

2 Stand der Technik

Im folgenden Abschnitt werden die zum Verständnis des vorliegenden Papiers notwendigen Grundlagen zu Methankraftstoffen und deren Klopfestigkeit sowie zur Reaktionskinetik des Motorklopfens und dessen messtechnischer Erfassung vermittelt.

2.1 Methankraftstoffe und Marktqualitäten

Erdgas, welches für automobiler Anwendungen meist in komprimierter Form (CNG) vorliegt, wird entsprechend DIN51624 [3] nach dessen Heizwert in die Gruppen H (High) bzw. L (Low) eingeteilt.

Erdgase der Gruppe H müssen demzufolge einen gravimetrischen Mindestheizwert von 46 MJ/kg aufweisen, für Erdgas L gilt ein unterer Grenzwert von 39 MJ/kg. Daneben wird vor Allem in den südeuropäischen Raum durch Tiefkühlung verflüssigtes Erdgas (LNG) importiert, welches meist aus (Nord-) Afrika stammt und entsprechend des Anteils an höheren Kohlenwasserstoffen (C_2+) in die Qualitäten leicht, mittel und schwer eingeteilt wird. Vor Allem schwere LNGs können die in DIN51624 formulierten Anforderungen an eine Mindestklopfestigkeit für die Anwendung als Automobilkraftstoff jedoch meist nicht erfüllen.

Im Zuge der durch Kosten-, Emissions- und Verfügbarkeitsüberlegungen angetriebenen Kraftstoffdiversifizierung werden zunehmend auch andere Arten methanbasierter Kraftstoffe in der motorischen Verbrennung Einsatz finden, so zum Beispiel aufbereitete Biogase aus fermentativen Prozessen (BNG, Bio Natural Gas), aber auch Klär- und Deponiegase, sowie aus Überschussstrom und CO_2 synthetisch hergestelltes Methan (SNG, Synthetic Natural Gas).

Tabelle 2.1 gibt einen Überblick über beispielhafte Zusammensetzungen der beschriebenen Gase.

Tabelle 2.1: Gasbeschaffenheiten verschiedener Gasarten [4] [5]

			Russland H	Dänemark H	Holland L	BRD L	Libyen LNG (schwer)	Ägypten LNG (leicht)	Bio- Erdgas
Zusammensetzung [Mol%]									
Methan	CH ₄	Mol%	96,96	90,07	83,64	86,46	81,57	97,70	96,15
Ethan	C ₂ H ₆	Mol%	1,37	5,68	3,56	1,06	13,38	1,80	-
Propan	C ₃ H ₈	Mol%	0,45	2,19	0,61	0,11	3,67	0,22	-
n-Butan	n-C ₄ H ₁₀	Mol%	0,15	0,90	0,19	0,03	0,69	0,20	-
n-Pentan	n-C ₅ H ₁₂	Mol%	0,02	0,22	0,04	0,01	-	-	-
n-Hexan	n-C ₆ H ₁₄	Mol%	0,01	0,06	0,07	0,01	-	-	-
Stickstoff	N ₂	Mol%	0,86	0,28	10,21	10,24	0,69	0,08	0,75
Kohlen- stoffdioxid	CO ₂	Mol%	0,18	0,6	1,68	2,08	-	-	2,90
Summe	-	Mol%	100	100	100	100	100	100	100
Gaskennwerte									
Brennwert	H _{SV}	MJ/m ³	40,3	43,7	36,8	35,4	46,4	40,7	38,3
Brennwert	H _{SV}	kWh/m ³	11,2	12,1	10,2	9,8	12,9	11,3	10,6
Relative Dichte	d	-	0,574	0,630	0,642	0,624	0,669	0,569	0,587
Wobbe Index	W _S	MJ/m ³	53,1	55,0	46,0	44,7	56,7	53,9	50,0
Wobbe Index	W _S	kWh/m ³	14,8	15,3	12,8	12,4	15,8	15,0	13,9
Methan- zahl	MZ	-	92	73	88	97	65	92	103

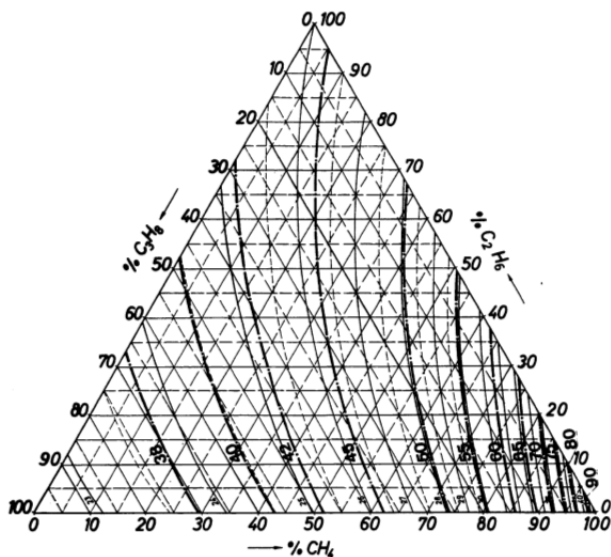
Gut zu erkennen ist die Schwankungsbreite der Zusammensetzung auch bei Gasen gleicher Qualitätsklassen (H/L/LNG), sowie der deutliche Abfall der Methanzahl schon bei geringen Mengen höherwertiger Kohlenwasserstoffe bzw. der Anstieg der Methanzahl bei Vorhandensein erwähnenswerter Inertgasanteile.

2.2 Methanzahl

Die Methanzahl als Kenngröße für die Klopfestigkeit gasförmiger Kraftstoffe wurde mit Beteiligung der Anstalt für Verbrennungskraftmaschinen List GmbH (AVL) und der Forschungsvereinigung Verbrennungskraftmaschinen (FVV) im Rahmen der FVV-Vorhaben 90 und 102 zwischen 1968 und 1970 definiert [6]. Die Untersuchung umfasste binäre sowie ternäre Gemische aus den Gaskomponenten CH_4 , C_2H_4 , C_2H_6 , C_3H_8 , C_4H_{10} , N_2 , CO_2 , H_2S und H_2 . Durch sukzessive Anhebung des Verdichtungsverhältnisses bei ansonsten festgehaltenen Randbedingungen wurden definierte Gemische aus den zu untersuchenden Komponenten in einem „Cooperative Fuel Research“ (CFR) Prüfmotor zu klopfendem, d. h. selbstzündungsbehaftetem Motorbetrieb angeregt. Analog zur Research Oktanzahl (ROZ) ist die Methanzahl definiert als der Anteil der klopfesten Komponente eines binären Referenzkraftstoffs, der bei ebendiesem Verdichtungsverhältnis und ansonsten weiterhin identischen Randbedingungen ebenfalls klopft. Die Unterschiede der beiden Prüfverfahren sind in Tabelle 2.2 dargestellt. Die aus den Versuchsergebnissen erarbeiteten Mischungsregeln sollen es ermöglichen, aus den untersuchten Komponenten für beliebige Gasgemische eine Methanzahl zu „berechnen“. Abbildung 2.1 zeigt ein Ergebnisdigramm für ein Gas als sogenanntes Nomogramm mit Linien konstanter Methanzahl für unterschiedliche Gemischzusammensetzungen, wobei kommerzielle Software zur Methanzahlberechnung bis heute auf diesen Ergebnissen basiert. Die Anwendbarkeit auf moderne ottomotorische Aggregate und Brennverfahren muss allerdings hinterfragt werden.

Tabelle 2.2: Unterschiede der Prüfmethoden zur Bestimmung von ROZ und MZ

	Research Oktanzahl	Methanzahl
Prüfmethode	EN25164/3:1993	AVL
Referenzkraftstoffe	n-Heptan C_7H_{16} iso-Oktan C_8H_{18}	Wasserstoff CH_4 Methan H_2
Drehzahl [min^{-1}]	600	900
Verdichtungsverhältnis	4 – 10	5,5 - 21
ZZP [$^{\circ}KW$ v. ZOT]	13	15
Temperatur	52°C (Ansaugluft)	25°C (Gemisch)

**Abbildung 2.1:** AVL-Methanzahl in Abhängigkeit der Gemischzusammensetzung für $CH_4 / C_2H_6 / C_3H_8$ [6]

2.3 Reaktionskinetische Grundlagen des Motorklopfens

Beim klassischen ottomotorischen Brennverfahren wird ein zündfähiges Kraftstoff-Luft-Gemisch durch eine Zündquelle (meist die Zündkerze) fremdgezündet („induzierter Zündprozess“). Durch den lokal hohen Energieeintrag werden chemische Elementarreaktionen angestoßen, die dem Schema einer Kettenreaktion folgen.

Der Zündfunken stellt die Aktivierungsenergie bereit, um die chemische Kettenreaktion zu initiieren (Kettenstart). Die hierbei aus stabilen Molekülen gebildeten reaktiven Teilchen reagieren in der Folge weiter, bei gleichbleibender Anzahl der Radikale spricht man von Kettenfortpflanzung, bei Vermehrung von Kettenverzweigung. Überwiegen diese Prozesse die ebenfalls stattfindenden Kettenabbruchsreaktionen, so kommt es bei ausreichender Wärmefreisetzung zur sogenannten chemischen (Ketten)-Explosion und damit zur weiter beschleunigten Bildung aktiver Radikale. Im Gegensatz dazu spricht man von thermischer Explosion, wenn die Beschleunigung der Reaktion nicht durch Radikalvermehrung erzeugt wird, sondern während einer exothermen Reaktion die Wärmeerzeugung die Wärmeabfuhr übersteigt. Die Geschwindigkeitskoeffizienten k der Einzelreaktionen wachsen infolgedessen exponentiell entsprechend des Arrheniusgesetzes in Gl. 2.1

$$k = A \cdot e^{-E_a/(R_m \cdot T)} \quad \text{Gl. 2.1}$$

mit A als präexponentiellem Faktor [-], E_a als Aktivierungsenergie [J/kmol], R_m als allgemeiner Gaskonstante [J/kmol·K] sowie der Temperatur T [K]. Ein Merkmal der thermischen Explosion ist der sofortige Temperaturanstieg, wohingegen die chemische Explosion den für Zündvorgänge im Verbrennungsmotor charakteristischen Zündverzögerung τ aufweist (Abbildung 2.2).

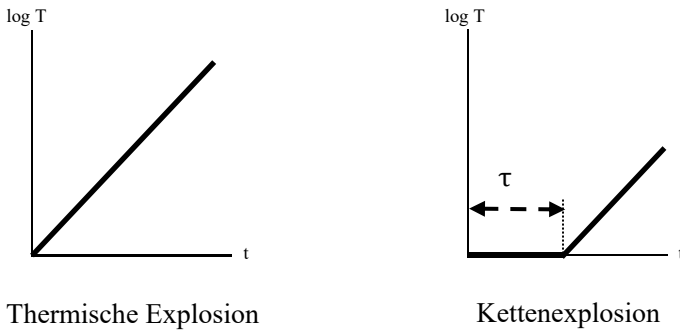
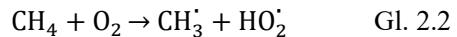


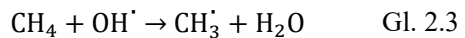
Abbildung 2.2: Zeitlicher Verlauf der Temperatur bei thermischer Explosion und chemischer Kettenexplosion [6]

Während der Zündverzugszeit ändert sich die Temperatur im Brennraum kaum; hier laufen die beschriebenen Radikalbildungsmechanismen ab, die wiederum selbst von den zu diesem Zeitpunkt vorherrschenden Temperaturen und Drücken abhängig sind. Beispielhafte Teilreaktionen für die Reaktion zwischen Methan und elementarem Sauerstoff sind in Gl. 2.2 bis Gl. 2.5 dargestellt [7].

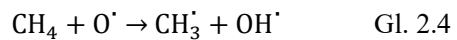
Kettenstart
(radikalbildend)

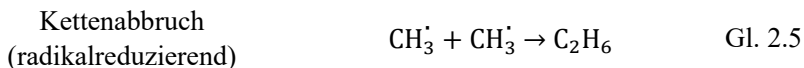


Kettenfortpflanzung
(radikalerhaltend)



Kettenverzweigung
(radikalvermehrend)

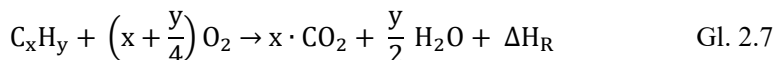




Ähnlich zum Arrheniusansatz für die Reaktionsgeschwindigkeit der thermischen Explosion existiert auch für die Geschwindigkeit der Radikalbildung ein exponentieller Ansatz [8]. Danach ergibt sich kraftstoffspezifisch für die Zündverzugszeit τ

$$\tau = A \cdot p^{-n} \cdot e^{(B/T)} \quad \text{Gl. 2.6}$$

mit dem Druck p [bar] und den empirisch zu bestimmenden, teilweise dimensionsbehafteten Faktoren bzw. Exponenten A [$\text{ms} \cdot \text{bar}^n$], n und B [K]. Letzterer bildet proportional den Einfluss der Aktivierungsenergie ab. Die vollkommene exotherme Oxidation einer Kohlenwasserstoffverbindung der Form C_xH_y kann in der Folge durch die Bruttoreaktionsgleichung



beschrieben werden, hierbei ist ΔH_R die bei der Reaktion frei werdende Reaktionsenthalpie. Die dabei durchlaufenen Teilreaktionen zeigt vereinfacht Abbildung 2.3 für die Oxidation von Alkanen [7].

Über 1200 K kann die Teilreaktion



als die dominierende Kettenverzweigung für Kohlenwasserstoffoxidationen identifiziert werden.

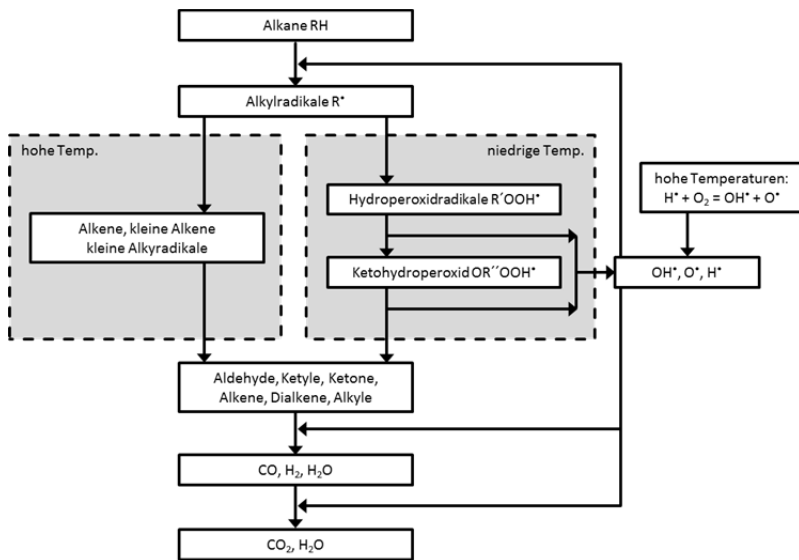
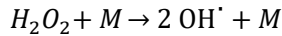


Abbildung 2.3: Oxidationsschema für Alkane, nach [7]

Wie in Abbildung 2.3 zu erkennen, existiert neben der Hochtemperaturoxidation ebenfalls ein Niedertemperaturreaktionspfad, welcher die Ursache für die sogenannte 2-Stufenzündung darstellt.

Zwischen 800 und 900 K finden dabei zunächst Kettenverzweigungen statt, die zu einer moderaten Wärmefreisetzung in Form einer sog. „cool flame“ führen (Abbildung 2.4a, I-II). Abhängig von Kraftstoff und herrschendem Druck können dabei instabile Zwischenprodukte jedoch wieder zerfallen und der Zündprozess dadurch gehemmt werden („degenerierte Kettenverzweigung“).

Dabei können sogenannte „negative Temperaturkoeffizienten“ (NTK) auftreten, wobei in der Folge eine Erhöhung der Temperatur eine Verlängerung der Zündverzugszeit durch die vermehrte degenerierte Kettenverzweigung im Niedertemperaturbereich bewirkt (Abbildung 2.4b). Erst die Bildung einer ausreichenden Anzahl radikaler OH-Moleküle durch den Wasserstoffperoxidzerfall bei Temperaturen größer 1000 K entsprechend



Gl. 2.9

führt zur Einleitung der 2. Zündung und damit zur Hochtemperaturoxidation (Abbildung 2.4a, II) [6] [7] [9] [10] [11].

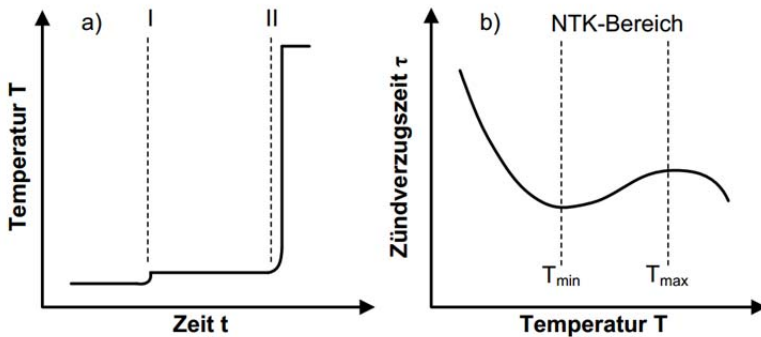


Abbildung 2.4: Zweistufenzündung (links) und NTK-Bereich für n-Heptan / Luft (qualitativ) [11]

Im Gegensatz zum induzierten Zündprozess kann auch eine Selbstzündung des Kraftstoff-Luft-Gemischs erfolgen, wenn eine zur Einleitung der nötigen Radikalbildungsmechanismen ausreichende Energiemenge z.B. durch Kompressionsvorgänge in das unverbrannte Gemisch eingetragen wird, wie etwa beim HCCI-Brennverfahren. Beim funkeninduzierten ottomotorischen Brennverfahren sind Selbstzündungseffekte unerwünscht. Selbstzündung vor dem eigentlichen Zündzeitpunkt (d.h. noch in der Kompressionsphase) wird als Vorentflammung bezeichnet und hat durch die frühen Verbrennungslagen verheerende materialschädigende Wirkung. Die wesentlich häufigere Selbstzündung findet jedoch nach der regulären Zündung im so genannten Endgas statt. Kompression und Wärmeeintrag durch die zündfunkeninduzierte Flamme können im noch unverbrannten Gemisch kritische Vorreaktionszustände hervorrufen, die schließlich zur Selbstzündung führen. Diese Begründung des „Klopfphänomens“ bzw. der Selbstzündung beruht auf der so genannten „Selbstzündungstheorie“ und wurde erstmals von Ricardo et al.

postuliert [12] und seit Mitte der 80er Jahre durch diverse Untersuchungen bestätigt [13] [14] [15] [16]. Diese setzte sich damit gegen die so genannte „Detonationstheorie“ (z.B. [17]) durch, die alle Klopfeffekte einer (detonativen) Beschleunigung der regulären Flammenfront zuordnete [18] [10].

Die Entstehung der Selbstzündung findet vornehmlich an sogenannten exothermen Zentren (Exothermic Centre, EC) im Endgas statt. Diese können - falls vorhanden - zündfreudige Öltröpfchen oder heiße Partikel sein, sind aber häufiger Folge von Temperatur- und/oder Gemischinhomogenitäten. Diese Inhomogenitäten im Endgas sind unvermeidbar (und auch nicht durch eine Erhöhung der Turbulenz restlos zu beseitigen) und resultieren aus der unvollständigen Vermischung von Frisch- und (internem oder externem) Restgas, dem Kraftstoffeintrag aus Zylinder- oder Kolbenspaltenanlagerung, dem Wärmeübergang an heißen Zylinderkomponenten und der Wandwärmewechselwirkung bereits ab der Kompressionsphase. Wie stark diese Prozesse im einzelnen Einfluss auf die Ausbildung exothermer Zentren nehmen, hängt von der Endgasgeometrie ab, welche wiederum von der Brennraumgeometrie, der Kolbenposition und der zyklenschwankungsbehafteten Flammengeometrie abhängt, wobei für letztere die Wahrscheinlichkeit, die Bildung eines exothermen Zentrums zu begünstigen, mit größer werdender Flammenfaltung steigt [19] [20].

Zur Lokalisation des Selbstzündungsbeginns (d.h. der EC) im Zylinder wurden bereits diverse Studien veröffentlicht, siehe z.B. [21] [22] [23]. Grundsätzlich kann ein exothermes Zentrum direkt vor der Flammenfront, an der Zylinderwand oder im Bereich dazwischen auftreten [15]. Selbstzündung unmittelbar vor der Flammenfront ist gemeinhin unschädlich und kann den Effekt einer Flammenfrontbeschleunigung bewirken, „reguläre“ Flammenausbreitung und Selbstzündungseffekte sind dabei sowohl wegen messtechnischer Begrenzungen (z.B. die Auflösungsfähigkeit optischer Messmethoden) als auch phänomenologisch schwer voneinander zu trennen. Wesentlich häufiger ist jedoch das Auftreten exothermer Zentren im Bereich der Zylinderwände. Begünstigende Faktoren sind hier (reflektierte) Verbrennungsdruckwellen, deren Wärmeeintrag durch Kompression infolge chemisch-hydrodynamischer Kopplung hier am effektivsten ist, sowie die während der Verbrennung kühleren Temperaturen im (einlassseitigen) Wandbereich, wodurch hier bei Auftreten eines NTK größere Zündwahrscheinlichkeit herrscht. Des Weiteren bewirkt die niedrigere Gemischtemperatur eine lang-

samere (reguläre) Flammenausbreitung ins Unverbrannte und damit eine verlängerte Zeitspanne zum Ablauf der Vorreaktionsmechanismen im Endgas [21] [22] [16].

Die Ausprägung der anschließenden selbstzündungsinduzierten Wärmefreisetzung hängt ab von der Anzahl, Größe und Beschaffenheit der exothermen Zentren, von der Größe des zusammenhängenden Bereiches unverbrannten Gemischs und zu einem großen Maße auch vom thermodynamischen Zustand des umgebenden Endgases, insbesondere vom vorherrschenden Temperaturgradienten. Zeldovich [24] untersuchte anhand des Temperaturgradienten im Endgas, wie selbstzündungsinduzierte Wärmefreisetzungen klassifiziert werden können, und unterteilte diese schließlich in drei diskrete Ausprägungsmodi:

Deflagration: Niedrige Endgastemperaturen und steile Temperaturgradienten (Größenordnung 100 K/mm [20]) bewirken nach Selbstzündung eine zweite Flammenfrontausbildung, die jener der „regulären“ Verbrennung ähnelt. Abhängig von den beschriebenen Charakteristika der EC ist die Umsatzrate ähnlich bis moderat erhöht. Die Reaktionsgeschwindigkeit ist durch Wärmeleitung und molekulare Transportprozesse bestimmt und nimmt infolge steiler Temperaturgradienten stark mit wachsender Entfernung vom EC ab. Der bei der Selbstzündung entstehende Druckpuls bewegt sich mit höherer Geschwindigkeit vom EC weg und ist somit schnell von der Reaktionskinetik entkoppelt.

Thermische Explosion: Hohe Endgastemperaturen und flache Temperaturgradienten (Größenordnung 1 K/mm [20]) im Endgas, d.h. nahezu homogene Bedingungen, führen zu einer abrupten, volumenreaktionsartigen Umsetzung des Endgases mit einer Vielzahl an Selbstzündungsherden ohne Ausprägung einer fortschreitenden Flammenfront. In einem realen motorischen Verbrennungsprozess ist das Auftreten derartiger Bedingungen unwahrscheinlich.

(Fortschreitende) Detonation: Bei moderaten Endgastemperaturen und Temperaturgradienten (Größenordnung 10 K/mm [20]) sowie bei einer niedrigen Dichte des exothermen Zentrums kann eine chemisch-gasdynamische Kopplung entstehen, wenn sich ausbreitender Druckpuls und Fortschreiten der chemischen Reaktionszone in der gleichen Größenordnung befinden und sich gegenseitig verstärken. Die resultierenden starken Druckwellen führen

zu einer Anregung der Motorstruktur und bedingen damit das gemeinhin als „Klopfen“ oder „Klingeln“ bezeichnete Abstrahlen der Schwingung als Körperschall. Die Detonation hat unter den beschriebenen Selbstzündungsmoden das höchste Schädigungspotential. Abbildung 2.5 zeigt nochmals schematisch die Ausprägung der Wärmefreisetzung für die unterschiedlichen Modi.

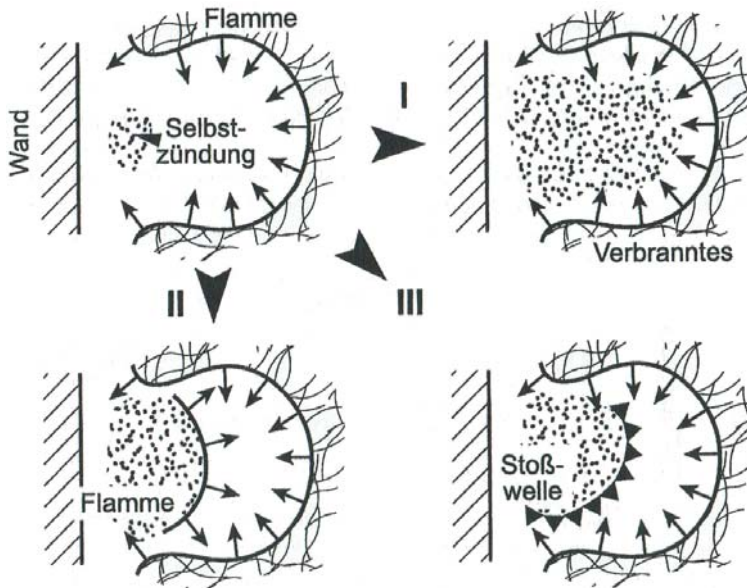


Abbildung 2.5: Selbstzündungsmechanismen Thermische Explosion (I), Deflagration (II) und Detonation (III) [25]

Es sei noch darauf hingewiesen, dass in einigen Arbeiten (z.B. [15]) nur die schwingungsbehaftete Ausprägung der Selbstzündung als „Klopfen“ bezeichnet wird. Im Rahmen dieser Arbeit soll jedoch „Klopfen“ den Effekt der Selbstzündung (nach Zündzeitpunkt) im Allgemeinen beschreiben, es wird vielmehr zwischen dem primären und sekundären Klopfefekt, vgl. [26], bzw. zwischen schwingungsarmem und schwingungsbehaftetem Klopfen unterschieden. Der primäre Klopfefekt beschreibt dabei die Selbstzündung im Endgas an sich, der sekundäre Klopfefekt bezeichnet die in der Folge mögliche, aber nicht zwangsläufig auftretende Ausprägung von Druckschwingungen im Zylinder. Eine weitere Erläuterung der diesbezüglichen

Vorgänge findet sich in Abschnitt 4.3 und Abschnitt 5.2. Abbildung 2.6 zeigt exemplarisch Druckverläufe unterschiedlich stark klopfender Arbeitsspiele und eine deutliche Ausprägung des sekundären Klopfeffekts bei starkem Klopfen.

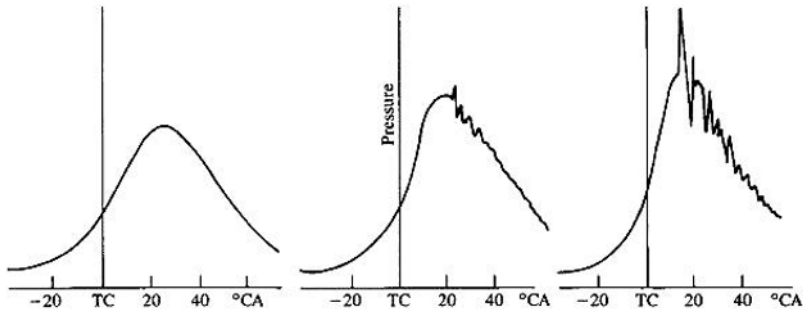


Abbildung 2.6: Druckverläufe regulärer / leicht schwingungsbehaftet klopfender / stark schwingungsbehaftet klopfender Verbrennung (v.l.n.r.) [27]

Bei realen Klopfphänomenen sind die Entstehungsmechanismen und Ausprägungen nicht immer eindeutig voneinander trennbar. Die Selbstzündung findet gemeinhin an mehreren Orten im Brennraum statt, und die Umsetzungsmoden Deflagration, Detonation und Explosion treten nicht immer strikt getrennt voneinander, sondern vielmehr in Mischformen auf. Somit entstehen interagierende chemische Reaktionszonen und Druckpulse, die bei genügend großer örtlicher und zeitlicher Trennung der EC eine Potenzierung der Klopfintensität bewirken können. Weiterhin kann sich der Wärmefreisetzungsmodus während der Verbrennung ändern, so kann z. B. eine selbstzündungsinduzierte, deflagrativ fortschreitende Sekundärflamme im Endgas die Bedingungen für weitere, detonative Selbstzündungen schaffen. Welleninteraktionen und -reflexionen an den Zylinderwänden verstärken diese Phänomene zusätzlich und verwischen gleichzeitig die Grenze zwischen den Klopfmoden. Numerische Untersuchungen, die dies berücksichtigen, zeigen jedoch zugleich, dass damit auch die Detonationsmode aufgrund eines berücksichtigten „deflagrativen Anteils“ weniger stark in ihrer schädigenden Wirkung ausfällt als in der strikt modengetrennten Berechnung in [24]. [20]

2.4 Messtechnische Grundlagen

Die Erfassung der Vorgänge im Verbrennungsmotor sowohl in der Hochdruck- als auch in der Ladungswechselphase erfolgt mittels sogenannter Indizierung, d.h. der sensorischen Aufzeichnung der Druckverläufe innerhalb und außerhalb der Brennkammer über dem Kurbelwinkelsignal. Für die vorliegende Arbeit ist vor Allem die Analyse der Verbrennungsphase von Bedeutung. Hierfür finden meist piezoelektrische Druckaufnahme Verwendung, deren Bezeichnung aus dem zugrunde liegenden physikalischen Wirkprinzip herrührt. Unter dem piezoelektrischen Effekt versteht man die Besonderheit bestimmter Kristalle, auf eine äußere Krafteinwirkung mit einer proportionalen Ladungsverschiebung im Kristall zu reagieren. Piezoelektrische Druckaufnehmer können nur Relativdrücke erfassen, weshalb bei der verbrennungsmotorischen Indizierung für jedes Arbeitsspiel eine Referenzierung, die so genannte Nulllinienfindung, erfolgen muss. Abbildung 2.7 zeigt schematisch einen gekühlten piezoelektrischen Druckaufnehmer, wie er auch im vorliegenden Versuchsaufbau verwendet wird.

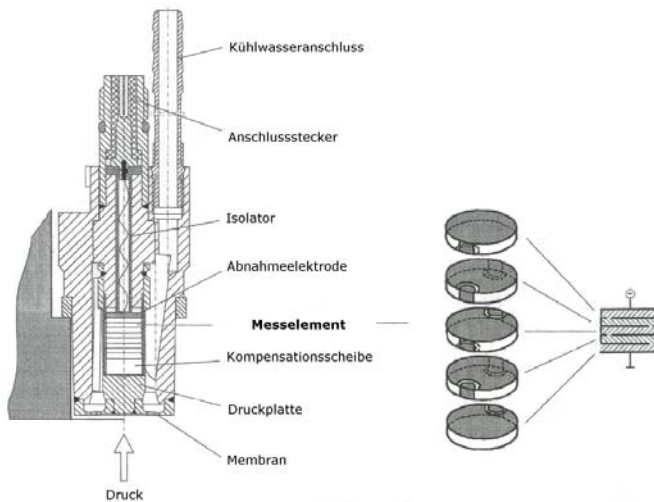


Abbildung 2.7: Gekühlter piezoelektrischer Drucksensor [7]

Nach Einbindung des Drucksensors in die Indiziermesskette entsprechend Abbildung 2.8, die unter anderem eine Verstärkung der vom Sensor abgegebenen Kleinstladungsmengen und die Weitergabe als proportionales Spannungssignal beinhaltet, können auf Basis des gemessenen Drucksignals (Verbrennungs-)Kenngößen berechnet werden, die sich in die so genannten direkten und indirekten Indizierkennwerte einteilen lassen.

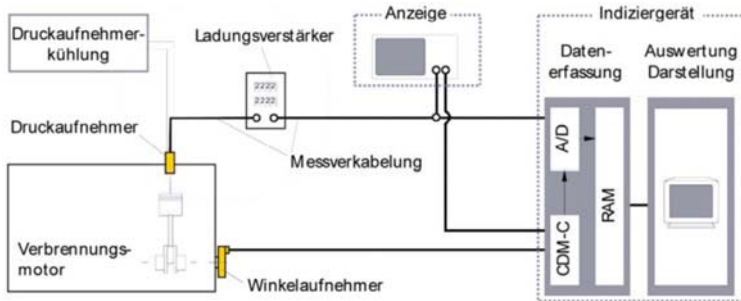


Abbildung 2.8: Indiziermesskette (schematisch) [28]

Direkte Indizierkennwerte können direkt aus dem Zylinderdruckverlauf abgeleitet werden, mit Ihrer Hilfe können schnelle Aussagen über relevante Zusammenhänge, wie zum Beispiel die Bauteilbelastung durch Spitzen-druckwerte, getroffen werden. Der Bewertung mittels indirekter Indizierkennwerte müssen Zwischenberechnungen auf Grundlage des Druckverlaufs vorangehen. In der Folge können zum Beispiel nach Berechnung des Heizverlaufs Aussagen über Zündverzüge oder die Lage des 50%-Massenumsatzpunktes getätigt werden.

Der Heizverlauf als schnelle Näherung des Brennverlaufs ermöglicht es, ohne zeitaufwendige Wandwärmemodelle oder Leckagebetrachtungen unmittelbare Aussagen über die Wärmefreisetzungsrate und somit - bei entsprechender Analyse des Signals - auch über Klopfphänomene tätigen zu können. Die Herleitung der Berechnungsformel für den differentiellen Heizverlauf beginnt mit der Umformung des ersten Hauptsatzes der Thermodynamik nach der Änderung des Brennverlaufs dQ_b entsprechend Gl. 2.10:

$$\frac{dQ_b}{d\varphi} = \frac{dU}{d\varphi} - \frac{dQ_w}{d\varphi} + p \cdot \frac{dV}{d\varphi} - \frac{dH_l}{d\varphi} \quad \text{Gl. 2.10}$$

Mit Vernachlässigung der Leckagerate dH_l und der Definition des differentiellen Heizverlaufs dQ_h als Summe aus (differentiellem) Brennverlauf dQ_b und Wandwärmestrom dQ_w ergibt sich

$$\frac{dQ_h}{d\varphi} = \frac{dQ_b}{d\varphi} + \frac{dQ_w}{d\varphi} = \frac{dU}{d\varphi} + p \cdot \frac{dV}{d\varphi} \quad \text{Gl. 2.11}$$

Mit der vereinfachten Berechnung der Änderung der inneren Energie mit Hilfe der als konstant angenommenen Zylindermasse m_z und der isochoren Wärmekapazität c_v entsprechend

$$\frac{dU}{d\varphi} = m_z \cdot c_v \cdot \frac{dT}{d\varphi} \quad \text{Gl. 2.12}$$

folgt für den differentiellen Heizverlauf

$$\frac{dQ_h}{d\varphi} = m_z \cdot c_v \cdot \frac{dT}{d\varphi} + p \cdot \frac{dV}{d\varphi} \quad \text{Gl. 2.13}$$

Aus der thermischen Zustandsgleichung in differentieller Form

$$p \cdot \frac{dV}{d\varphi} + V \cdot \frac{dp}{d\varphi} = m_z \cdot R \cdot \frac{dT}{d\varphi} + R \cdot T \cdot \frac{dm_z}{d\varphi} \quad \text{Gl. 2.14}$$

folgt wiederum unter Vernachlässigung der Änderung der Zylindermasse

$$m_z \cdot R \cdot \frac{dT}{d\varphi} = \frac{p \cdot \frac{dV}{d\varphi} + V \cdot \frac{dp}{d\varphi}}{R} \quad \text{Gl. 2.15}$$

Eingesetzt in Gl. 2.13 unter Berücksichtigung des Zusammenhangs mit dem Polytropenexponenten κ

$$\frac{c_v}{R} = \frac{1}{\kappa - 1} \quad \text{Gl. 2.16}$$

und nach Übergang von Differentialen zu finiten Differenzen folgt schließlich

$$\frac{\Delta Q_h}{\Delta \varphi} = \frac{\frac{\kappa}{\kappa - 1} \cdot p \cdot \Delta V + \frac{1}{\kappa - 1} \cdot V \cdot \Delta p}{\Delta \varphi} \quad \text{Gl. 2.17}$$

Mit Hilfe von Gl. 2.17 kann schließlich auf Basis von Druckverlauf und Kurbelwinkelsignal sowie der Volumenfunktion des Kurbeltriebs die Wärmefreisetzungsrate ohne weitere Modellannahmen (außer der Nulllinienfindung) berechnet werden. Für die meist nachgeschaltete Berechnung des Brennverlaufs werden als zusätzliche Kenngrößen die Luftmasse, das Kraftstoff-Luftverhältnis sowie die AGR-Rate benötigt [29].

2.5 Zylinderdruckbasierte Klopfkennung

Im Serienfahrzeug erfolgt die Klopfkennung über die Auswertung des sekundären Klopfeffekts, d. h. der durch Motorklopfen gemeinhin verursachten Druckschwingungen, mittels Körperschallsensoren. Die Klopfregelung reagiert in der Folge durch eine Spätverstellung des Zündwinkels in den nichtklopfenden Bereich und einer darauffolgenden inkrementellen Wiederannäherung an den wirkungsgradoptimalen Bereich der Verbrennungslage. Solch einer applikativen Lösung muss jedoch eine genaue Analyse des Zylinderdrucksignals und der daraus abgeleiteten Signale vorausgehen, um

Motorklopfen anhand eindeutiger Kenngrößen identifizieren zu können. Basierend auf dem erfassten Zylinderdrucksignal werden verschiedene Kenngrößen herangezogen, um klopfcharakteristische Kenngrößen wie Klopfbeginn und Klopfintensität zu bestimmen:

- Maximaler Zylinderdruck
- Bandpassgefilterter Druckverlauf
- 1. Ableitung des Druckverlaufs
- 3. Ableitung des Druckverlaufs
- Heizverlauf
- Energieinhalt des Drucksignals

Die gängigsten Methoden zur Klopfbewertung, basierend auf der jeweiligen Kenngröße, werden nachfolgend beschrieben.

Maximaler Zylinderdruck

Aufgrund der bei klopfender Verbrennung erhöhten Spitzendrücke im Zylinder ist es naheliegend, hieraus ein Kriterium zur Beurteilung der Klopfintensität zu generieren. In [30] wird beispielsweise aus der Differenz aus minimalem und maximalem Zylinderdruck sowie einem zu bestimmenden Referenzdrucksignal ein Kriterium zur Bewertung der Klopfintensität abgeleitet. Vorteilhaft hierbei sind die Einfachheit des Verfahrens, der relativ geringe Einfluss des Messfühlers und die Vollständigkeit der klopfrelevanten Informationen mangels Frequenzfilterung. Nachteilig ist offensichtlich, dass nur ein qualitativer Vergleich zwischen unterschiedlichen Versuchsaggregaten und -setups gezogen werden kann, da der maximale Zylinderdruck unter anderem auch von Größen wie von Brennraumform, Zündzeitpunkt, Drehzahl und Last abhängt. Auch Zyklusschwankungen erschweren die Definition einer eindeutigen Klopfgrenze anhand der Maximaldruckmethode, siehe Abbildung 2.9. Obwohl festgehalten werden kann, dass Arbeitsspiele mit höheren Spitzendrücken tendenziell auch selbstzündungsgefährdeter sind, so können dennoch auch in Arbeitsspielen ohne Motorklopfen hohe Maximaldrücke auftreten. Zudem kann mit der Maximaldruckmethode kein verllässlicher Klopfbeginn ausgegeben werden [25] [31] [32] [33].

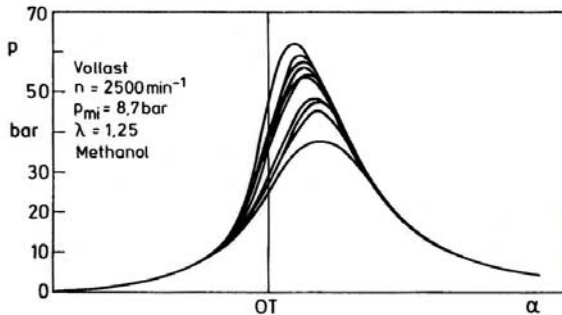


Abbildung 2.9: Zyklusschwankungen im Zylinderdruckverlauf [25]

Bandpassgefilterter Druckverlauf

Um die infolge Selbstzündung gemeinhin auftretenden hochfrequenten Druckschwingungen isoliert zu analysieren, kommen Frequenzfilter zu Einsatz. So genannte Bandpassfilter lassen nur Signalanteile innerhalb eines bestimmten Frequenzbereichs zwischen einer zu definierenden oberen und unteren Grenzfrequenz passieren. So können die für Motorklopfen relevanten Frequenzbereiche betrachtet und gleichzeitig bestimmte Frequenzen, z. B. im Bereich der Drucksensoreigenfrequenz, ausgeschlossen werden [34]. Abbildung 2.10 zeigt einen ungefilterten Druckverlauf bei klopfender Verbrennung (links) und das entsprechende 5-10 kHz bandpassgefilterte Signal.

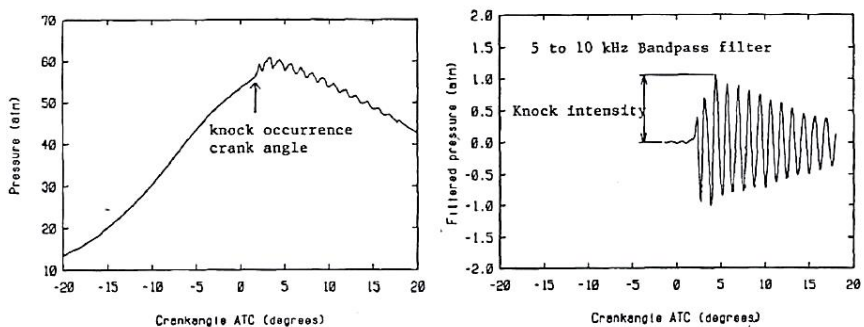


Abbildung 2.10: Ungefilterter und bandpassgefilterter Zylinderdruckverlauf [19]

Als Klopfintensität wird hierbei meist die Amplitude des bandpassgefilterten Drucksignals bzw. der Abstand zwischen maximaler und minimaler Amplitude definiert, vgl. [19], [35], [36], und [37]. Alternative Ansätze führen wie in [38] eine einfache Amplitudenmittelwertbetrachtung durch oder analysieren für eine endliche Anzahl N_{sample} an Druckschwingungsamplituden das arithmetische Mittel der quadrierten Differenz aus Druckamplitude p_i und mittlerem Druck p_{mean} in einem definierten Kurbelwinkelfenster (z.B. Klopfkriterium „KI20“: 20 °KW ab Klopfbeginn) entsprechend Gl. 2.18 [15]:

$$\text{KI20} = \sum_{i=1}^{N_{\text{sample}}} (p(i) - p_{\text{mean}})^2 \cdot \frac{1}{N_{\text{sample}}} \quad \text{Gl. 2.18}$$

Für die Definition des Klopfbeginns existieren ebenfalls unterschiedliche Ansätze: In [39] wird das Überschreiten einer Amplitude von 1 bar als Klopfbeginn definiert, wohingegen der entsprechende Grenzwert in [35] auf 0,3 bar festlegt wird. Zusätzlich kann der Klopfbeginn auch für jedes Aggregat erneut bestimmt werden, abhängig von Brennraumform und Drehzahl [36].

Für die Verwendung der Methode des bandpassgefilterten Drucksignals zur Klopfbewertung sprechen die Einfachheit und die Möglichkeit zur Elimination von Rauschsignalen und Eigenfrequenzbereichen des Drucksensors bei geschickter Auswahl der Grenzfrequenzen. Nichtklopfende Arbeitsspiele haben zudem per Definition eine Klopfintensität von 0 [31] [32] [40]. Das Verwenden eines falsch gewählten Frequenzfilters oder KW-Fensters birgt jedoch gleichzeitig die Gefahr, dass klopfrelevante Signalinhalte nicht erfasst werden [31]. Zudem kann der Bandpassfilter bei komplexen Brennraumformen fehlerhafte Ergebnisse liefern [41]. Selbstzündungsphänomene, die den sekundären Klopfeffekt (Druckoszillationen) nicht hervorrufen, können mit dieser Methode nicht erfasst werden.

1. Ableitung des Zylinderdruckverlaufs

Methoden, welche die 1. Ableitung des Druckverlaufs für die Definition der Klopfintensität verwenden, werten die Intensität des selbstzündungsbedingten Druckanstiegs im Zylinder aus. Hierbei kommen ebenfalls Bandpassfilter

und KW-Fensterungen zum Einsatz [30] [42]. Als Klopfbeginn können wiederum Schwellenwertüberschreitungen definiert werden, vgl. [43].

Barton et al. [42] betrachten zur Bestimmung des Klopfbeginns das quadratische Mittel der Druckänderungsrate (RMS, engl. Root Mean Square) über einem definierten Zeitintervall, als Klopfbeginn wird schließlich jener Zeitpunkt definiert, bei dem 20% der Arbeitsspiele den doppelten RMS-Wert nicht-klopfender Arbeitsspiele übersteigen. Zur Definition der Klopfintensität existieren Ansätze zur Maximalwertbetrachtung der 1. Ableitung des Zylinderdrucksignals sowie Ansätze, die die Klopfintensität (hier „I.D.“) als Integral der oszillationsbedingten Druckspitzenänderung dp_k/dt über ein definiertes Zeitintervall t_1 bis t_2 im klopfrelevanten Frequenzbereich entsprechend Gl. 2.19 definieren [44]:

$$\text{I.D.} = \int_{t_1}^{t_2} \left| \frac{dp_k}{dt} \right| dt \quad \text{Gl. 2.19}$$

Die 1. Ableitung des Zylinderdrucksignals als Klopfbewertungskriterium bietet den Vorteil einer weitgehenden Vergleichbarkeit über unterschiedliche Aggregate und Kraftstoffe hinweg. Große Druckgradienten sind jedoch nicht zwangsläufig ausschließlich Merkmal klopfender Arbeitsspiele. Über eine geschickte Auswahl von Frequenzfiltern kann dieser Nachteil jedoch teilweise kompensiert werden. Wird kein Frequenzfilter eingesetzt, so ist die Klopfintensität für nicht-klopfende Arbeitsspiele ungleich Null, es bedarf somit einer zusätzlichen Definition einer Klopfchwelle zur Klopfdefinition [42].

3. Ableitung des Druckverlaufs

Die Verwendung der 3. Ableitung des Druckverlaufs zur Klopfdetektion findet sich hauptsächlich in den Arbeiten von Checkel und Dale in [45] und [46]. Die Ausprägung des entsprechend mehrmals differenzierten Drucksignals im klopfenden und nicht-klopfenden Fall zeigt Abbildung 2.11.

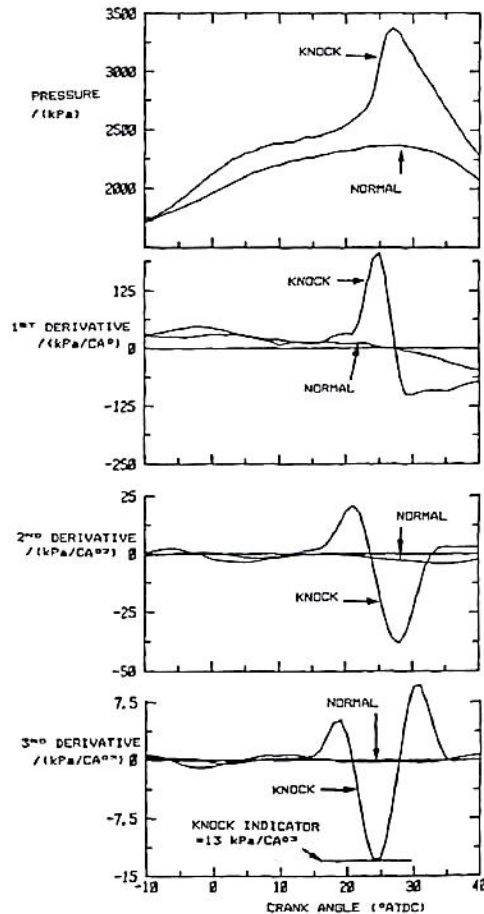


Abbildung 2.11: Zylinderdruckverlauf und differenzierte Signale eines mager betriebenen CFR-Motors und Definition der Klopfintensität nach der 3. Ableitung des Drucksignals [46]

Als Klopfintensitätskennwert wird der minimale (negative) Wert der 3. Ableitung innerhalb eines Bereichs von $\pm 2^\circ \text{KW}$ um eine Druckspitze im klopfrelevanten Bereich herangezogen. Hohe (Absolut-)Werte bedeuten demnach einen starken Wechsel von einer positiven Kurvenkrümmung (abrunder Druckanstieg) zu einer negativen Kurvenkrümmung (Druckmaximum) im Zusammenhang mit Selbstzündungsphänomenen. Hierbei ist zu beachten,

dass der erhaltene Klopfintensitätsschwellwert als Folge der dreifachen Differenzierung von der Abtastrate und der Drehzahl abhängt [31] [40]. Verschiedene Druckverläufe mit ansteigender Klopfintensität nach vorgestellter Methode der 3. Ableitung zeigt Abbildung 2.12.

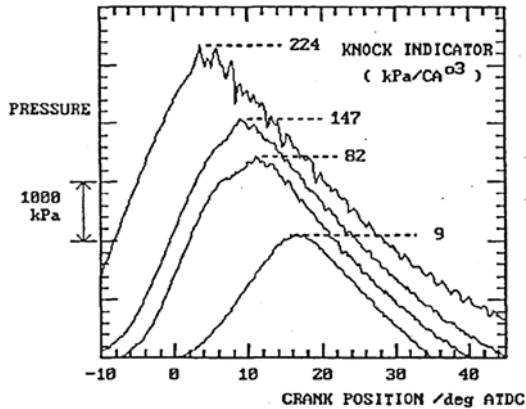


Abbildung 2.12: Druckverläufe ansteigender Klopfintensität (Methode der 3. Ableitung) [41]

Die Komplexität des Verfahrens liegt lediglich in der Berechnung der Differenzierungen, zusätzliche Hardware wird hierbei nicht benötigt. Zusätzlich können nach Aussagen der Autoren hier auch bei niedriger Auflösung reproduzierbare Ergebnisse für die Klopfintensität über verschiedene Randbedingungen hinweg getätigt werden [46]. Im Vergleich zur Verwendung hochfrequenter Signale kann die hier entstehende Datenmenge gering gehalten werden.

Nachteilig wird in der Literatur die nicht-intuitive Verständlichkeit der Klopfintensitätsdefinition bewertet [32] sowie die Tatsache, dass die Klopfintensität für nicht-klopfende Arbeitsspiele nicht gleich null ist, ein Klopfintensitätsschwellwert muss daher auch hier definiert werden [41]. Außerdem ist der Klopfintensitätswert wie beschrieben abhängig von der Abtastrate, ein quantitativer Vergleich von Ergebnissen mit unterschiedlichen Abtastraten ist daher nicht möglich [40].

Heizverlaufs-basierte Methoden

Methoden, die den differentiellen Heizverlauf zur Klopfbewertung verwenden, nutzen den aus der Selbstzündung resultierenden Anstieg und/oder die folgende schnelle Abnahme der Wärmefreisetzungsrates im Zylinder. Abbildung 2.13 zeigt beispielhaft die Ausprägungsformen nicht klopfender, stark klopfender (A) und leicht klopfender Verbrennung (B) auf dem Heizverlauf [47].

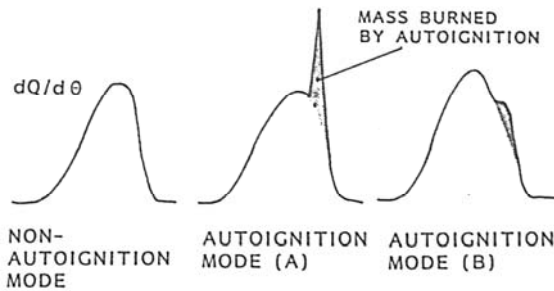


Abbildung 2.13: Ausprägungsformen nicht klopfender, stark klopfender (A) und leicht klopfender Verbrennung (B) auf dem Heizverlauf [47].

Für die Definition einer Klopfintensität anhand des Heizverlaufssignals existieren unterschiedliche Ansätze. Ando et al. verwenden in [47] den minimalen (negativen) Wert der ersten Ableitung der Wärmefreisetzungsrates. Geringe Klopfintensitäten werden somit durch den im Vergleich zum Wärmefreisetzungsanstieg länger andauernden Wärmefreisetzungsabfall einfacher detektierbar. In der Arbeit von Klimstra [48] wird ein kombinierter Ansatz vorgestellt: Für die Klopfintensität KSI (engl. Knock Severity Index) wird die ab Klopfbeginn freigesetzte Wärmemenge ins Verhältnis zur insgesamt freigesetzten Wärmemenge gesetzt. Zusätzlich wird der Betrag des isochoren Drucksprungs zum Klopfbeginn miteinbezogen, siehe Gl. 2.20.

$$\text{KSI} = \frac{Q_{\text{knocking}}}{Q_{\text{total}}} \Delta p(\text{isochor}) \quad \text{Gl. 2.20}$$

Der Klopfbeginn kann bei Verwendung des differentiellen Heizverlaufs als Überschreiten der (relativen) Wärmefreisetzungsrate eines zuvor festgelegten Grenzwertes zwischen zwei Messpunkten definiert werden, vgl. [19]. Hierbei muss die Abtastrate genügend hoch sein, um Fehldetektionen zu vermeiden. Für seinen Klopfintensitätsindex reklamiert Klimstra eine weitgehende Unabhängigkeit von Druckaufnehmerposition und akustischer Eigenfrequenz der Motorgeometrie sowie die Übertragbarkeit zwischen unterschiedlichen Versuchsaggregaten [48]. Außerdem ermöglicht die Erfassung der selbstzündungsbedingten erhöhten Wärmefreisetzungen die frühzeitige Erkennung von Klopfendenzen [47]. Berücksichtigt muss jedoch der höhere Rechenaufwand, der für die Berechnung des Heizverlaufes nötig ist [32], sowie die erschwerte Ermittlung der Klopfintensität bei höheren Drehzahlen, insbesondere bei Methoden, die die maximale negative Steigung des Heizverlaufs betrachten [47].

Energieinhalt des Zylinderdruckverlaufs

Für die Beurteilung der Klopfintensität dient hier die Spektrale Leistungsdichte (PSD, engl. Power Spectral Density) des Zylinderdrucksignals. Diese entspricht dem integrierten Fourier-Spektrum des Klopfsignals in einem bestimmten Frequenzbereich, Anwendung finden Frequenzbereiche von z.B. 0-20 kHz [49], 5-12 kHz [50] oder 5-45 kHz [31]. Zur Frequenzanalyse eignen sich beispielsweise die schnelle bzw. diskrete Fouriertransformation oder - für instationäre Signale mit schnellen Wechselraten - eine Wavelet-Transformation. Abbildung 2.14 zeigt oben die infolge der Selbstzündung auftretenden Druckoszillationen, die dem regulären Zylinderdruckverlauf überlagert sind, sowie das zugehörige Fourier-Spektrum (unten). Die Ausschläge im Fourier-Spektrum bei etwa 50 kHz sind auf die Eigenfrequenz des Drucksensors zurückzuführen [49]. Der Klopfbeginn wird in [50] definiert als erster merklicher Anstieg der Amplitude (und somit des frequenzspezifischen Energieinhalts) verglichen mit nicht-klopfendem ASP bei einer typischen Klopf Frequenz von hier 8 kHz. Zu beachten ist jedoch, dass die genauen Bereiche typischer Klopf Frequenzen motorspezifisch sind und somit nur bedingt übertragbar. Bei der Auswahl des Bandpassfilters muss darauf geachtet werden, alle nötigen Frequenzen mit klopf spezifischer Information zu erfassen, ohne jedoch zu viele tiefe Frequenzbereiche oder die Eigenfrequenzen des Drucksensors miteinzubeziehen [31] [32].

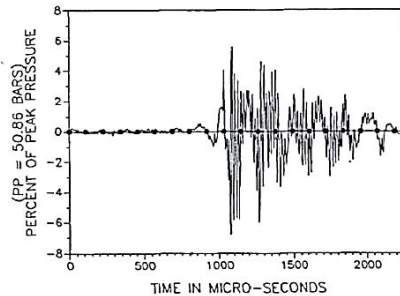


Figure 4: In-cylinder pressure oscillations excited by engine knock. Note crank angle markings on the knock signal.

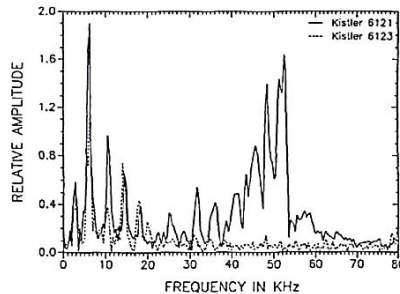


Abbildung 2.14: Klopfinduzierte Druckoszillationen (oben) und zugehöriges Fourier-Spektrum [49]

Die Klopfintensität kann sodann in direkter Abhängigkeit zum ermittelten PSD-Wert im Beachteten Frequenzbereich definiert werden [49].

Es existieren zudem neuere Ansätze, die versuchen, verschiedene „klassische“ Methoden der Klopferkennung und -bewertung zu kombinieren, um so die verschiedenen Vorteile zu nutzen und die Beurteilung des Klopfbeginns von der Beurteilung der Klopfintensität zu entkoppeln [16]. So kann wie in [33] beschrieben eine Kombination aus Heizverlaufs- und Druckverlaufsanalyse zum Einsatz kommen, wobei der Klopfbeginn anhand des Heizverlaufs und gleichzeitig die Klopfintensität anhand des Integrals der Signalquadrate des bandpassgefilterten Zylinderdrucks in einem bestimmten KW-Fenster bestimmt werden. Die Funktionsweise der im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Klopferkennungs- und -bewertungsalgorithmen wird in Abschnitt 4 erläutert.

Untersuchung des Klopfverhaltens methanbasierter
Kraftstoffe

Scharlipp, S.

2017, XXVI, 161 S. 110 Abb., 18 Abb. in Farbe.,
Softcover

ISBN: 978-3-658-20204-0