon_0 \cdot \varepsilon_r \cdot l}{\ln \frac{r_2}{r_1}} \quad (8.2)$$

Bei einer Länge l von 290 mm, einem Innen- und Außenradius (r_1 bzw. r_2) von 1,4 bzw. 8,6 mm und der relativen Dielektrizitätskonstante ε_r von 1,00174 (Stickstoff bei 30 bar) ergibt sich eine Kapazität von 8,9 pF.

In der Realität liegt die Zünderkapazität allerdings bei etwa 28 pF, da zusätzlich mit der Kapazität im Spulenkörper und den parasitären Kapazitäten wie beispielsweise der Spule oder des Einschraubkörpers zu rechnen ist.

Der reale Einfluss wurde anhand einer Analyse der drei verschiedenen im Prototypenbau aufgebauten Zündervarianten mittels eines Impedanzanalysators durchgeführt. Abbildung 8.1 zeigt den deutlichen Einfluss. So sinkt die Frequenz bei einer Verlängerung um 100 mm von etwa 892 auf 835 kHz ab. Die Änderungen sind somit sehr deutlich, aber auch weit geringer als bei der oben angestellten Vereinfachung zu erwarten.

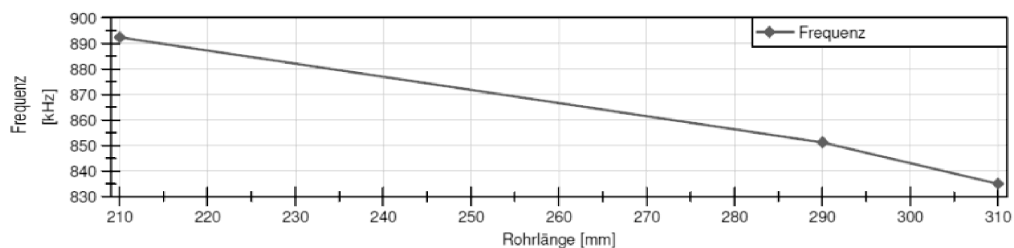


Abbildung 8.1: Einfluss der Rohrlänge auf die Resonanzfrequenz

Spitzenanzahl

Bei der geometrischen Auslegung des Zünders kommen verschiedene Elektrodenspitzen zum Einsatz. In dieser Arbeit wurden Varianten mit 5 und 3 Elektrodenspitzen verwendet, aber auch Varianten mit nur einer Spitze sind denkbar. Da die sternförmige Elektrode mit den umliegenden Brennraumwänden eine Art Kondensator bildet, können Änderungen in der Geometrie der Spitze eine Änderung der Resonanzfrequenz zur Folge haben.

Wird der volle Stern vereinfacht als Plattenkondensator mit der Fläche 17,9 mm² angenommen und der Abstand zum Kolben-OT mit 7 mm gewählt, ergibt sich für die Kapazität [75]:

$$C = \epsilon_0 \cdot \epsilon_r \frac{A}{d} = 0,023 \text{ pF} \quad (8.3)$$

Im Vergleich mit der Rohrkapazität von theoretisch 8,9 pF ist somit mit einem sehr geringen Einfluss zu rechnen, selbst wenn die Sternkapazität entsprechend der Formel proportional der Anzahl der Spitzen sinkt.

Die Ergebnisse der Impedanzanalysator-Messung (Abbildung 8.2) zeigen entsprechend nur eine Differenz von etwa 0,6 kHz bei Variation von 1 bis 5 Spitzen.

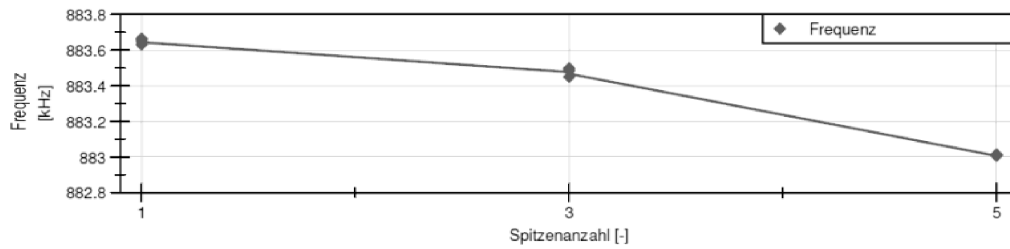


Abbildung 8.2: Einfluss der Spitzenanzahl auf die Resonanzfrequenz

Einschraubtiefe

Die Kapazität an der Spitze kann sich auch noch in Abhängigkeit vom Abstand zum Dach oder Kolben vergrößern oder verkleinern. Die Einschraubtiefe des Zünders bildet somit eine weitere Einflussgröße. Analog den oberen Annahmen ist wieder mit einem geringen Einfluss zu rechnen. Im Versuch wurde der Kolben neben der OT-Stellung zusätzlich auf eine Marke 10 mm darunter positioniert (etwa 35 °KW v.OT). Wie Abbildung 8.3 zeigt, wurde über eine Differenz von 10 mm maximal eine Frequenzänderung von etwa 1,5 kHz bewirkt und diese liegt damit innerhalb der Erwartungen. Auffällig zeigten sich allerdings die gegensätzlichen Verläufe der beiden Kolbenpositionen bei geringen Abständen zum Kolbenboden. Berücksichtigt man allerdings, dass sich bei Kolben-OT-Position der Zünder hier schon wieder so nahe an den Kolbenboden annähert, dass die Kapazität ansteigen muss, ist das Einknicken der Frequenz eine klare Folge der Kapazitätsänderung. Für die zweite Kolbenposition fällt selbst bei tiefer Einbauposition die Kapazität noch ab, so dass die Frequenz weiterhin ansteigt.

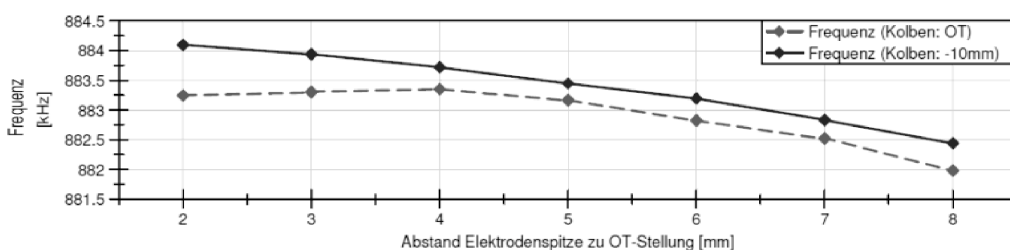


Abbildung 8.3: Einfluss der Einschraubtiefe auf die Resonanzfrequenz

Fertigungstoleranzen

Die Verwendung der unterschiedlichen Prototypen zeigte, dass sich selbst bei baugleichen Zündern große Abweichungen der Resonanzfrequenz einstellen können. Die elektrische Überprüfung einer Fertigungscharge von zwanzig Zündern zeigte Differenzen von bis zu 20 kHz (Abbildung 8.4). Es ist anzunehmen, dass die Ursache in den per Hand gewickelten und

verbauten Spulen liegt, da Toleranzen in Drahtlänge, Wicklungsspannung und Abstand auftreten können.

Für die Motorversuche musste daher versucht werden, die Messreihen mit ein und demselben Zünder durchzuführen, ohne einen Defekt zu erleiden. Auch aus diesem Grund wurden in den Frequenzuntersuchungen am Motor nur sehr niedrige Lastpunkte angefahren.

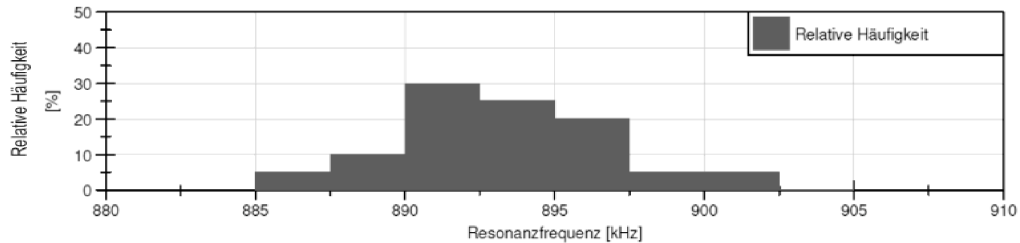


Abbildung 8.4: Einfluss der Fertigungstoleranzen auf die Resonanzfrequenz

8.1.2 Veränderungen über Laufzeit

Alle Faktoren, die schleichend über Laufzeit oder betriebspunktabhängig für eine Veränderung der Resonanzfrequenz sorgen könnten, wurden in den folgenden Versuchen untersucht.

Druckverlust der Isolationsgasfüllung des Zünders

Da die Stickstofffüllung aktueller Prototypen durch Defekt oder Betriebseinflüsse leicht entweichen kann, musste im Vorfeld geklärt werden, wie sich dieser Effekt auf die Resonanz auswirken sollte. Für die theoretische Betrachtung kann hierzu erneut die Gleichung (8.2) des Zylinderkondensators herangezogen werden. Die einzige gasabhängige Größe stellt demnach die Dielektrizitätskonstante dar. Die Dielektrizitätskonstante eines Stoffes ist abhängig von der Teilchenzahldichte n des Mediums (und seiner Polarisierbarkeit α). Der Zusammenhang wird über die Clausius-Mossotti-Gleichung beschrieben [104]:

$$\frac{n \cdot \alpha}{3 \epsilon_0} = \frac{\epsilon_r - 1}{\epsilon_r + 2} \quad (8.4)$$

In abgewandelter Form kann mit ihr die Abhängigkeit von Druck und Temperatur beschrieben werden [105]:

$$\epsilon_r = 1 + (\epsilon_{r \text{ Normal}} - 1) \frac{T_{\text{Normal}} \cdot P}{T \cdot P_{\text{Normal}}} \quad (8.5)$$

Aufgrund der geringen Änderung der Dielektrizitätskonstante von Stickstoff ($\epsilon_{r \text{ 1bar}} = 1,00058$, $\epsilon_{r \text{ 30bar}} = 1,00174$) kann selbst ein vollständiger Druckverlust somit theoretisch keine Frequenzänderungen hervorrufen. In der Realität hingegen traten bei der elektrischen

Vermessung, wie in Abbildung 8.5 dargestellt, Änderungen der Frequenz um etwa 2 kHz auf. Der Druckeinfluss ist damit wesentlich größer als theoretisch angenommen.

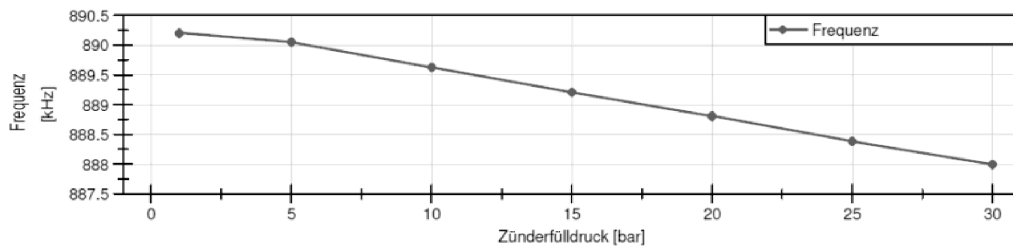


Abbildung 8.5: Einfluss des Zünderfülldrucks auf die Resonanzfrequenz

Zündertemperatur

Analog zur Druckänderung dürfte auch eine Temperaturänderung keine großen Auswirkungen auf die Zünderkapazität und folglich den Schwingkreis haben. Betrachtet man erneut die Formel (8.5) dürfte aufgrund des für den geschlossenen Zünder gleichbleibenden Verhältnisses aus Temperatur und Druck überhaupt keine Änderung der Dielektrizitätskonstante und somit der Resonanzfrequenz auftreten.

Der Versuch zeigte aber auch hier ein sehr abweichendes Ergebnis (Abbildung 8.6), da die Frequenz um etwa 6 kHz pro 100 °C abnimmt. Im Motor-Kaltstart wären somit leicht über 8 kHz Differenz denkbar.

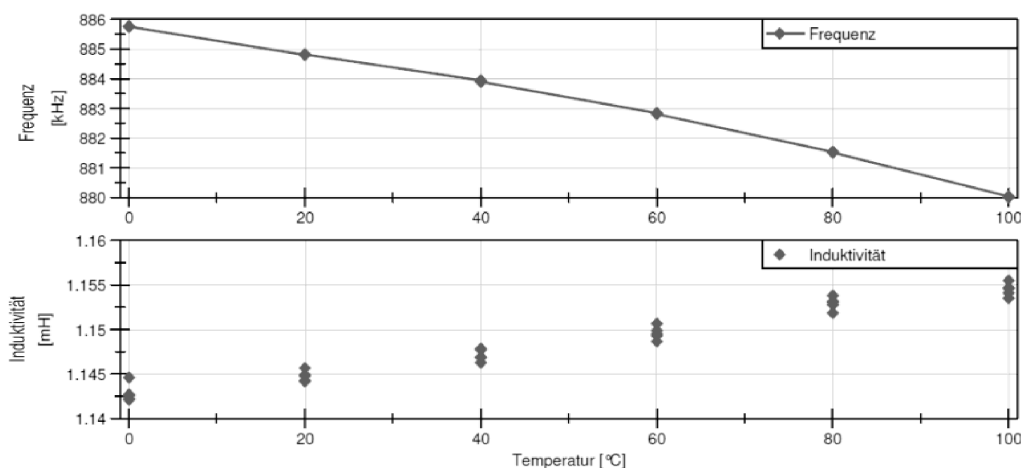


Abbildung 8.6: Einfluss der Zündertemperatur auf die Resonanzfrequenz

Das deutliche Abweichen von der theoretischen Betrachtung machte eine Untersuchung weiterer elektrischer Größen wie die Induktivität und den Blindwiderstand notwendig. Die mittels Impedanzanalysator gemessene Induktivität (Abbildung 8.6) zeigte dabei eine Differenz von über 0,01 mH (über 2%) und kann dadurch für die Frequenzverschiebung

verantwortlich gemacht werden. Eine Ursache der Induktivitätsänderung könnte die temperaturbedingte Ausdehnung des Spulenkörpers sein, da nach folgender Formel,

$$L = N^2 \cdot \mu \frac{A}{l} \quad (8.6)$$

ein größerer Spulendurchmesser A (gleichbleibender Länge l, Permeabilität μ , und Windungsanzahl N) ein Ansteigen der Induktivität L zur Folge hätte [75].

Eine weitere elektrische Analyse zeigte auch eine Änderung des Widerstands, was aber im bisher betrachteten idealisierten Fall keinen Einfluss auf die Induktivität haben sollte, da theoretisch nur die Permeabilität (magnetische Leitfähigkeit), nicht jedoch die elektrische Leitfähigkeit für die Resonanzfrequenz einen Einfluß hat.

Controllertemperatur

Der Controller stellt zwar keinen Bestandteil des Schwingkreises dar, da im Motorbetrieb in Abhängigkeit der Leistungsaufnahme aber auch hier mit schwankenden Temperaturen zu rechnen ist, sollte im Vorfeld ein möglicher Temperatureinfluss auf die Frequenzregelung untersucht werden. Wie Abbildung 8.7 zeigt, konnten keine Bauteilschwächen identifiziert werden. Beim Absenken der Temperatur vom Startwert bei 60°C musste für den einwandfreien Betrieb lediglich ab 15 °C eine Neukalibrierung des PLL-Offsets durchgeführt werden, was einen geringen Einfluß auf die Frequenz hatte (siehe nächstes Unterkapitel).

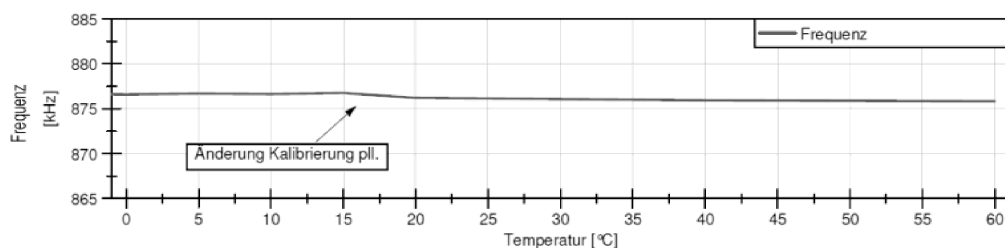


Abbildung 8.7: Einfluss der Controllertemperatur auf die Resonanzfrequenz

8.1.3 Systembedingte Einflüsse

Die Untersuchungen der Beeinflussung durch das System selbst beziehen sich auf die regelungstechnische Umsetzung (PLL und Spannungseinfluss) und die Besonderheiten bei dem Betrieb des Schwingkreises zur Koronaerzeugung (Koronaionisation).

Zeitfaktor PLL

Die besondere hardwaretechnische Umsetzung der PLL-Regelung birgt die Gefahr einer ungewollten Frequenzverstimmung durch Nachregeln des PLL-Zeitfaktors. Die Hardware-

schaltung wurde in Kapitel 3.3 erklärt, eine Abschätzung des Einflusses konnte jedoch nicht vorgenommen werden und musste im Versuch ermittelt werden. Wie Abbildung 8.8 zeigt, sollte im Betrieb der Faktor (Zeitversatz zur Bestimmung der Phasengleichheit) so eingestellt werden, dass der höchst mögliche Strom (kleinste Impedanz) und somit Wirkungsgrad erreicht wird. Der Zeitfaktor ist frequenzabhängig und muss daher für jeden Zünder neu eingestellt werden. Nachjustierungen im Betrieb können teilweise auch nötig sein. Bei der Frequenzanalyse im Motorbetrieb sollte jedoch keine Neujustierung erfolgen, um die Frequenz nicht von außen zu verstimmen.

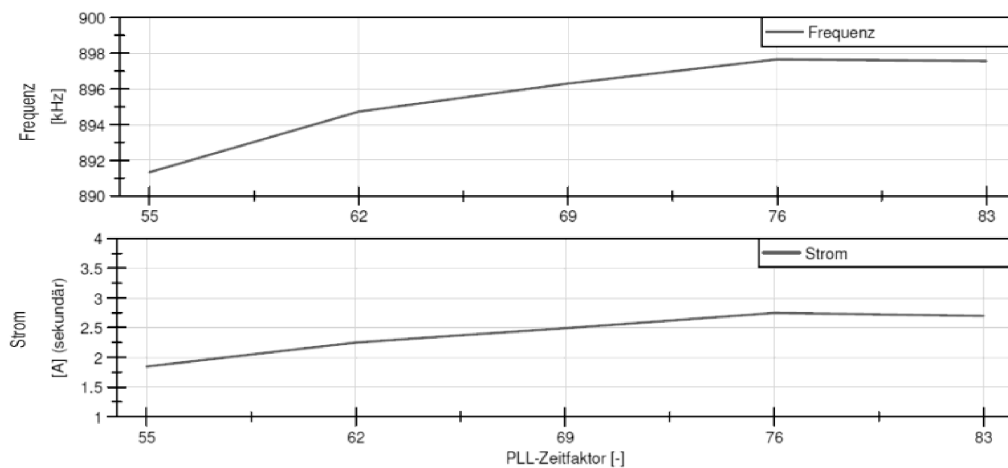


Abbildung 8.8: Einfluss des PLL-Zeitfaktors auf die Resonanzfrequenz

Arbeitsbereich PLL

Die Funktionsweise der PLL ist in Abbildung 8.9 skizziert. Um die Frequenz erfassen und regeln zu können, muss die Oszillatorfrequenz f_{osc} einmalig in den Fangbereich (capture range) eingesteuert werden. Von da an führen Phasenabweichungen zum Nachregeln der Frequenz. Je nach Haltebereich (lock range) können Phasenabweichungen von typischerweise 180° erkannt und über eine Frequenzänderung die Phasengleichheit wieder

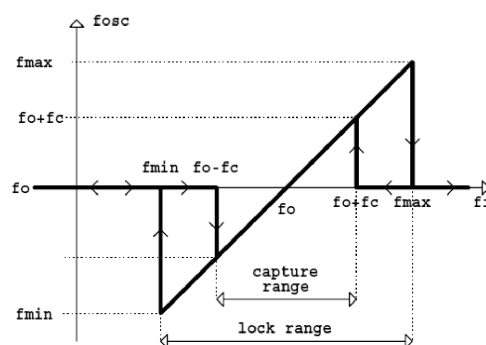


Abbildung 8.9: Arbeitsbereich der PLL-Regelung [106]

eingeregelt werden. Das kontinuierliche Nachregeln bewirkt somit ein leichtes Schwanken der Oszillatorfrequenz von f_{\min} bis f_{\max} . In der Praxis kommen vor allem aber Beeinflussungen der Phasendetektion durch die interne Signalglättung und Verarbeitung hinzu. In Summe führt dies im Betrieb zu einer nicht zu vernachlässigenden Schwankung der Frequenz.

Frequenzanalysen im Motorbetrieb können demnach nur soweit aufgelöst werden, wie es die überlagernden Schwankungen durch das Regelverhalten zulassen. Einen Anhaltspunkt für die Höhe der durch die PLL verursachten Frequenzstörung gibt nachfolgendes Beispiel des Frequenz- und Phasenverlaufs¹⁹ einer Koronazündung über 1,5 ms bei Betrieb unterhalb der Koronaeinsatzspannung (3 V, 20 bar):

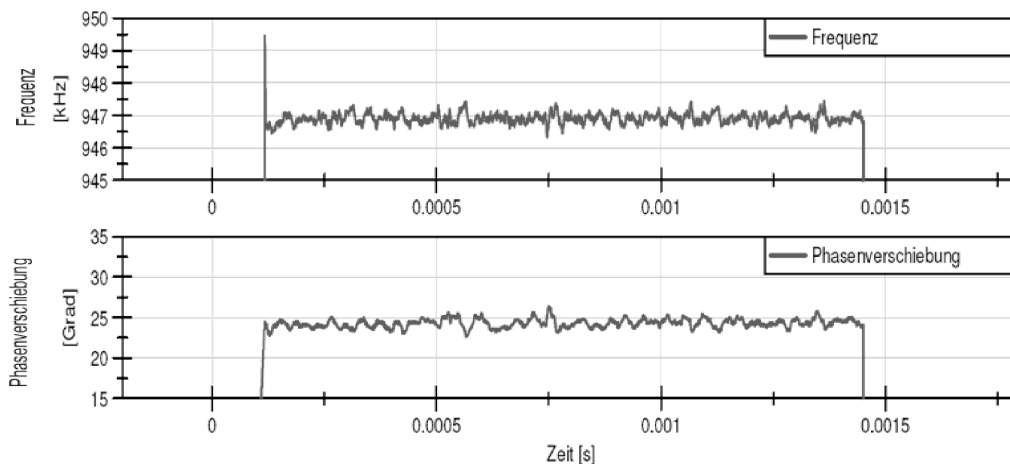


Abbildung 8.10: Einfluss des PLL-Arbeitsbereichs auf die Resonanzfrequenz

Für den späteren Motorbetrieb ist somit im Mittel mit einer Schwankungsbandsbreite von etwa 1 kHz zu rechnen.

Koronazündung

Wird der Zünder-Schwingkreis lediglich mittels Niederspannung angeregt und analysiert (z.B. bei Untersuchungen mit dem Impedanzanalysator), verhält er sich annähernd wie ein idealer Reihenschwingkreis aus Spule und Kapazität. Im Betrieb oberhalb der Koronaeinsatzspannung stellten sich allerdings davon abweichende Effekte ein. Aus diesem Grund wurde der Ersatzschaltplan (Abbildung 3.10) mit einem zusätzlichen Wechselstromwiderstand (Impedanz) versehen, welcher den Brennraum repräsentiert. Die bisher verwendete vereinfachte Formulierung (8.1) muss demnach um den Einfluss dieses Scheinwiderstands erweitert werden.

¹⁹ Aufgrund der manuellen Justierung des PLL Zeitfaktors gelten die dargestellten 25° Phasenverschiebung als für den Betrieb ausreichend eingeregelt.

Mit dem Scheinwiderstand R folgt [75]:

$$f_0 = \frac{\sqrt{\frac{1}{L \cdot C} - \left(\frac{1}{R \cdot C}\right)^2}}{2 \pi} \tag{8.7}$$

Kommt es infolge der Korona zu einer Ionisation des Gases im Brennraum, hat dies ein Abfallen der Brennraumimpedanz²⁰ zur Folge und die Frequenz steigt an.

Zur Demonstration des Koronaeffekts wurden verschiedene Messungen an der Druckkammer durchgeführt. Die Beobachtungen führten schließlich zu der Annahme, dass das besonders zu Beginn der Zündung beobachtete Einbrechen der Frequenz dem Koronawachstum zuzuordnen sei. Die in Abbildung 8.11 dargestellten Ergebnisse einer kombinierten Hochfrequenzmessung und Highspeedaufnahme bestätigten schließlich diese Theorie. Nach einer kurzen Einschwingphase des Resonanzsystems, welche sich durch eine ansteigende Frequenz bemerkbar macht, folgt ab dem Zeitpunkt einer Koronazündung eine Koronawachstumsphase.

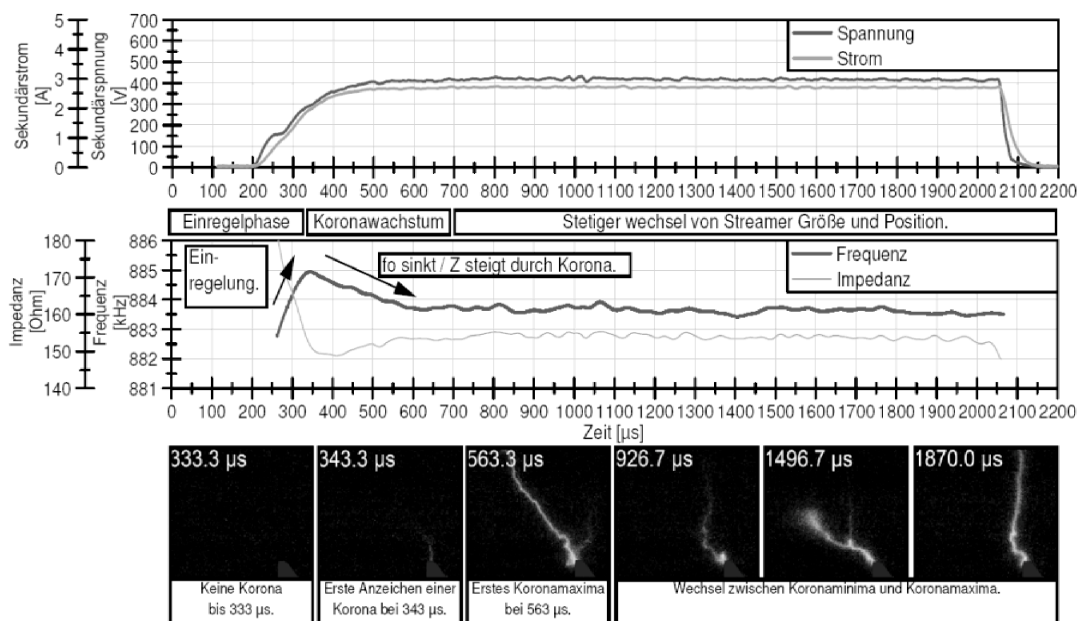


Abbildung 8.11: Einfluss der Koronaionisation auf die Resonanzfrequenz

Die mit wachsender Korona ansteigende Ionisierung führt zu einer Veränderung der Brennraumimpedanz und somit zu einer zunehmenden Verstimmung des Schwingkreises. Ist die Korona vollständig ausgebildet, folgt die Koronaphase, geprägt vom ständigen Wechsel der Streamergröße und Position, was sich für das menschliche Auge als

²⁰ Die Impedanz entspricht im vorliegenden Resonanzfall dem Betrag der komplexen Impedanz und es gilt: $R = Z = |Z|$ (Scheinwiderstand). Da die Messung zur Bestimmung der Frequenz noch vor der Hochspannungstransformation durchgeführt wird, verhält sich die dort gemessene und in dieser Arbeit verwendete Impedanz umgekehrt proportional zur Brennraumimpedanz (Herleitung im Anhang A.31).

Streamerbüschel darstellt. Die gesamte Frequenzänderung ist von der Koronagröße abhängig und betrug bei sehr großen Koronaradien von über 15 mm fast 10 kHz. Im Motorbetrieb ist aufgrund der Überschlagsgefahr allerdings mit kleineren Koronaradien und entsprechend geringerer Frequenzänderung zu rechnen.

Ausgangsspannung

Der Systemparameter Spannung hat aufgrund des direkten Zusammenhangs mit der Koronagröße natürlich einen großen Einfluss auf die Frequenz. Besonders deutlich wird dies im Betrieb bei Umgebungsdruck, da hier bei bereits sehr niedrigen Spannungen eine Korona erzeugt werden kann. Abbildung 8.12 macht erneut die Proportionalität der Frequenzänderung zur Spannungsänderung deutlich.

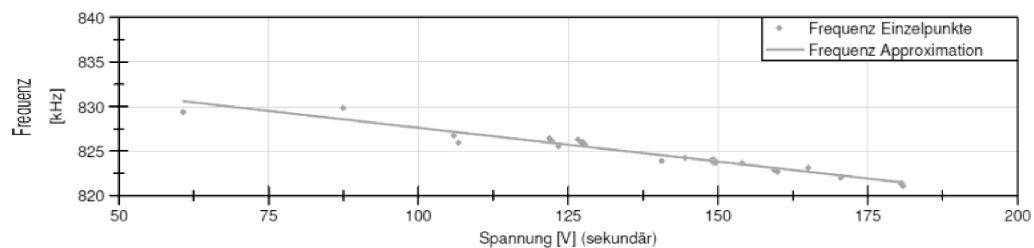


Abbildung 8.12: Einfluss der Koronaionisation auf die Resonanzfrequenz

Daneben stellte sich allerdings ein weiterer Quereinfluss durch die PLL-Regelung ein.

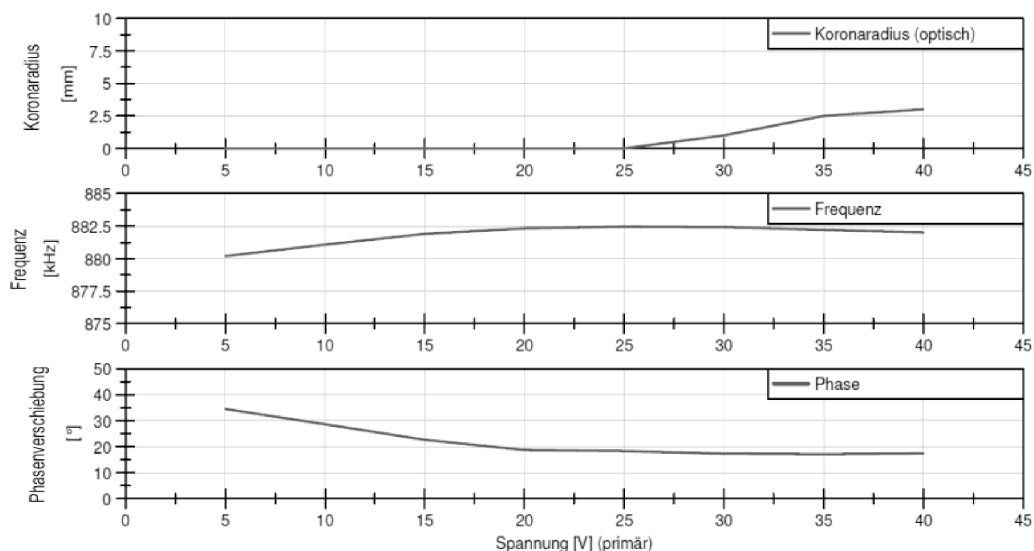


Abbildung 8.13: Einfluss der Spannung auf das PLL-Regelverhalten

Wie Abbildung 8.13 zeigt, kann unterhalb einer Vorgabespannung von etwa 15 bis 20 V (primär) keine einheitliche Phasenlage eingeregelt werden. Aufgrund der bei niedrigen

Spannungen sehr flach ausfallenden Nulldurchgänge scheint hier die Nulldurchgangserkennung der PLL-Regelung gestört zu werden. Da im Motorbetrieb aber meist von einer Spannung über 15 V ausgegangen werden kann, stellt dies keine große Beschränkung der Frequenzanalyse dar.

8.1.4 Simulierte Einflüsse im Betrieb / Einfluss Brennraum

Damit die nachfolgenden Versuche am Einzylinder optimal ausgelegt werden konnten, wurden im Vorfeld weitere mögliche Einflussfaktoren, die erst im Motorbetrieb zum Tragen kommen, an der Druckkammer simuliert.

Gemischdichte

Die zwischen Elektrodenspitze und Kolben (bzw. Brennraumdach) ausgebildete elektrische Kapazität stellt aufgrund der sich im Motorbetrieb ändernden Dielektrizitätskonstanten eine mögliche weitere Frequenzbeeinflussung dar. Vereinfacht kann hierzu wieder die Formel (8.3) herangezogen werden. Eine Dichteänderung, zum Beispiel im Zuge eines Zündhakens, könnte aufgrund der Druck- und Temperaturabhängigkeit der Dielektrizitätskonstanten eine Frequenzänderung hervorrufen. Zieht man allerdings erneut die zugehörige Formel (8.5) heran, so ändert sich die Konstante lediglich im Promillebereich.

Die Überprüfung an der Druckkammer mittels Impedanzanalysator (Abbildung 8.14) spiegelt das Verhältnis gut wieder. Die Differenz von nur 0,1 kHz bei 20 bar Druckänderung liegt allerdings weit unterhalb der Schwankungsbreite der Controllerregelung. Dies bestätigte sich auch in Referenzmessungen bei gleichem Versuchsaufbau, aber einer Frequenzermittlung über Strom und Spannungsmessung im Controllerbetrieb. Druckbeeinflussungen im Betrieb oder gar Druckanalysemöglichkeiten können demnach nahezu ausgeschlossen werden.

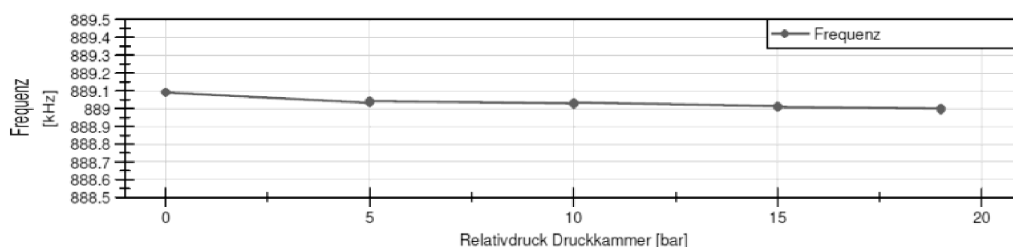


Abbildung 8.14: Einfluss des Kammerdrucks auf die Resonanzfrequenz

Medium

In Abhängigkeit von der Gaszusammensetzung der Zylinderfüllung ändert sich auch die dielektrische Eigenschaft des Mediums. Eine Änderung der Brennraumkapazität und damit

der Resonanzfrequenz wäre die Folge. Wegen der sehr geringen Unterschiede der Dielektrizitätskonstanten von Gasen sind erneut aber nur minimale Änderungen zu erwarten. Eine Versuchsreihe an der Druckkammer mit Stickstoff ($\epsilon_r = 1,000576$), Luft ($\epsilon_r = 1,00059$) und Kohlendioxid ($\epsilon_r = 1.000985$) bestätigte diese Annahme. Die unterschiedlichen Medien führen lediglich zu vernachlässigbaren und nur mittels Impedanzanalysator messbaren Änderungen von unter 0,2 kHz. Auffällig stellte sich der Verlauf bei unterschiedlichem Kammerdruck dar (Abbildung 8.15 oben). Hier schien der Einfluß von Kohlendioxid deutlich größer als der der anderen Gase zu sein. Durch eine Wiederholung der Tests bei gleicher Dichte (Diagramm unten) konnte der beobachtete Effekt auf die viel höhere Dichte von Kohlendioxid und nicht auf die Änderung der Dielektrizitätskonstanten zurückgeführt werden.

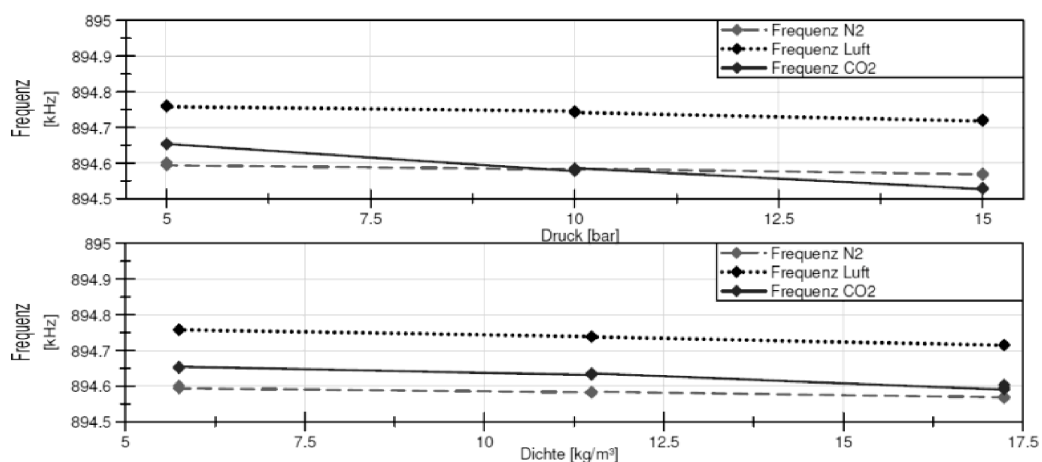


Abbildung 8.15: Einfluss des Kammermediums auf die Resonanzfrequenz

Im Betrieb sollten die unterschiedlichen Gemischzusammensetzungen also keine messbare Auswirkung auf die Frequenz haben. So kann beispielsweise auch der mit internem Restgas ansteigende Wassergehalt aufgrund der von Wasserdampf ebenfalls bei etwa 1,0 liegenden relativen Dielektrizitätskonstante (im Gegensatz zu flüssigem Wasser von 80,1) vernachlässigt werden [107].

Eine Wirkung der verschiedenen Medien auf die Überschlagsempfindlichkeit ist allerdings gegeben und daher nicht mit dem geringen Frequenzeinfluss gleichzusetzen. Effekte wie die Änderungen der Koronaeintrittsspannung und der Durchschlagsspannung wurden im Versuch beobachtet, aber in dieser Arbeit nicht weiter untersucht. Sie werden in der Literatur [74] beispielsweise anhand von Tabellen zur Überschlagsspannung bewertet.

Kolbenposition

Die offensichtliche Beeinflussung der Brennraumkapazität durch die Kolbenbewegung galt im Vorfeld der Untersuchungen als eine für die zukünftige Frequenzsteuerung kritische, aber da kurbelwinkelabhängig, beherrschbare Größe. Die durch die Veränderung des Platten-

abstands (Kolben – Elektrodenstern) bewirkte Kapazitätsänderung und dadurch nach Formel (8.1) hervorgerufene Frequenzänderung sollte durch einen kurbelwinkelabhängigen Frequenzfaktor ausgeglichen werden.

Wie allerdings in den vorangehenden Unterkapiteln hergeleitet, stellt die Brennraumkapazität nur einen sehr kleinen Anteil der Gesamtkapazität dar. Eine Bewegung von OT-Position bis UT-Position hatte bei einer Sternfläche von 17,9 mm² lediglich eine Kapazitätsänderung von 0,021 pF bei einer Gesamtkapazität von 28 pF zur Folge. Aufgrund der damit zu erwartenden geringen Frequenzänderungen wurde ein erster Versuch erneut an einer Druckkammer bei stehendem Kolben und mittels Impedanzanalysator durchgeführt. Die Messungen mit einer Druckkammer, welche die Geometrie im Brennraum abbildet, sind in Abbildung 8.16 dargestellt. Im Versuch wurde die Kolbenposition ausgehend von OT in 5 mm Schritten bis 15 mm (etwa 45 °KW) variiert. Wie zu erkennen, konnten Frequenzänderungen nur bei sehr hoher Auflösung detektiert werden. Die Befürchtungen einer zu hohen Frequenzverschiebung sind somit unbegründet. Beeinflussungen durch die Kolbenbewegung können vernachlässigt werden.

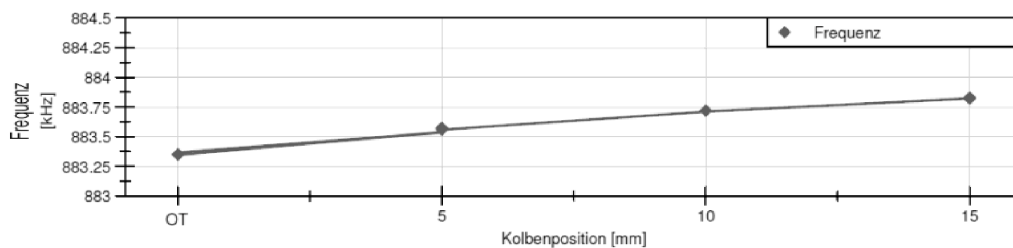


Abbildung 8.16: Einfluss der Kolbenposition auf die Resonanzfrequenz

Würde man allerdings annehmen, die Zünderspitze hätte lediglich einen Abstand von 1 mm (statt 7 mm) zum Kolbenboden bei OT-Position würde sich der Zusammenhang anders verhalten. In dieser Konstellation würde sich die Brennraumkapazität auf 0,158 pF vergrößern und damit fast 1 % der Gesamtkapazität ausmachen. Eine deutlichere Frequenzänderung wäre zu erwarten.

Ionstrom

Da bereits die Koronaionisation einen großen Einfluss auf die Frequenz zeigte, musste damit gerechnet werden, dass es im Motorbetrieb durch Ionisation aufgrund der Verbrennung zu weiteren Frequenzverschiebungen kommt. Um den Einfluss im Vorfeld der Motorversuche beurteilen zu können, wurde der in Kapitel 4.1 beschriebene Messaufbau verwendet. An die Stelle des Kolbens, also direkt vor die Zünderspitze, wurde allerdings das Ende eines Laborbrenners positioniert. Durch Variation der Butanflamme in 2 Stufen sollte der Effekt der Verbrennungionisation simuliert werden.

Wie Abbildung 8.17 zeigt, stimmen die Messergebnisse mit den Überlegungen überein. Eine Ionisierung, egal ob durch Koronastößprozesse oder durch thermische Anregung, führt zu einer Impedanzänderung, was eine Resonanzverstimmung zur Folge hat. Die Wiederholmessungen im Versuch zeigen außerdem, dass es trotz konstantem Gasfluss und entsprechender stetiger Verbrennung, im Gegensatz zum Betrieb ohne Flamme, zu leichten Schwankungen der Impedanz und Frequenz kommen kann.

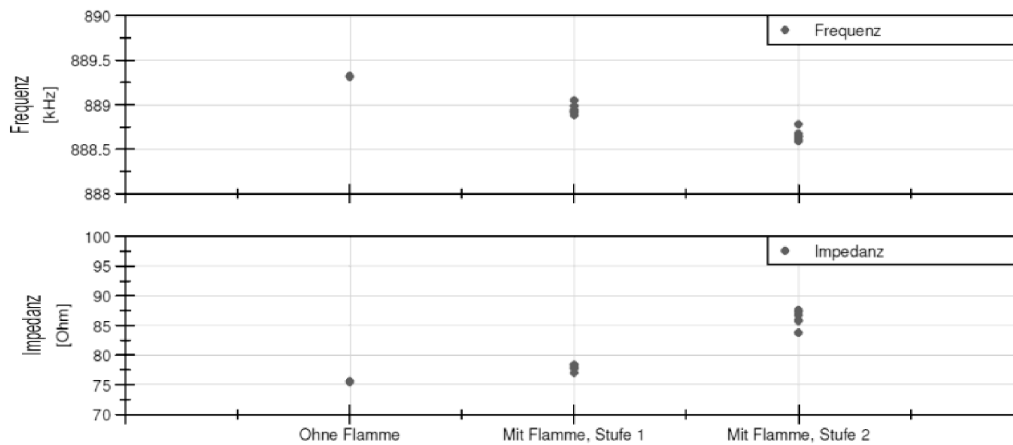


Abbildung 8.17: Einfluss der Verbrennungsisonisation auf die Resonanzfrequenz

Die absolute Frequenzänderung von etwa 1 kHz stellt zwar noch keine gravierende Resonanzänderung dar, aber bei den realen Bedingungen im Motor bei hohem Druck und Temperatur im Motorbetrieb, ist mit größeren Abweichungen zu rechnen.

Fazit:

Die durch Fertigung und Einbau bedingten Frequenzänderungen stellen einen großen Toleranzfaktor bei der Frequenzanalyse dar. Die Einzylinderversuche werden daher mit einem einzigen Zünder durchgeführt, weshalb aus Bauteilschutzgründen nur sehr niedrige Lastpunkte angefahren werden.

Um die Veränderungen über Laufzeit zu minimieren, wird der Zünder mit Temperatur und Drucksensor ausgestattet, und die Messungen werden erst bei Erreichen konstanter Randbedingungen gestartet.

Aufgrund des PLL-Regelungseinflusses sollte im Betrieb keine Neujustierung durchgeführt und eine Mindestspannung von 15 V eingestellt werden.

Gaszusammensetzung und Kolbenposition sollten im Gegensatz zur Verbrennungsisonisation keine Störfaktoren darstellen.

8.2 Einflüsse im Motorbetrieb (dynamisch)

Der Motorbetrieb führt zu einer dynamische Änderung der Randbedingungen des Schwingkreises. Nicht nur der Wechsel von einem Betriebspunkt zum nächsten, sondern auch die während einer Zünddauer passierenden Änderungen stellen eine Störquelle für eine einwandfreie Funktion (v.a. im alternativen, frequenzgesteuerten Betrieb) dar. Anhand verschiedener Parametervariationen beziehungsweise Betriebsbedingungen werden im Folgenden die Einflussfaktoren dargestellt, wobei auf den Einfluss der Verbrennungsionisation aufgrund der großen Bedeutung besonders eingegangen wird.

8.2.1 Koronaspannung

Die Parametervariation in der Druckkammer deutete bereits auf den Einfluß der Koronaspannung auf die Frequenz an. Die Systembeurteilung zeigte zudem, dass ein hoher Energieeintrag in den Brennraum (erreicht durch eine softwareseitige Vorgabe der Primärspannung im Controller, vgl. Kap. 3.3.2) zu einer beschleunigten Entflammung führt. In Kombination dürfte demnach nicht nur das Koronawachstum, sondern auch die Verbrennungsionisation eine spannungsabhängige Frequenzänderung hervorrufen.

Diese Schlussfolgerung wurde bei verschiedenen Spannungsvariationen bestätigt und wird in der folgenden Abbildung, anhand ausgewählter Punkte einer Spannungsvariation bei 2000 U/min und 2 bar Mitteldruck (Lambda 1), demonstriert:

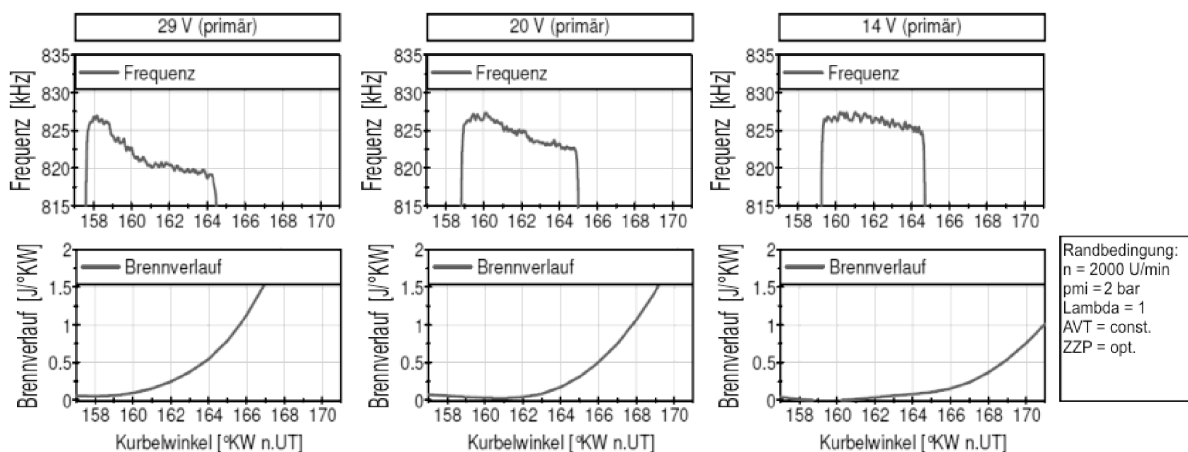


Abbildung 8.18: Einfluss der Koronaspannung im Motorbetrieb auf die Resonanzfrequenz

Bei der nahe der Überschlagsspannung gelegenen Spannung von 29 V konnte die höchste Frequenzänderung von über 5 kHz beobachtet werden, wohingegen knapp über der Koronaeintrittsspannung bei 14 V nur etwa 2 kHz gemessen wurden. Stellt man die

Brennverläufe²¹ der entsprechenden Betriebspunkte gegenüber, wird deutlich, dass sich tendenziell erneut ein Abfallen der Frequenz zu Beginn der Zündung (Koronawachstum), aber zusätzlich auch bei Verbrennungsbeginn beobachten lässt.

Die Steuerung des Brennbeginns durch die Spannungshöhe lässt sich somit auch anhand der Frequenz bestätigen. In erweiterter Sichtweise könnten anhand der Frequenzänderung auch Rückschlüsse auf die Entflammungsgeschwindigkeit bzw. den Brennbeginn getroffen werden, was im Nachfolgenden noch weiter untersucht wird.

8.2.2 Zündzeitpunkt

Mittels einer Variation des Zündzeitpunktes bei 2000 U/min und 2 bar Mitteldruck (Lambda 1,0) wurde die Resonanzfrequenz auf ihr Verhalten bei unterschiedlichen Zündbedingungen²² und verschiedenen Kolbenpositionen untersucht.

Unterschiedliche Zündbedingungen

Bei späten Zündzeitpunkten, exemplarisch dargestellt für einen Zündzeitpunkt bei 14 °KW (Abbildung 8.19 oben), kommt es während der Koronadauer zu einem starken Abfallen der Frequenz. Aufgrund der Koronadauer von 1,5 ms tritt insgesamt eine Differenz von etwa 17 kHz ein. Stellt man dies dem Brennverlauf bzw. dem normierten Summenbrennverlauf gegenüber, erkennt man vor allem im Bereich zwischen Entflammungs- und Durchbrennphase bei etwa 175 °KW eine deutliche Beschleunigung der Frequenzänderung.

Auch für schwergpunktoptimale Zündzeitpunkte (mittleres Diagramm) verhält es sich ähnlich. Das Durchbrennen des Gemisches beginnt gerade noch am Ende der Koronadauer, was ebenfalls eine Frequenzverstimmung von etwa 15 kHz zur Folge hat.

Am Anfang der Koronadauer findet in beiden Zündzeitpunkten bereits eine leichte Frequenzänderung statt. Analog der Zündspannungsva-riation zeigt sich, dass bei höherer Ionisation, also bei dem leichter zu ionisierenden Gemisch des späten Zündzeitpunkts (hohe Temperatur), ein etwas deutlicheres Abfallen der Frequenz erkennbar ist. Eine konkrete Einteilung in Koronawachstum und Verbrennung konnte abschließend erst anhand einer Lambdavar-iation erfolgen und wird im nächsten Unterkapitel behandelt.

Generell verhalten sich die Frequenzänderungen bei zündwilligen Bedingungen allerdings ähnlich. Ein anderes Verhalten zeigt sich bei sehr frühen Zündzeitpunkten (unteres Diagramm), wenn aufgrund der niedrigen Temperaturen mit einer sehr verzögerten Entflammung zu rechnen ist. Im Beispiel bei Zündung 45 °KW v.OT stellte sich lediglich eine

²¹ Aufgrund der im Bereich unter 1%-Massenumsatz nur bedingten Aussagefähigkeit wurden die Verläufe gemittelt und gefiltert.

²² Kriterium: Bei der ZPP-Variation kann im Gegensatz zur Lambdavar-iation die Gemischzusammensetzung beibehalten und dennoch unterschiedliche Zündbedingungen geschaffen werden.

sehr geringe Frequenzänderung von etwa 1 kHz ein. Wie am Brennverlauf zu erkennen, ist der eigentliche Brennbeginn hier noch nicht erreicht, sondern es kann lediglich die Koronabildung und die Bildung von Vorreaktionen als Ursache für die Frequenzänderung festgehalten werden. Die Kolbenbewegung als Grund für die Frequenzänderung kann aufgrund der zu großen Steigung von 1 kHz innerhalb nur 15 °KW ausgeschlossen werden, zumal die nachfolgenden Zündungen bei 29 und 15 °KW erneut mit der gleichen oder einer höheren Startfrequenz beginnen (detailliert im Anhang A.30 dargestellt), der Kolbeneinfluss aber eine niedrigere Frequenz hervorrufen würde. Die Druckänderung kann ebenso ausgeschlossen werden, da diese tendenziell eher eine Frequenzerhöhung (kleiner werdende Korona) zur Folge hätte.

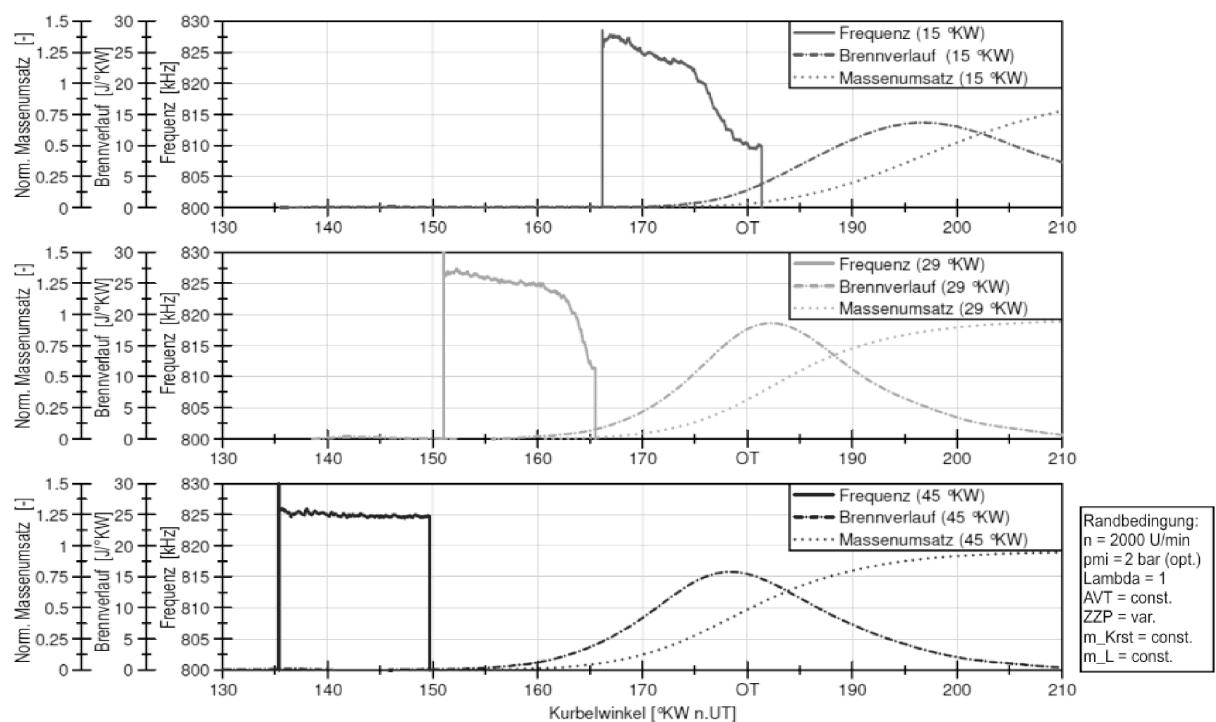


Abbildung 8.19: Einfluss unterschiedlicher Zündzeitpunkte auf die Resonanzfrequenz

Kolbeneinfluss

Im gefeuerten Motorbetrieb ist nach obigen Erkenntnissen also kein Einfluss durch die Kolbenposition erkennbar. Um dennoch die Untersuchungsergebnisse der Druckkammerversuche bei laufendem Controllerbetrieb zu bestätigen, wurde eine Kolbenpositionvariation bei stehendem Motor durchgeführt. D.h. das Zündsteuergerät wurde mit einem über einen Frequenzgenerator erzeugten Zündtriggersignal versorgt und zündete somit kontinuierlich bei fester Kolbenposition weiter. Um die Einflüsse durch die Koronaionisation zu unterbinden, wurde zudem bei einer Spannung unterhalb der

Koronaeinsetzspannung gezündet. Wegen der Schwankungsbreite der PLL-Frequenzregelung wurde die Frequenz durch Mittelung über die 1 ms Zünddauer bestimmt. Wie Abbildung 8.20 zeigt, stellte sich am Motor schließlich ein ähnlich geringer Effekt wie im Druckkammermodell ein.

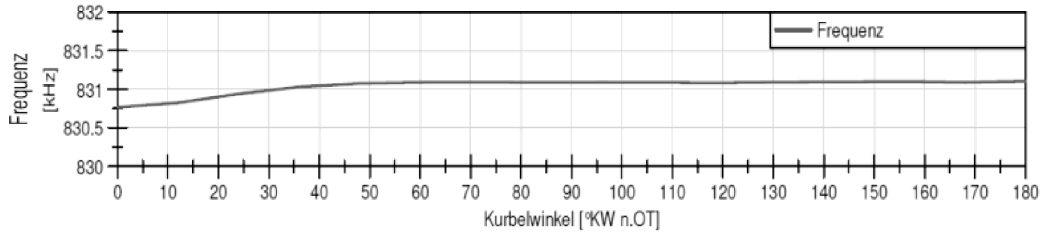


Abbildung 8.20: Einfluss der Kolbenposition auf die Resonanzfrequenz (bei stehendem Motor)

Druckeinfluss

Wie aufgrund der Vorversuche zu erwarten, konnte im Motorbetrieb auch kein Druckeinfluss festgestellt werden, da vor allem Verbrennung und Koronaionisation die Störungen der Frequenz bewirken. Um unabhängig von diesen überlagerten Effekte den Druckeinfluss dennoch isoliert zu betrachten, sollte die Frequenzänderung über einen längeren Zeitraum als die bisherige Koronadauer von 15 °KW betrachtet werden. Um dies zu ermöglichen, wurde die Controllerfirmware modifiziert und vor der eigentlichen Zündung eine sehr niedrige Diagnosespannung angelegt, die allerdings nicht zum Zünden des Gemisches führen sollte. Effektiv konnte somit eine Analyse über nahezu 720 °KW durchgeführt werden. Wie zu erwarten, zeigt der in Abbildung 8.21 (unten) dargestellte Frequenzverlauf keine Änderung trotz des starken Druckanstiegs zu Beginn der Kompressionsphase (240 bis 340 °KW).

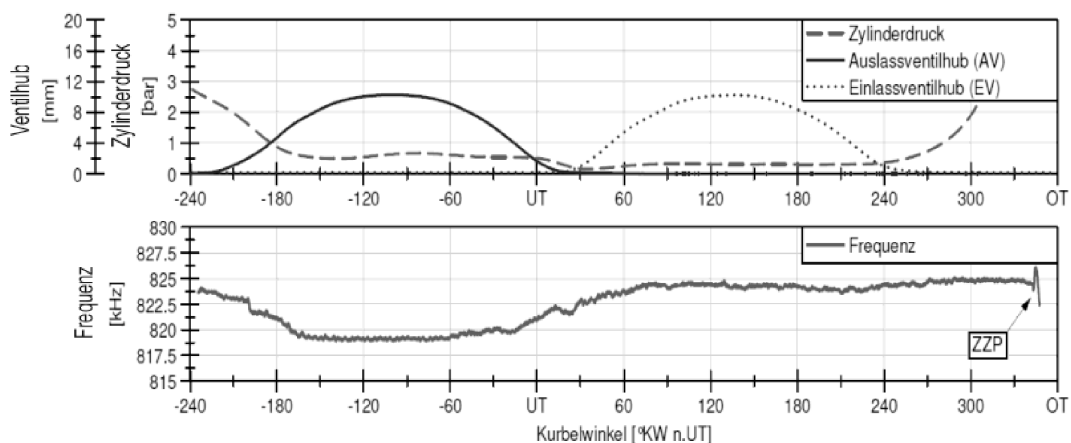


Abbildung 8.21: Einfluss des Ventiltriebs auf die Resonanzfrequenz während des Ladungswechsels

Allerdings wurde ein bei den theoretischen Überlegungen bisher unbeachteter Einflussfaktor erkannt. Im Bereich von -240 bis 30 °KW scheint sich die Frequenz während des

Ladungswechsels deutlich zu verändern. Eine Gegenüberstellung mit der Ventilprofilkurve (Diagramm oben) führte schließlich zu der Schlussfolgerung, dass die Frequenz durch die Auslassventilbewegung beeinflusst wird. Eine Überprüfung zeigte, dass die Ventile, bei dem dargestellten Ventilhub von 10 mm im voll geöffneten Zustand, fast genau die Höhe der Elektrodenspitzen erreichen. Dies hat einen Einfluss auf die Gesamtkapazität und somit auch auf die Resonanzfrequenz.

8.2.3 Gemischzusammensetzung

Eine Variation der Gemischzusammensetzung hat, wie in Kapitel 5 gezeigt, auch für die Koronazündung eine Verschiebung des Brennverzugs zur Folge. Aufgrund des bereits aufgezeigten Zusammenhangs von Zündwilligkeit und Frequenzänderung ist demnach auch hier mit einer entsprechenden Abhängigkeit zu rechnen. Eine direkte Frequenzverstimmung durch die Gemischzusammensetzung an sich wurde in der Druckkammer nicht beobachtet und soll im Motorversuch noch einmal bestätigt werden.

Frequenzänderung bei unterschiedlicher Gemischzusammensetzung

Der deutliche Frequenzdrift ist gut am Beispiel einer Lambdavariation bei 2000 U/min und 2 bar Mitteldruck zu erkennen. In Abbildung 8.22 sind exemplarisch für stöchiometrischen und mageren Betrieb (Lambda 1,4 und 1,7) die Frequenzverläufe dem Brennverlauf und normierten Summenbrennverlauf gegenübergestellt.

Bei $\lambda=1$ wird nur eine sehr kurze Koronadauer von etwa 10 °KW benötigt, um das Gemisch zu entflammen. Innerhalb dieser kurzen Zeit von umgerechnet etwa 0,8 ms findet aber bereits eine so starke Ionisierung durch die beginnende und fortschreitende Verbrennung statt, dass eine Frequenzverstimmung von über 5 kHz erfolgt. Die Entflammung schreitet dabei so schnell voran, dass ein direkter Übergang von Koronawachstum (bzw. Radikalbildung) zu Verbrennung beobachtet werden kann. Bei $\lambda=1,4$ tritt die gleiche Frequenzänderung erst nach etwa der doppelten Koronadauer ein. Als ein charakteristisches Merkmal einer leicht verzögerten Verbrennung stellte sich der fast Plateau-artige Bereich in der Mitte der Zündung (hier etwa bei 156 bis 166 °KW) heraus. Aufgrund der sehr schlechten Zündwilligkeit im $\lambda=1,7$ -Betrieb, stellte sich erst nach etwa 25 °KW ein erstes Anzeichen einer Verbrennung ein. Vor dem Abfallen der Frequenz bei etwa 163 °KW ist im Frequenzverlauf ein leichter Anstieg um 1 kHz zu beobachten. Ein Vergleich der Druckkammermessungen führte schließlich zu der Annahme, dass im Bereich von 148 bis 158 °KW die Druckänderungen in der andauernden Kompressionsphase so hoch liegen, dass die Koronaionisation und damit die Frequenzänderungen durch die Korona leicht zurückgehen. Ab 158 °KW (erstes Anzeichen einer Verbrennung durch den

Brennverlauf) scheint die schwindende Koronaionisation durch die steigende Verbrennungsionisation kompensiert zu werden, was im weiteren Verlauf ab 163 °KW ein Abfallen der Frequenz bewirkt.

Die unterschiedlichen Ionisationsmechanismen in Abhängigkeit des Luftgehalts wurden bereits in vielen Untersuchungen mit Ionenstrommesszündkerzen bzw. Sonden beobachtet [108]. Direkt nach der Zündung des Gemisches steigt hierbei der Verbrennungsionenstrom an und bildet vor dem oberen Totpunkt das sogenannte erste Ionenstrommaximum aus. Das erste Ionenstrommaximum spiegelt die Generation, Rekombination und das Fortlaufen der Flamme wieder. Bei mageren, langsam brennenden Gemischen hingegen wird das Ionenstrommaximum nur gering ausgeprägt, da seine Ursache vor allem in der turbulenten Brenngeschwindigkeit liegt. Es ist also davon auszugehen, dass das starke Abfallen der Resonanzfrequenz am Ende der Zündung auf die Verbrennungsionisation in Abhängigkeit der Gemischbildung zurückzuführen ist.

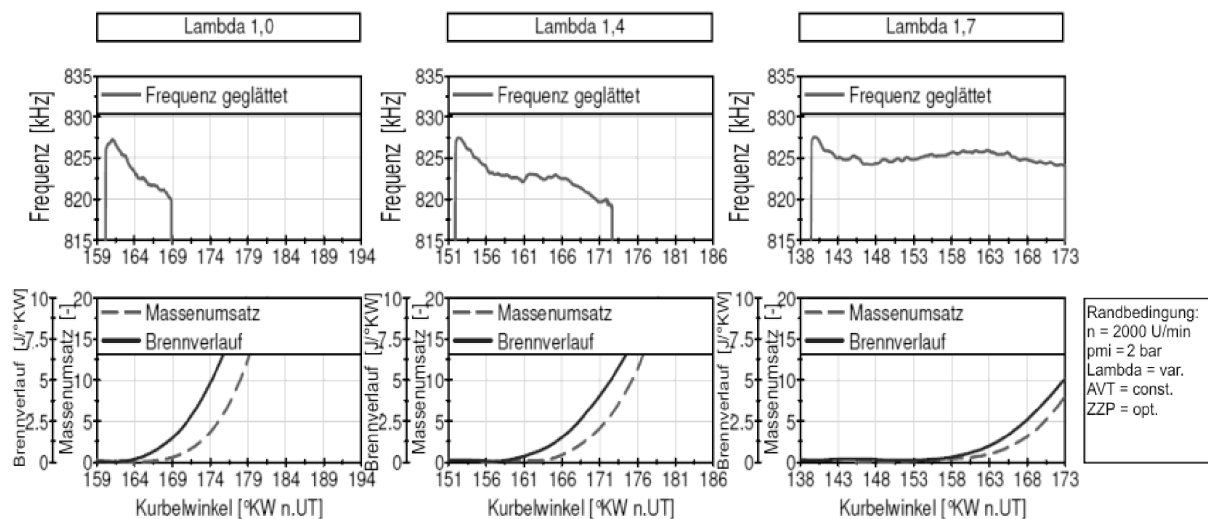


Abbildung 8.22: Einfluss des Luftgehalts auf die Resonanzfrequenz

Zyklenbetrachtung bei unterschiedlicher Gemischzusammensetzung

Bereits direkt nach der Koronaentstehung zu Beginn der Koronadauer konnten die Einflüsse der unterschiedlichen Gemischzusammensetzungen beobachtet werden. Abbildung 8.23 zeigt hierzu eine Darstellung der Frequenzverläufe von Lambda 0,9 bis 1,7 bei gleichem Startpunkt. Im unteren Diagramm sind die gleichgestellten Verläufe der Spannung zu sehen. Der Nullpunkt wurde hierbei auf das Einschalten der Koronaspaltung gelegt. Die Koronaspaltungen unterscheiden sich nur geringfügig und liegen im Mittel bei 220 V (sekundär). Anhand des Frequenzverlaufs kann der Anfang der Zündung erneut in Einregelungsphase und Koronawachstum eingeteilt werden. Die zwei Phasen zeigen einen gemischunabhängigen Verlauf, was die Ergebnisse der Druckkammerversuche bestätigt. Für die

Koronazündung könnte damit ein konstanter Zündverzug bestimmt oder der Zündzeitpunkt neu definiert werden.

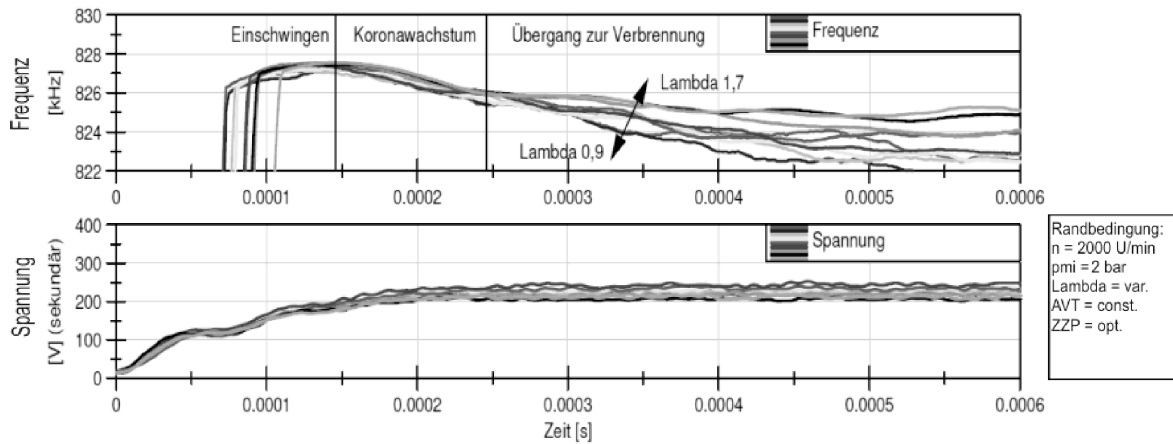


Abbildung 8.23: Einfluss des Luftgehalts auf die Resonanzfrequenz zu Beginn der Zündung

Erst beim Einsetzen erster Vorreaktionen nach etwa 250 μ s (3 °KW) beginnen die Frequenzverläufe auseinander zu laufen. In Abhängigkeit der Zündwilligkeit des Gemisches kommt es dabei zu unterschiedlichen Frequenzänderungen durch Verbrennungsisonisation bzw. Vorreaktionen.

Einzelzyklenbetrachtung bei gleicher Gemischzusammensetzung

Der Frequenzverlauf konnte aufgrund der bisherigen Versuche aus Druckkammer und Motor bereits in die drei Phasen Einschwingen, Koronawachstum und Vorreaktionen eingeteilt werden. Eine etwas stärkere Glättung der Frequenzverläufe der Einzelzyklen als in Abbildung 8.24 dargestellt, ermöglicht darüber hinaus die eindeutige Identifikation der Verbrennung als vierte Phase.

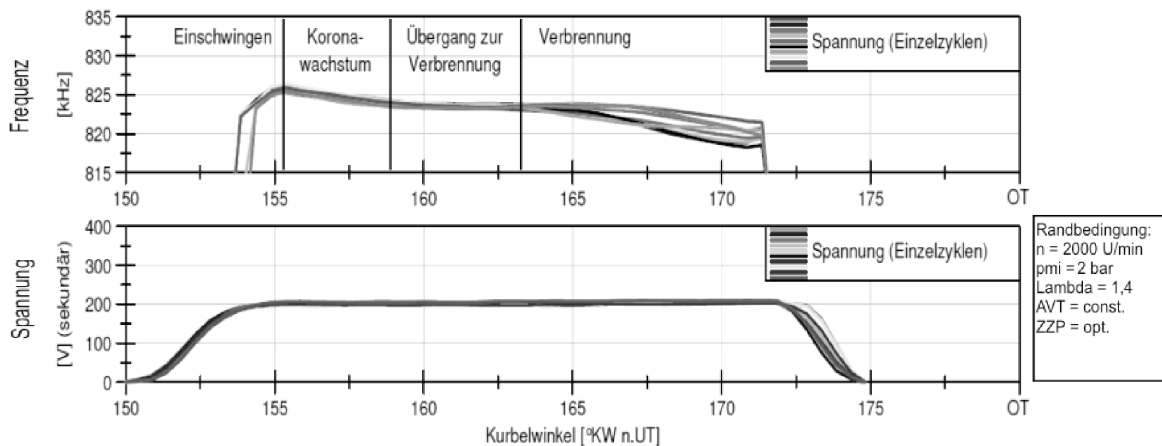


Abbildung 8.24: Einfluss der Verbrennung auf die Resonanzfrequenz am Ende der Zündung

Aufgrund der motorbedingten Zyklenschwankungen treten die größten Frequenzeinbrüche am Ende der Zündung innerhalb eines Schwankungsbereichs von einigen Grad auf. Bei dem dargestellten Beispiel bei Lambda 1,4 (2000 U/min, 2 bar Mitteldruck) beginnen die Zyklen ab etwa 163 °KW n.UT auseinander zu laufen. Der Übergangsbereich (3. Phase) scheint wie oben dargestellt hauptsächlich gemisch-, nicht brennbeginnabhängig zu sein. In Kapitel 9 wird dieser Zusammenhang dazu genutzt, eine Brennbeginndetektion auf Basis der hochfrequenten Signale auszuarbeiten.

8.2.4 Motorlast

Die bisherigen Versuche zeigten, dass das Verhalten der Resonanzänderung während der andauernden Zündung hauptsächlich durch die Verbrennungsisionisation begründet ist. Im Betrieb bei unterschiedlichen Lasten sollten demnach weitere Parallelen zur Ionenstrommessung aufgestellt werden können.

Lastschnitt

Abbildung 8.25 gibt einen Überblick über die Resonanzfrequenzverläufe eines Lastschnitts bei 2000 U/min mit 2, 6, 12 und 18 bar Mitteldruck. Die Koronadauer wurde, um einen möglichst langen Kurbelwinkelbereich abzudecken, auf das Maximum von 4 ms gestellt, die Koronaspaltung wurde entsprechend des Zünddrucks auf knapp unterhalb der Überschlagsspannung gestellt. Die resultierenden Frequenzverläufe ähneln denen aus der Literatur [89] bekannten Ionenstromsignalen.

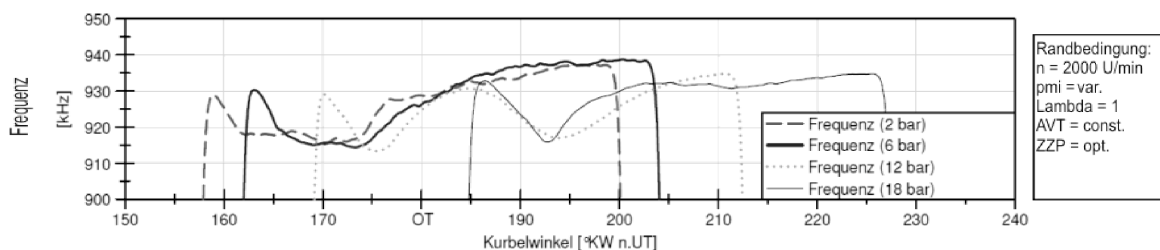


Abbildung 8.25: Frequenzverlauf bei verschiedenen Lasten

Auch bei der Variation der Motorlast lassen sich demnach Erkenntnisse mit Ionenstrommesszündkerzen nutzen. Das Ansteigen eines ersten Ionenstrommaximums (hier Frequenzminimums) über der Last wurde zwar nur ansatzweise festgestellt, aber die Ausbildung eines zweiten Extremum ab Mitteldrucken über 10 bar trat tendentiell auch bei der Koronazündung, wenn auch bei 18 bar nur gering, ein. Das zweite Ionenstrommaximum ist hierbei hauptsächlich durch thermische Ionisierung bestimmt und erreicht seinen Scheitelwert kurz nach dem oberen Totpunkt [89]. Bei den Verläufen von 12 und 18 bar

Mitteldruck ist das erstmalige Einbrechen der Frequenz durch das thermische Ionenstrommaximum bei etwa 13 bis 15 °KW n.OT deutlich zu erkennen.

Motorklopfen

Im Besonderen wurde der Frequenzverlauf bei Volllast untersucht, um das Verhalten bei klopfender Verbrennung zu analysieren. Es wurde festgestellt, dass vor allem die dem eigentlichen Klopfen (d.h. den Klopferschwingungen) vorhergehende schnelle Entflammung (ggf. Detonation) des noch nicht von der Flammenfront erfassten Gemisches eine merkliche Auswirkung auf die Resonanzfrequenz hat. Die hochfrequenten Klopferschwingungen hingegen werden kaum sichtbar oder gehen in den systembedingten Schwankungen der Frequenz unter. Zur Verdeutlichung werden in Abbildung 8.26 drei Volllastpunkte (2000 U/min, Lambda 1) mit verschiedenen Zündzeitpunkten gegenübergestellt.

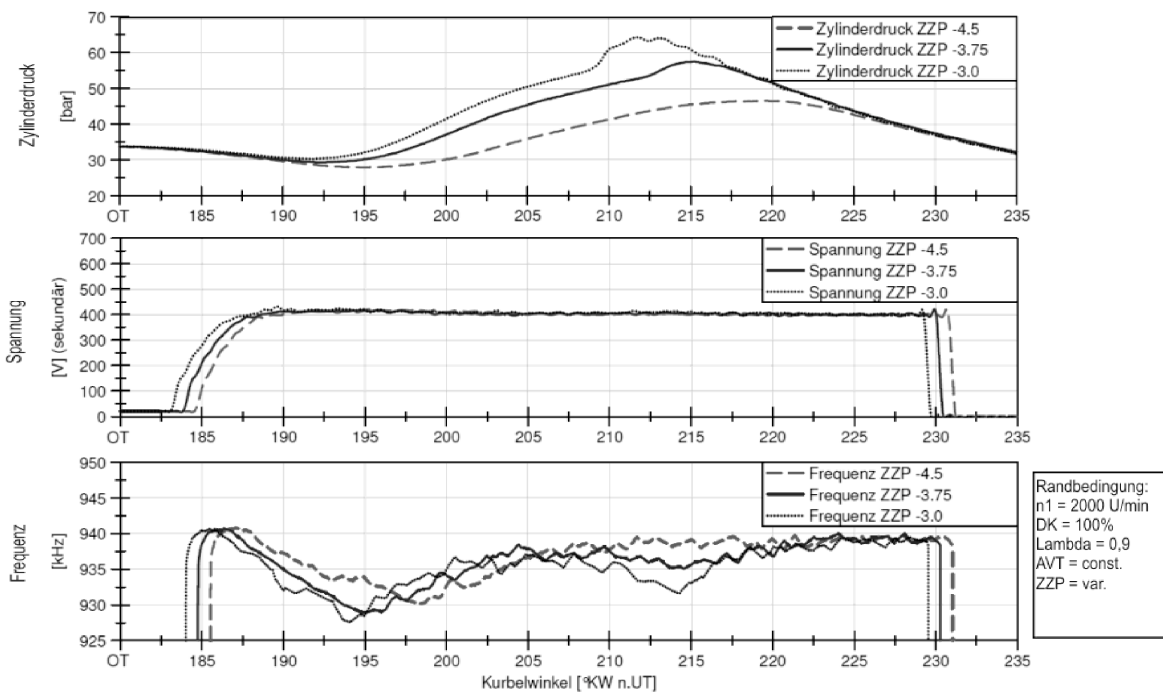


Abbildung 8.26: Frequenzverlauf bei verschiedenen Zündzeitpunkten an der Volllast

Der Druckverlauf des spätesten Zündzeitpunkts (-4,5 °KW) zeigt noch keine Anzeichen einer klopfenden Verbrennung. Die Zündung bei -3,75 °KW weist einen typischen Verlauf für die Vorstufe zur klopfenden Verbrennung auf, bei der die Klopfzone noch keine Klopferschwingungen auslöst und von der eigentlichen Flammenfront direkt erfasst wird. Der Druckverlauf der frühen Zündung bei -3 °KW hingegen weist eine klopfende Verbrennung mit moderater Stärke auf (Klopfspitze etwa 1,7 bar). Im Versuch wurde die Koronadauer erneut auf 4 ms eingestellt, um den Klopfbereich mit abdecken zu können. Die Koronaspannung wurde knapp unterhalb der Überschlagsspannung eingestellt. Alle drei Frequenzverläufe

zeigen kurz nach OT das bereits beschriebene Einbrechen der Frequenz durch das thermische Ionenstrommaximum. Danach bewirkt das Klopfen, in Abhängigkeit von der Klopfintensität bzw. der dabei entstehenden Ionisierung erneut ein Absinken der Frequenz. Im Beispiel bewirkte das stärkere Klopfen (ZZP -3 °KW) eine über 8 kHz starke Differenz, das leichte Klopfen bei -3.75 °KW führte immer noch zu einem Absinken um etwa 4 kHz. Nur die Verbrennung ohne Klopfen zeigte ein kontinuierliches Auslaufen der Frequenz ohne erneutes Einbrechen. Die hierbei vermutete Proportionalität zwischen klopfender Verbrennung und Frequenzeinbruch wird in Kapitel 9 noch einmal aufgegriffen, um die Grundlagen einer möglichen Klopferkennung auszuarbeiten.

Fazit:

Die Verbrennungsisolation konnte im Motorbetrieb als Haupteinflussgröße ausgemacht werden. Die Höhe bzw. die Geschwindigkeit der Frequenzverstimmung ist dabei abhängig von der Zündwilligkeit des Gemisches.

Die Kolbenposition, die Gaszusammensetzung und die Gemischdichte brauchen im Falle einer Frequenznachführung (frequenzgesteuerter Betrieb) nicht berücksichtigt zu werden.

Die Entflammung und die klopfende Verbrennung weisen charakteristische Frequenzverläufe auf und sollten für Diagnosezwecke weiter untersucht werden.

8.3 Zusammenfassung und Bewertung

Für eine verbesserte Regelung und der Systemauslegung der Koronazündung ist die Kenntnis der Frequenzeinflüsse im Betrieb nötig. Vor allem im Falle einer softwareseitigen Frequenzvorgabe und Nachregelung statt einer hardwaretechnischen Umsetzung (PLL) wären entsprechende Frequenzkorrekturen vorzusehen. Zur Beurteilung der Frequenzeinflüsse ist in Abbildung 8.27 eine Zusammenfassung der untersuchten Größen dargestellt. Unter Berücksichtigung des Arbeitsbereichs bzw. der Güte des Schwingkreises kann eine Änderung von über 3 kHz bereits zu einer spürbaren Verschlechterung des Wirkungsgrades und damit zu hohen Energieverlusten führen.

Im linken oberen Viertel befinden sich alle statischen und geometrischen Einflussfaktoren. Sie machen in der Gesamtwertung den größten Anteil der kritischen Frequenzänderung aus. Allerdings können diese, wenn die Frequenzsteuerung einmalig vor Motorbetrieb die Frequenz der neuen Zünder bestimmt, vernachlässigt werden.

Die links unten angezeigte Änderung durch die PLL entfällt bei gesteuerter Frequenz. Der Ventiltrieb (im Beispiel das Annähern der Auslassventile an die Zünderspitze) stellt mit etwa 7 kHz eine mögliche Störung dar. Berücksichtigt man jedoch, dass bei Zündzeitpunkt die Ventile geschlossen sind, müsste der Ventiltrieb vernachlässigbar sein. Allerdings ist geplant, das Zündsystem erstmalig kurz vor dem Anlassen des Motors zu initialisieren und die Startfrequenz zu bestimmen. Man kann also davon ausgehen, dass zumindest ein Zylinder die Störung durch die geöffneten Ventile aufweist und somit gegebenenfalls eine Korrekturfunktion dennoch notwendig wird.

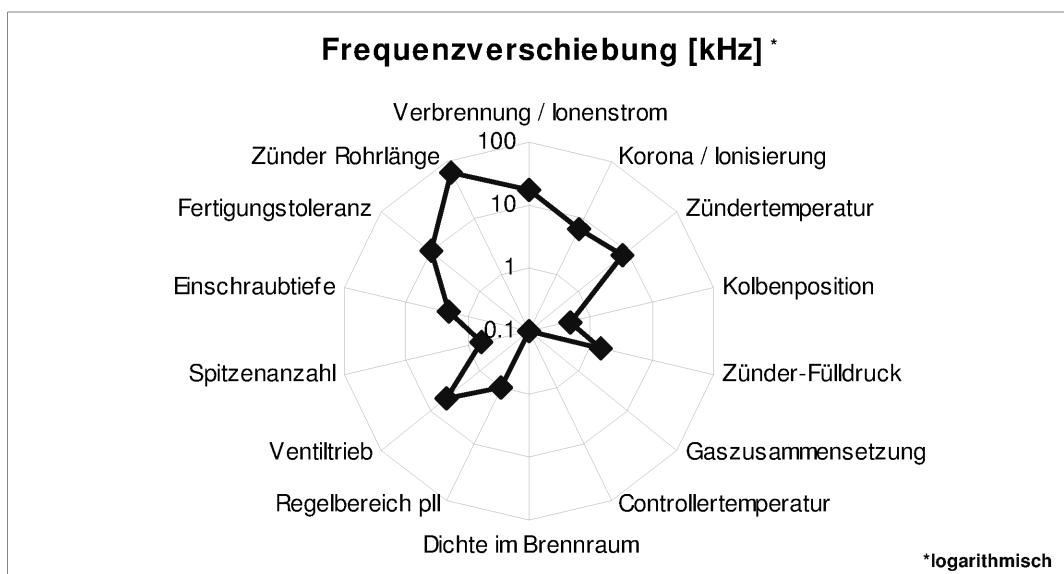


Abbildung 8.27: Gewichtung der Frequenzeinflüsse

In der rechten Hälfte des Diagramms sind alle dynamischen Einflussfaktoren dargestellt. Die Auswirkungen der Verbrennung, der Corona und der Zündertemperatur stellen dabei die Haupteinflussgrößen dar und müssen durch geeignete Korrekturfaktoren oder durch eine Echtzeit-Frequenzbestimmung berücksichtigt werden. Vernachlässigen lassen sich hingegen die Kolbenposition, die Gaszusammensetzung und die Gasdichte im Brennraum. Die Controllertemperatur sollte auch bei einem frequenzgesteuerten System keinen Einfluss haben. Da auch bei nachfolgenden Prototypen und der Serienfertigung mit gasgefüllten Zündern zu rechnen ist, bleibt der Druckverlust auch weiter eine mögliche Störquelle. Allerdings ist in einer Serienausführung von einer Lebensdauerfüllung auszugehen, wodurch der Faktor Druck doch vernachlässigt werden kann.

Der beobachtete Zusammenhang zwischen Verbrennung und Frequenzänderung wird darüber hinaus im Kapitel 9 weiter untersucht, um die Grundlagen für eine Brennbeginnbestimmung oder eine Klopfdetektion auf Basis der hochfrequenten Zündsignale auszuarbeiten.

9 Signalanalyse

9.1 Defekt-Erkennung

Die Vorversuche an der Druckkammer zeigten, dass anfangs viele der eigentlich als funktionsfähig geltenden Zünder nach einiger Zeit im Betrieb ausfielen. Als Ursache konnte im Nachhinein meist ein Defekt der inneren Isolation ausgemacht werden, was ein vollständiges Durchbrennen im Inneren des Zünders zur Folge hatte. Dieser Defekt konnte im Vorfeld anhand der üblicherweise durchgeführten Druckkammerversuche nicht erkannt werden, da das OK-Kriterium der Zünder zu Beginn der Prototypenproduktion lediglich in der Ausbreitung einer Korona bei verschiedenen Druckstufen bestand. Auch die durchgeführten elektrischen Messungen (Widerstand, Kapazität, Induktivität, Frequenz,...) oder Durchschlagmessungen konnten die Fehler nicht aufdecken, da mit der angelegten Gleichspannung der Zünder nicht in Resonanz getestet wurde und die Isolation dabei ausreichend war.

Um für die geplanten Motorversuche Zünder mit höherer Ausfallsicherheit zu erhalten, wurden die während der Vorversuche gesammelten Erkenntnisse dahingehend genutzt, um im Vorfeld, also während der Druckkammer-Endabnahme-Tests, interne Defekte zu erkennen. Wie sich herausstellte, konnte hierzu der Spannungsverlauf im Betrieb bei konstanter Koronaspaltung (manueller Modus) als Diagnosegröße herangezogen werden, da sich je nach Entladungsform unterschiedliche Merkmale ausbildeten. Grundsätzlich ließen sich sechs verschiedene Typen erkennen:

- Normale Koronazündung
- Normale Funkenzündung durch zu hohe Spannung
- Vorstufe zur anormalen Teilentladung im Inneren des Zünders
- Anormale Teilentladung im Inneren des Zünders
- Anormale Funkenentladung im Inneren des Zünders
- Totalausfall durch Resonanzverlust

Als besonders kritisch und für die Ausfälle im Betrieb als Hauptursache verantwortlich, konnten die internen Teilentladungen identifiziert werden, da diese, im Gegensatz zu internen Funkenüberschlägen, im einfachen Druckkammertest dennoch eine Korona ausbildeten und somit nicht durch einen Ausfall der Korona erkennbar waren. Die internen Teilentladungen führten aber nach einigen Betriebsstunden zu internen Funkenentladungen und damit zum sicheren Ausfall eines Zünders. In Abbildung 9.1 sind reale

Spannungsverläufe der vier wichtigsten Entladungsformen dargestellt, im Anhang A.32 findet sich darüber hinaus eine Prinzipskizze aller sechs Verläufe.

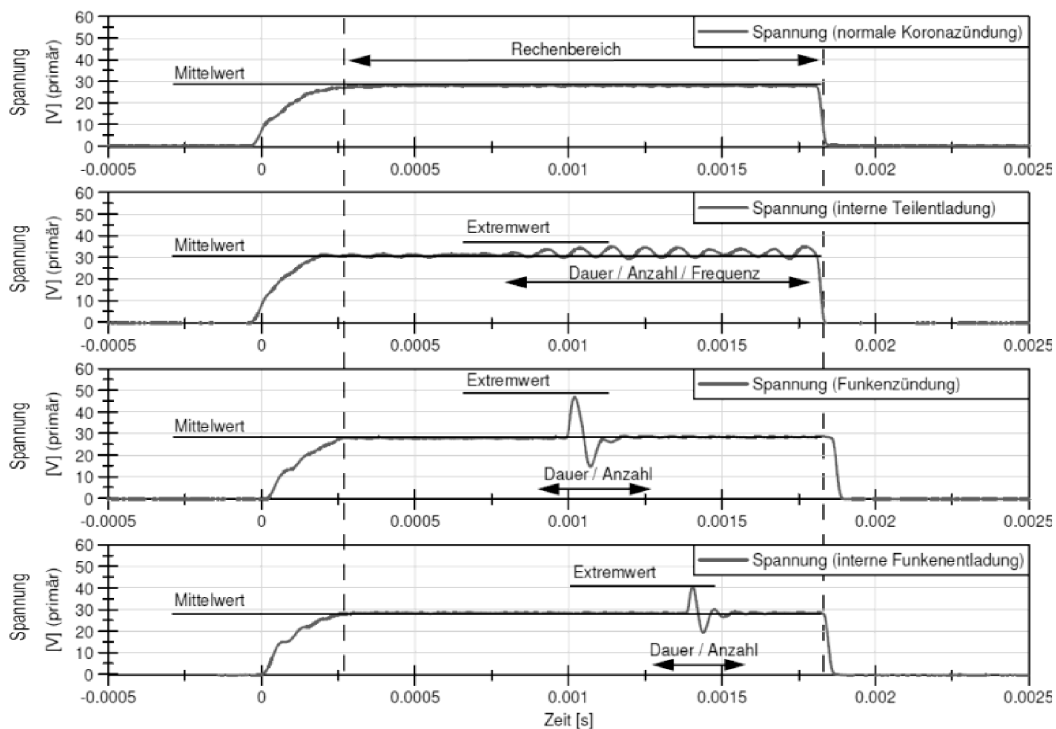


Abbildung 9.1: Analyse des Spannungsverlauf zur Defekterkennung

Das erste Diagramm zeigt den Verlauf einer normalen Koronaentladung. Nach dem Erreichen der Sollspannung treten kaum mehr Spannungsschwankungen auf und der Mittelwert bleibt stabil.

Im nächsten Diagramm ist der Spannungsverlauf einer Koronaentladung mit relativ starken Teilentladungen zu sehen. Wie erwähnt, bildet diese Entladungsform neben den Teilentladungen im Inneren des Zünders dennoch die Korona ähnlich einer normalen Koronaentladung aus und ist durch das Beobachten des Koronaradius nicht zu erkennen. Der Spannungsverlauf weist deutliche Wellen auf und die Extremwerte weichen teilweise um über 5 V vom Mittelwert ab. Zur Erkennung der Teilentladung kann somit entweder die Differenz der Extremwerte und des Mittelwerts gebildet werden und zusätzlich die Dauer oder Anzahl der Teilentladungen ermittelt werden, oder es wird innerhalb des Rechenbereichs von Koronastart bis Koronaende eine Frequenzanalyse (FFT) durchgeführt und anhand der Amplitude im für die Schwingungen charakteristischen Bereich von 8 bis 10 kHz bewertet (Anhang A.32).

Das dritte Diagramm zeigt eine normale Koronaentladung mit zusätzlicher Funkenzündung. Bis zur Mitte der Zünddauer wird die Korona normal an den Elektrodenspitzen ausgebildet, dann kommt es, beispielsweise durch eine zu starke Verästelung oder Ausbildung der

Korona, zu einem plötzlichen externen Überschlagen an die Druckkammerwände. Direkt an der Zünderspitze führt der Überschlag zu einem Ansteigen des Stroms und einem Zusammenbruch der Spannung (analog Transistorspulenzündung), die Messung hingegen (hinter dem Trafo) zeigt das entgegengesetzte Verhalten. Die Spannung steigt während des Funkendurchbruchs an und der Strom bricht ein, bis der Controller abschaltet und sofort erneut eine Korona ausbildet. Ein externer Funkenüberschlag ist durch den hohen und nur einmal auftretenden Extremwert charakterisiert. Eine Detektion ist damit relativ einfach umzusetzen.

Ein Spannungsverlauf einer internen Funkenentladung ist im letzten Diagramm dargestellt. Durch starke Beschädigungen der Isolation im Inneren des Zünders kam es im vorliegenden Fall anstatt zu internen Teilentladungen direkt zum internen Funkendurchschlag. Während des internen Funkens kann keine Korona an der Elektrodenspitze ausgebildet werden und je nach Triggergeschwindigkeit (bzw. Drehzahl) ist teilweise auch optisch ein Aussetzen zu erkennen. Zur Unterscheidung der internen und externen Funkenüberschläge wurde die Ausbildung der Extremwerte detailliert betrachtet. So konnte bei verschiedenen Druck- und Spannungsstufen stets ein Unterscheidungsmerkmal identifiziert werden. Der Vergleich der Extremwerte zeigte, dass die Spitzenwerte der externen Funkenentladungen bei etwa 155 bis 160 % des Mittelwerts lagen, wohingegen die der internen Überschläge nur etwa 135 bis 150 % erreichten. Eine Analyse der Rohsignale legt die Vermutung nahe, dass die Resonanzregelung bei internen Überschlägen aufgrund des kürzeren Funkenwegs früher zusammenbricht als bei externen Überschlägen und entsprechend weniger Strom im Funkenkanal fließen kann. Eine Detektion von Überschlägen kann wie oben dargestellt durch die Erkennung des einmal auftretenden Extremwerts erfolgen. Eine Unterscheidung zwischen internen und externen Überschlägen muss darüber hinaus durch eine Analyse der Spannungsdifferenz erfolgen.

Durch die Einteilung in funktionsfähige und defekte Zünder durch die Analyse des Spannungssignals, zusätzlich zu den bestehenden Druckkammertests, konnte die Fehlerquote der Prototypen drastisch gesenkt werden. Die Analyse erfolgte bisher manuell, jedoch sollte über die oben beschriebenen Zusammenhänge eine automatisierte Musterprüfung theoretisch möglich sein. Ein Überblick über die Vorgehensweise ist im Blockschaltbild in Anhang A.32 dargestellt.

9.2 OT-Bestimmung

Der Bestimmung des exakten oberen Totpunktes (OT) kommt bei der thermodynamischen Auswertung von Indizierdaten eine große Bedeutung zu. Die Festlegung der OT-Position

anhand der geometrischen Beziehungen des Kurbeltriebs führt hierbei allerdings zu ungenügender Genauigkeit. Der OT wird daher meist über die Analyse des Druckverlaufs unter Berücksichtigung des thermodynamischen Verlustwinkels oder über kapazitive OT-Sensoren im Schleppbetrieb bestimmt [1].

Statt des Umbaus auf kapazitive OT-Sensoren wäre aufgrund der kapazitiven Wirkung der Zünderspitze eine OT-Bestimmung durch die Frequenzänderungen des Koronaschwingkreises denkbar. Da wie gezeigt aber die systembedingten Schwankungen keine zuverlässige Bewertung einer Aufnahme unterhalb 1 kHz zulassen und die Kolbenpositionsänderung nur genau über einen Impedanzanalysator bestimmt werden konnte, wäre eine OT-Bestimmung mit Sicherheit stark fehlerbehaftet.

Im Folgenden wurde dennoch die Möglichkeit geprüft und bei verschiedenen Schleppmessungen die Frequenzänderungen bestimmt. Um zumindest die Fehler durch Signalstörungen zu vermindern, wurden alle berechneten Frequenzverläufe einer Drehzahl über zehn Wiederholmessungen gemittelt und gefiltert. Wie Abbildung 9.2 zeigt, verlaufen zwar die Frequenzsignale bei 2000 und 3000 U/min einigermaßen synchron zur Kolbenposition. Allerdings zeigten während der Messungen bei 1000 U/min einzelne Zyklen übermäßig starke Schwankungen, so dass im Mittel ein für die Bestimmung der OT-Lage nicht ausreichender Verlauf erzeugt wurde, da die Lage des Frequenzminimums um mehr als 7 °KW vom geometrischen OT-Punkt abweicht.

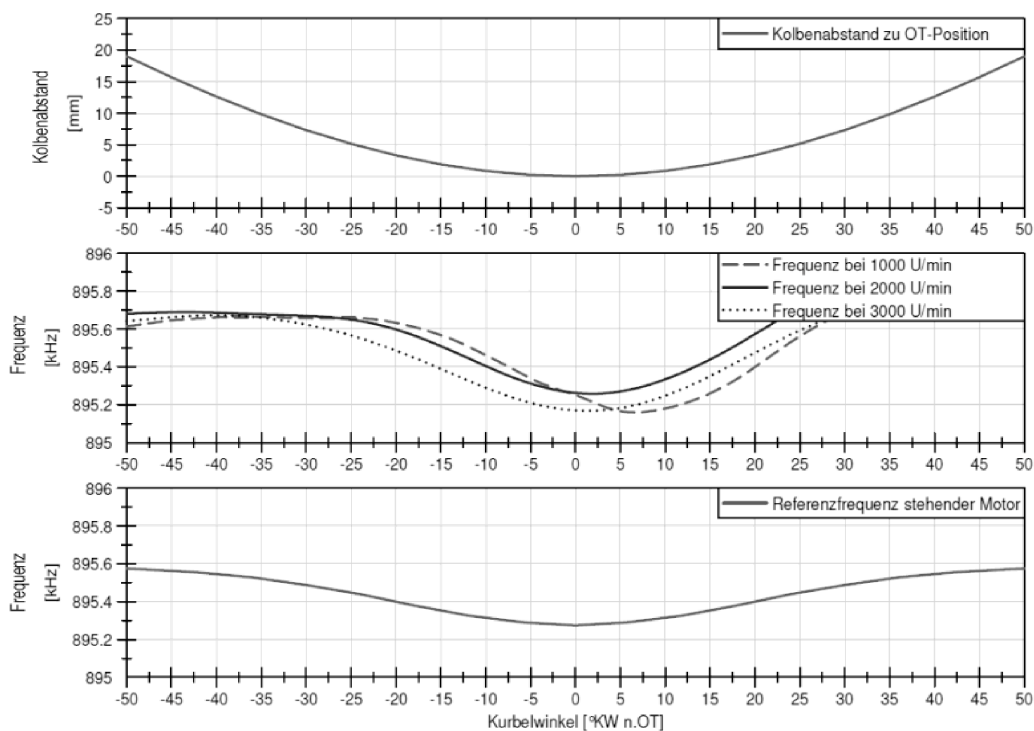


Abbildung 9.2: Kolbenabstand, dynamischer und statischer Frequenzverlauf

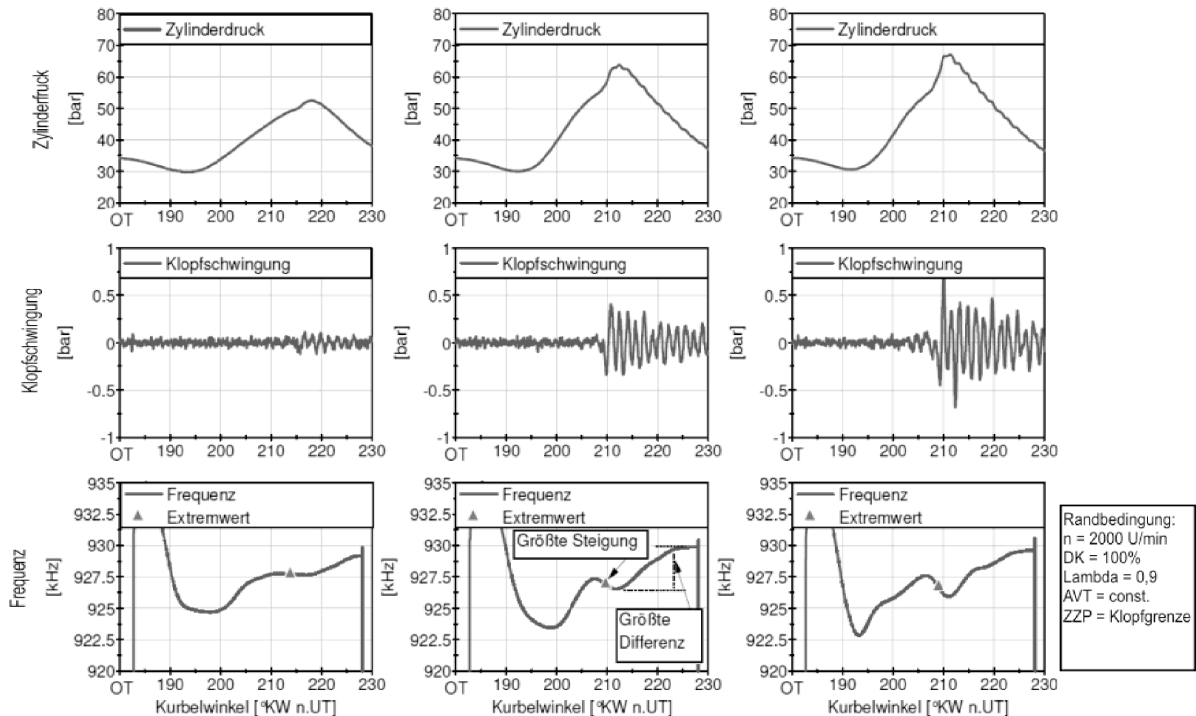
Es kann somit bestätigt werden, dass die Nutzung der hochfrequenten Zündsignale zur Bestimmung der OT-Lage nicht oder noch nicht möglich ist. Zur Verbesserung der Messgenauigkeit wäre ein Einbau von Spezialzündern mit größerer Elektrodenfläche (Kapazität) und verlängertem Gewinde denkbar, so dass ein Abstand von Elektrodenspitze zu Kolben von einem Millimeter möglich wäre. Der Aufbau und die Vorgehensweise würden dann der OT-Sonde von AVL [112] ähneln. Der Aufwand hierzu wäre aber wohl nicht vertretbar.

9.3 Klopfanalyse

Die Hochpass- oder Bandpassfilterung des Frequenzverlaufs innerhalb der Frequenzen typischer Klopferschwingungen um die 4 bis 6 kHz führte im Gegensatz zu bekannten Methoden bei Ionenstrommesszündkerzen [113] zu keinem eindeutigen Ergebnis. Signale mit sehr starkem Klopfen zeigten im Bereich der Klopferschwingungen kein eindeutig anderes Verhalten als diejenigen ohne Klopfen. Die Analyse beschränkt sich daher auf die Erkennung des von der schnellen Verbrennung (bzw. Detonation) hervorgerufenen starken Frequenzeinbruchs (vgl. Kapitel 8.2.4).

Aufgrund des sporadisch auftretenden Klopfphänomens musste die Klopfdetektion auf der Analyse von Einzelzyklen basieren. Eine Verbesserung der Signalqualität durch Mittelung über mehrere Zyklen war somit nicht möglich. Die Spannungs- und Stromsignale wurden zur Auswertung zusammen mit den Druckverläufen in Matlab eingelesen. Somit konnten die Klopferschwingungen aus den Zylinderdruckverläufen bestimmt und parallel die Frequenzverläufe berechnet und analysiert werden. In Abbildung 9.3 ist ein Zwischenschritt der Auswertung anhand von drei Betriebspunkten bei unterschiedlicher Klopfintensität graphisch dargestellt. Das obere Diagramm zeigt die eingelesenen Druckverläufe bei sehr geringem, mittlerem und leicht erhöhtem Klopfen. Im mittleren Diagramm sind die berechneten Klopferschwingungen dargestellt. Aus ihnen wird für einen späteren Vergleich die maximale Klopfamplitude ermittelt. Die gefilterten Frequenzverläufe sind im unteren Diagramm dargestellt. Zusätzlich sind die über den Programmcode ermittelten Punkte der maximalen (negativen) Steigung eingezeichnet. Um den im Graph dargestellten Punkt zu finden und nicht fälschlicherweise das Absenken durch die normale Verbrennung oder wie im dritten Betriebspunkt die durch Störungen hervorgerufenen leichten Frequenzeinbrüche vor oder nach dem eigentlichen Klopfbereich zu detektieren, werden neben den Signalfiltern mehrere zusätzliche Programmschleifen durchlaufen, um die gefundenen Punkte auf ihre Plausibilität zu prüfen (siehe Anhang A.33).

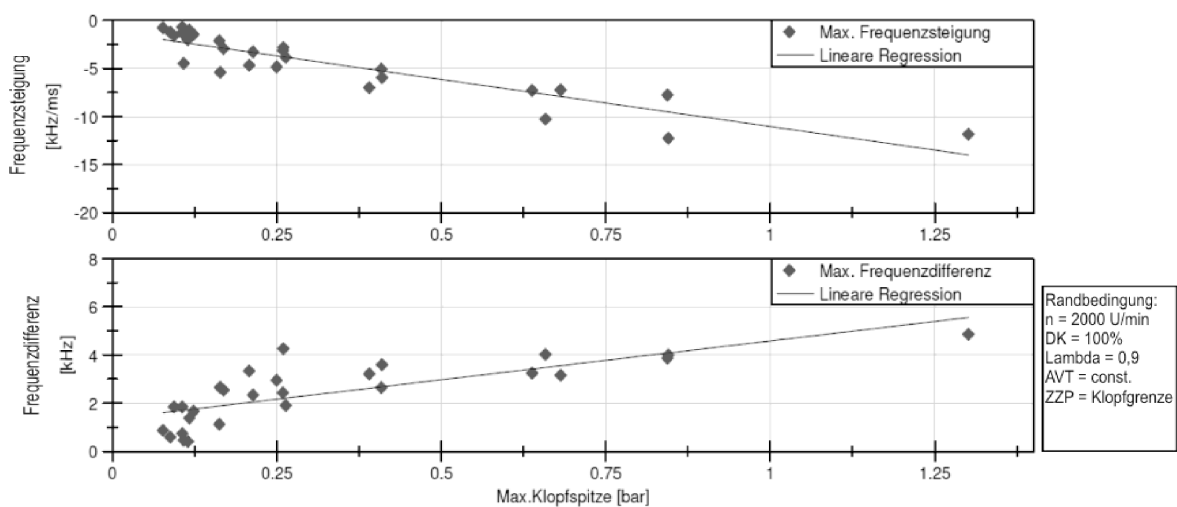
Als Klopfkriterium wird neben der maximalen Steigung zusätzlich die Frequenzdifferenz vom Minimum bis zum Frequenzauslauf abgespeichert, um die abschließende Klopfbewertung zu verbessern.



Randbedingung:
 n = 2000 U/min
 DK = 100%
 Lambda = 0,9
 AVT = const.
 ZZP = Klopfgrenze

Abbildung 9.3: Zylinderdruck, Klopfschwingung und Frequenz bei unterschiedlicher Klopfstärke

In Abbildung 9.4 sind die Ergebnisse der abschließenden Auswertung einer Zündzeitpunktvariation an der Volllast bei 2000 U/min dargestellt. Aufgrund der beobachteten Proportionalität wird die maximale Klopfspitze (zylinderdruckbasierend) mit der maximalen Steigung und der maximalen Differenz (frequenzbasierend) verglichen.



Randbedingung:
 n = 2000 U/min
 DK = 100%
 Lambda = 0,9
 AVT = const.
 ZZP = Klopfgrenze

Abbildung 9.4: Auswertung Klopfkennung am Beispiel Volllast bei 2000 U/min

Als Anhaltspunkt für eine mögliche Bewertung sind zusätzlich die linearen Regressionen eingezeichnet. Wie in Kapitel 8.2.4 angenommen, kann damit der proportionale Zusammenhang zwischen Klopfstärke und negativer Frequenzsteigung tendentiell bestätigt werden. Für eine exakte Klopfdetektion ist die Genauigkeit allerdings noch zu erhöhen. Zur Verbesserung der Aussagefähigkeit wurden daher die Werte der maximalen Frequenzdifferenz bis zum Ende der Zündung als zweites Klopfkriterium ermittelt (Diagramm unten). Hier ist allerdings zu beachten, dass es bei kurzen Zünddauern, bei denen die Frequenz am Ende noch nicht auf ein Plateau mit der Steigung Null ausgelaufen ist, zu weiteren Fehlern kommen kann. Eine effektive Verbesserung der Genauigkeit wäre zum einen über die Verringerung der systembedingten Schwankungen möglich, zum anderen durch die Optimierung der Signalfilter. Als weitere Schritte müssten demnach die Hardwarestruktur bzw. EMV-Problematik verbessert und der Algorithmus sowie die Filter anhand umfangreicher Volllastmessungen angepasst werden. Aufgrund der in dieser Arbeit verwendeten nur bedingt volllastfesten Zünder musste sich die bisherige Analyse allerdings auf Punkte bei 2000 U/min beschränken. Die grundlegende Möglichkeit zur Detektion einer klopfenden Verbrennung anhand der HF-Signale konnte jedoch demonstriert werden.

9.4 Brennbeginnanalyse

In der Klopfanalyse wurde gezeigt, dass die Analyse des Frequenzverlaufs zur Verbrennungsanalyse herangezogen werden kann. Doch bedarf es zur Nutzung der hochfrequenten Signale eines nicht zu vernachlässigenden Zeitaufwands und die Methode birgt zudem die Gefahr von Mess- oder Berechnungsfehlern. Eine schnellere und ggf. redundant ausgelegte Analyse wäre daher wünschenswert.

In der nachfolgenden Brennbeginnanalyse wird daher auf die Berechnung der Frequenz verzichtet und versucht, die Analyse auf Basis des VCO-Signals, welches einen der Frequenz proportionalen Verlauf aufweist, durchzuführen. Zur Verbesserung der Genauigkeit wird die Analyse parallel anhand der Systemimpedanz (berechnet aus den vom Steuergerät intern verarbeiteten und zusätzlich über BNC-Anschlüsse vom Controller ausgegebenen gleichgerichteten Spannungs- und Stromsignalen) durchgeführt. Aufgrund der nun direkt aus dem Zündsteuergerät stammenden und mit der Indizierung aufgezeichneten Signale (VCO-Spannung, RMS-Spannung und RMS-Strom) ist zwar mit einer höheren Signalstörung als bei den mittels Oszilloskop aufgezeichneten hochfrequenten Signalen zu rechnen, aber die direkte Aufzeichnung über die Indizierung zusammen mit den Drucksignalen ermöglicht eine Mittelung über beispielsweise 100 Zyklen und somit eine deutliche Verringerung von stochastischen Signalstörungen. Die Rechnung wurde daher basierend auf den gemittelten

Signalen ausgeführt. Für eine einzelzyklenaufgelöste Rechnung sind die Signale des Controller-Prototypen noch zu störungsanfällig. In Kombination mit der redundanten Rechnung über die Systemimpedanz werden Störungen noch weiter abgefangen.

Für die automatisierte Auswertung der Indizierdateien wurde in Matlab ein Algorithmus erzeugt, in dem neben den HF-Signalen auch die Drucksignale eingelesen und verarbeitet werden (Heizverlauf und Brennbeginnbestimmung siehe Kapitel 4.3). Ein Zwischenschritt der Berechnung ist in Abbildung 9.5 anhand der Betriebspunkte bei stöchiometrischem und magerem Betrieb (λ 1,4 und 1,8) im Betriebspunkt 2000/2 graphisch dargestellt. Die oberste Reihe zeigt die Verläufe der normierten VCO-Spannung, die mittlere die der Impedanz. Zusätzlich befinden sich in der untersten Reihe die berechneten Verläufe für Heizverlauf und normierten Massenumsatz.

Wie in Kapitel 8.2.3 angedeutet, muss sich die Berechnung auf die Detektion des Übergangs von Koronawachstum bzw. Vorreaktionsphase zur Verbrennung konzentrieren (im Frequenzverlauf optisch am Knick in der Mitte der Zündung erkennbar). Im Wesentlichen werden für die Berechnung hierzu die drei folgenden Phasen unterschieden:

- Gleitender Übergang von Koronawachstum und Verbrennung
- Koronawachstum direkt gefolgt von Verbrennung
- Frequenzrückgang zwischen Koronawachstum und Verbrennung

Diese charakteristischen Phasen finden sich nebeneinander in den gezeigten drei Beispielen wieder, allgemeine Prinzipskizzen sind im Anhang A.34 gelistet.

Im dargestellten Beispiel bei λ 1,0 ist der Übergang nur sehr schwach an der leichten Welle innerhalb des Verlaufs zu erkennen. Entsprechend können leichte Signalstörungen hier schon zu einer Missinterpretation führen. Der den Berechnungen zugrundeliegende Algorithmus wurde zwar dahingehend programmiert, mögliche Fehler durch Plausibilisierungen auszuschließen, aber wie im Beispiel λ 1 zu erkennen ist, weichen die gefundenen Brennbeginn-Punkte der Analyse der VCO-Spannung von denen der Impedanzanalyse leicht ab. Die Ausgabe des Mittelwerts dieser zwei Punkte scheint daher eine sinnvolle Lösung darzustellen.

Die Graphen des Betriebspunkts λ 1,4 ermöglichen eine deutlichere Einteilung der Phasen Koronawachstum, Vorreaktionen und Verbrennung. Der Brennbeginn ist deutlich am Einknicken der Signalverläufe erkennbar und wird vom Algorithmus zwischen den zwei Bereichen mit hoher Steigung gesucht.

Im Betriebspunkt λ 1,8 tritt die Verbrennung so spät ein, dass sich nach der Koronawachstums- bzw. Ionisierungsphase eine Umkehr des Signals einstellt (Koronaionisierung nimmt aufgrund zunehmenden Drucks wieder ab). Bei etwa 150 °KW wird der Rückgang durch die dann zunehmende Verbrennung gestoppt und es schließt sich

die Verbrennungsphase an. Der Brennbeginn ist daher dort zu suchen, wo das Signal anfängt, von seiner maximalen Steigung in eine Nullsteigung überzugehen.

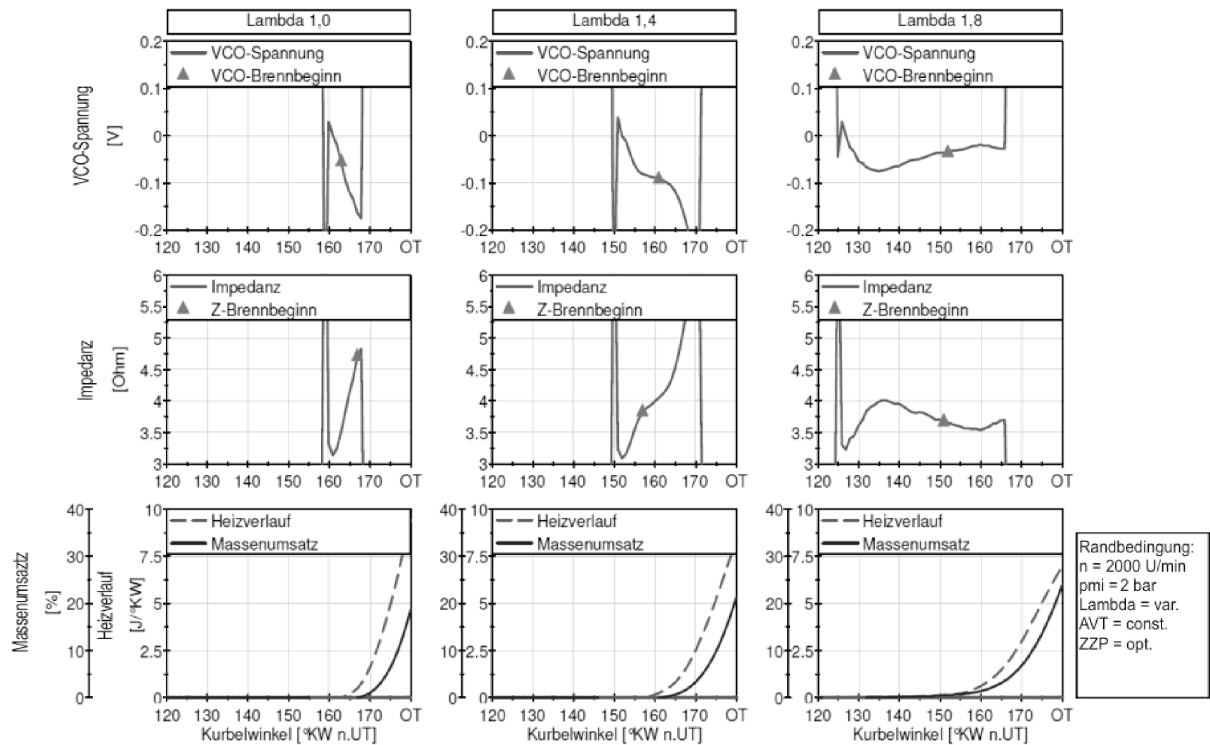


Abbildung 9.5: VCO-Spannung und Impedanz im Vergleich zum Verbrennungsfortschritt

Als Endergebnis wurden neben dem 5%-Massenumsatzpunkt und dem Brennbeginn (druck-basierend) die aus dem VCO-Signal und Impedanz-Signal bestimmten Startpunkte (Korona-Brennbeginn) sowie der Korona-Zündzeitpunkt (Start der HF-Spannung) ausgegeben. In Abbildung 9.6 sind die Ergebnisse einer Lambdavarisation bei 2000 U/min und 2 bar Mitteldruck dargestellt.

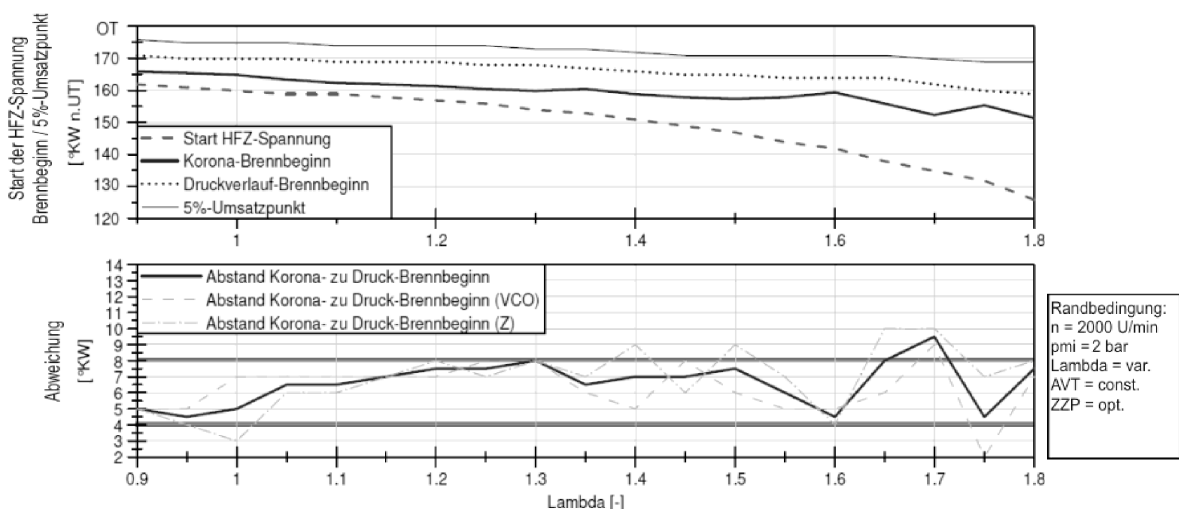


Abbildung 9.6: Auswertung Brennbeginnanalyse am Beispiel 2000/2 (Lambdavarisation)

Neben den direkten Verläufen (oberes Diagramm) befindet sich im unteren Diagramm, zur Bewertung der Brennbeginnanalyse, eine Darstellung der Differenz von Korona- zu Druck-Brennbeginn. Aufgrund der redundanten Berechnung über VCO und Impedanz kann die Genauigkeit weitestgehend in einer Spanne von etwa 4 °KW gehalten werden. Einen Ausreißer bildet der Betriebspunkt Lambda 1,7 mit leicht erhöhter Abweichung. Auch in weiteren Lambdavarationen konnte die generelle Funktionsfähigkeit der Brennbeginndetektion auf Basis der HF-Signale bestätigt werden. Im Schnitt konnte eine Genauigkeit im Band von 3 bis 5 °KW erreicht werden. Für eine gute Funktionsfähigkeit ist hierzu allerdings eine erhebliche Verbesserung der Signalqualität sicherzustellen und auch der Algorithmus an sich muss verbessert werden und auf das gesamte Motorkennfeld angewandt und erweitert werden. Eine Verbesserung der Genauigkeit auf eine Spanne von höchstens 3 °KW wäre wünschenswert. Ein Blockschaltbild bezüglich der Vorgehensweisen der hier vorgestellten Analysen findet sich ergänzend in Anhang A.34.

Fazit:

Die ausgearbeitete Defekterkennung ermöglichte die Unterscheidung der verschiedenen Entladungsformen im Betrieb. Die Integration in die Funktionsprüfung reduzierte die Fehlerquote der Prototypen deutlich.

Eine OT-Bestimmung ist mit dem vorliegenden System nicht ohne Weiteres möglich. Anpassungen am Zünder und am Controller müssten erfolgen.

Es wurde gezeigt, dass die Analyse der HF-Signale grundsätzlich zur Detektion einer klopfenden Verbrennung geeignet ist. Modifikationen in Hardware und Algorithmus könnten die Zuverlässigkeit der Erkennung weiter verbessern.

Die Grundlagen einer Brennbeginnanalyse wurden ausgearbeitet und erfolgreich an ausgewählten Betriebspunkten demonstriert.

10 Schlussfolgerung und Ausblick

Die Untersuchung des Koronazündsystems im Motorbetrieb konnte neben den grundlegenden Vorteilen in der Gemischentflammung und der Wirksamkeit sowie den Verbesserungsmöglichkeiten der Systemregelung vor allem die Bedeutung der Frequenz als Regelgröße aber auch als Diagnosegröße aufzeigen.

Die thermodynamische Analyse zeigte, dass der Vorteil der Koronazündung vor allem auf der erhöhten Zündstabilität basiert. Durch die im Vergleich zur Transistorspulenzündung erheblich beschleunigte Verbrennung des Gemisches im Bereich vor Erreichen des 1%-Massenumsatzes kann eine sehr präzisere Entflammung erfolgen. Dies macht sich besonders bei schlecht entflammbaren Gemischen (beispielsweise bei hoher Gemischverdünnung) bemerkbar, da aufgrund der geringen Laufunruhe bzw. den geringen Zyklenschwankungen ein optimales Einstellen der Schwerpunktlage möglich ist. Im Vergleich hierzu treten bei einer Transistorspulenzündung viele Zyklen mit zu früher oder zu später Schwerpunktlage auf, bedingt durch eine starke Schwankung der Zündung bzw. des Brennbeginns. Obwohl im Motormittel der Schwerpunkt optimal eingestellt ist, führen die Abweichungen in Summe zu einem effektiv schlechteren Wirkungsgrad. Brennverlauf und Summenbrennverlauf weisen, gemittelt über alle Zyklen, gegenüber der Koronazündung einen verzögerten Brennbeginn und ein verschlepptes Brennende auf. Die Brenndauer wirkt im Motormittel somit durch die Koronazündung verkürzt, obwohl dies für Einzelzyklen mit gleicher Schwerpunktlage nicht zu beobachten ist. Die Motorversuche zeigten, dass die mittels Transistorspulenzündung erreichten Zündgrenzen bezüglich Abmagerung und Restgasverdünnung durch die Koronazündung stark ausgeweitet werden konnten. Bei Motorkonzepten mit externer Abgasrückführung kann dadurch der Teillastbetrieb durch erhöhte AGR-Raten weiter entdrosselt werden. Bereits ohne geometrische Anpassung des Brennraums an die Koronazündung konnten dadurch Verbrauchsvorteile von 1-3 % erzielt werden. Darüber hinaus sollte eine optimale geometrische Anpassung des Brennraums zur Ausbildung einer großen Korona weitere Verbrauchsverbesserungen bewirken. Bei Magerkonzepten wäre die Ausweitung des Schichtbetriebs denkbar, so dass Verbrauchseinsparungen von über 10 % in Aussicht gestellt werden können [99]. Auch HCCI-Konzepte könnten durch das Koronazündsystem sicher und in weiten Bereichen betrieben werden, wenn die Korona zur Stabilisierung des Zündzeitpunkts bzw. zur initialen Entflammung genutzt wird. In der Vollast ermöglichte das Koronazündsystem eine etwa 3 °KW frühere Schwerpunktlage und damit etwa 3 % weniger Kraftstoffverbrauch bei 3 % mehr Leistung, da durch die Stabilität der Zündung folgenschwere Ausreißer, die zu erhöhtem Klopfen führen können, vermieden werden. Es kann also effektiv näher an die

bestehende Klopfgrenze herangefahren werden, eine Verschiebung der eigentlichen Klopfgrenze findet allerdings nicht statt.

Die in dieser Arbeit gezeigten Untersuchungen wurden alle ohne eine Optimierung der Brennraumgeometrie durchgeführt und sollten lediglich die grundlegenden Prinzipien des Koronazündsystems gegenüber der Transistorpulenzündung aufzeigen. Mittels einer größeren Korona, welche vor allem durch eine Anpassung der Kolbengeometrie an die Koronazündung ermöglicht wird, muss versucht werden, die Beschleunigung der Verbrennung nicht nur wie gezeigt hauptsächlich in dem Bereich vor 1 % Massenumsatz zu erreichen, sondern in den darauf folgenden, für die Brenndauer entscheidenden Teil auszudehnen. So könnte nicht nur der Wirkungsgrad in der Teillast durch eine spürbare Verkürzung der Brenndauer verbessert werden, sondern auch die tatsächliche Klopfgrenze beeinflusst werden. Voraussetzungen hierfür sind eine gute Zusammenarbeit zwischen dem Hersteller des Zündsystems und dem Motorhersteller (OEM) sowie die stetige Weiterentwicklung der FEM-Simulation bezüglich des elektrischen Feldaufbaus im Motorbetrieb bei gleichzeitiger Koronaausbildung.

Neben der thermodynamischen Bewertung des Systems wurde zudem gezeigt, dass die Regelung des Hochfrequenzzündsystems in allen Betriebspunkten dargestellt werden konnte. Die Verschiebung oder Verminderung der Baselinespannung, die Änderung der Spannungsansteuerung oder die Optimierung des Abschaltkriteriums durch Verwendung der ausgearbeiteten Brennbeginndetektion können darüber hinaus zu einer weiteren Verbesserung des Zündsystems beitragen. Wird die Frequenz nicht automatisch über einen Phasenregelkreis mittels PLL geregelt, sondern alternativ über eine Controller-Software gesteuert, bedarf es auf jeden Fall einer Frequenznachführung. Wie die Sensitivitätsanalyse zeigte, müssen vor allem Temperaturdrifts aktiv kompensiert werden. Frequenzänderungen aufgrund der Zünderbauart müssen nur einmalig bei Inbetriebnahme berücksichtigt werden. Eine besondere Herausforderung stellt die Frequenzänderung durch die Korona selbst dar. Ist die Resonanzfrequenz vor Eintreten einer Korona noch exakt eingestellt, so kann dies spätestens bei Ausbildung einer deutlich sichtbaren Korona nicht mehr gewährleistet werden. Ein Nachführen der Frequenz würde, wenn die Eingangsspannung während dieser Korrektur nicht verändert wird, gleichzeitig den Koronaradius vergrößern, da das Nachregeln der Frequenz eine Verbesserung des Wirkungsgrades zur Folge hat. Der Einfluss der Korona(größe) auf die Frequenz des Systems könnte durch eine Regelung auf geeignete Zielgrößen (z.B. maximaler Strom) kompensiert werden. Im Motorbetrieb könnte allerdings die durch die Nachführung ansteigende Koronagröße zu ungewollten Funkenüberschlägen führen. Im Falle des Systems mit softwareseitiger Frequenzsteuerung (statt der

hardwareseitigen PLL-Regelung) stellt somit die Frequenznachführung während einer andauernden Zündung eine große Herausforderung dar.

Die während der Sensitivitätsanalyse aufgezeigte Beeinflussung der Frequenz durch die Verbrennungszündung wurde dahingehend genutzt, die Grundlagen für Diagnosefunktionen bezüglich Zündsystem und Verbrennung auszuarbeiten. Neben der Erkennung von defekten Zündern bei der Funktionsprüfung von Prototypen wurden Diagnosemöglichkeiten der Klopfkennung und der Brennbeginnanalyse aufgezeigt. Eine Nutzung der Signale zur OT-Bestimmung konnte theoretisch aufgezeigt werden, die praktische Umsetzung scheiterte jedoch an den zu hohen Störeinflüssen.

Die Defekterkennung basierte auf der Erkennung von anormalen Entladungsformen anhand des Spannungsverlaufs und wurde in der Zeit der Prototypen-Prüfung angewendet. Inwieweit sich die Analyse zukünftig nutzen lässt, müssen spätere Untersuchungen zeigen. Eine automatisierte Auswertung ist jedoch grundsätzlich möglich. Spätestens bei einer Serienproduktion sollte jedoch das Erkennen von defekten Zündern, also vor allem von internen Teilentladungen, ohne die Ausbildung einer Korona erfolgen. Eine Teilentladungsmessung müsste dann über die Durchführung mehrerer hochsensibler Spannungs- und Kapazitätsmessungen durchgeführt werden. Die hierzu nötige Vorgehensweise und die technische Umsetzung befinden sich allerdings noch in der Entwicklung. Auch wenn die in dieser Arbeit vorgestellte Defekterkennung somit wohl nicht mehr bei einer zukünftigen Serienzünder-Funktionsprüfung Verwendung findet, so könnte sie allerdings bei einer Online-Analyse des Zünderzustandes im Motorbetrieb mit einbezogen werden und so beispielsweise zur Ausfallsicherheit beitragen.

Eine grundlegende Funktionsfähigkeit der ausgearbeiteten Klopfkennung auf Basis der HF-Signale wurde erfolgreich demonstriert. Für die Überwachung des Klopfbereichs war es bei der verwendeten Hardware allerdings nötig, eine Korona über die maximal mögliche Koronadauer von 4 ms anstehen zu lassen, obwohl für eine Entflammung bei fettem oder stöchiometrischem Betrieb lediglich eine Dauer von etwa 0,5 ms ausgereicht hätte. Aufgrund der in der Vollast sehr hohen Spannungen bedeutete dies eine erhebliche Belastung der Elektronikkomponenten und einen hohen Energieverlust. Für den Dauerbetrieb oder gar die Serienanwendung ist eine Klopfdetektion mit dieser Methode daher nicht durchzuführen. Allerdings reicht es für eine Analyse aus, den Schwingkreis mit einer sehr geringen Spannung anzuregen. Dies würde nicht nur den Energieverbrauch minimieren, sondern auch die Querverbeeinflussungen durch die Koronaionisation beseitigen. Im Motorbetrieb könnte die HF-Klopfkennung zusätzlich zur piezoakustischen Klopfkennung zu einer besseren zylinderselektiven Klopfregelung beitragen.

Die Brennbeginnanalyse bestätigte den direkten Zusammenhang der Verbrennungsionisation und der Frequenzverstimmung. Es konnte nicht nur gezeigt werden, dass eine gute Vergleichbarkeit mit dem aus den Druckverläufen ermittelten Brennbeginn besteht, sondern dass statt der aufwendig zu ermittelnden Frequenz auch einfach zu generierende Signale, wie das VCO-Signal oder die Impedanz, zur Diagnose herangezogen werden können. Eine Schwierigkeit stellt hierbei das bei langen Zünddauern kurzzeitige Wiederansteigen des Signals vor dem eigentlichen Abfallen durch die Verbrennungsionisation dar. Besonders bei sehr mageren Gemischen oder bei hohen AGR-Raten kann es daher zu Fehlanswertungen kommen. Der vorgestellte Algorithmus bedarf daher besonders in diesem Bereich noch der weiteren Optimierung. Bei einer Einbindung der Brennbeginnanalyse in die Zünd- und Motorsteuererätiefunktionen könnte der Motorbetrieb weiter verbessert werden. So könnte beispielsweise das bisherige Korona-Abschaltkriterium angepasst werden, da dieses aktuell vor allem bei hoher Gemischverdünnung zu starken Schwankungen der Koronadauer neigt und somit letztlich zu einem hohen Energieverlust führt. Gerade in Bezug auf die energetische Auslegung des Systems müssen aber alle Möglichkeiten für eine Verbesserung des Wirkungsgrades genutzt werden, um die Systembelastung zu reduzieren. Ein weiterer Schritt wäre die Nutzung der Verbrennungsinformation zur Bewertung von Zyklenschwankungen und Minderung von Zylinderunterschieden durch eine zylinderselektive Anpassung des Zündzeitpunkts. In begrenztem Maße wäre also eine Regelung des Zündzeitpunkts und darüber hinaus des Brennbeginns denkbar, vor allem wenn man berücksichtigt, dass durch die Koronagröße der Brennbeginn zusätzlich steuerbar ist. Eine dritte Möglichkeit stellt die Erkennung von alternativen Kraftstoffen dar. Anhand des HF-Signalverlaufs kann, wie gezeigt wurde, auf die Zündwilligkeit des Gemisches geschlossen werden. Diese Information könnte bei Berücksichtigung weiterer Motorgrößen (z.B. momentanes Luftverhältnis, Zündzeitpunkt, Drehmomentschätzung usw.) zur Erkennung und Unterscheidung von Kraftstoffqualitäten herangezogen werden.

Alle durchgeführten Brennraumanalysen wurden ursprünglich anhand der Frequenz als Hauptgröße durchgeführt. Für alternative Systemausführungen, bei denen die hardwareseitige Frequenzregelung (PLL) durch eine softwarebasierte Frequenzsteuerung oder Nachregelung ersetzt wird, kann die Phasenverschiebung oder, da leichter messbar, erneut die Systemimpedanz als neue Hauptgröße herangezogen werden. Eine Übertragung der aufgestellten Vorgehensweisen ist somit möglich. Eine Serienanwendung wäre für spätere Motorgenerationen denkbar, wenn die genannten Voraussetzungen (Signalqualität, Genauigkeit, Funktionsfähigkeit im gesamten Kennfeld usw.) erfüllt werden.

11 Literaturverzeichnis

- [1] Basshuysen, R. van, Schäfer, F.: Handbuch Verbrennungsmotor. Vieweg+Teubner, Aufl. 4, Wiesbaden, 2007.
- [2] Verordnung (EG) Nr. 443/2009 Des Europäischen Parlaments und des Rates vom 23. April 2009 zur Festsetzung von Emissionsnormen für neue Personenkraftwagen im Rahmen des Gesamtkonzepts der Gemeinschaft zur Verringerung der CO₂-Emissionen von Personenkraftwagen und leichten Nutzfahrzeugen, VO (EG) Nr. 443/2009, 23. April 2009.
- [3] Küntschner, V., Hoffmann, W. (Hrsg.): Kraftfahrzeug-Motoren, Auslegung und Konstruktion, Vogel Fachbuch, Aufl. 4, Würzburg, 2006.
- [4] Weise A.: Mythos Solitude besitzt Suchtpotenzial, Stuttgarter-Zeitung 25.07.2011, Stuttgart, 2011.
- [5] Sessler, P. C.: Mustang Red Book, Motorbooks, Aufl. 4, St. Paul, 2004.
- [6] Fairbanks, J. W.: Vehicle Technologies Program, US Department of Energy, Washington DC, 2011.
- [7] Hohensee, J.: Der erste Ölpreisschock 1973/74.: Die politischen und gesellschaftlichen Auswirkungen der arabischen Erdölpolitik auf die Bundesrepublik Deutschland und Westeuropa., Franz Steiner, Stuttgart, 1996.
- [8] OECD (2012), OECD Wirtschaftsberichte: Deutschland 2012, OECD Publishing, Paris, 2012.
- [9] Poschardt, U.: 911, Klett-Cotta, Stuttgart, 2013.
- [10] Lupa, M., Grieger, M., Gutzmann, U., Schlinkert, D.: Volkswagen Chronik, der Weg zum Global Player, Volkswagen AG, Wolfsburg, 2008.
- [11] Gömmel, R., Denzel, M.: Weltwirtschaft und Wirtschaftsordnung, Franz Steiner, Stuttgart, 2002.
- [12] Austen, J., Walter, S.: Porsche 911: Die technische Dokumentation von 1963 bis 2009, Aufl. 1, Motorbuch, Stuttgart, 2008.
- [13] Reif, K.: Automobilelektronik: Eine Einführung für Ingenieure, ATZ-MTZ Fachbuch, Aufl. 4, Springer, Heidelberg, 2011.
- [14] Seiffert, R.: Die Ära Gottlieb Daimlers: Neue Perspektiven Zur Frühgeschichte Des Automobils und Seiner Technik, Springer, Heidelberg, 2009.
- [15] Linzing, R.: Zündende Ideen, Fachmagazin Auto, Motor und Zubehör (amz) 7-8/2012, Schlütersche Verlagsgesellschaft, Hannover, 2012.

- [16] Kuhlitz, D.: Bosch Automotive Sonderheft 2, Magazin zur Bosch-Geschichte, Robert Bosch GmbH, Historische Kommunikation, Stuttgart, 2010.
- [17] BERU AG, Technische Information Nr. 02: Alles über Zündkerzen, Ludwigsburg, 2003.
- [18] Merker, G., Schwarz, C., Stiesch, G., Otto, F.: Verbrennungsmotoren: Simulation der Verbrennung und Schadstoffbildung, Aufl. 2, Teubner, Wiesbaden, 2004.
- [19] Joos, F.: Technische Verbrennung: Verbrennungstechnik, Verbrennungsmodellierung, Emissionen, Springer, Heidelberg, 2006.
- [20] Warnatz, J., Maas, U., Dibble, R. W.: Verbrennung: physikalisch-chemische Grundlagen, Modellierung und Simulation, Experimente, Schadstoffentstehung, Aufl. 3, Springer, Berlin, 2001.
- [21] Golloch, R.: Downsizing bei Verbrennungsmotoren: Ein wirkungsvolles Konzept zur Kraftstoffverbrauchssenkung, Springer, Berlin, 2005.
- [22] Merker, G., Stiesch, G.: Technische Verbrennung, Motorische Verbrennung, Teubner, Wiesbaden, 1999.
- [23] Löhner, K., Müller, H.: Gemischbildung und Verbrennung im Ottomotor, In: List, H. (Hrsg.), Die Verbrennungskraftmaschine, Springer, Wien, 1967.
- [24] Pischinger, F.: Motorische Verbrennung, Abschlussbericht Sonderforschungsbereich SFB 224, RWTH Aachen, Aachen, 2001.
- [25] Pischinger, R., Kell, M., Sams, T.: Thermodynamik der Verbrennungskraftmaschine, In: List, H. (Hrsg.), Der Fahrzeugantrieb, Aufl. 2, Springer, Berlin, 2009.
- [26] Velji, A., Günther, M., Spicher, U.: Direkteinspritzung im Ottomotor mit Fremd- und Kompressionszündung - Brennverfahren der Zukunft?, In: Spicher, U. (Hrsg.): Direkteinspritzung im Ottomotor IV, Expert, Renningen, 2010.
- [27] Lienesch, F., Homann, S., Markus, D., Spilling, M.: Zündung von Wasserstoff-Luftgemischen durch elektrische Entladungen bei hochfrequenter Wechselspannung, Chemie - Ingenieur - Technik, Band 79, Heft 4, Aachen, 2007.
- [28] Stephan, K., Mayinger, F.: Thermodynamik, Band 2: Mehrstoffsysteme, Aufl. 14, Springer, Berlin, 1999.
- [29] Maly R: Spark Ignition, It's Physics and Effect on Combustion Engines, In: Hilliard, J. C., Springer, G. S. (Hrsg.): Fuel economy in road vehicles powered by spark ignition engines, Plenum Press, New York, 1984.
- [30] Merker, G. P., Schwarz, C., Teichmann R. (Hrsg.): Grundlagen Verbrennungsmotoren, Funktionsweise, Simulation, Messtechnik, Aufl. 5, Vieweg und Teubner, Wiesbaden, 2009.

- [31] Pischinger, S., Heywood, J. B.: Einfluss der Zündkerze auf zyklische Verbrennungsschwankungen im Ottomotor, *Motortechnische Zeitschrift MTZ* 52 / 2, Wiesbaden, 1991.
- [32] Thein, M.: *Kraftfahrzeug Elektrik / Elektronik*, Institut für Kraftfahrzeugtechnik, FH Zwickau, Zwickau, 2009.
- [33] Bargende, M.: *Verbrennungsmotoren II*, Vorlesungsskript Wintersemester 2004 / 2005, Institut für Verbrennungsmotoren und Kraftfahrwesen, Universität Stuttgart, Stuttgart, 2004.
- [34] Eichseder, H., Klüting, M., Piock, W.P.: *Grundlagen und Technologien des Ottomotors*, In: List, H. (Hrsg.), *Der Fahrzeugantrieb*, Springer, Wien, 2008.
- [35] Geringer, B., Graf J., Lauer, T.: *Zündung für Hochaufladung und verdünnte Gemische*, Abschlussbericht FVV Vorhaben Nr. 1008, *Innovative Zündung*, Institut für Fahrzeugantriebe und Automobiltechnik, Wien, 2012.
- [36] Adolf, M., Alban, T., Houben, H., Knoch, M., Niessner, W., Stockmeier, U.: *Neue Zündkerzen-Konzepte für moderne Ottomotoren*, *Motortechnische Zeitschrift MTZ* 68 / 2, Wiesbaden, 2007.
- [37] Schaupp, U., Waltner, A.: *Benzin-Direkteinspritzung der 2. Generation: Kombination von Schicht- und homogenem Brennverfahren*, 10. Internationales Stuttgarter Symposium Automobil- und Motorentechnik, Vieweg und Teubner, Wiesbaden, 2010.
- [38] Alger, T., Mangold, B., Mehta, D., Roberts, C.: *The Effect of Sparkplug Design on Initial Flame Kernel Development and Sparkplug Performance*, SAE Technical Paper Series 2006-01-0224, SAE International, Warrendale PA, 2006.
- [39] Osamura H., Abe, N.: *Development of New Iridium Alloy for Spark Plug Electrodes*, SAE Technical Paper Series 1999-01-0796, SAE International, Warrendale PA, 1999.
- [40] Krust, M.: *Beru liefert Doppel-Platin-Zündkerzen für Audi*, *Automobilwoche*, Die Branchen- und Wirtschaftszeitung, Ausgabe 26/2011, Crain Communications GmbH, Oberpfaffenhofen, 2011.
- [41] Piock, W.F., Weyand, P., Wolf, E., Heise, v.: *Ignition Systems for Spray-Guided Stratified Combustion*, SAE Technical Paper Series 2010-01-0598, SAE International, Warrendale PA, 2010.
- [42] Patentschrift US2009/0126710A1: *Dual Coil Ignition Circuit for Spark Ignited Engine*, Southwest Research Institute (SwRI), San Antonio TX, 2009.
- [43] Alger, T.: *High efficiency dilute gasoline engine II (HEDGE II)*, Sixth HEDGE-II PAC Meeting Report, South West Research Institute (SwRI), San Antonio TX, 2011.
- [44] Greff, A.: *Entwicklung von Einspritzsystemen für Verbrennungsmotoren*, Seminar für Kraftfahrzeug- und Motorentechnik, Continental Automotive GmbH, Seminar an der TU Berlin, Berlin, 2010

- [45] Tokuda H.: Flexible Design of Fuel Injection and Ignition Systems for Gasoline Direct Injection Engines, 27. Internationales Wiener Motorensymposium, Wien, 2006.
- [46] Patentschrift WO2005/005819A1: Plasmastrahlzündkerze, Bayerische Motoren Werke AG (BMW), München, 2003.
- [47] Kettner, M., Rothe, M., Velji, A., Spicher, U.: A New Flame Concept to Improve the Inflammation of Lean Burn Mixture in SI Engines, SAE Technical Paper Series 2005-01-3688, SAE International, Warrendale PA, 2005.
- [48] Hanenkamp, A., Terbeck, S., Köbler, S.: 32/40 PGI - Neuer Otto-Gasmotor ohne Zündkerzen, Motortechnische Zeitschrift MTZ 67 / 8, Wiesbaden, 2006.
- [49] Ikeda, Y., Nishiyama, A., Katano, H., Joeng, H.: Research and Development of Microwave Plasma Combustion Engine, SAE Technical Paper Series 2009-01-1049, SAE International, Warrendale PA, 2009.
- [50] Patentschrift EP2065592A1: Ignition Device for Internal Combustion Engine, Imagineering Inc., Kobe, 2006.
- [51] Heuermann, H.: Kommentar zum Thema Hochfrequenzzündung, Motortechnische Zeitschrift MTZ 71 / 7, Wiesbaden, 2010.
- [52] Heuermann, H.: Mikrowellenplasma-Projekte an der FH Aachen, Informationsbroschüre Fachbereich Elektrotechnik und Informationstechnik, FH Aachen, Aachen, 2011.
- [53] Kettner, M., Nauwerck, A., Spicher, U., Seidel, J.: Mikrowellenbasiertes Zündprinzip für Ottomotoren mit Direkteinspritzung und strahlgeführtem Brennverfahren, Motortechnische Zeitschrift MTZ 67 / 6, Wiesbaden, 2006.
- [54] Patentschrift DE102008048449A1: Brennkraftmaschine, Zündverfahren und Steuervorrichtung, Continental Automotive GmbH, Hannover, 2008.
- [55] Hirsch, N., Gallatz, A.: Neuartiges Raumzündverfahren mittels Mikrowellenstrahlung, Motortechnische Zeitschrift MTZ 70 / 3, Wiesbaden, 2009.
- [56] Spicher, U., Maas, U., Groß, V., Schießl, R.: Untersuchung von Zündung und Verbrennung bei einem strahlgeführten DI-Ottomotor mit Laserzündung, Tagungsbericht FVV Vorhaben Nr. 928, Institut für Kolbenmaschinen (IFKM), Karlsruhe, 2009.
- [57] Phuoc, T.X.: Laser induced spark ignition fundamental and applications, Optics and Laser in Engineering Vol. 44, Elsevier, Amsterdam, 2006.
- [58] Brüggemann, D., Hüttl, C.: Stand der Entwicklung bei der Laserzündung, Motortechnische Zeitschrift MTZ 70 / 3, Wiesbaden, 2009.
- [59] Ridderbusch, H.: Longitudinal angeregte passiv gütegeschaltete Laserzündkerze, Dissertation, Universität Stuttgart, 2008.

- [60] Geringer, B., Graf, J.: Laserzündung: Ein zukunftsweisendes Zündsystem für strahlgeführte Verbrennungssysteme, In: Steinmetz, E., Brinkmann, B., Menne, R. (Hrsg.): Strahlgeführte Verbrennung, Expert, Renningen, 2004
- [61] Patentschrift US2009/0031988A1: Non equilibrium plasma discharge type ignition device, Nissan Motor Co., Yokohama, 2009.
- [62] Shiraishi, T., Kakuho, A., Urushihara, T., Cathey, C., Tang, T., Gundersen, M.: A Study of Volumetric Ignition Using High-Speed Plasma for Improving Lean Combustion Performance in Internal Combustion Engines, , SAE Technical Paper Series 2008-01-0466, SAE International, Warrendale PA, 2008.
- [63] Patentschrift DE000019747700C2: Zündeinrichtung mit einer Zündelektrode, Volkswagen AG, 1997.
- [64] Patentschrift WO002010040123A2: Ignitor for air/fuel mixture and engine therewith and method of assembly thereof into a cylinder head, Federal Mogul Corp., Southfield MI, 2010.
- [65] Patentschrift WO2010119197A1: High voltage resonator-amplifier with an optimized structure for radiofrequency ignition system, Renault SAS, Paris, 2010.
- [66] Patentschrift JP2006070830A: Ignition device for internal combustion engine, Denso Corp., Kariya, 2004.
- [67] Patentschrift WO2010/011838A1: Igniting combustible mixtures, BorgWarner Inc., Auburn Hills MI, 2010.
- [68] Wagner, P., Reischl, G., Steiner, G.: Einführung in die Physik, Fakultas, Wien, 2010.
- [69] Fröhlich, K.: Elektrische Energiesysteme, Vorlesungsskript EEH (High Voltage Laboratory), Eidgenössische Technische Hochschule Zürich, Zürich, 2002.
- [70] Hahne, E.: Technische Thermodynamik: Einführung und Anwendung, Oldenbourg, Aufl. 3, München, 2000.
- [71] Meschede, D: Gerthsen Physik, Springer, Berlin, Aufl. 24, 2010.
- [72] Demtrader, W.: Experimentalphysik 3: Atome, Moleküle und Festkörper, Aufl. 4, Springer, Berlin, 2010.
- [73] Hinterholzer, T.: Der Durchschlag in SF6 unter Einfluss der Raumladungsstabilisierung, Dissertation, Lehrstuhl für Hochspannungs- und Anlagentechnik, Technische Universität München (TUM), München, 2002.
- [74] Küchler, A.: Hochspannungstechnik: Grundlagen – Technologie – Anwendung, Aufl. 3, Springer, Berlin, 2009.
- [75] Hagmann, G.: Grundlagen der Elektrotechnik, Aufl. 10, Aula, Wiebelsheim, 2003.
- [76] Fridman, A., Kennedy, L. A.: Plasma Physics and Engineering, Taylor and Francis, New York, 2004.
- [77] Dobrinski, P., Krakau, G., Vogel, A.: Physik für Ingenieure, Springer, Berlin, 2009.

- [78] Hinrichsen, V.: Der elektrische Durchschlag von Gasen, Vorlesungsskript Fachgebiet Hochspannungstechnik, TU Darmstadt, Darmstadt, 2010.
- [79] Holzer, F.: Oxidation von organischen Verbindungen unter Nutzung von porösen und unporösen Feststoffen im nichtthermischen Plasma, Dissertation, Mathematisch-Naturwissenschaftlich-Technische Fakultät, Universität Halle, Halle, 2003.
- [80] Hofmann, G.: Elektrische Gasentladungen, Vorlesungsskript, Fakultät Elektrotechnik, Hochschule für Technik und Wirtschaft Dresden, Dresden, 2009.
- [81] Bartnikas, R., McMahon E. J.: Corona Measurement and Interpretation, Engineering Dielectrics Volume 1, American Society for Testing and Materials, West Conshohocken PA, 1979.
- [82] Nelles, D., Tuttas, C.: Elektrische Energietechnik, Teubner, Stuttgart, 1998.
- [83] Markus, D., Langer, T., Gerlach, U., Lienesch, F.: Zündung durch elektrische Entladungen, Amts- und Mitteilungsblatt der Physikalisch-Technischen Bundesanstalt Braunschweig und Berlin, 121. Jahrgang, Heft 1, Braunschweig, 2011.
- [84] Nagel, A.: Erzeugung hochfrequenter Hochspannung zur Untersuchung des dielektrischen Verhaltens von Isolierstoffen, Dissertation, Fakultät für Elektrotechnik und Informationstechnik, Universität Karlsruhe, Karlsruhe, 2008.
- [85] Günter, S.: Einführung in die Plasmaphysik, Vorlesungsskript an der TU München, Max-Planck-Institut für Plasmaphysik, Garching, 2011.
- [86] Zohm, H.: Plasmaphysik, Vorlesungsskript, LMU München, München, 2010.
- [87] Dzur, B.: Grundlagen der Plasmaerzeugung, Handout zur Vorlesung, Institut für Plasma- und Oberflächentechnik, TU Ilmenau, Ilmenau, 2006.
- [88] Shiraishi, T., Kakuho, A., Urushihara, T.: A Study of Volumetric Ignition Using High-Speed Plasma for Improving Lean Combustion Performance in Internal Combustion Engines, SAE Technical Paper Series 2008-01-0466, SAE International, Warrendale PA, 2008.
- [89] Wilstermann, H.: Wechsellspannungszündung mit integrierter Ionenstrommessung als Sensor für die Verbrennungs- und Motorregelung, Dissertation, Fakultät für Elektrotechnik, Universität Karlsruhe, Karlsruhe, 1999.
- [90] Lückert, P., Waltner, A., Rau, E., Vent, G., Schaupp, U.: Der neue V6-Ottomotor mit Direkteinspritzung von Mercedes-Benz, Motortechnische Zeitschrift MTZ 67 / 11, Wiesbaden, 2006.
- [91] Bargende, M.: Berechnung und Analyse innermotorischer Vorgänge, Vorlesungsskript Sommersemester 2005, Institut für Verbrennungsmotoren und Kraftfahrwesen, Universität Stuttgart, Stuttgart, 2005.

- [92] Jippa, K.-N.: Onlinefähige, thermodynamikbasierte Ansätze für die Auswertung von Zylinderdruckverläufen, Expert, Renningen, 2004.
- [93] Tiger Bedienungsanleitung, TigerHilfe 2.0, Thermodynamische Analysesoftware Tiger, EnginOS GmbH, Ostfildern, 2012.
- [94] Cowan, B.: Valvetrains, Engine Technology International (ETI), UKIP Media Ltd., Dorking, 2007.
- [95] Cheng, W.C., Cedrone, K.: VVT technology, Vorlesungsunterlagen 2.61 Internal Combustion Engine, Massachusetts Institute of Technology (MIT), Department of Mechanical Engineering, Cambridge MA, 2012.
- [96] Turner, J.W.G, Kenchington, S.A., Stretch, D.A.: Production AVT Development: Lotus and Eaton's Electrohydraulic, Closed-Loop Fully Variable Valve Train System, Vortrag der Firmen Lotus und Eaton, 25. Internationales Wiener Motorensymposium, Wien 2004.
- [97] Bargende, M.: Schwerpunkt-Kriterium und automatische Klingelerkennung, Bausteine zur automatischen Kennfeldoptimierung bei Ottomotoren, Motortechnische Zeitschrift MTZ 56 / 10, Wiesbaden, 1995.
- [98] Heywood, J.B.: Internal Combustion Engine Fundamentals, McGraw-Hill Inc., New York, 1988.
- [99] Kratzsch, M., Günther, M., Nicklitzsch, S., Medicke, M.: Der Qualitätsgeregelte Ottomotor – ein konsequenter Weg mit Zukunftspotenzialen, 32. Internationales Wiener Motorensymposium, Wien, 2011.
- [100] Fischer, M., Günther, M., Röpke, K., Lindemann, M., Placzek, R.: Klopfenerkennung im Ottomotor - Neue Tools und Methoden in der Serienentwicklung, Motortechnische Zeitschrift MTZ 64 / 3, Wiesbaden, 2003.
- [101] Süß M., Günthner, M., Schenk, M., Rottengruber H.S.: Ausweitung des Betriebsbereiches durch Hochfrequenzzündung und Aufladung beim ottomotorischen HCCI-Brennverfahren, Berichte zur Energie und Verfahrenstechnik (BEV), Heft 11.1, ESYTEC, Erlangen, 2011.
- [102] Borrmeister, J.; Hübner, W.: Einfluß der Brennraumform auf HC-Emission und den Verbrennungsablauf, Motortechnische Zeitschrift MTZ 58 / 7+8, Wiesbaden, 1997.
- [103] H. Rebholz, W. Köhler, S. Tenbohlen: Dielektrische Festigkeit verschiedener Gase in GIS, ETG-Beitrag, Institut für Energieübertragung und Hochspannungstechnik (IEH), Universität Stuttgart, Stuttgart, 2005.
- [104] Ivers-Tiffée, E., Münch, von, E.: Werkstoffe der Elektrotechnik, Aufl. 10, Teubner, Wiesbaden, 2007.
- [105] Devine, P.: Füllstandsmessung mit Radar, Leitfaden für die Prozessindustrie, VEGA Grieshaber KG, Schiltach, 2001.

- [106]Maksimovic, D.: CMOS 4046 Phase-Locked Loop, Department of Electrical and Computer Engineering, University of Colorado, Boulder, 1997.
- [107]Grigull, U.: Dielektrizitätskonstante und Ionenprodukt von Wasser und Wasserdampf, Sonderdruck aus Brennstoff-Wärme-Kraft, Heft 6 (35), München, 1983.
- [108]Zikoridse, G, Spicher, U.: Abschlussbericht: BPI-Verfahren für Benzin-Direkteinspritzung II, Forschungsinstitut Fahrzeugtechnik, Hochschule für Technik und Wirtschaft Dresden und Institut für Kolbenmaschinen, Universität Karlsruhe, Dresden, 2007.
- [109]Patentschrift DE102010044845B3: Verfahren zum Betreiben einer HF-Zündanlage, BorgWarner Inc., Auburn Hills MI, 2011.
- [110]Patentschrift DE102012104654: Verfahren zur Klopfkennung, BorgWarner Inc., Auburn Hills MI, 2012.
- [111]Patentschrift DE102012104641: Verfahren zum Ermitteln des Verbrennungsbeginns bei einem taktweise arbeitendem Verbrennungsmotor, BorgWarner Inc., Auburn Hills MI, 2012.
- [112]Produktbeschreibung, AVL OT-SENSOR 428, AVL List GmbH, Graz, 2010.
- [113]Maly, R.: Die Zukunft der Funkenzündung, Motortechnische Zeitschrift MTZ 59 / 7+8, Wiesbaden, 1998.

12 Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1.1: Bosch Hochspannungs-Magnetzündler und erste Zündkerze [16]	2
Abbildung 1.2: Zündkerzen von 1920, 1969 und 2012 [17]	3
Abbildung 1.3: Koronazündung	4
Abbildung 2.1: Oxidationsschema der Kohlenwasserstoffe [18]	7
Abbildung 2.2: Laminare und turbulente Flammenfront [21]	8
Abbildung 2.3: Zündgrenzen verschiedener Brenngase [28]	10
Abbildung 2.4: Schematische Einteilung des Gemisches am Zündort [29]	11
Abbildung 2.5: Darstellung eines Druck-, Brenn- und normierten Summenbrennverlaufs	13
Abbildung 2.6: Aufbau einer Zündkerze [1]	14
Abbildung 2.7: Einzelfunkenzündspule (links), Kerzenschachtzündspule (rechts) [1]	15
Abbildung 2.8: Schaltplan Transistorspulenzündung [32]	15
Abbildung 2.9: Spannungs- und Stromverlauf einer Spulenzündung [34]	16
Abbildung 2.10: Neuartiger Hochspannungsanschluss	17
Abbildung 2.11: „Plasma Jet“ Zündung [45]	19
Abbildung 2.12: BPI-Zündung (Bowl-Prechamber-Ignition) [35]	19
Abbildung 2.13: Zündkerze mit Mikrowellen-Antenne [49]	20
Abbildung 2.14: Mikrowellenzündkerze: Feldsimulation [52] und Prinzipskizze [53]	20
Abbildung 2.15: Laserzündkerze [56]	21
Abbildung 2.16: Barriereentladungs-Zündkerze [61]	22
Abbildung 2.17: High-Speed-Plasma-Zündung [62]	23
Abbildung 2.18: Stark inhomogenes elektrisches Feld an einer Koronazündkerze	23
Abbildung 3.1: Thermischer Ionisationsgrad verschiedener Gase [69]	26
Abbildung 3.2: Elektronenstoßionisation (a), Ionenstoßreaktion (b) und streifender Stoß (c) [72]	27
Abbildung 3.3: Photoionisation [72]	27
Abbildung 3.4: Entladungen im elektrischen Feld [74]	29
Abbildung 3.5: Lawinenbildung [74]	30
Abbildung 3.6: Paschenkurve für verschiedene Gase bei Normaltemperatur [87]	31
Abbildung 3.7: Durchschlags- und Koronaeinsatzspannung [74]	32
Abbildung 3.8: Korona Zündsteuergerät und Zünder	35
Abbildung 3.9: Zünder mit integrierter Spule	36
Abbildung 3.10: Koronaschwingkreis stark vereinfacht	37
Abbildung 3.11: Überlagerung zweier Schnitte durch eine Zündkerze und einen HF- Zünder	37
Abbildung 3.12: Klassischer frei schwingender Teslagenerator [84]	38
Abbildung 3.13: Prinzipskizze HF-Zündsystem	39
Abbildung 3.14: Prinzipskizze PLL Regelung mit Kalibrierfaktor	40
Abbildung 3.15: Aufbau der Koronaspannung im automatischen und manuellen Modus	41
Abbildung 4.1: Druckbomben Aufbau	44
Abbildung 4.2: Prinzipskizze Druckkammerversuch mit Controller	45
Abbildung 4.3: Verschiedene Varianten der Messung mit Klimaschrank	46
Abbildung 4.4: Einzylinderprüfstand Messstellenplan	48
Abbildung 4.5: Aufbau des Einzylinderprüfstands	49
Abbildung 4.6: Messbrücke zwischen Controller und Zünder	51
Abbildung 5.1: Zündhaken 2000/2, Basis ZZP	55

Abbildung 5.2: Zündhaken 2000/2, Basis Q50	56
Abbildung 5.3: Standardabweichung und Verbrauch der Lambdavariation 2000/2	58
Abbildung 5.4: Massenumsatzpunkte und Zündzeitpunkt der Lambdavariation 2000/2	58
Abbildung 5.5: Druck-, Brenn- und Summenbrennverlauf der Lambdavariation 2000/2	59
Abbildung 5.6: Brennverlauf und normierter Massenumsatz	60
Abbildung 5.7: Zyklenschwankungen bei Lambda 1,0 und 1,4	61
Abbildung 5.8: Standardabweichung, Verbrauch und Emissionen der Restgasvariation 2000/2	62
Abbildung 5.9: Massenumsatzpunkte und Zündzeitpunkt der Restgasvariation 2000/2	63
Abbildung 5.10: Zyklenschwankungen bei 2000 U/min Volllast	65
Abbildung 5.11: Klopfverteilung mit 15 % und 1,5 % Quantilen	66
Abbildung 5.12: Betriebspunktverschiebung in der Volllast	66
Abbildung 6.1: Zünder Prototypen mit 3 und 5 sternförmigen Elektroden spitzen	70
Abbildung 6.2: Zünder Position bei 5,1 mm Unterlegscheiben	71
Abbildung 6.3: Geometrieauslegung mittels Druckkammer	72
Abbildung 6.4: Geometrieauslegung am Motor	73
Abbildung 7.1: Zündspannungsvariation 2000/2	75
Abbildung 7.2: Koronadauervariation bei Lambda 1,4	78
Abbildung 7.3: Energiebetrachtung im Motorkennfeld (Automatik Modus)	79
Abbildung 7.4: Untersuchung der Baselinespannung (2000/2, Lambda 1,0)	80
Abbildung 7.5: Automatischer Modus in der Volllast bei 2000 und 5000 U/min	81
Abbildung 7.6: Lambdavariation bei 2000 U/min mit konstanter Drosselklappe (Start: 6 bar pme)	83
Abbildung 7.7: Lambdavariation mit automatischem und manuellem Modus bei 2000/2	84
Abbildung 7.8: Bewertung der Spannungsregelung bei 2000/2	84
Abbildung 7.9: Bewertung der Koronadauerregelung bei 2000/2	85
Abbildung 7.10: Spannungsaufbau des automatischen und manuellen Modus	86
Abbildung 8.1: Einfluss der Rohrlänge auf die Resonanzfrequenz	88
Abbildung 8.2: Einfluss der Spitzenanzahl auf die Resonanzfrequenz	89
Abbildung 8.3: Einfluss der Einschraubtiefe auf die Resonanzfrequenz	89
Abbildung 8.4: Einfluss der Fertigungstoleranzen auf die Resonanzfrequenz	90
Abbildung 8.5: Einfluss des Zünderfülldrucks auf die Resonanzfrequenz	91
Abbildung 8.6: Einfluss der Zündertemperatur auf die Resonanzfrequenz	91
Abbildung 8.7: Einfluss der Controllertemperatur auf die Resonanzfrequenz	92
Abbildung 8.8: Einfluss des PLL-Zeitfaktors auf die Resonanzfrequenz	93
Abbildung 8.9: Arbeitsbereich der PLL-Regelung [105]	93
Abbildung 8.10: Einfluss des PLL-Arbeitsbereichs auf die Resonanzfrequenz	94
Abbildung 8.11: Einfluss der Koronaionisation auf die Resonanzfrequenz	95
Abbildung 8.12: Einfluss der Koronaionisation auf die Resonanzfrequenz	96
Abbildung 8.13: Einfluss der Spannung auf das PLL-Regelverhalten	96
Abbildung 8.14: Einfluss des Kammerdrucks auf die Resonanzfrequenz	97
Abbildung 8.15: Einfluss des Kammermediums auf die Resonanzfrequenz	98
Abbildung 8.16: Einfluss der Kolbenposition auf die Resonanzfrequenz	99
Abbildung 8.17: Einfluss der Verbrennungionisation auf die Resonanzfrequenz	100
Abbildung 8.18: Einfluss der Koronaspannung im Motorbetrieb auf die Resonanzfrequenz	101

Abbildung 8.19: Einfluss unterschiedlicher Zündzeitpunkte auf die Resonanzfrequenz	103
Abbildung 8.20: Einfluss der Kolbenposition auf die Resonanzfrequenz (bei stehendem Motor)	104
Abbildung 8.21: Einfluss des Ventiltriebs auf die Resonanzfrequenz während des Ladungswechsels	104
Abbildung 8.22: Einfluss des Luftgehalts auf die Resonanzfrequenz	106
Abbildung 8.23: Einfluss des Luftgehalts auf die Resonanzfrequenz zu Beginn der Zündung	107
Abbildung 8.24: Einfluss der Verbrennung auf die Resonanzfrequenz am Ende der Zündung	107
Abbildung 8.25: Frequenzverlauf bei verschiedenen Lasten	108
Abbildung 8.26: Frequenzverlauf bei verschiedenen Zündzeitpunkten an der Volllast	109
Abbildung 8.27: Gewichtung der Frequenzeinflüsse	111
Abbildung 9.1: Analyse des Spannungsverlauf zur Defekterkennung	113
Abbildung 9.2: Kolbenabstand, dynamischer und statischer Frequenzverlauf	115
Abbildung 9.3: Zylinderdruck, Klopferschwingung und Frequenz bei unterschiedlicher Klopfstärke	117
Abbildung 9.4: Auswertung Klopfkerkennung am Beispiel Volllast bei 2000 U/min	117
Abbildung 9.5: VCO-Spannung und Impedanz im Vergleich zum Verbrennungsfortschritt	120
Abbildung 9.6: Auswertung Brennbeginnanalyse am Beispiel 2000/2 (Lambdavarisation)	120
Abbildung A.1: Alkane [18]	138
Abbildung A.2: Alkene [18]	139
Abbildung A.3: Alkine (dargestellt: Ethin) [18]	139
Abbildung A.4: Zyκλοalkene [6]	139
Abbildung A.5: Aromaten [6]	139
Abbildung A.6: Alkohole [6]	140
Abbildung A.7: Ether (dargestellt: Dietylether) [6]	140
Abbildung A.8: Ketone (dargestellt Aceton) [6]	140
Abbildung A.9: Aldehyde (dargestellt Formaldehyde) [6]	140
Abbildung A.10: Wasserstoff-Sauerstoff-Oxidation [19]	140
Abbildung A.11: Bowl-Prechamber-Ignition-Verfahren [47]	142
Abbildung A.12: Schutz der Elektroden spitzen durch Ummantelung [63]	144
Abbildung A.13: Koronazündkerze Ausführungsform [64]	144
Abbildung A.14: Koronazündkerze mit einer Spitze und integrierter Spule [65]	144
Abbildung A.15: Zündkerzengestaltung und Streamerausbreitung [66]	145
Abbildung A.16: Korona Entladungsformen [74]	146
Abbildung A.17: Übersicht verschiedener Plasmatypen	147
Abbildung A.18: Ringkerntrafo [84]	148
Abbildung A.19: Ersatzschaltbild einer Hochfrequenzzündung [89]	149
Abbildung A.20: Reihenschwingkreis mit Zeigerdiagramm (allgemein und in Resonanz)	150
Abbildung A.21: Ersatzschaltbild Koronaschwingkreis [67]	151
Abbildung A.22: Bode-Diagramm	151
Abbildung A.23: Impedanzregelung	153
Abbildung A.24: Anpassung der Soll-Impedanz	153
Abbildung A.25: Schnitt durch AVT Aktuator und Servo Ventil [93]	155
Abbildung A.26: AVT Prinzipskizze [94]	156

Abbildung A.27: Synchronisation zwischen Indizierung und Oszilloskop	157
Abbildung A.28: Messstellenplan BorgWarner Entwicklungsprüfstand	158
Abbildung A.29: Haltevorrichtung HF-Zünder	158
Abbildung A.30: Rohsignale (oben), Rechenweg (mitte), resultierende Frequenz (unten)	159
Abbildung A.31: NO _x - und HC-Emissionen der Lambdavariation 2000/2	160
Abbildung A.32: Temperatur und Wandwärmestrom der Lambdavariation 2000/2	160
Abbildung A.33: Betriebspunktverschiebung in der Vollast	161
Abbildung A.34: Verifikation der Geometrieauslegung durch eine Lambdavariation 2000/2	162
Abbildung A.35: Überschlagsfeldstärke von N ₂ , CO ₂ und Luft [102]	163
Abbildung A.36: Frequenzverlauf bei frühen Zündzeitpunkten	163
Abbildung A.37: Verschiedenen Spannungsverlaufsformen	164
Abbildung A.38: Blockdiagramm Defekterkennung	165
Abbildung A.39: FFT-Analyse bei funktionsfähigem und defektem Zünder	166
Abbildung A.40: Skizzierung des Frequenzverlaufs und Darstellung der Extrempunkte	166
Abbildung A.41: Blockdiagramm Klopferrkennung	167
Abbildung A.42: Skizzierung des Frequenzverlaufs und Einteilung in Zonen A, B und C	167
Abbildung A.43: Blockschalbild Brennbeginnanalyse	169

A Anhang

A.1 Vorläufer der Zündkerze

Der Vollständigkeit halber seien hier noch kurz die Vorgänger der Zündkerze genannt. So wurden von dem Franzosen Étienne Lenoir im Jahr 1860 für seinen atmosphärischen Gasmotor bereits Zündfunken über zwei in die Brennkammer hineinragende Platindrähte und einem Generator erzeugt. Aufgrund der kontinuierlich, mit bis zu 50 Hz laufenden Zündung mittels Hochspannungsschalter wurde die Anlage auch Summerzündung genannt welche später auch von Carl Benz optimiert und angewandt wurde.

Nikolaus August Otto hingegen nutzte für seinen nach ihm benannten Viertaktmotor ab 1876 noch eine offene, Flame, die in einer Bohrung nahe dem Zylinderkopf kontinuierlich brannte. Zum Zündzeitpunkt wurde diese Bohrung gegenüber dem Brennraum hin geöffnet und es folgte die Entflammung.

Daimler dagegen nutzte 1883 die von Wilhelm Maybach entwickelte Glührohrzündung welche im Gegensatz zur offenen Flammzündung lediglich über die von einer Flamme an ein Rohr abgegebene und in den Brennraum übertragene Wärme zündet.

Alle diesen Zündeinrichtungen gemein war die Unzuverlässigkeit in der Entflammung, das Fehlen eines einstellbaren Zündzeitpunkts und die bis auf wenige hundert Umdrehungen begrenzte Motordrehzahl [15].

A.2 Kraftstoffzusammensetzung

Der chemische Aufbau der bedeutendsten Kraftstoffkomponenten und die wichtigsten, während der Verbrennung auftretenden Produkte werden im Folgenden anhand ihrer Strukturformeln beschrieben:

Alkane C_nH_{2n+2} , Kettenförmige Kohlenwasserstoffe mit Einfachbindung:

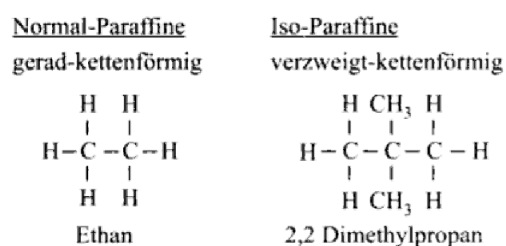


Abbildung A.1: Alkane [18]

Alkene C_nH_{2n} , Kettenförmige Kohlenwasserstoffe mit Doppelbindung:

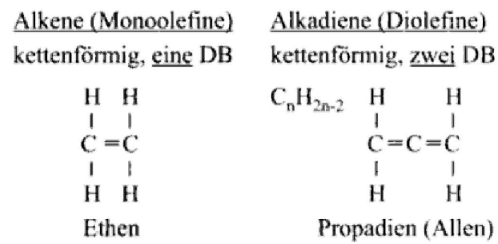


Abbildung A.2: Alkene [18]

Alkine C_nH_{2n-2} , Kettenförmige Kohlenwasserstoffe mit einer Dreifachbindung:



Abbildung A.3: Alkine (dargestellt: Ethin) [18]

Zyklo-Alkane C_nH_{2n} , Ringförmige Kohlenwasserstoffe mit Einfachbindung:

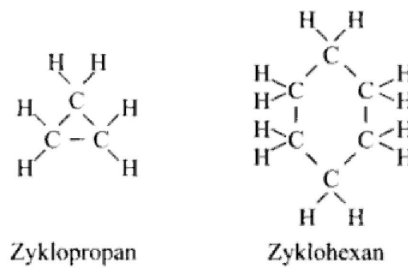


Abbildung A.4: Zykloalkene [6]

Aromaten C_nH_{2n-6} , Ringförmige Kohlenwasserstoffe mit konjugierter Doppelbindung:

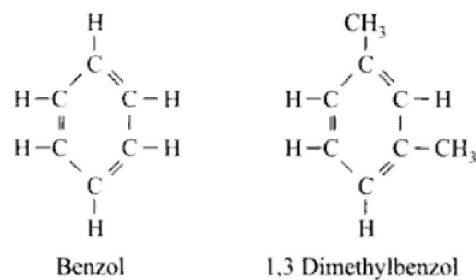


Abbildung A.5: Aromaten [6]

Alkohole, Kohlenwasserstoffkette mit Hydroxylgruppe (-OH):

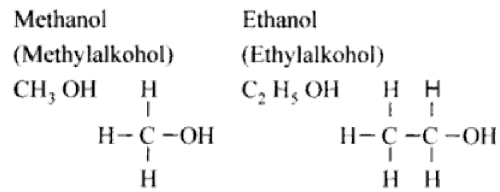


Abbildung A.6: Alkohole [6]

Ether, Kohlenwasserstoffketten über Sauerstoffbrücke verbunden:

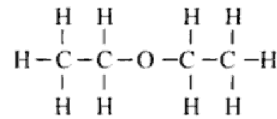


Abbildung A.7: Ether (dargestellt: Diäthylether) [6]

Ketone, Kohlenwasserstoffketten über Carbonylgruppe (-CO-) verbunden:

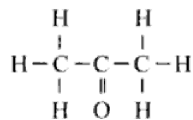


Abbildung A.8: Ketone (dargestellt Aceton) [6]

Aldehyde, Kohlenwasserstoffketten mit CHO-Gruppe:

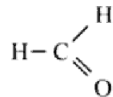


Abbildung A.9: Aldehyde (dargestellt Formaldehyd) [6]

A.3 Reaktionen der Wasserstoff-Sauerstoff-Oxidation

Die wichtigsten Elementarreaktionen der Wasserstoff-Sauerstoff-Oxidation:

(0)	H_2	+	O_2	=	$2 OH\bullet$	Ketteneinleitung
(1)	$OH\bullet$	+	H_2	=	$H_2O + H\bullet$	Kettenfortpflanzung
(2)	$H\bullet$	+	O_2	=	$OH\bullet + O\bullet$	Kettenverzweigung
(3)	$O\bullet$	+	H_2	=	$OH\bullet + H\bullet$	Kettenverzweigung
(4)	$H\bullet$			=	$\frac{1}{2} H_2$	Kettenabbruch (homogen)
(5)	$H\bullet + O_2$	+	M	=	$HO_2 + M$	Kettenabbruch (heterogen)
(1+2+3)	$2 H_2$	+	O_2	=	$H\bullet + OH\bullet + H_2O$	

Abbildung A.10: Wasserstoff-Sauerstoff-Oxidation [19]

A.4 Klopftheorien

Als die am weitesten verbreiteten Theorien zur Beschreibung des ottomotorischen Klopfens gelten die Verdichtungs-, die Detonations- und die Kombinationstheorie:

Verdichtungstheorie:

Die Temperaturerhöhung im Zylinder durch Kolbenbewegung und Kompressionswirkung der Flammenfront führt im noch unverbrannten Gemisch (Endgas) zur Selbstzündung desjenigen Gemischbereichs, dessen Gemischzusammensetzung und Temperatur eine geringe Zündenergie erfordert. Die von diesen Detonationen ausgehenden Druckwellen bewirken eine plötzliche verbrennung des Endgases.

Detonationstheorie:

Die Druckwellen der durch die eigentliche Zündung ausgelösten Flammenfront führen bei entsprechend hohen Druckgradienten, wie sie beim Klopfen auftreten, zu Stoßwellen, in denen Selbstzündungsbedingungen erreicht werden. Da das Anwachsen der Druckwelle zur Stoßwelle eine gewisse Anlaufstrecke benötigt, befinden sich die Klopfzonen in einem geringen Abstand von der Primärflamme oder der Brennraumwand.

Kombinationstheorie:

Entspricht der Kombination von Detonations- und Verdichtungstheorie. Ausgehend von der Selbstzündung kommt es zu einer hohen Flammengeschwindigkeit und bei stark klopfenden Arbeitsspielen zu Stoß und Detonationswellen [25].

A.5 Sonderformen der Transistorspulenzündung

Es gibt eine Reihe von unterschiedlichen Zündkerzen-Elektrodenformen, die nach Herstellerangaben eine bessere Entflammung gewährleisten sollen oder durch einen höheren Edelmetallgehalt eine längere Lebensdauer aufweisen. Eine Reihe von Zündkerzenvarianten wurde auch in jüngster Zeit in Druckbombentests und Motorversuchen untersucht, wobei sich im Motorbetrieb bei gleicher Zündenergie im beobachteten Entflammungsverhalten keine eindeutigen Unterschiede bemerkbar machten [35] [38]. Ausgenommen ist hierbei die an die jeweilige Strömungssituation und das vorliegende Brennverfahren durchgeführte Abstimmung der Zündkerze, was beispielsweise gerade bei Schichtbrennverfahren einen großen Unterschied ausmachen kann. So sind neben einem gerichteten Einbau der Zündkerze spezielle Zündsysteme mit höherer Zündenergie oder

längeren Zündauern im Einsatz. Eines der bekanntesten auf der Transistor-spulentechnologie basierenden alternativen Zündsysteme dürfte das von Daimler eingesetzte MSI (Multi Spark Ignition) System sein [37]. Aber auch andere Hersteller, wie beispielsweise Delphi, bringen mit ihrer MCI-Zündung (Multi Charge Ignition) ähnliche Systeme auf den Markt [41]. Da der Elektrodenabbrand mit jedem zusätzlichen Funken steigt, werden aktuell auch Systeme mit komplexeren elektronischen Ansteuerungen entwickelt, die höhere Freiheitsgrade bezüglich Zünddauer, Zündfunkenanzahl, Energie und einen geringeren Elektrodenabbrand aufweisen. Als Systeme sind hier beispielsweise das im Zuge des SwRI HEDG II Projekts²³ in Zusammenarbeit mit BorgWarner untersuchte DCO-System (Dual Coil Ignition) [42], oder die von Continental vorgestellte CCI-Zündung (Continuous Current Ignition) zu nennen [44]. Aus dem Bereich der Großmotoren sind auf dem Transistor-spulensystem basierende Hochenergie-Zündsysteme wie beispielsweise die VOGT Hochfrequenz-Wechselstrom-Zündung (VOGT HF-WS) oder das Zündsystem DEIS (Directed Energy Ignition System) der Firma ALTRONIC Hörbiger bekannt, aber nicht für den Einsatz in Pkw-Motoren vorgesehen [35].

A.6 BPI-Verfahren (Bowl-Prechamber-Ignition)

Das Bowl-Prechamber-Ignition-Verfahren wird als Zündsystem für Magermotorkonzepte verwendet. Hauptmerkmal des BPI-Verfahrens ist eine Doppeleinspritzstrategie in Verbindung mit einer Vorkammerzündung. Die Funktionsweise des BPI-Verfahrens ist in Abbildung 15 schematisch dargestellt. Durch die erste Einspritzung im Saughub wird ein homogenes mageres Grundgemisch erzeugt. Im Kompressionshub erfolgt eine sehr geringe zweite Einspritzung (a, b).

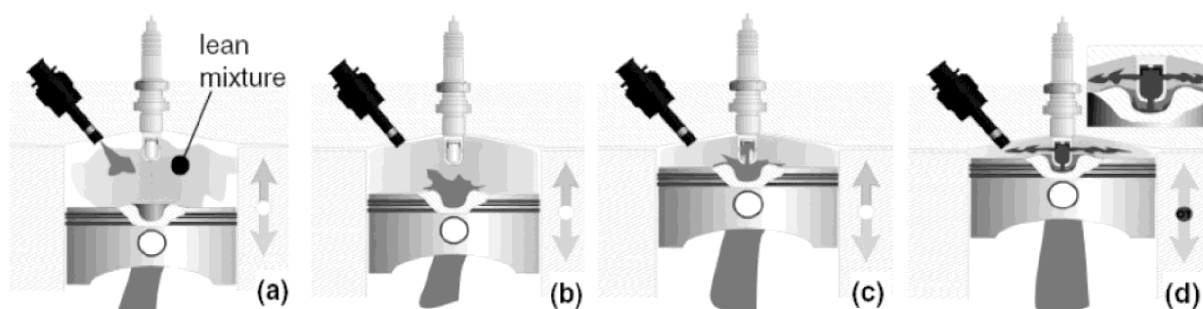


Abbildung A.11: Bowl-Prechamber-Ignition-Verfahren [47]

²³ CO₂ Forschungsvorhaben des SwRI (South West Research Institute) in Beauftragung und Zusammenarbeit mit der US-amerikanischen Automobilbranche, u.a. BorgWarner [43].

Durch die Ladungsbewegung und die Druckdifferenz zwischen Zylinder und Vorkammer findet ein Transport des angefetteten Gemisches in die Vorkammer statt (c). Durch hohe Strömungsgeschwindigkeiten beim Einströmen wird eine gute Gemischbildung für das im Mittel angefettete und damit besonders zündfähige Gemisch in der Vorkammer erzeugt. Nach Zündung des angereicherten Gemisches in der Vorkammer schießt das entflammte Gemisch in Folge des starken Druckanstieges über die Vorkammerlöcher in den Zylinder (d). Das lokal magere Grundgemisch wird weiträumig entzündet und entflammt somit deutlich besser als bei einfachen Funkenzündungen [47].

A.7 Ausführungsformen der Koronazündung

In der Literatur finden sich neben den Patenten der BorgWarner Inc. eine Reihe weiterer Patentanmeldungen zur Koronazündung. In der untenstehenden Tabelle werden einige interessante Beispiele gelistet, die aufgrund ihrer auffallenden Ähnlichkeit zum untersuchten Zündsystem bei der Literaturrecherche besonders aufgefallen sind:

Anmelder	Anmeldenummer	Zusammenfassung	Jahr
Denso Corp.	JP002006070830A	Zündsystem, das mittels einer Leistungsquelle ein elektrisches Feld erzeugen kann.	2005
Federal Mogul Corp.	US20100282197A1	Elektrodendesign und Elektrodenschutz.	2009
Federal Mogul Corp.	WO002010040123A2	Zündkerzendesign und Montageverfahren. (siehe Abbildung A.13)	2009
GE Jenbacher GmbH	EP2199597A3	Erzeugung und Aufrechterhaltung einer Koronaspannung mit Schaltplan.	2009
Nissan Motor Inc.	EP2025927	Frequenzbildung und Zündkerze. (siehe Abbildung A.15)	2008
Renault SAS	WO2010119197A1	Zündkerzendesign mit integrierter Spule. (siehe Abbildung A.14)	2009
Renault SAS	US2008309381A	Hochspannungserzeugung mit MOS Transistor.	2007
Volkswagen AG	DE19747701A1	Funktionsweise und Ansteuerung eines HF-Generators zur Erzeugung einer Streamerentladung im MHz-Bereich. Ausführung der Zündkerze mit einen und mehreren Spitzen.	1997
Volkswagen AG	DE000019747700C2	Schutz der Elektrodenspitzen durch Ummantelung. (siehe Abbildung A.12)	1997

Tabelle A.1: Patentliste Koronazündung

Wie in den folgenden Abbildungen zu sehen ist, besteht zum einen ein starkes Interesse, eine möglichst scharfkantige Elektrodenspitze auszubilden. Auf der anderen Seite wird versucht, durch Zünderposition, Elektrodenausrichtung oder Isolation die Streamer in den Brennraum zu leiten und ein Überschlagen gegen das Brennraumdach zu verhindern.

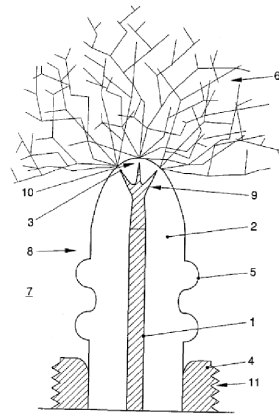


Abbildung A.12: Schutz der Elektrodenspitzen durch Ummantelung [63]

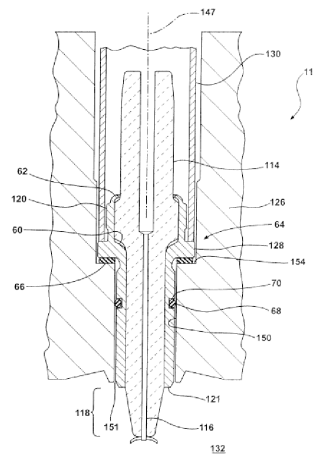


Abbildung A.13: Koronazündkerze Ausführungsform [64]

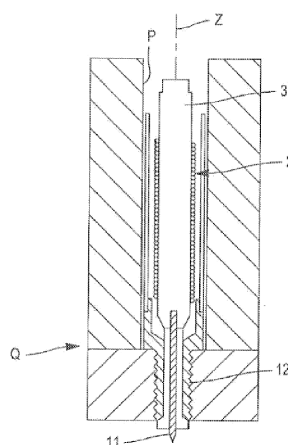


Abbildung A.14: Koronazündkerze mit einer Spitze und integrierter Spule [65]

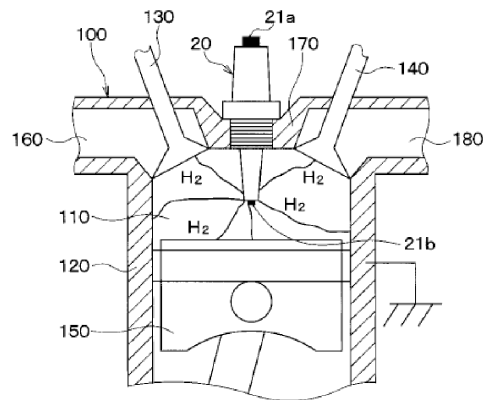


Abbildung A.15: Zündkerzengestaltung und Streamerausbreitung [66]

A.8 Paschen-Gesetz

Der Gültigkeitsbereich der Näherungsgleichung ist auf die raumladungsfreie Entladung beschränkt. D.h. die „Elektronen-Lawine“ darf das ursprüngliche Feld durch ihre Eigenladung nicht zu stark verzerren. Für die Konstanten A, B gilt:

Gas	A 1/(mm bar)	B kV/(mm bar)	Bereich E/p kV/(mm bar)
Luft	1130	27,4	11 bis 45
N ₂	977	25,5	8 bis 45
H ₂	376	9,8	11 bis 30
He	210	2,6	2 bis 11
Ar	1020	13,5	8 bis 45
CO ₂	1500	34,9	37 bis 75

Tabelle A.2: Konstanten A, B [74]

Für Kombinationen aus Elektrodenmaterial und Gas folgen Werte für γ :

	Al	Cu	Fe	Ba	K
N ⁺ , O ⁺	0,035	0,025	0,020	-	0,070 (*)
Luft	0,035	0,025	0,020	-	-
N ⁺	0,100	0,066	0,059	0,140	0,120 (*)
N ₂	0,100	0,065	0,060	-	-
H ₂	0,100	0,050	0,060	-	-
He ⁺	0,021	-	0,015	0,100	0,170 (*)
Ar ⁺	0,120	0,058	0,058	0,140	0,220 (*)

Tabelle A.3: Konstante γ [74]

A.9 Korona-Entladungsformen

Verschiedene Formen der Koronaentladung in Abhängigkeit der Spannung werden wie folgt unterteilt:

- Glimmentladung
- Streamerentladung
- Leaderentladung

Spannungsbedarf, Existenzbereiche und Entladungsdarstellung werden in Abbildung A.16 dargestellt.

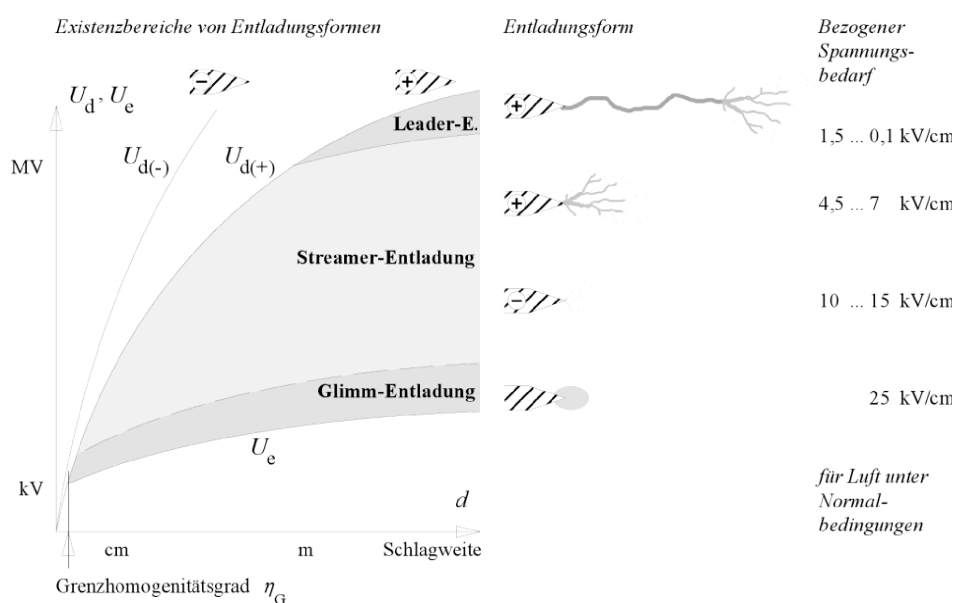


Abbildung A.16: Korona Entladungsformen [74]

A.10 Plasmatypen

Erreicht der Ionisierungsgrad eine nennenswerte Größenordnung, spricht man nicht mehr von einem Gas, sondern von einem Plasma. Eine Auswahl verschiedener natürlich und industriell vorkommender Plasmen und ihre Verteilung über Dichte und Temperatur zeigt Abbildung A.17. Die Temperaturen dieser Plasmen variieren zwischen 10^{-2} und 10^8 Elektronenvolt ($1 \text{ eV} = 11700 \text{ K}$), die Dichte zwischen 10^5 und 10^{35} m^{-3} [85]. So können beispielsweise im Inneren unserer Sonne Temperaturen bis zu 1500 eV bei einer Dichte von 10^{32} 1/m^3 auftreten. Der Druck erreicht somit Werte von ca. $2,5 \cdot 10^{16} \text{ Pa}$. In der Industrie finden abgesehen von der Fusionsforschung Plasmen mit relativ geringer Temperatur Anwendung.

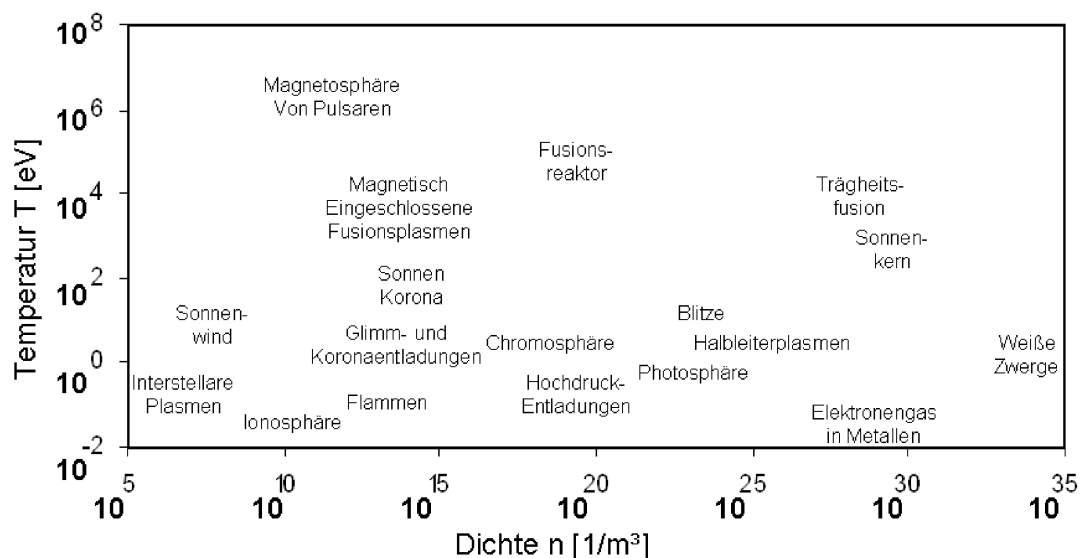


Abbildung A.17: Übersicht verschiedener Plasmatypen

Koronaplasmen werden beispielsweise zur Oberflächenbeschichtung oder zur Luftreinigung angewendet. Plasmalampen oder Leuchtstoffröhren dienen der Lichterzeugung. In der Metallbearbeitung werden Plasmaschmelzöfen oder Plasmaschweißgeräte eingesetzt [86].

A.11 Thermisches und nicht-thermisches Plasma

Ein grundsätzliches Unterscheidungsmerkmal bei der Klassifizierung von Plasmen ist die Einteilung in thermische und nicht-thermische Spezies. Plasmen, bei denen Elektronen und Ionen nahezu die gleiche Temperatur bzw. kinetische Energie aufweisen, werden aufgrund ihrer durchschnittlich hohen Temperatur thermische Plasmen oder Gleichgewichtsplasmen genannt. Es gilt:

$$T_{\text{Elektron}} = T_{\text{Ion}} = T_{\text{Neutral}} = T_{\text{Gas}} \quad (\text{A.1})$$

Haben Elektronen und Ionen ein unterschiedliches kinetisches Potential, d.h. die Elektronen haben gegenüber den Ionen eine sehr viel höhere Temperatur, liegt ein nicht-thermisches Plasma oder nicht Gleichgewichtsplasma vor. Es gilt:

$$T_{\text{Elektron}} > T_{\text{Ion}} > T_{\text{Neutral}} > T_{\text{Gas}} \quad (\text{A.2})$$

Die Ladungsträgererzeugung findet hier vorzugsweise durch Stoßionisation im Gasraum statt [87].

Die Entladung durch einen Zündfunken führt zur Bildung eines thermischen Plasmakanals. Hierbei treten eine Reihe von Ausgleichsprozesse statt, welche die kinetische Energie verteilen, so dass das Plasma in einem thermischen Gleichgewicht liegt. Die Ladungsträger

entstehen vorzugsweise durch thermische Ionisation. Das von einer Koronazündung erzeugte Plasma gehört zu der Gruppe der nicht-thermischen Plasmen. Als Ursache hierfür wird die unterschiedliche Trägheit der Elektronen und Ionen genannt. Da die leichten Elektronen dem hochfrequenten elektrischen Feld schneller folgen können als die trägen schwereren Ionen, kommt es zu einer unterschiedlichen Temperaturverteilung von Elektronen und Ionen. Ein Ausgleich der Temperatur, d.h. eine Abgabe der Energie der Elektronen an die Ionen wird zudem aufgrund der geringen Standzeit der einzelnen Streamer verhindert [88].

A.12 Hochspannungserzeugung mittels Ringkerntrafo

Zur Erzeugung einer hochfrequenten Hochspannung könnte in einfachster Ausführung ein ausreichend großer Ringkerntransformator, wie in der nachfolgenden Abbildung dargestellt, verwendet werden:

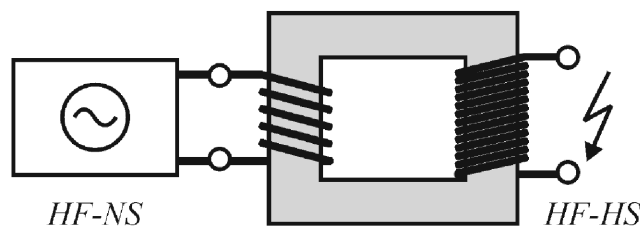


Abbildung A.18: Ringkerntrafo [84]

Zur Erzeugung der für die Koronazündung erforderlichen hochfrequenten Spannung müsste lediglich eine entsprechende Niederspannung (HF-NS) erzeugt werden und ein passendes Übersetzungsverhältnis gewählt werden. Probleme träten allerdings an der Hochspannungsseite und dem Kernaufbau auf. Ab dem kHz-Bereich würden zum einen die magnetischen Verluste zu stark ansteigen, zum anderen würde die Baugröße und das Gewicht einen Einsatz dieser Bauart ausschließen [84]. Das Koronazündsystem basiert daher auf dem Prinzip der Resonanztransformation.

A.13 Hochfrequenzzündkerze

Die Hochfrequenzzündkerze stellt eine etwas andere Form einer normalen Spulenzündung dar. Zwar bildet sie genauso einen Zündfunken über die Mittel- und Masseelektrode der Zündkerze aus, allerdings unterscheidet sich diese in der Erzeugung der Zündspannung. Die

Hochfrequenzzündung erzeugt die Hochspannung mittels Resonanztransformation. Hierbei wird in der Einschwingphase (Abbildung A.19 oben) der Schwingkreis bestehend aus Zündkerze (Kapazität C_S und Widerstand R_S) und Spule (L_{HF}) über einer Vollbrücke aus einem Mittelspannungsnetzteil (Primärspannung U_0) mit seiner Eigenfrequenz erregt. Durch Spannungsüberhöhung steigt die Spannung an der Zündkerzenelektrode solange an, bis die Überschlagsspannung erreicht ist und ein Funke gezündet wird. In der Funkenphase (Abbildung A.19 unten) bricht der Schwingkreis aufgrund einer Verstimmung durch den Funkenwiderstand (R_F) und die Kapazitätsänderungen zusammen. Dadurch, dass der Funke durch die weiterhin anliegende Hochfrequenzspannung aufrechterhalten wird, kann die Zünddauer beliebig lange andauern.

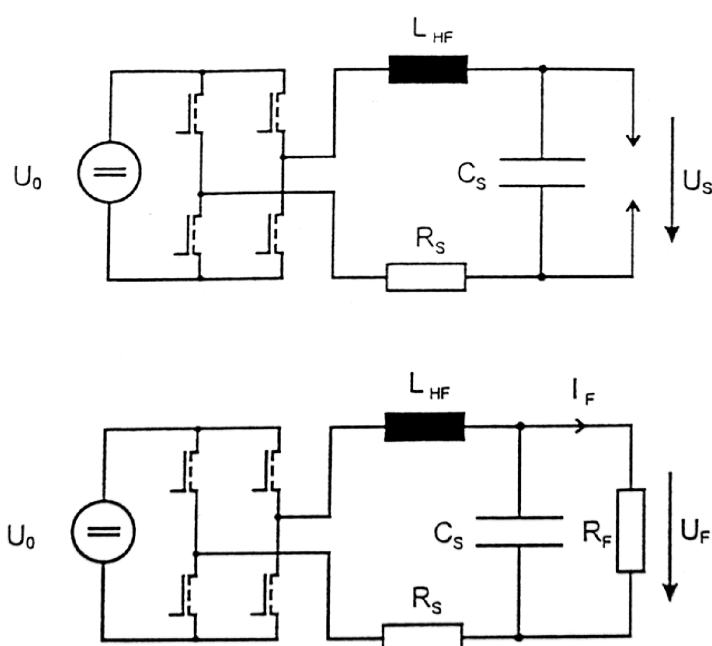


Abbildung A.19: Ersatzschaltbild einer Hochfrequenzzündung [89]

A.14 Spannungsüberhöhung

Eine Spannungsüberhöhung tritt in einem Schwingkreis ein, wenn die Spannung, die über eine Spule oder einen Kondensator auftritt, einen höheren Wert annimmt als die Erregerspannung. In Abbildung A.20 sind Ersatzschaubild und Zeigerdiagramme eines einfachen Reihenschwingkreises dargestellt.

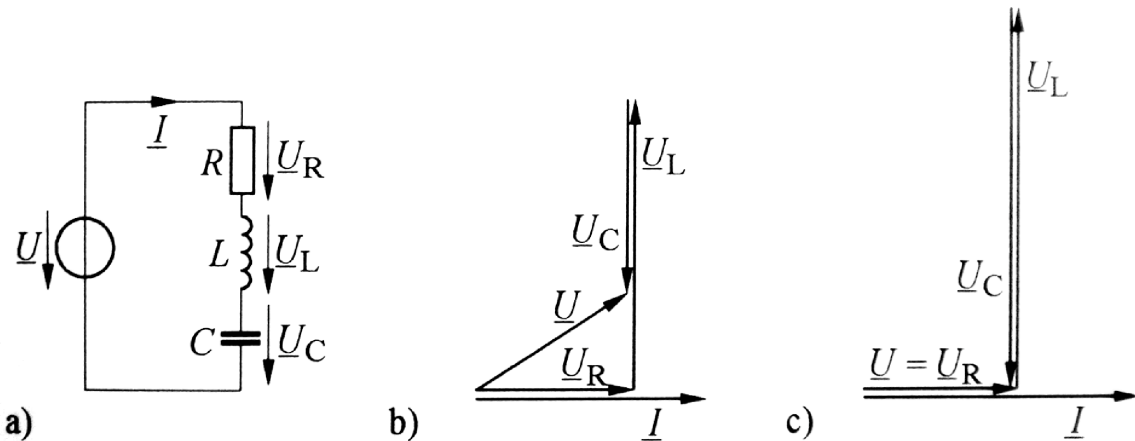


Abbildung A.20: Reihenschwingkreis mit Zeigerdiagramm (allgemein und in Resonanz)

Daraus folgt für die Resonanzfrequenz:

$$f_r = \frac{1}{2\pi\sqrt{L \cdot C}} \quad (\text{A.3})$$

Wird der Schwingkreis mit dieser Frequenz angeregt, ergibt sich für die Spannungen \underline{U}_L und \underline{U}_C das Verhältnis:

$$\frac{U_L}{U} = \frac{U_C}{U} = \frac{1}{R \cdot 2\pi \cdot f_r \cdot C} \quad (\text{A.4})$$

Der Quotient wird als Güte Q bezeichnet, der Kehrwert als Dämpfung d .

Betrieibt man den Reihenschwingkreis nahe oder mit seiner Resonanzfrequenz können somit die an der Spule und dem Kondensator auftretenden Spannungen wesentlich über der Erregerspannung liegen.

A.15 Koronaschwingkreis

Der im Kapitel 3.3 erläuterte Aufbau des Koronaschwingkreises ist in Abbildung A.21 nochmals als Ersatzschaubild dargestellt. Spule (32), Kapazität (31) und Ersatzkapazität (33) bilden den Schwingkreis. Durch die über den Trafo (20) eingeleitete Ausgangsspannung (A) wird der Schwingkreis erregt, wodurch am Ende der Spule (32) die Hochspannung (B) erzeugt wird. Diese wird durch die Keramik (71a) an die Zünderspitze (40) in den Brennraum (50) geführt.

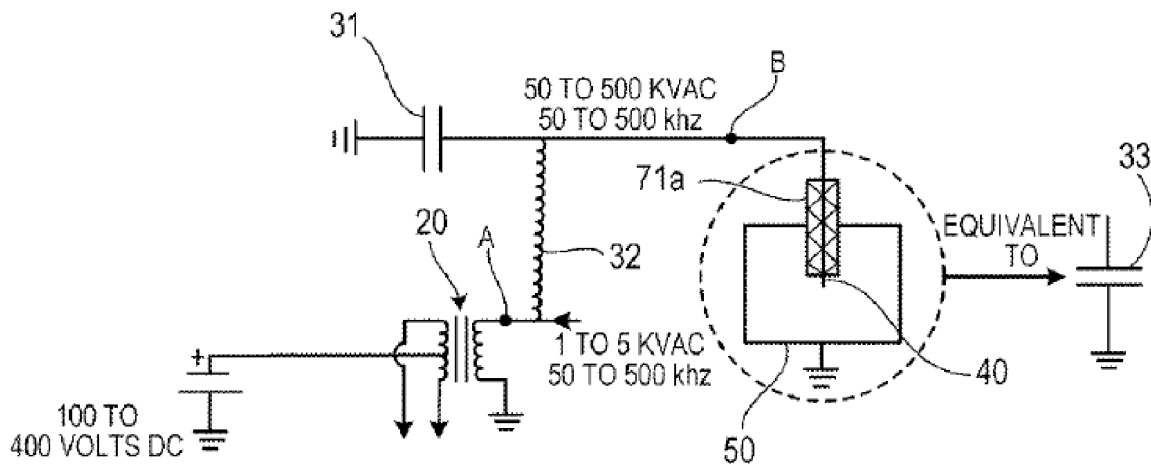


Abbildung A.21: Ersatzschaltbild Koronaschwingkreis [67]

A.16 Zünder-Bandbreite und Güte

Für einen wirkungsgradoptimalen Betrieb muss der Zünderschwingkreis mit seiner Resonanzfrequenz angeregt werden. Die Verläufe von Strom und Spannung treten dadurch phasengleich auf. Abweichungen der Frequenz führen zu einer Verschiebung der Nulldurchgänge zueinander (Phasenverschiebung). Im Bode-Diagramm (Abbildung A.22) sind der mit einem Impedanzanalysator gemessene Impedanz- und Phasenverlauf eines Zünderprototypen über der Frequenz aufgetragen. Die Resonanzfrequenz f_0 liegt bei 888,4 kHz, die Bandbreite Δf ist die Differenz zwischen oberer und unterer Grenzfrequenz (f_1 und f_2). f_1 und f_2 bilden die 3 dB Grenze gegenüber dem Maximum bei f_0 . Im Bode-Diagramm liegen sie bei den Schnittpunkten bei einer Phasenverschiebung von $\pm 45^\circ$.

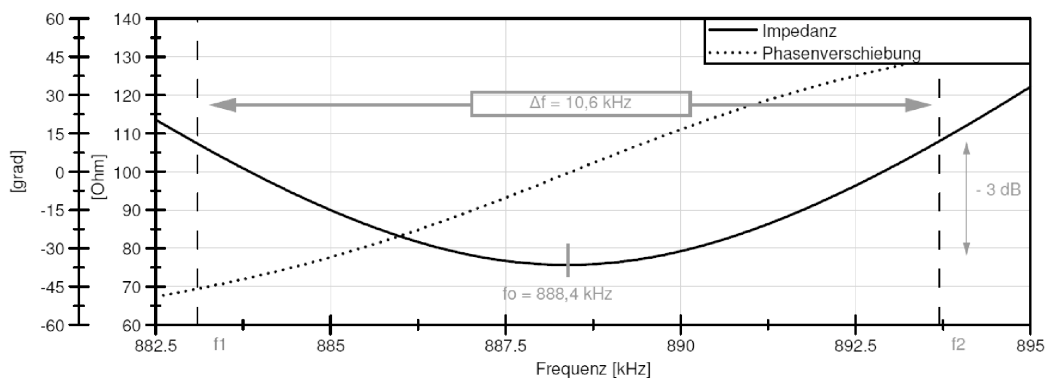


Abbildung A.22: Bode-Diagramm

Die Güte Q des Schwingkreises ist definiert als:

$$Q = \frac{f_0}{B} \quad (\text{A.5})$$

Mit der Bandbreite B :

$$B = f_2 - f_1 \quad (\text{A.6})$$

Ein hoher Systemwirkungsgrad wird bei einer hohen Güte erreicht. Aufgrund der dabei kleiner werdenden Bandbreite fallen Fehler der Frequenzregelung allerdings stärker ins Gewicht, da kleine Phasenverschiebungen zu einer stärkeren Impedanzänderungen führen.

A.17 Koronaregelung

Im Betriebsmodus „Auto Intensity & Duration“ wird zum einen die Koronaspannung, zum anderen die Koronadauer automatisch eingeregelt. Im Folgenden wird eine vereinfachte und zusammengefasste Beschreibung des im Patent WO2010/011838A1 beschriebenen Verfahrens wiedergegeben.

Koronaspannungsregelung

Grundlage der Koronaspannungsregelung bildet die Beeinflussung der Systemimpedanz durch eine Koronaausbildung. Zur Verdeutlichung ist in Abbildung A.23 ein stilisierter Impedanzverlauf dargestellt. Im normalen elektrischen Kreis (bei Betrieb mit der Resonanzfrequenz) steigt bei einer Erhöhung der Spannung U_0 auf U_1 der Wert des Stromes linear hierzu an (I_0 auf I_1). Die resultierende Impedanz Z bleibt somit konstant. Es gilt:

$$|Z| = \frac{U}{I} = \text{const.} \quad (\text{A.7})$$

Der Wert der Impedanz ist z.B. abhängig von der Güte des Schwingkreises. Bei einer Erhöhung der Spannung über die Koronaeintrittsspannung U_2 hinaus beginnt der Impedanzverlauf in eine Art exponentiellen Verlauf überzugehen. Eine zu hohe Spannung führt zum Erreichen der Überschlagsspannung, was an der Zünderspitze zu einer Funkenentladung bei hohem Strom führt (geringe Impedanz durch stark konduktiven Plasmakanal). Die Spannung bricht zusammen. Im mit der Spannungs- und Strommessung versehenen Primärkreis verhält sich der Impedanzverlauf wie in Anhang A.31 beschrieben entgegengesetzt und es kommt zum in Abbildung A.23 strichliert eingezeichneten Verhalten. Aufgabe der Regelung ist es also, eine möglichst große Korona zu erzeugen und die Spannung möglichst nah an die Überschlagsspannung heranzuführen. Umgesetzt wird dies durch eine vor und während der Zündung durchgeführte Messung von Strom und Spannung.

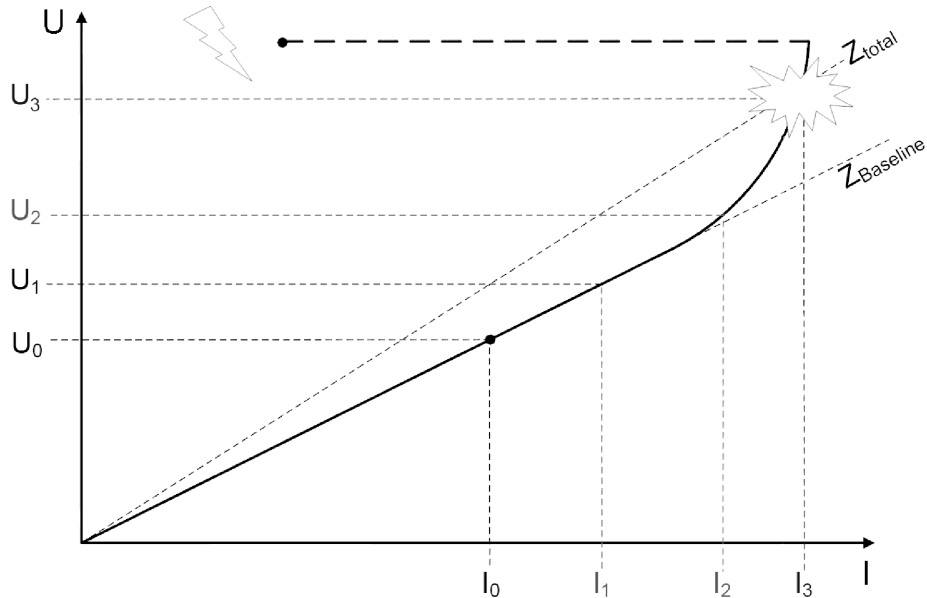


Abbildung A.23: Impedanzregelung

In einem ersten Schritt wird durch Anlegen einer sehr niedrigen Spannung U_0 , bei der davon ausgegangen wird, dass keine Zündung erfolgt, die sogenannte Baselineimpedanz Z_{Baseline} gebildet. Hierdurch ist die Systemimpedanz bekannt. Als nächster Schritt wird der Impedanz ein für eine Koronausbildung typischer Offset Z_{add} addiert:

$$Z_{\text{total}} = Z_{\text{Baseline}} + Z_{\text{add}} \quad (\text{A.8})$$

Die Spannung wird nun ausgehend von der Baselinespannung solange erhöht, bis die gemessene Impedanz mit der Sollimpedanz übereinstimmt.

Der Offset ist Bestandteil der Regelung und wird von Zündung zu Zündung, wie in Abbildung A.24 dargestellt, ständig angepasst.

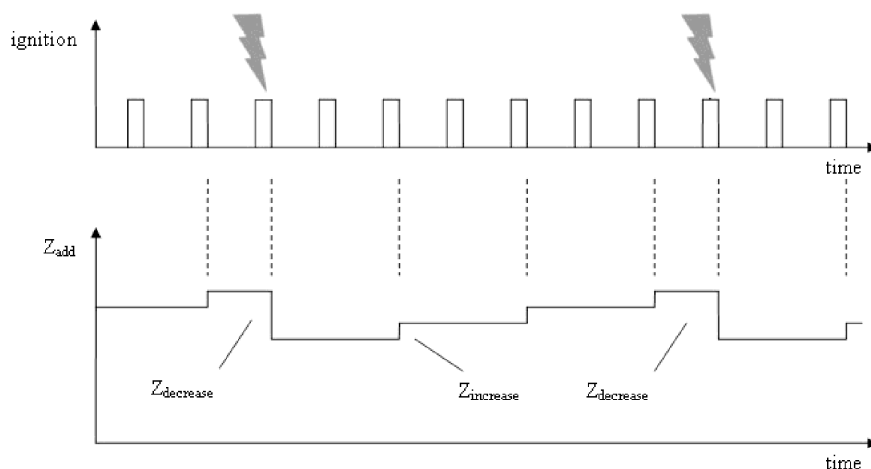


Abbildung A.24: Anpassung der Soll-Impedanz

Dies bedeutet, dass im Falle einer normalen Koronaausbildung der Offset-Wert gespeichert, aber gleichzeitig für die nachfolgende Zündung um einen minimalen Betrag (Z_{increase}) erhöht wird, um sich somit in den Folgezyklen langsam dem Optimum anzunähern. Wird ein Überschlag erkannt, wird innerhalb der Zündungsdauer sofort eine neue Korona aufgebaut und außerdem die Soll-Impedanz durch einen definierten Wert (Z_{decrease}) herabgesetzt. Auf diesem Weg ist gewährleistet, dass die Korona immer maximal ausgeprägt ist, um somit auch stark abgemagerte Gemische zu entzünden.

Koronadauerregelung

Wie beschrieben wird die Systemimpedanz zur Regelung der Koronagröße verwendet. Schwankungen der Impedanz treten im Betrieb somit ständig auf. Einen weiteren Beeinflussungsfaktor stellt die durch die Flammenfront initiierte Impedanzänderung dar. Dieser Umstand wird als Abschaltkriterium für die Koronadauer genutzt. Liegt die Impedanzänderung weit außerhalb der durch die Spannungsregelung verursachten Schwankungen, ist dies ein Kriterium für eine Entflammung und die Zündung könnte abgeschaltet werden. Bei aktivierter Spannungsregelung und der damit verbundenen Regelung auf eine konstante Impedanz (Soll-Impedanz) ändert sich allerdings nicht die Impedanz, sondern die dadurch heruntergeregelte Spannung. Das eigentliche Abschaltkriterium stellt somit die Spannung dar. Sinkt diese auf einen zuvor definierten Relativwert ab, wird die Zündung ausgeschaltet. Der genauere Zusammenhang von Entflammung und Impedanzänderung ist bisher allerdings unbekannt, für die genaue Applikation der Regelung jedoch zwingend notwendig und wurde auch aus diesem Grund in dieser Arbeit untersucht.

A.18 Technische Daten Klimaschrank

Zur Messung der Zündertemperatur-Abhängigkeit wurde das Zündsystem im Klimaschrank betrieben. Untenstehender Tabelle können die technischen Daten des Klimaschranks entnommen werden:

Hersteller	Weiss Technik
Modell	WT 64
Kammervolumen	64 L
Temperaturbereich	-75 bis +180 °C
Toleranz	±0.5 K
Abkühlrate	2,5 K/min
Heizrate	2,8 K/min
Temperaturverlauf	Frei Programmierbare Temperaturzyklen

Tabelle A.4: Technische Daten des Klimaschranks

A.19 Technische Daten Impedanzanalysator

Die in dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen wurden mit einem Impedanzanalysator des Modells Wayne Kerr 65120B durchgeführt, wodurch eine Messung im Betriebsbereich des Zündsystems von 1 MHz einwandfrei gewährleistet ist. Die technischen Daten können der nachfolgenden Tabelle entnommen werden:

Hersteller	Wayne Kerr
Modell	65120B
Frequenzbereich	20Hz bis 120MHz
Auflösung	0.1mHz
Toleranz	±0.005%
Ausgabe	Resonanzfrequenz f_0 , Impedanz $ Z $, Induktivität L , Kapazität C , Güte Q

Tabelle A.5: Technische Daten des Klimaschranks

A.20 Active Valve Train (AVT)

Die aktive Ventilsteuerung von Lotus ist ein elektronisch gesteuertes, hydraulisch betätigtes System, das eine vollständig variable Ventilbewegung erlaubt. Eine Einheit aus Aktuator und Servo-Ventil wird, wie in Abbildung A.25 dargestellt, direkt auf den Zylinderkopf montiert und mit dem Ventil verbunden.

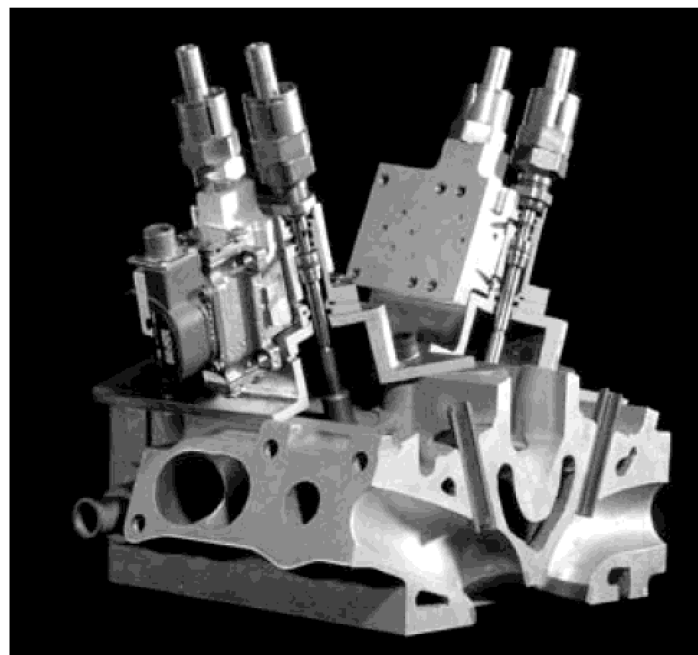


Abbildung A.25: Schnitt durch AVT Aktuator und Servo Ventil [94]

Pro Ventil werden ein Zu- und ein Ablauf sowie eine Signalleitung zur Ansteuerung des Servo-Ventils benötigt. Die nachfolgende Abbildung zeigt eine entsprechende Prinzipskizze des Systems:

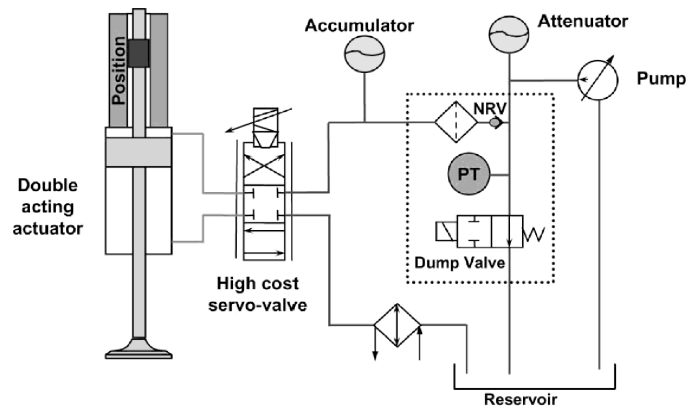


Abbildung A.26: AVT Prinzipskizze [95]

Demnach fördert eine Hochdruckpumpe das Hydrauliköl vom Reservoir in einen Druckbehälter („pressure tank“). Eine Dämpfereinheit („attenuator“) unterdrückt dabei zu hohe Druckschwankungen. Im Extremfall kann über ein Überdruckventil („dump valve“) Öl abgelassen werden. Im Betrieb wird über ein NRV-Ventil („non return valve“) das Hydrauliköl zum Motor geführt. Ein weiterer Druckspeicher („accumulator“) sorgt für zusätzlichen Druckausgleich. Das elektrohydraulische Servo-Ventil (EHSV) am Zylinderkopf sorgt schließlich für die Zuführung des Hydrauliköls zu dem als eine Art Hydraulikkolben ausgeführten Ventilschaft. Je nach Ansteuerung werden dabei die obere oder untere Kammer gefüllt, um das Ventil zu öffnen oder zu schließen. Ein Positionssensor meldet in Echtzeit die Ventilbewegung an den AVT-Controller zurück [96].

Der Controller ist über eine serielle Schnittstelle an einem PC verbunden, mit dem über eine spezielle Bedienersoftware der Ventiltrieb parametrisiert werden kann. Es ist möglich die Öffnungs- und Schließzeiten individuell in ein °KW Schritten zu ändern, sowie den Ventilhub stufenlos von 0.01 mm bis zur vollen Öffnung zu verändern. Jedes Ventil ist einzeln verstellbar. Zur Darstellungnockenähnlicher Ventilerhebungskurven wurde innerhalb der Untersuchungen ein polynomialer Ansatz gewählt.

A.21 Messtechniksynchronisation

Die HF-Signale des ersten durch die Indizierung aufgezeichneten Zyklus wurden zusätzlich hochaufgelöst mit dem Oszilloskop aufgezeichnet. Eine einwandfreie Synchronisation musste hierbei sichergestellt werden. Ermöglicht wurde dies durch die institutseigene

Indiziersoftware, die für die HFZ Versuche in der Weise umprogrammiert wurde, dass das ECU Zündsignal (TTL) des ersten aufgezeichneten Zyklus über einen analogen Ausgang der Indizierhardware gespiegelt wurde. Abbildung A.27 zeigt den verwendeten Ablauf. Vor und nach dem ersten Zyklus wurde der Kanal deaktiviert. Das Oszilloskop konnte damit als Auslöseimpuls („trigger“) das Zündsignal verwenden, wodurch nicht nur Aufnahmen eines ganzen Zyklus, sondern auch detaillierte Aufnahmen der HFZ-Spannung einer einzigen Zündung, wie in Abbildung A.27 symbolisch als Oszilloskop-Aufnahme dargestellt, möglich waren. Zur Übertragung der im Ringspeicher abgelegten Zündverläufe wurde die HFZ-Software um eine weitere Funktion erweitert, um neben der Ansteuerung des HF-Controllers auch die Kommunikation mit dem Oszilloskop zu übernehmen und die Daten als ASCII-Textdateien abzuspeichern.

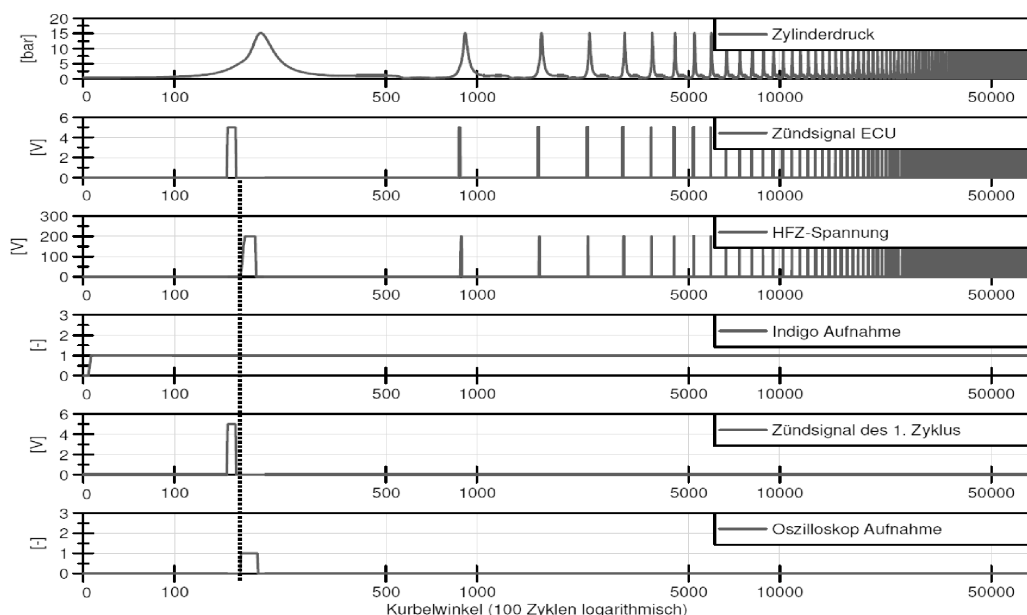


Abbildung A.27: Synchronisation zwischen Indizierung und Oszilloskop

A.22 Messstellenplan Vollmotorprüfstand

Neben den Messungen am Einzylindermotor in Stuttgart wurden weitere Messungen bei BERU in Ludwigsburg direkt durchgeführt. Diese erfolgten hauptsächlich am BorgWarner-Vollmotor-Entwicklungsprüfstand. Der Prüfstand verfügt über das FEV Automatisierungssystem TCM sowie die übliche Messtechnik und Versorgungssysteme inklusive Ansaugluftkonditionierung. Als Indiziersystem steht ein Smetec Combi RT System mit Klopfmodul zur Verfügung. Abbildung A.28 zeigt exemplarisch den Messaufbau eines direkt einspritzenden Vierzylindermotors mit Abgasturboaufladung am BorgWarner Entwicklungsprüfstand.

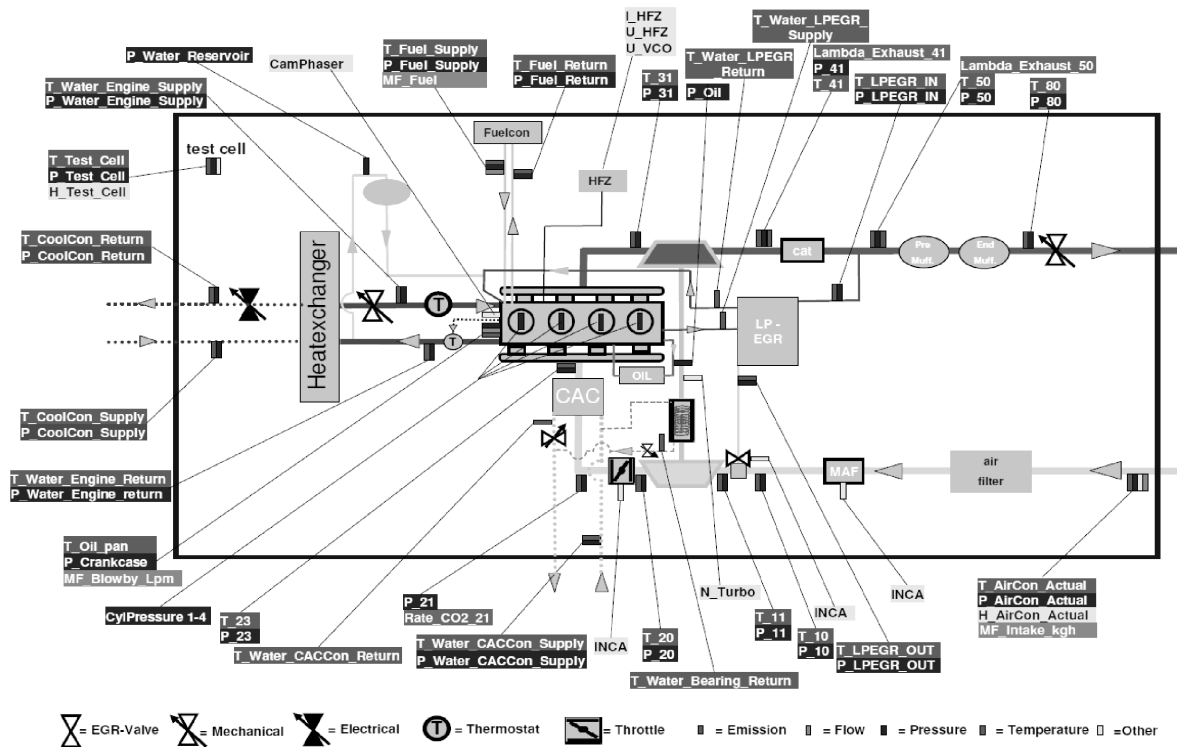


Abbildung A.28: Messstellenplan BorgWarner Entwicklungsprüfstand

A.23 Haltevorrichtung HF-Zünder

Zur Verringerung der Vibrationen wurde nachfolgende Haltevorrichtung konstruiert, um einen steifen Verbau mit dem Zylinderkopf zu gewährleisten:

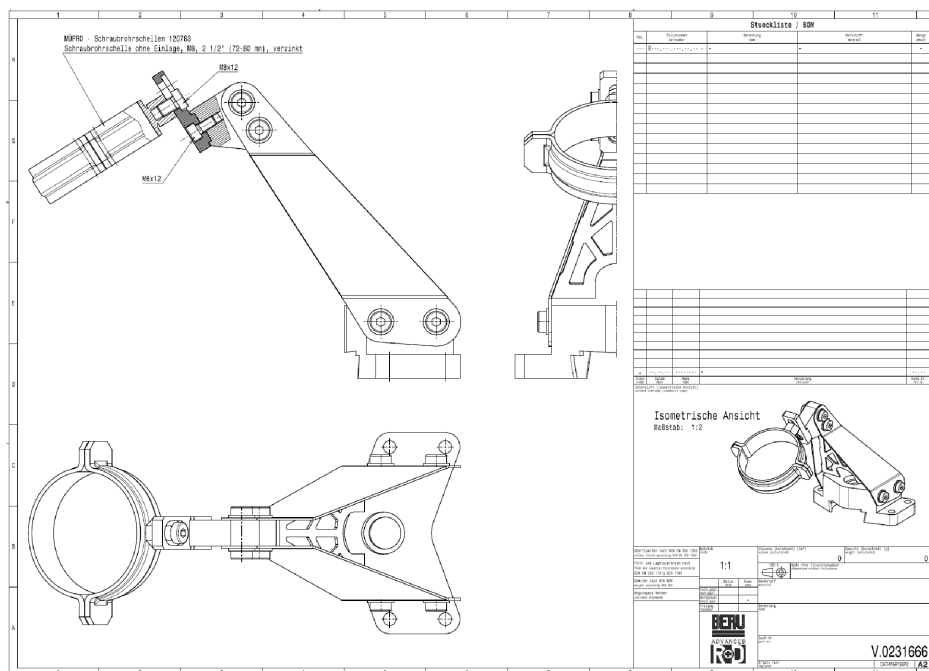


Abbildung A.29: Haltevorrichtung HF-Zünder

A.24 Frequenzbestimmung

Die hochfrequenten Signale Strom und Spannung wurden mit dem Oszilloskop aufgezeichnet und anschließend zur Messdatenaufbereitung in Matlab eingelesen, um daraus die Frequenz, Phasenverschiebung und Effektivwerte von Spannung, Strom und Impedanz für die nachfolgende Analyse zu berechnen. Ein Beispiel der eigentlichen Rohsignale, der zugehörigen Spektralanalyse bzw. Periodendauer und der resultierenden Frequenz sind in Abbildung A.30 dargestellt.

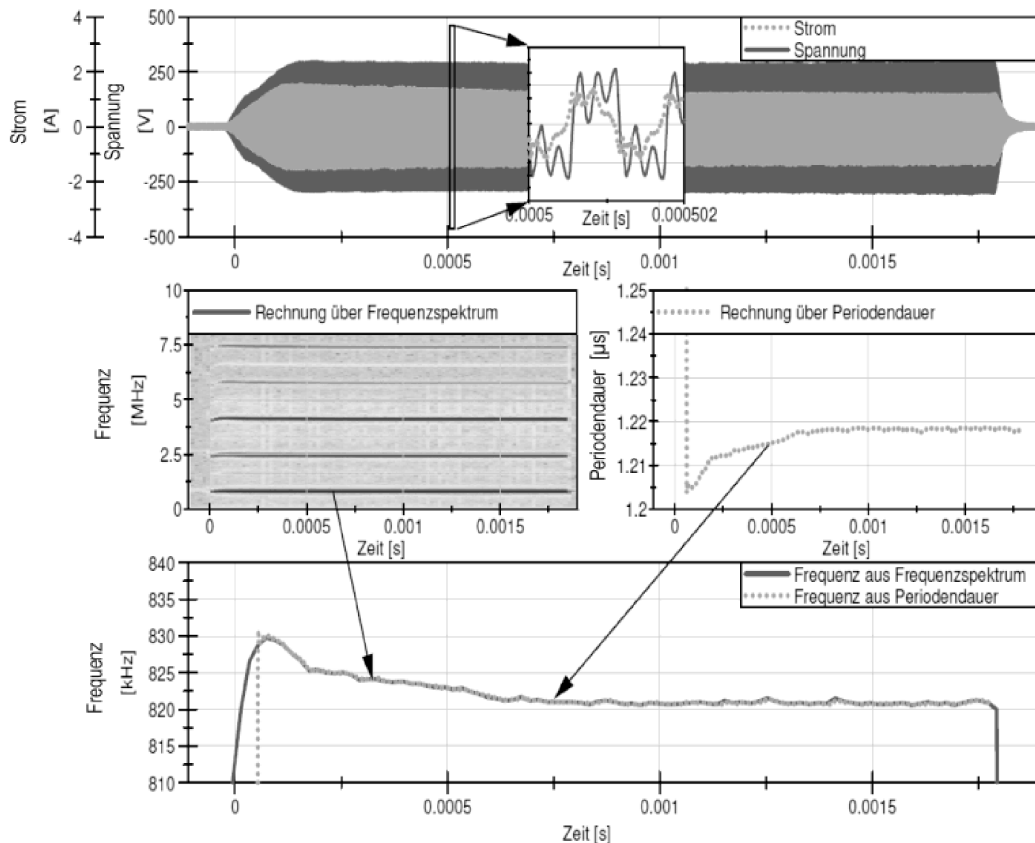


Abbildung A.30: Rohsignale (oben), Rechenweg (mitte), resultierende Frequenz (unten)

A.25 Lambdavarisation

Der Vergleich der Emissionen während der Lambdavarisation (2000 U/min, 2 bar Mitteldruck) zwischen TSZ und HFZ weist keine großen Unterschiede auf. Die Verläufe (Abbildung A.31) verhalten sich entsprechend den bekannten Mechanismen bei Abmagerung. Die NO_x-Emissionen erreichen bei etwa Lambda 1,1 ihr Maximum und sinken bei weiterer Abmagerung durch die geringer werdenden Temperaturen stetig ab. Die HC-Emissionen finden bei etwa Lambda 1,2 ihr Minimum. Die teilweise leicht höheren HC-Emissionen der

Koronazündung bei stöchiometrischem oder leicht abgemagertem Betrieb können auf den in das Zündkerzengewinde zurückgezogenen HF-Zünder und die dadurch entstehende ungünstige Brennraumform (HC-Nester) zurückgeführt werden [102].

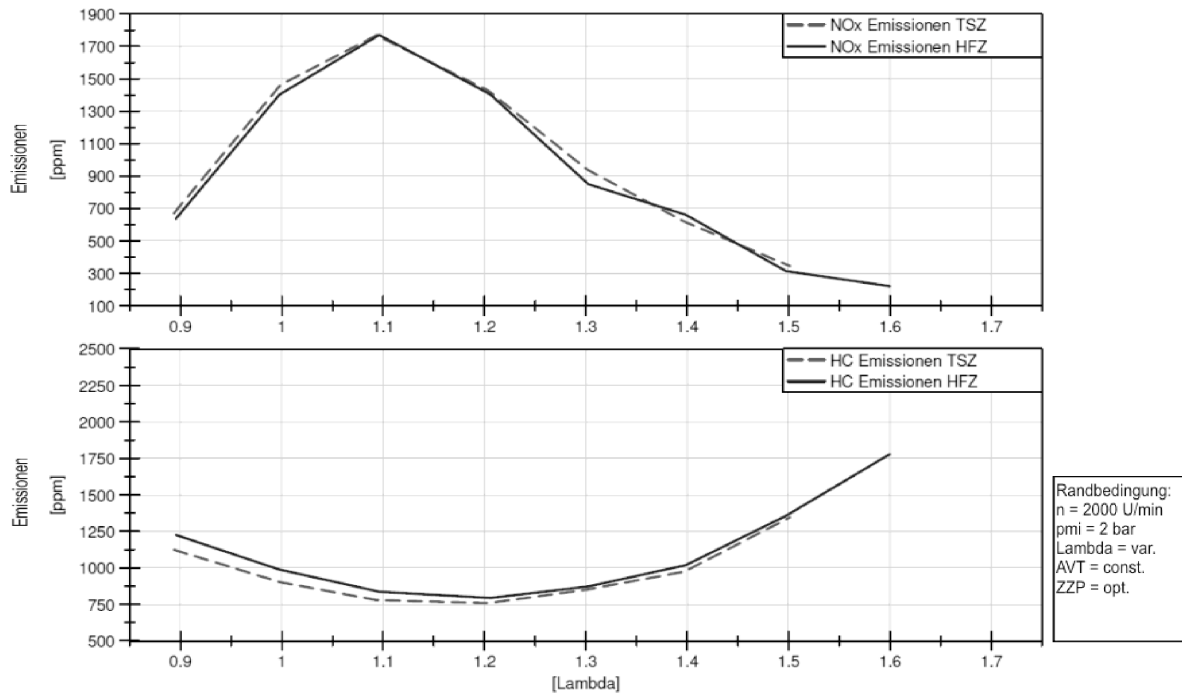


Abbildung A.31: NOx- und HC-Emissionen der Lambdavariation 2000/2

In Ergänzung sind in der folgenden Abbildung zusätzlich die berechnete Massenmitteltemperatur und der Wandwärmestrom aufgezeichnet.

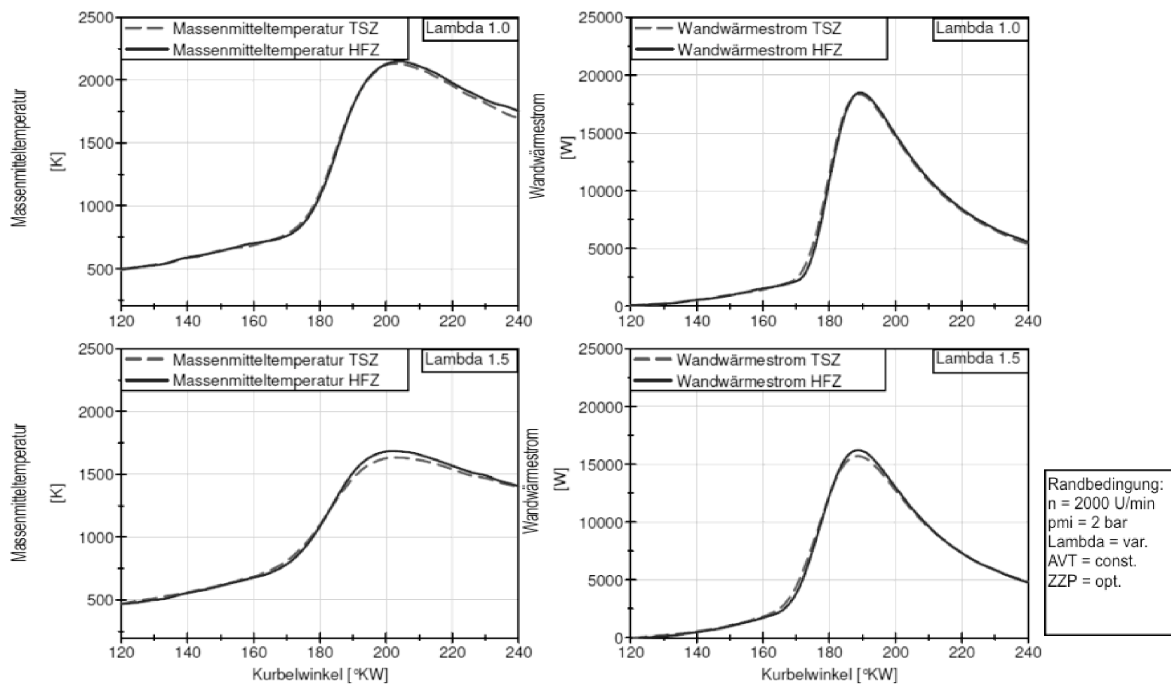


Abbildung A.32: Temperatur und Wandwärmestrom der Lambdavariation 2000/2

A.26 Betriebspunktverschiebung in der Volllast

Die nachfolgende Abbildung zeigt die bei einer Betriebspunktverschiebung von 0 auf 5 % AGR in der Volllast gemessene Laufruhe (COV), die NO_x Emissionen, die Abgastemperatur und das gemittelte Klopfintegral.

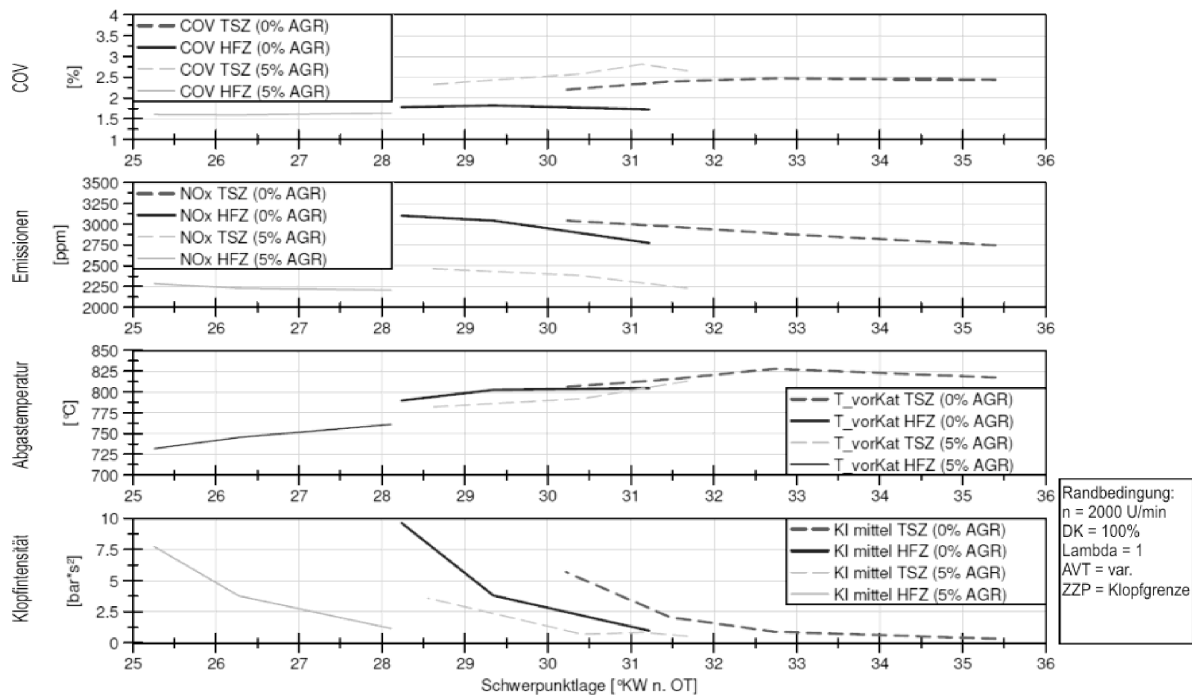


Abbildung A.33: Betriebspunktverschiebung in der Volllast

A.27 Geometrieauslegung mit unterschiedlicher Elektrodenanzahl

Zündergeometrien mit unterschiedlicher Elektrodenanzahl können bei der geometrischen Auslegung von Vorteil sein. Dabei ist zu beachten, dass beispielsweise bei einer geringeren Elektrodenanzahl bei konstanter Spannung zwar auch der Strom und somit der Energieeintrag nahezu konstant bleibt, aber der Koronaradius zunimmt. Bei gleichem gemessenen Strom und gleichbleibenden Randbedingungen dürfte demnach nur noch die Feldstärke an der Spitze einen Einfluss auf die Korona haben. Allerdings trifft dies nicht zu, die Feldstärke bleibt aufgrund der unveränderten Spannung und der gleichen Abstände zur Masse (Kolben und Brennraumdach) fast identisch. Kleine Feldänderungen aufgrund der gegenseitigen Beeinflussung der Koronaspitzen zueinander (nach Simulation etwa +4% bei 3 statt 5 Spitzen) führen lediglich zu minimalen Koronaänderungen. Der Hauptgrund der Koronagrößenänderung findet sich allerdings, wenn man die Einzelspitzen gesondert betrachtet. Demnach ist der pro Elektrodenspitze über den Brennraum zur Masse fließende

Strom umgekehrt proportional der Spitzenanzahl. Bei beispielsweise drei statt fünf Spitzen fließt ein um zwei Drittel höherer Strom je Spitze. Folglich kommt es pro Spitze zu einer höheren Anzahl von Stoßprozessen und zu einer entsprechend verstärkten Ionisation, was letztlich zu einer proportional ansteigenden Korona führt. Vorversuche an der Druckkammer bestätigten diesen Ansatz.

A.28 Verifikation der geometrischen Auslegung

Die abschließende Verifikation wurde bei 2000 U/min und 2 bar Mitteldruck von Lambda 0.9 bis zur Laufruhegrenze bei 5% COV (0,1 bar pmi_Std) gefahren. Im Vergleich 3- zu 5-Spitzen-Zünder zeigte die 3-Prong-Variante eine durchgehend leicht bessere Abmagerfähigkeit. Abbildung A.34 zeigt hierzu die Standardabweichung des Mitteldrucks und die eingebrachte Zündenergie an. Das bessere Abschneiden des 3-Spitzen Zünder auch bei hoher Abmagerung trotz frühen Zündzeitpunkten muss wiederum in der während der Zündung andauernden Kolbenbewegung gesucht werden. Die hohe Koronadauer bei hoher Abmagerung führt dazu, dass sich die unteren Spitzen des 5-Spitzen-Zünders am Ende der Zündung erneut gefährlich nahe an den Kolben annähern und es daher früher zu Überschlägen kommen kann als bei dem Zünder mit drei Elektrodenspitzen.

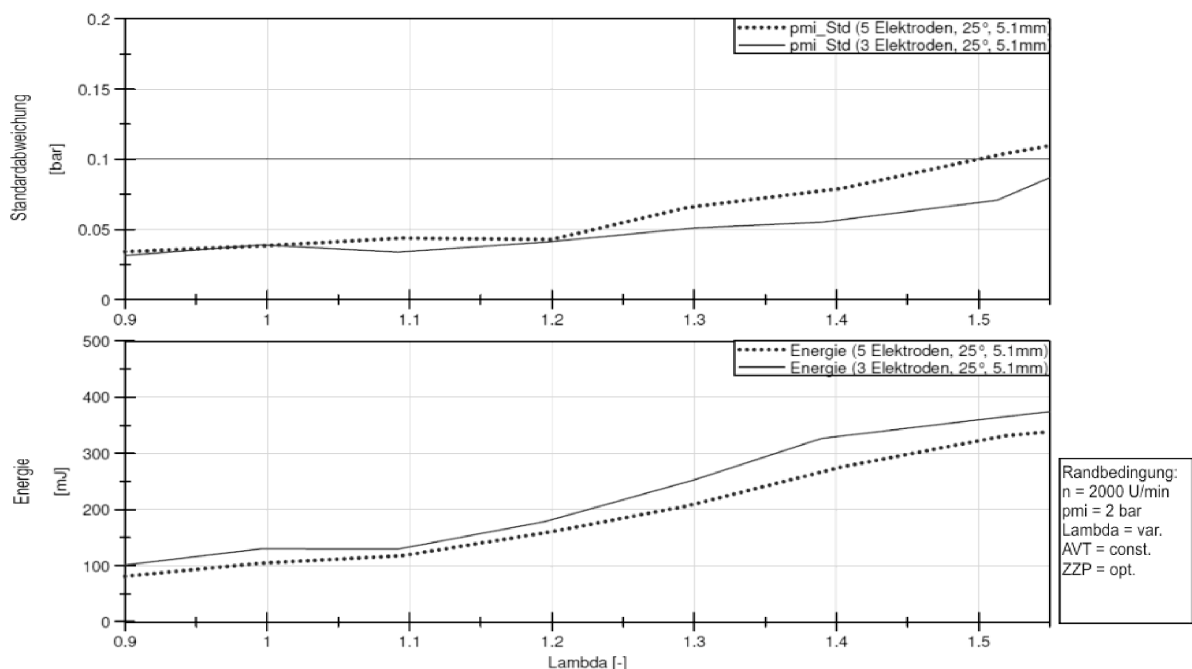


Abbildung A.34: Verifikation der Geometrieauslegung durch eine Lambdavariation 2000/2

A.29 Überschlagsfeldstärke von N_2 , CO_2 und Luft

Das bei Gemischverdünnung scheinbar spätere Eintreten von Funkenentladungen kann durch die höhere Durchschlagsfestigkeit erklärt werden. Beim Mager-Betrieb scheint zudem die hohe Elektronegativität des Sauerstoffs für eine weitere Erhöhung der Überschlagsspannung zu sorgen.

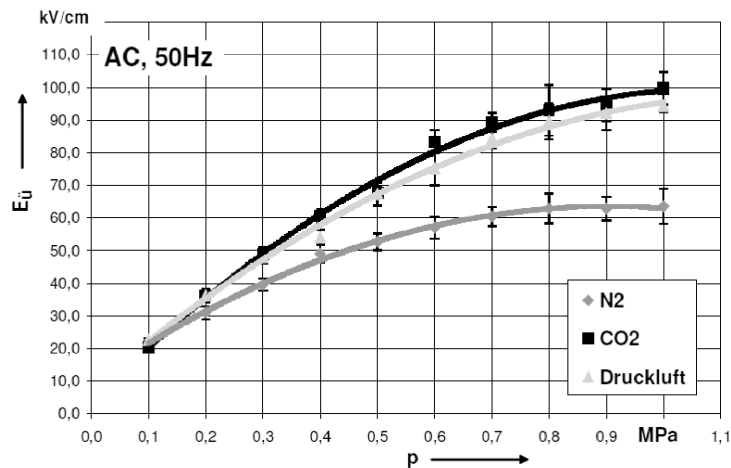


Abbildung A.35: Überschlagsfeldstärke von N_2 , CO_2 und Luft [103]

A.30 Frequenzverlauf bei frühem Zündzeitpunkt

Die leicht abfallende Frequenz bei sehr frühen Zündzeitpunkten kann nicht von der Kolbenbewegung hervorgerufen worden sein, da zum einen eine Frequenzänderung von 1 kHz innerhalb der 15 °KW Dauer zu hoch ausfällt und da zum anderen im darauf folgenden Zündzeitpunkt erneut die gleiche Startfrequenz eingeregelt wird (Abbildung A.36).

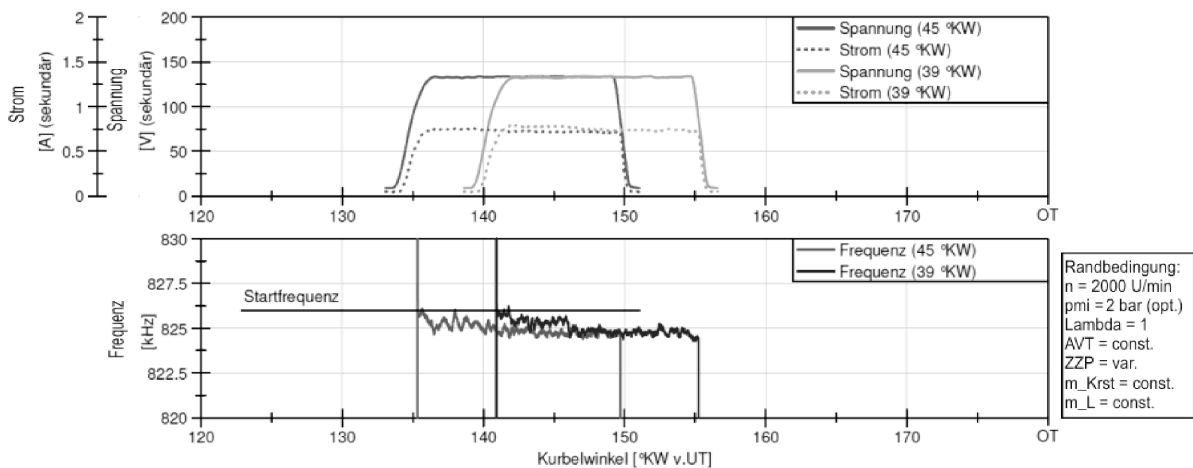


Abbildung A.36: Frequenzverlauf bei frühen Zündzeitpunkten

A.31 Der ideale Transformator

Im Folgenden werden die für den idealen Transformator geltenden wichtigsten Beziehungen kurz erläutert. Als Übersetzungsverhältnis \ddot{u} bezeichnet man den Quotienten der Windungszahlen von Primär- (1) und Sekundärwicklung (2). Es gilt [75]:

$$\ddot{u} = N_1 : N_2 \quad (\text{A.9})$$

Die Spannungen verhalten sich zueinander analog der Windungszahlen:

$$\frac{U_1}{U_2} = \frac{N_1}{N_2} \quad (\text{A.10})$$

Der Strom verhält sich umgekehrt proportional. Es gilt:

$$\frac{I_2}{I_1} = \frac{N_1}{N_2} \quad (\text{A.11})$$

Die auftretende Scheinleistung bleibt entsprechend gleich. Für die Messungen bedeutet dies, dass die Leistungsaufnahme sowohl aus den primären, also auch sekundären Signalen gewonnen werden kann. Die Impedanz allerdings verhält sich vor der Transformation umgekehrt proportional wie bei Messungen nach der Transformation.

A.32 Defekterkennung

Die verschiedenen für die Defekterkennung relevanten Spannungsverläufe sind in der nachfolgenden Abbildung skizziert dargestellt:

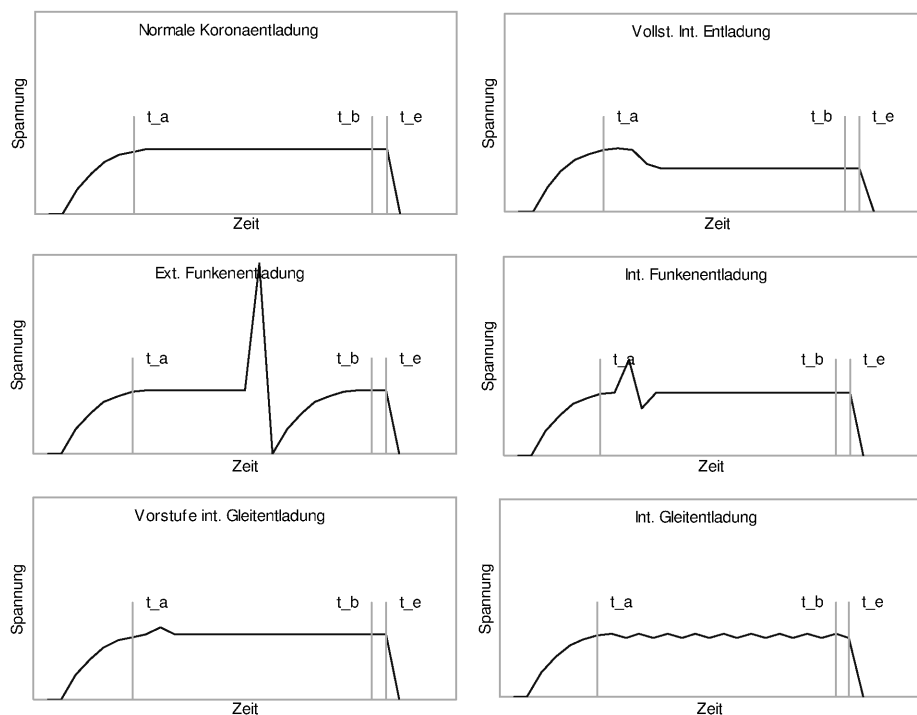


Abbildung A.37: Verschiedenen Spannungsverlaufsformen

Eine mögliche Vorgehensweise für die Defekterkennung kann wie Abbildung A.38 zeigt aufgestellt werden.

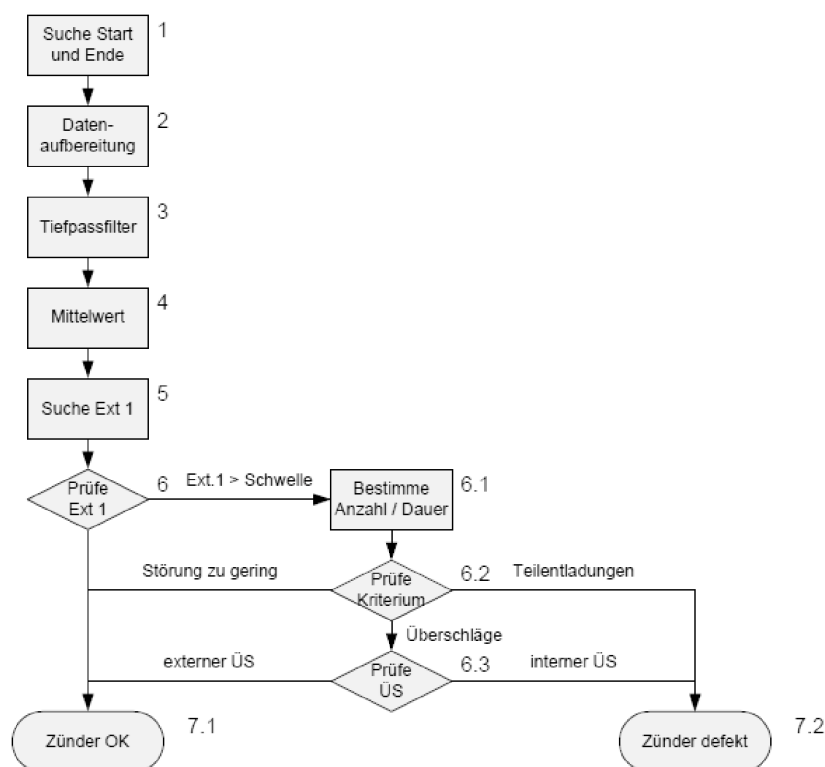


Abbildung A.38: Blockdiagramm Defekterkennung

Die Blöcke 1 bis 3 dienen der Datenaufbereitung und der Festlegung des Rechbereichs. Block 4 bestimmt im Rechenbereich den Mittelwert des Spannungsplateaus. Block 5 ermittelt die Amplitude der Oberwellen (Extremwert 1). Im Nachfolgenden wird geprüft, ob der Extremwert innerhalb der normalen Toleranzen liegt oder tatsächlich eine anormale Entladung darstellt. Treten keine Oberwellen bzw. Extremwerte auf, ist der Zünder in Ordnung (7.1), andernfalls wird die Anzahl der Extremwerte bestimmt und geprüft. Sind die Oberwellen Extrema gering und treten nur selten auf, kann ebenfalls auf einen fehlerfreien Zünder geschlossen werden (Toleranzbereich). Auch externe Überschlüsse (6.3) sind kein Anzeichen für einen Defekt des Zünders. Lediglich interne Überschlüsse und Teilentladungen führen zum Aussortieren des Zünders (7.2). Eine genauere Beschreibung findet sich zudem in der Patentanmeldung DE102010044845B3 [109].

Die Erkennung von Teilentladungen im Zünder kann neben der Detektion und Wertung der einzelnen Extremwerte auch über eine FFT-Analyse erfolgen. Sind im Rechenbereich von Anfang bis Ende der Zündung Oberwellen im Bereich von 8000 bis 10.000 kHz vorhanden (Abbildung A.39), kann der Zünder als defekt eingestuft werden.

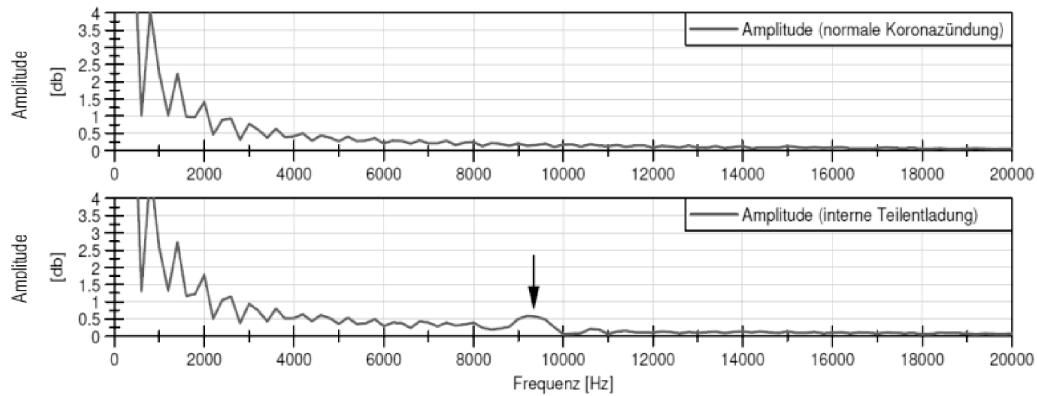


Abbildung A.39: FFT-Analyse bei funktionsfähigem und defektem Zünder

A.33 Klopferkennung

Die systematische Einteilung des Frequenzverlaufs in die für die Rechnung entscheidenden Extrempunkte findet sich im Folgenden:

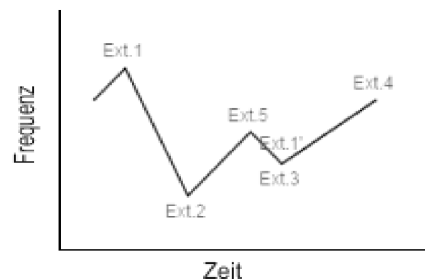


Abbildung A.40: Skizzierung des Frequenzverlaufs und Darstellung der Extrempunkte

Eine grundlegende, vereinfachte Vorgehensweise des Algorithmus ist in Abbildung A.41 als Blockdiagramm dargestellt. Eine ausführliche Beschreibung findet sich in der Patentschrift DE102012104654 [110] wieder. Die Hauptrechengrößen stellen der geglättete HF-Signalverlauf und die berechnete erste Ableitung des Signals dar. Die Blöcke 1 bis 4 dienen der Datenaufbereitung, der Bildung der Ableitung und der Festlegung des Rechbereichs. Im Block 5 wird der Extremwert im Klopfbereich berechnet. Im Anschluss daran folgt eine erste Wertung des Extremwerts, um Zyklen ohne Klopfen frühzeitig auszusortieren. Im gesamten Block 6 werden die zwei im Kapitel beschriebenen Klopfkriterien berechnet und im Anschluss daran im Block 7 bewertet.

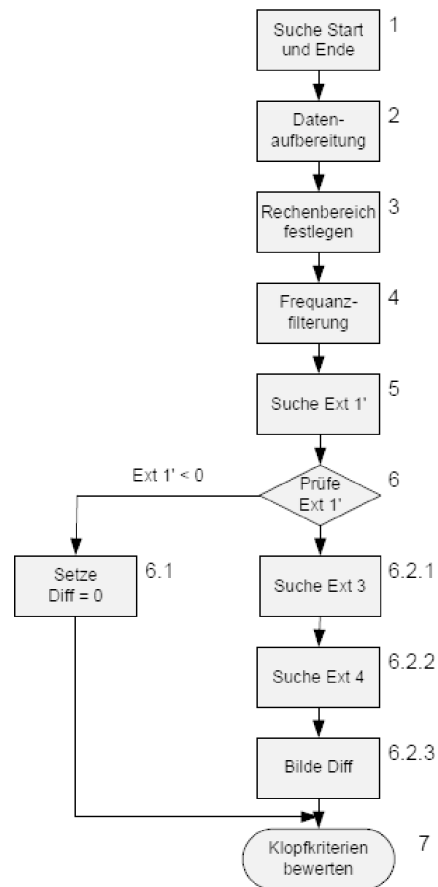


Abbildung A.41: Blockdiagramm Klopferkennung

A.34 Brennbeginnanalyse

Bei der Brennbeginnanalyse werden im Wesentlichen die drei folgenden Verlaufsformen unterschieden:

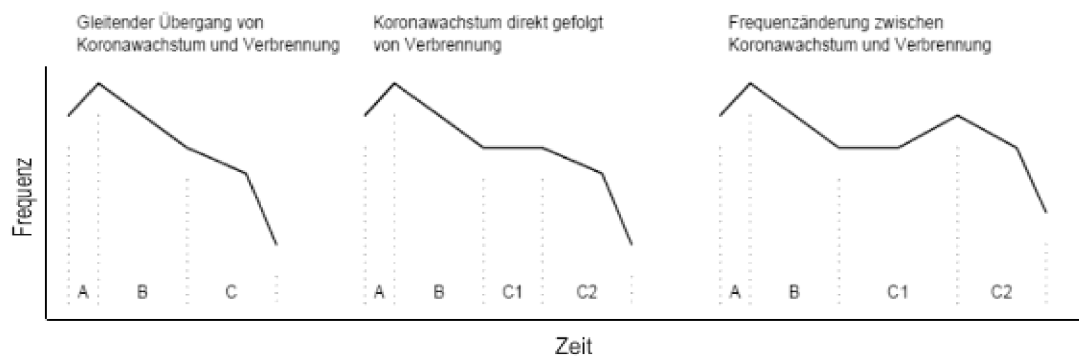


Abbildung A.42: Skizzierung des Frequenzverlaufs und Einteilung in Zonen A, B und C

Der Algorithmus ist als Blockschaltbild in Abbildung A.43 dargestellt und basiert zum größten Teil auf der Erkennung der unterschiedlichen Zonen A, B und C. Die Hauptrechengröße stellt daher die in Block 4 berechnete erste Ableitung des HF-Signals dar. Die Blöcke 1 bis 3 dienen der Datenaufbereitung und der Festlegung des Rechbereichs. Im Block 5 und 6 werden die Extremwerte in der Zone B bzw. C gesucht. Im gesamten Bereich 7 werden diese Punkte auf ihre Plausibilität geprüft. Im Abschnitt 8 wird das Signal abschließend in die drei Verlaufsformen eingeteilt und der Brennbeginn entsprechend den Überlegungen aus Kapitel 8.2 berechnet. Punkt 8.3.1 bis 8.3.3 dient zusätzlich der Plausibilisierung. Eine detailliertere Beschreibung findet sich zusätzlich in der Patentschrift DE102012104641 [111].

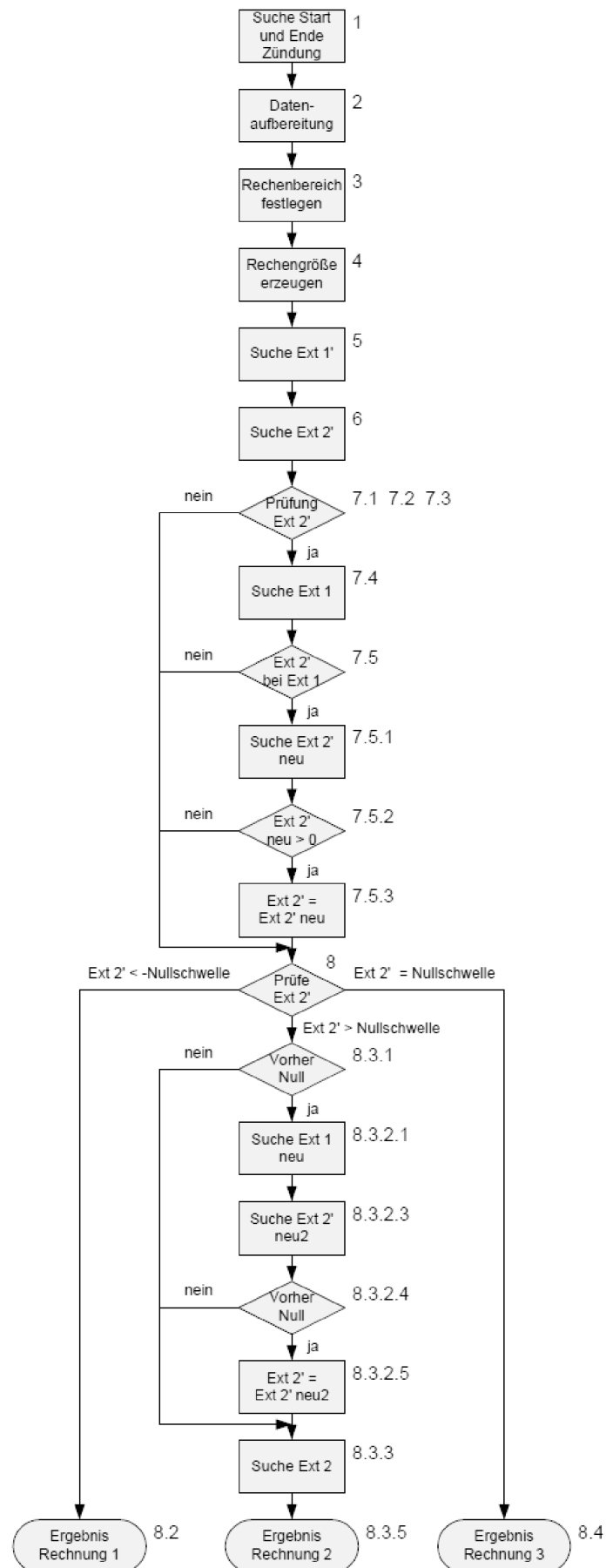


Abbildung A.43: Blockschaltbild Brennbeginnanalyse