

RS2131

(3)

UB/TIB Hannover

Hochschule
für Technik
und Wirtschaft
Dresden (FH)



3. Dresdner Motorenkolloquium
20.–21. Mai 1999

RS
2131
(3)

TOC

UB/TIB Hannover
122 366 263

89



HOCHSCHULE
FÜR TECHNIK
UND WIRTSCHAFT
DRESDEN (FH)



**Berichte
und
Informationen**

7. Jahrgang
ISSN 1433-4135

1/99

SITÄTSBIBLIOTHEK
HANNOVER
TECHNISCHE
ATIONSIBLIOTHEK

Tagung
RS 2131(3)

Inhalt

3. Dresdner Motorenkolloquium - 20./21. Mai 1999

"Wege zur Erfüllung der EURO 4-Norm bei Nutzfahrzeug-Dieselmotoren"

Zum Geleit	1
KLAUS BINDER / VOLKER SCHWARZ Anforderungen an die Einspritztechnologien zur Minderung der Emissionen bei Nutzfahrzeugdieselmotoren	3
RÜDOLF MAIER / ULRICH PROJAHN / WOLFGANG ALBRECHT / ROGER POTSCHIN / KARSTEN STORBECK Unit Injektor / Unit Pump - Effiziente Einzelpumpensysteme mit hohem Potential für künftige Emissionsforderungen	9
FRANZ CHMELA / GERHARD ORTHABER Strahlenergie, Turbulenz und Brennrate im direkteinspritzenden Dieselmotor	10
A. LEIPERTZ / A. FATH / C. FETTES / C. HEIMGÄRTNER Charakterisierung des düsennahen Strahlzerfalls bei der dieselmotorischen Hochdruckeinspritzung	25
J. APPEL / H. BOCKHORN Rußbildung und Rußoxidation in turbulenten Diffusionsflammen: Probleme ultrafeiner Partikel	35
MARTIN KURRECK / CHRISTOPH TEETZ Möglichkeiten der Emissionsreduktion bei hochaufgeladenen Großdieselmotoren mit CR-Einspritzsystem - Systemanforderungen und Systemauswahl -	47
WERNER WEISWEILER Möglichkeiten der NO ₂ -Entfernung aus Abgasen von Diesel- und Mager-Ottomotoren	60
MANFRED KOEBEL Vor- und Nachteile stickstoffhaltiger Reduktionsmittel beim Einsatz in mobilen SCR-Systemen	76
M. ANKOWITSCH / K. ENGELJEHRINGER / W. SCHINDLER / P. ZELENKA Anforderungen der EURO 4 - Norm bei Nutzfahrzeugen an die Emissionsmesstechnik	84
A. MAYER / U. MATTER / M. KASPER Neue Wege zur Charakterisierung der Dieselpartikelemissionen	94
JÜRGEN ZÜRBIG Das SINOx-System - Weiterentwicklung zur Serienreife	112
E. JACOB Stickstoffdioxid, NO ₂ : Schlüsselmolekül zur Erfüllung von Euro 4-Normen	119
S. MÜLLER / J. CONRADS / W. BEST Dieselabgasreinigung mit einem Plasmaverfahren	124
GEORG HÜTHWOHL / BERND MAURER / G. ZIKORIDSE Das SCRT-System - Die Kombination Partikelfilter mit SCR-Katalysator ermöglicht die gleichzeitige Verminderung der Partikel- und NOx-Emission bei Nutzfahrzeug- dieselmotoren	129

Wege zur Erfüllung der EURO 4-Norm bei Nutzfahrzeug- Dieselmotoren

3. DRESDNER MOTORENKOLLOQUIUM

20. und 21. Mai 1999

an der Hochschule für Technik und Wirtschaft Dresden (FH)

Verehrte Tagungsteilnehmerinnen und Tagungsteilnehmer,

ich begrüße Sie herzlich zum 3. Dresdner Motorenkolloquium an der Hochschule für Technik und Wirtschaft Dresden.

Das zweitägige Kolloquium, das wiederum vom Forschungsinstitut Fahrzeugtechnik (FIF) in Zusammenarbeit mit der Fahrzeugindustrie organisiert worden ist, wird zum Hauptanliegen

“WEGE ZUR ERFÜLLUNG DER EURO 4-NORM BEI NUTZFAHRZEUGEN”

durchgeführt. Diese Thematik ist eine logische Fortsetzung der bisherigen Veranstaltungen an der HTW Dresden (FH).

Der EU-Umweltrat hat sich im Dezember 1998 auf neue Grenzwerte für schwere Nutzfahrzeuge geeinigt. Es werden die Emissionsgrenzwerte für Stickoxide (NO_x) und Partikel in zwei Stufen abgesenkt (EURO 4 und 5-Norm), die nach definierten Zyklen (ESC-European Steady und ETC-European Transient Cycle) nachzuweisen sind. Bei der thematischen Planung des Kolloquiums waren noch weniger strenge Grenzwerte im Gespräch.

Um die neuen Grenzwerte einhalten zu können, ist nach dem momentanen Stand der Technik die EURO 4-Norm nur mit der Partikelfiltertechnik und die EURO 5-Norm nur mit einer zusätzlichen NO_x -Nachbehandlung erfüllbar. Eine Kombination beider Systeme wäre möglich. Die Abgasnachbehandlungstechnologien eröffnen aber in Verbindung mit innermotorischen Maßnahmen weitere Perspektiven zur Kraftstoffverbrauchsoptimierung des Dieselmotors.

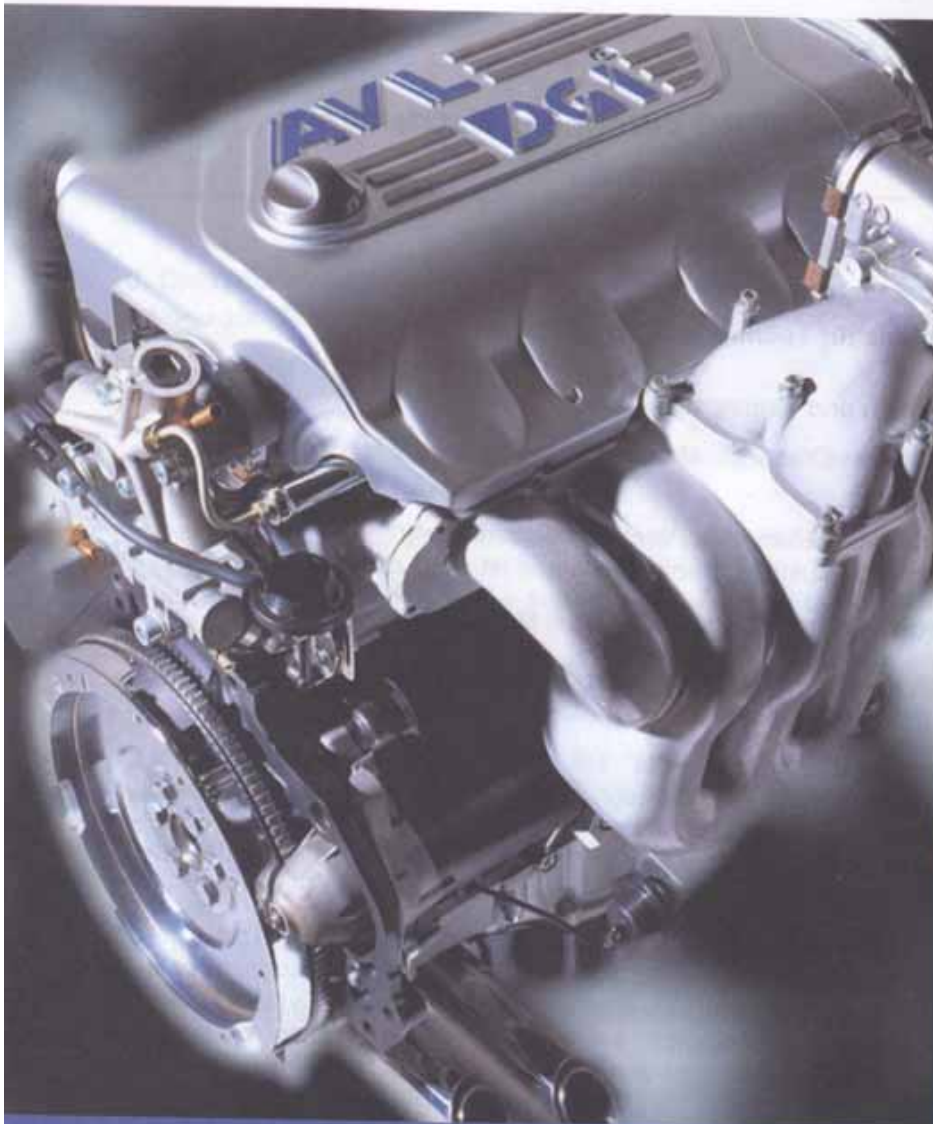
Das Kolloquium ist deshalb so gestaltet worden, dass Probleme der Gemischbildung und Verbrennung als innermotorische Maßnahmen zur Beeinflussung der Abgasemissionen und Technologien für die Abgasnachbehandlung diskutiert werden können.

Die Vortragsinhalte sind mit großer Sorgfalt durch den Programmausschuss zusammengestellt und mit der Industrie abgestimmt worden. Besonderer Dank gebührt den Referenten, die zusätzliche Mühen zum Erstellen der Beiträge für den Tagungsband auf sich nahmen.

Das Kolloquium wird von einer Fachausstellung begleitet. Erfreulicherweise präsentieren sich hier wieder viele Unternehmen und Institutionen und bereichern so die Veranstaltung. Den Ausstellern und Sponsoren sei hiermit sehr herzlich für die finanzielle Unterstützung gedankt

Im Namen aller Mitarbeiter des Forschungsinstituts Fahrzeugtechnik wünsche ich Ihnen allen einen angenehmen Aufenthalt an unserer Hochschule und hoffe, dass auch das **3. DRESDNER MOTORENKOLLOQUIUM** für die Teilnehmer zu einer bleibenden Erinnerung wird.

Prof. Dr.-Ing. habil. Ernstwendelin Bach
Direktor des
Forschungsinstituts Fahrzeugtechnik



AM ANFANG STEHT IMMER DIE IDEE

DAMIT DIESE WIRKLICHKEIT WIRD, NUTZEN WIR DIE SYNERGIEN UNSERER INNOVATIVEN MOTOREN- UND SOFTWAREENTWICKLUNG SOWIE UNSERE TECHNOLOGISCH HOCHWERTIGEN MESS- UND AUTOMATISIERUNGSSYSTEME

DAS OPTIMALE ZUSAMMENSPIEL DIESER DREI BEREICHE HAT ZU EINEM ENTWICKLUNGSSTANDARD GEFÜHRT, DER WELTWEIT MASSSTÄBE SETZT.

MIT UNSEREM DGI-MOTOR HABEN WIR DIES NICHT NUR WIEDER UNTER BEWEIS GESTELLT, SONDERN AUCH EINEN MOTOR ENTWICKELT, DER FÜR DIE ZUKUNFT GERÜSTET IST.



AVL DEUTSCHLAND GMBH
PETER-SANDER-STRASSE 32
D-55252 MAINZ-KASTEL
POSTFACH 27
D-55247 MAINZ-KASTEL
TELEFON +49/6134/7179-
TELEFAX +49/6134/3588
E-MAIL:
TANJA.AHRENS@AVL.COM

TECHNISCHE BÜROS:
BERLIN, HAMBURG
KÖLN, MANNHEIM
MÜNCHEN, STUTTGART
WOLFSBURG

MIT SYNERGIEN ZUM ERFOLG

AVL
DEUTSCHLAND

Anforderungen an die Einspritztechnologien zur Minderung der Emissionen bei Nutzfahrzeugdieselmotoren

von Klaus Binder und Volker Schwarz

Die Entwicklung des NFZ-Dieselmotors auf dem heutigen Stand war überwiegend getrieben von den Entwicklungsschritten auf dem Gebiet der Einspritztechnik. Die Steigerung der Einspritzdrücke auf 1800 bis 2000 bar sowie die weitgehend freie Wahl des Einspritzbeginns waren dabei die wesentlichen technischen Ansätze. Die Einspritztechnik wird neben den anderen Schlüsseltechnologien Aufladetechnik und Motor-/Fahrzeugmanagement auch in Zukunft der Treiber für die Weiterentwicklung der Motorentechnologie sein. Weitgehende Forderungen werden dabei an den Druckverlauf während der Einspritzung, die Flexibilität des maximalen Einspritzdrucks im Motorkennfeld, die Voreinspritzung und evtl. an eine Nacheinspritzung zur Partikelreduktion gestellt.

The development of the HD Diesel Engine to today's level was mainly driven by the injection technology. The important technical approaches up to now were the increase of the injection pressure to levels of 1800 to 2000 bar on the flexibility of SOI (start of injection). Beside the engine key technologies i.e. air charging technology and engine/truck management in the future the injection system will play an important role as far as HD-Engine technology is concerned. Further demands will be challenged and the injection pressure history, the flexibility of the peak injection pressure, the pilot injection and optional the after injection with respect to reduce particulates.

1 Einleitung

Die bisherige Strategie der immer späteren Einspritzung zur Erfüllung der über die Jahre stets weiter abgesenkten Stickstoffoxidemissionen war gekoppelt mit einer ständigen Erhöhung des Einspritzdruckes zur teilweisen Kompensation der Verbrauchs- bzw. Partikelnachteile (BILD 1). Die weitere Verschärfung der Emissionsgesetzgebung bedingt weitere Anforderungen an die bereits hochentwickelten Einspritzsysteme für NFZ-Dieselmotoren.

2 Stand der Technik

Bei den Baureihen BR 900 und BR 500 der DaimlerChrysler AG wurden die erforderlichen hohen Einspritzdrücke durch dasnockengetriebene, sehr kompakt bauende und deshalb steife Pumpe-Leitung-Düse (PLD)-Einspritzsystem dargestellt. Die Flexibilität des Einspritzzeitpunktes wird durch Verschließen des Rücklaufes mittels schnellschaltender Elektromagnetventile erreicht. Ein Problem bei den nockengetriebenen Einspritzsystemen ist der drehzahl- und mengenabhängige maximale Einspritzdruck. Diesen Nachteil weisen die für PKW- und auch Großdieselmotoren bereits in Serie eingesetzten Common-Rail (CR)-Einspritzsysteme nicht auf, da die Druckerzeugung unabhängig von Last und Drehzahl bedarfsgeregelt bereitgestellt werden kann. Der in BILD 2 auf Basis des 6-Zylindermotors OM 501 LA ($V_{ZYL} = 2 \text{ l}$) bei einem NO_x -Level von 5 g/kWh dargestellte Vergleich der beiden Einspritzsysteme CR und PLD zeigt allerdings, daß das CR-System nahezu im gesamten Kennfeldbereich Nachteile im Verbrauch und in der Partikelemission aufweist. Dies ist darauf zurückzuführen, daß das CR-System zur Erreichung der NO_x -Vorgabe mit einem deutlich späteren Spritzbeginn gefahren werden mußte.

Die Ursache hierfür wurde zunächst in dem nahezu rechteckigen Druckverlauf des CR-Systems vermutet. Wie BILD 3 zeigt, konnten allerdings auch mittels der Rücklaufdrosselauslegung in der Nadelhubvorderflanke und damit im Einspritzverlauf modifizierte CR-Ausführungen diesen Nachteil nicht beseitigen. Die Vorderflankenvariation blieb nahezu ohne Auswirkung auf den NO_x/be - bzw. PM/be -trade off [1].

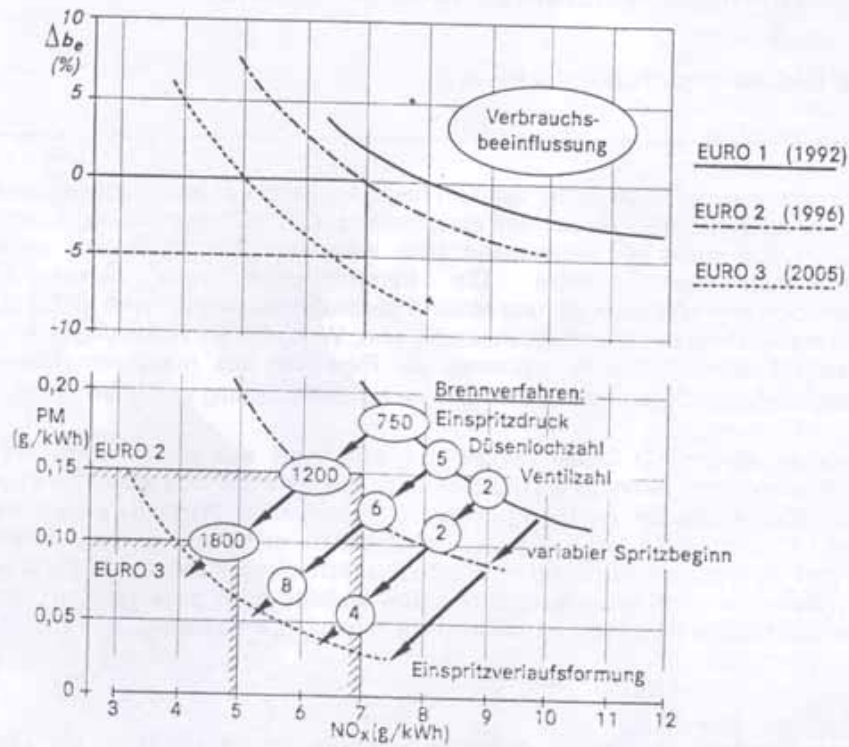


BILD 1 INNERMOTORISCHES POTENTIAL DURCH SPÄTVERSTELLUNG UND ERHÖHUNG EINSPRITZDRUCK

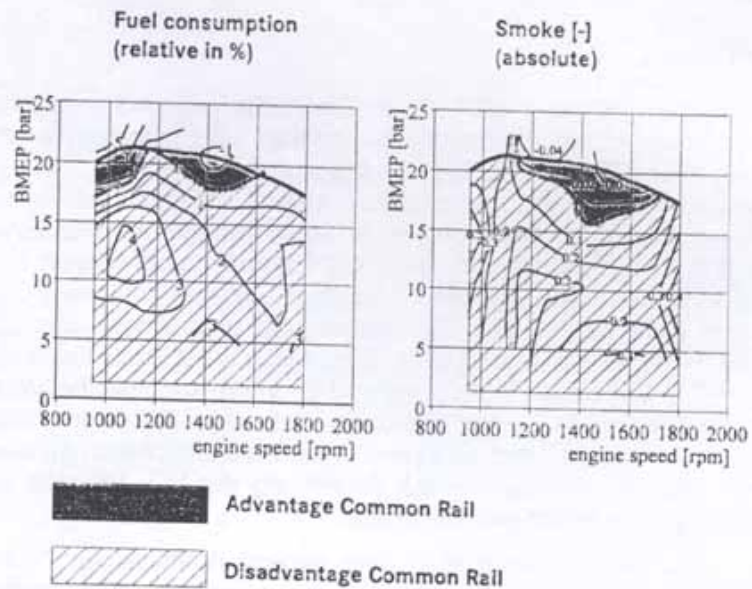


BILD 2 COMBUSTION TECHNOLOGY – COMPARISON PLD AND COMMON RAIL INJECTION SYSTEM
NO_x 5 g / kWh, OM501 LA ENGINE

Part load, engine speed 1420/min
 Rail pressure 1000 bar

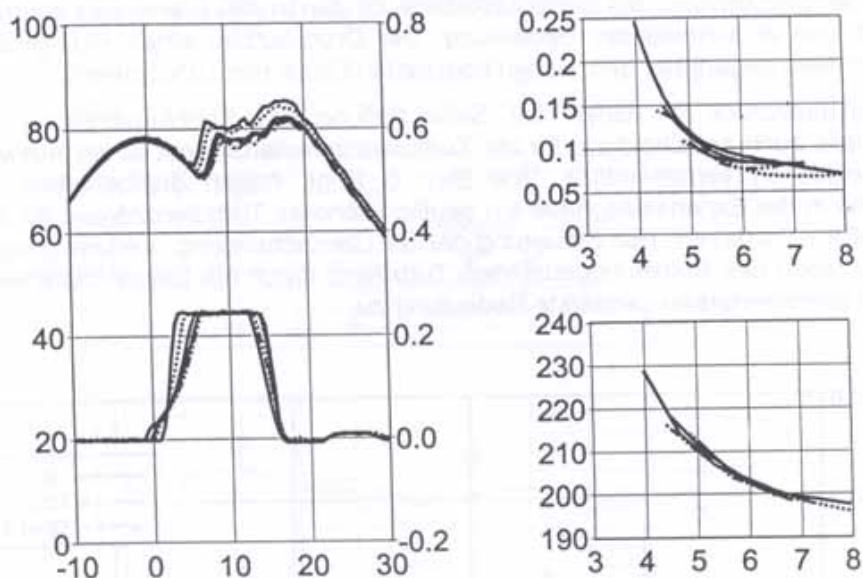


BILD 3 COMBUSTION TECHNOLOGY – CR WITH NOZZLE CONTROLLED RATE SHAPING
 SINGLE CYLINDER ENGINE

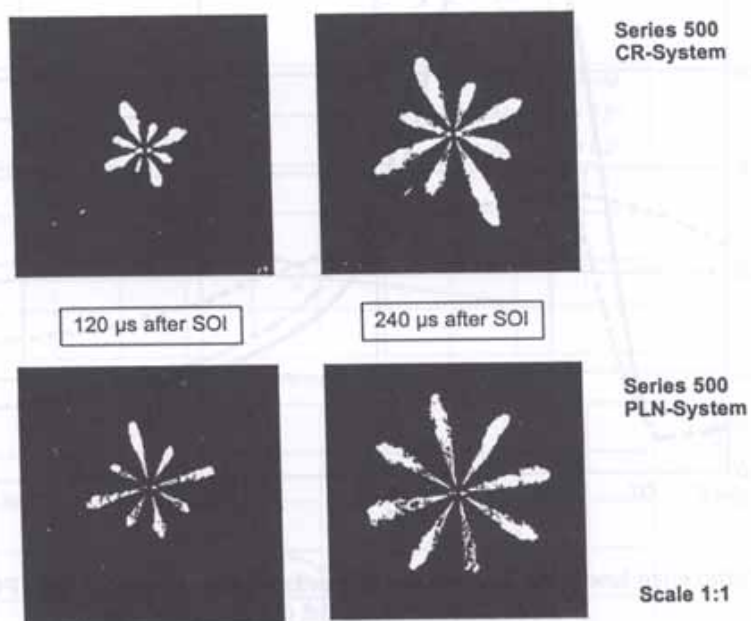


BILD 4 COMBUSTION TECHNOLOGY – COMPARISON PLD AND COMMON RAIL INJECTION SYSTEM
 SPRAY PROPAGATION ANALYSIS SAC HOLE NOZZLE

Die in BILD 4 dargestellten Hochgeschwindigkeitsaufnahmen der Einspritz-Strahlen für CR und PLN zeigen allerdings deutliche Unterschiede in der Strahlausbreitung, deren Ursachen noch nicht schlüssig geklärt sind. Allerdings deuten diese Strahlbilder auf ein verstärktes Aufreißen und eine geringere Einbringtiefe der CR-Strahlen hin, was sich ganz offensichtlich auf die Verbrennung und damit auf den zu wählenden Einspritzzeitpunkt bei $NO_x = \text{const.}$ auswirkt.

3 Anforderungen an das Einspritzsystem

Neben den im Motorkennfeld frei wählbaren Größen Einspritzbeginn und max. Einspritzdruck scheint auch der Druckaufbau des Einspritzsystems für den in den Brennraum eindringenden Einspritzstrahl von entscheidender Bedeutung. Der Druckaufbau eines PLD-Systems hat demzufolge Vorteile gegenüber dem hohen konstanten Druck des CR-Systems.

Der hohe Einspritzdruck ist neben der Sicherstellung der Strahlausbreitung und des Tröpfchenzerfalls auch entscheidend für die Turbulenzgenerierung mit deren Auswirkungen auf die Rußoxidation verantwortlich. Wie BILD 5 zeigt, haben drallbehaftete Verbrennungsverfahren in der Expansionsphase ein deutlich höheres Turbulenzniveau als drallarme oder gar drallfreie Verfahren. Der Steuerung der für Gemischbildung, Verbrennung und vor allem Nachoxidation des Rußes bedeutenden Turbulenz durch die Einspritzstrahlen kommt bei modernen Brennverfahren verstärkte Bedeutung zu.

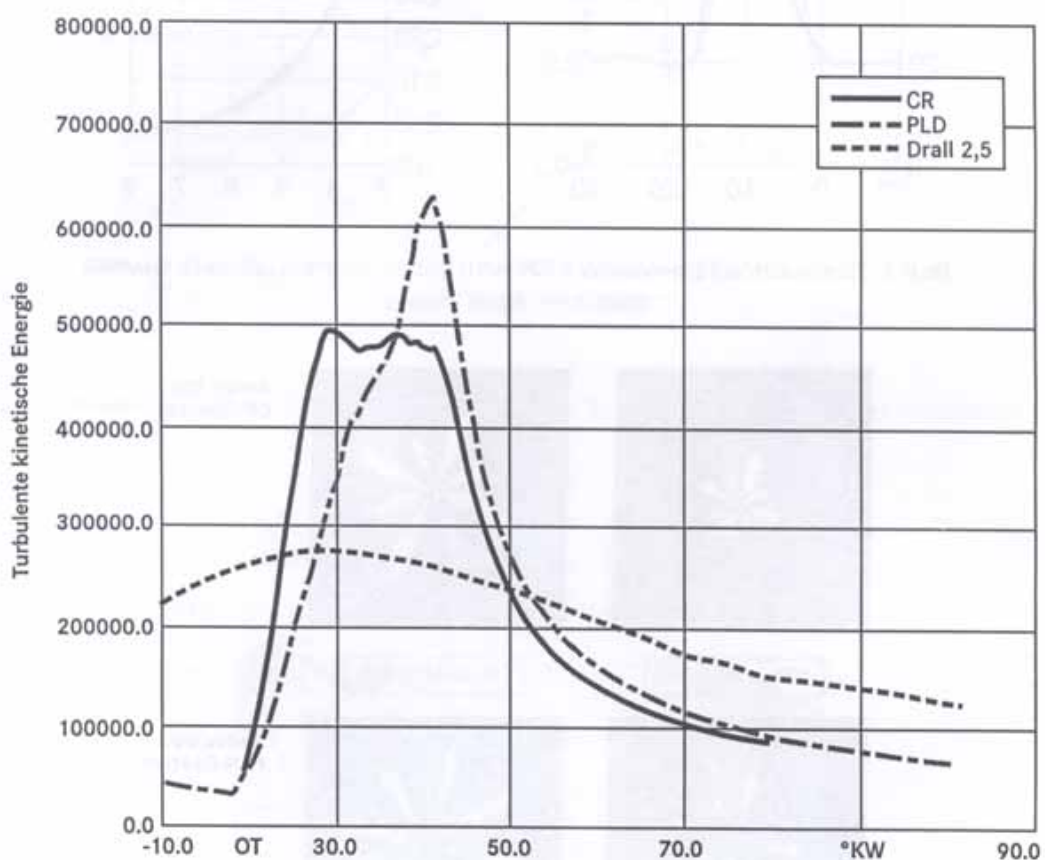


Bild 5 Turbulente kinetische Energie der Einspritzstrahlen Vergleich CR / PLD sowie einer Drallströmung mit der Drallziffer 2,5

Wie BILD 6 zeigt, kann die Anhebung des Temperatur- und des Turbulenzniveaus zur Partikeloxidation in der Expansionsphase auch mittels Kraftstoffnacheinspritzung erreicht werden [2].

BILD 7 zeigt beispielhaft den positiven Einfluß der Piloteinspritzung auf Verbrauch und Schwarzrauch [2]. Bekanntermaßen hat die Piloteinspritzung auch positive Auswirkungen auf das Verbrennungsgeräusch.

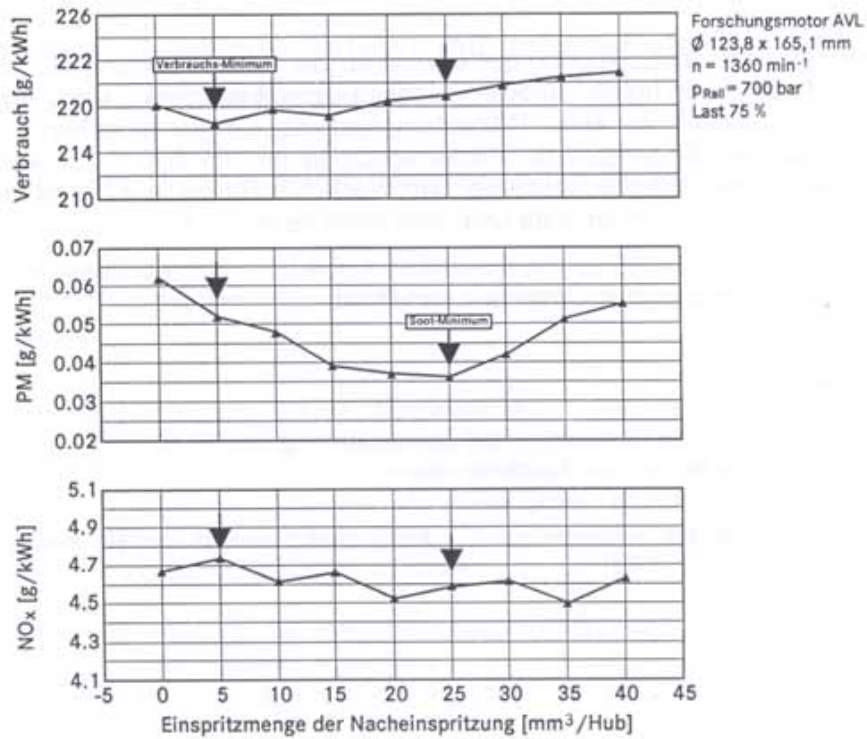


BILD 6 EINFLUß DER NACHEINSPRITZUNG AUF DIE MOTORKENNWERTE VERBRAUCH, PARTIKEL UND NOX.

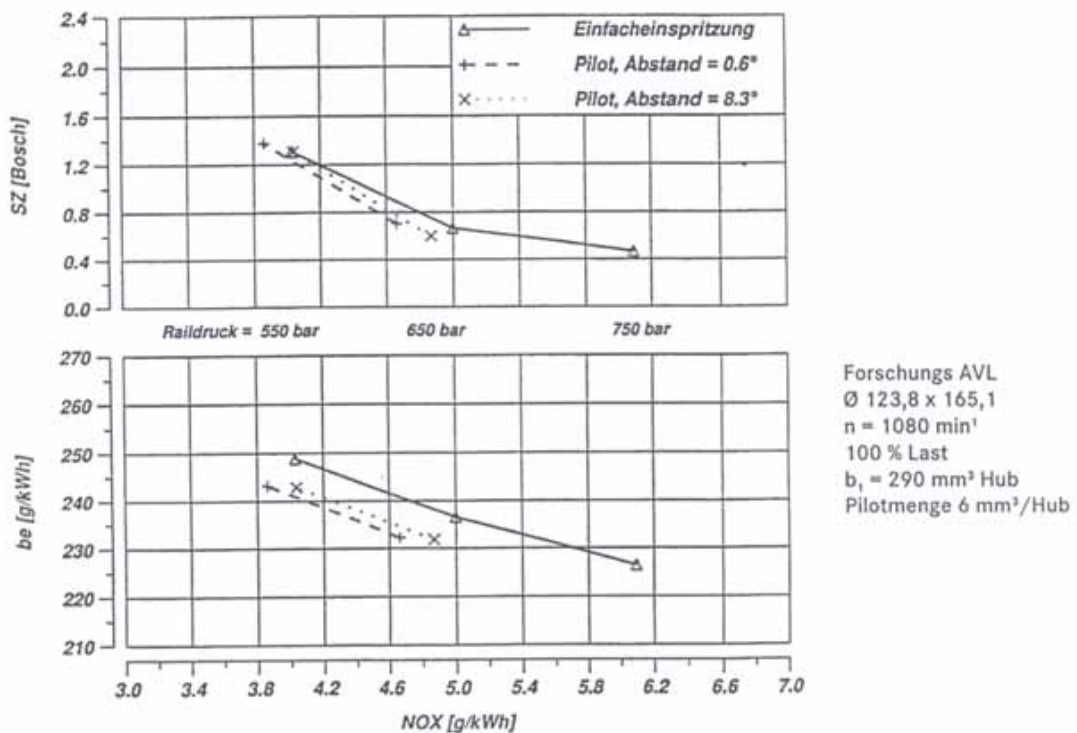


BILD 7 EINFLUß DER PILOTEINSPRITZUNG AUF VERBRAUCH UND SCHWARZRAUCH

4 Zusammenfassung

Im Zusammenhang mit der Erzeugung der sowohl für die Gemischbildung als auch für die Rußoxidation erforderlichen hohen Turbulenz scheint ein mit der Einspritzung ansteigender Einspritzdruck von Vorteil zu sein. Wünschenswert ist ein im Motorkennfeld flexibel einstellbarer maximaler Einspritzdruck. Piloteinspritzung im Hinblick auf einen möglichst frühen Spritzbeginn der Haupteinspritzung und Nacheinspritzung zur Partikelabsenkung werden für künftige Anforderungen mehr und mehr bedeutend.

Zur Senkung der Systemkosten ist ein modularer Aufbau der Komponenten mit möglichst flexiblem Einsatz für verschiedene Baureihen vorteilhaft.

5 Literaturverzeichnis

- [1] *W. Bauer* u. a. Hydraulische Einflüsse auf die Gemischbildung bei mit PLD- und CR Einspritzsystemen betriebenen Nutzfahrzeugen.
Haus der Technik, Essen 16./17. März 1999
- [2] *F. Chmela* u. a. Einspritzverlaufsformung - Abschlußbericht FVV-Vorhaben Nr. 066630
Laufzeit 01.08.96 – 31.07.98

Verfasser

Prof. Dr.-Ing. Klaus Binder und
Dipl.-Ing. Volker Schwarz,
DaimlerChrysler AG Stuttgart

Unit Injektor / Unit Pump - Effiziente Einzelpumpensysteme mit hohem Potential für künftige Emissionsforderungen

**von Rudolf Maier, Ulrich Projahn, Wolfgang Albrecht, Roger Potschin
und Karsten Storbeck**

Kurzfassung

Der Dieselmotor ist wegen seiner Wirtschaftlichkeit und Robustheit das bevorzugte Antriebskonzept für den Nutzkraftwagen-Bereich. Die fortschreitende Emissionsgesetzgebung der letzten Jahre erforderte einen Generationswechsel bei der Einspritzausrüstung, vor allem beim Einsatz in schweren Nutzkraftwagen. Die bisherigen Reiheneinspritzpumpensysteme werden zunehmend durch magnetventilgesteuerte Einspritzsysteme Unit Injektor System und Unit Pump System abgelöst.

Mit der weiteren Optimierung der Einspritzverlaufscharakteristik verfügen diese Hochdruck-Einspritzsysteme über weitere Potentiale, um zusammen mit den entsprechenden Motorkonzepten die vorgeschlagenen Emissionsgrenzwerte Euro IV/V zu erfüllen.

Basierend auf den bekannten Motorerfordernissen werden die aktuellen Entwicklungsaktivitäten für die neuen Einspritzsysteme dargestellt.

Verfasser

Dr.-Ing. Rudolf Maier, Dr.-Ing. Ulrich Projahn, Dipl.-Ing. Wolfgang Albrecht,
Dipl.-Ing. Roger Potschin und Dipl.-Ing. Karsten Storbeck,
Robert Bosch GmbH,

Strahlenergie, Turbulenz und Brennrate im direkteinspritzenden Dieselmotor

von Franz Chmela und Gerhard Orthaber

Ein neuer nulldimensionaler Ansatz für den Brennverlauf eines direkteinspritzenden Dieselmotors wurde auf der Basis des Einspritzverlaufs und der kinetischen Strahlenergie entwickelt. Mit diesem Ansatz sind schon während der Konstruktionsphase Vorausrechnungen des Brennverlaufs aus Simulationsdaten über Einspritzdruckverlauf und Nadelhubverlauf möglich. Ein weiteres Anwendungsgebiet ist die Analyse von realen Brennverläufen zum Beispiel hinsichtlich des Wandeinflusses auf Gemischbildung und Verbrennung. Die Kenntnis des funktionalen Zusammenhangs zwischen Einspritzvorgang und Brennverlauf kann auch zur Rückrechnung der Einspritzparameter aus einem gewünschten Brennverlauf genutzt werden. Damit können im Rahmen der Möglichkeiten der Einspritztechnik beliebige Formen des Brennverlaufs erzeugt werden.

A new zero-dimensional formula for the rate of heat release in direct injection engines was developed on the basis of the injection rate and the kinetic spray energy. Already in the design phase of a new engine, the formula allows one to predict the heat release rate from simulation data of injection pressure and needle lift histories. Another area of application is the analysis of measured heat release rates e.g. concerning the wall effects on combustion. The knowledge about the relationship between the injection process and the rate of heat release can also be used for the assessment of the injection system parameters necessary for a desired rate of heat release history. Within the constraints of the injection system used any rate of heat release curve can be generated.

1 Einleitung

Die Bemühungen um eine Methode zur Voraussage des Brennverlaufs - hier speziell in einem direkteinspritzenden Dieselmotor - haben vor allem das Ziel, den Verbrennungsablauf und damit die Eigenschaften des Motors hinsichtlich Zylinderdruckverlauf, Wirkungsgrad und Emissionen schon während der Konstruktions- bzw. Auslegungsphase zu beschreiben, um spätere Versuchsarbeit am Motorenprüfstand einzusparen und so die Produktion eines neuentwickelten Motors schneller und mit weniger Vorlaufkosten beginnen zu können. Neben diesem direkten Wettbewerbsvorteil bringt ein theoretisch fundiertes Rechenmodell jedoch auch die Möglichkeit mit sich, durch Vergleich der experimentellen Daten von einem realen Motor mit den Voraussagen des Modells Aussagen über die dem realen Prozeß zugrundeliegenden Gesetzmäßigkeiten zu gewinnen, das heißt, den realen Prozeß zu analysieren.

Der reale Prozeß der dieselmotorischen Verbrennung ist ein äußerst komplexes Phänomen, das von den unterschiedlichsten Vorgängen geprägt wird, angefangen von der Hydraulik des Einspritzsystems über Strahlbildung und -zerfall, Verdampfung, Gemischbildung, Entflammung, bis hin zur eigentlichen Energieumsetzung durch Oxidation des Kraftstoffs und der Bildung der verschiedenen Emissionsformen, wie zum Beispiel in [1] zusammenfassend dargestellt wurde. Dieser komplexen Realität erscheint auf den ersten Blick natürlich ein ebenso komplexes Modellierungsverfahren angemessen, das die vorhin identifizierten Teilprozesse einzeln räumlich und zeitlich aufgelöst beschreibt. Die heute verfügbaren dreidimensionalen Berechnungs-Codes besitzen in der Tat das Potential zur Lösung dieser Aufgabe. Ihre Benutzung ist wegen des Aufwands für die genaue Beschreibung der Geometrie des Zylinderinnenraumes jedoch noch aufwendig, die

Rechenzeiten sind beträchtlich und ihre Aussagekraft ist derzeit wegen noch unvollkommener Kenntnis der den Einzelprozessen zugrundeliegenden Gesetze, wie zum Beispiel die Physik des Einspritzstrahls als Grundlage für die anschließenden Vorgänge, begrenzt.

Demgegenüber erscheinen die nulldimensionalen Ansätze, wie zum Beispiel der allseits bekannte VIBE-Brennverlauf [2], dessen Einfachheit zur Zeit seiner Entstehung der damals verfügbaren Rechenleistung angepaßt war, heute zunehmend als nicht mehr brauchbar. Dabei darf aber nicht übersehen werden, daß die Einfachheit des Aufbaus und damit der Handhabung und nicht zuletzt die Berechnungsgeschwindigkeit eines nulldimensionalen Modells es als sinnvoll erscheinen lassen, dieses Prinzip soweit als möglich den heutigen Notwendigkeiten anzupassen, um damit zumindest auf Teilgebieten schnell und einfach brauchbare Antworten zu liefern.

Eine umfassende Weiterentwicklung in der genannten Richtung stellt zweifellos das Verbrennungsmodell von Hiroyasu [3] dar, in dem der Versuch gemacht wird, die einzelnen Teilprozesse mit Hilfe großteils phänomenologischer Ansätze zu beschreiben. Die große Flexibilität dieser Methode kann in vorteilhafter Weise zu Parameterstudien genutzt werden, zum tatsächlichen Abgleich mit der Realität ist allerdings, wie übrigens auch bei den mehrdimensionalen Modellen, die richtige Auswahl einer Vielzahl von Modellkonstanten erforderlich.

Im folgenden soll gezeigt werden, daß es möglich ist, den komplizierten Weg über die detaillierte Beschreibung der Teilprozesse durch Anwendung stark prägender übergeordneter Gesetzmäßigkeiten abzukürzen und damit eine einfache - weil nulldimensionale - und dennoch realitätstreue Modellierung des Brennverlaufs im direkt-einspritzenden Dieselmotor zu erreichen.

Zumindest die jüngere Geschichte des Dieselmotors ist eng verbunden mit einer Verkürzung des Zündverzugs - der Zeitspanne zwischen Einspritzbeginn und Brennbeginn - und damit einer Veränderung des Brennverlauf-Charakters in Richtung auf Verkleinerung des vorgemischten Anteils. Diese Entwicklung steht in Zusammenhang mit der schrittweisen Erhöhung der Einspritzdrücke, die wegen ihrer rußmindernden Wirkung von der immer schärfer werdenden Emissionsgesetzgebung diktiert wurde. Mit der Verkürzung des Zündverzugs wurde auch der zeitliche und kausale Zusammenhang zwischen Einspritzung und Verbrennung immer enger. Als Folge davon verschlechterte sich die Beschreibungsgüte des schon genannten weithin verwendeten VIBE-Brennverlaufs, da dieser ursprünglich für Ottomotoren konzipiert worden war und deshalb keinerlei Möglichkeit bietet, die Effekte einer noch in die Verbrennungsphase hineinreichenden Kraftstoffeinbringung mit hohem Einspritzdruck zu berücksichtigen.

Zur Illustration dieses Sachverhalts zeigt BILD 1 im unteren Teil den Vergleich eines realen Brennverlaufs an einem Motor mit Speicher-Einspritzsystem mit dessen Nachbildung durch einen einfachen VIBE-Brennverlauf. Es zeigt sich, daß der reale Verlauf zwar im Mittel wiedergegeben wird, daß aber die Abweichungen bei komplizierteren Verläufen wie hier erheblich sind. Dieser komplizierte Brennverlauf wurde hier mit Absicht gewählt, um die Grenzen der Beschreibbarkeit durch den VIBE-Brennverlauf deutlich zu machen, und um die zugrundeliegenden Gesetzmäßigkeiten besser herausarbeiten zu können. Im oberen Bildteil sind der integrale Verlauf der durch die Einspritzung eingebrachten chemischen Kraftstoffenergie sowie die reale und die nachgebildete Durchbrennfunktion dargestellt. Die zumindest optisch eher unauffälligen Abweichungen der simulierten Durchbrennfunktion mögen für einfachere Aufgabenstellungen der Vorausrechnung noch zulässig sein, für die Simulation sensiblerer Prozesse, wie zum Beispiel die Stickoxidbildung, ist ein derart abweichender Brennverlauf jedoch nicht mehr brauchbar.

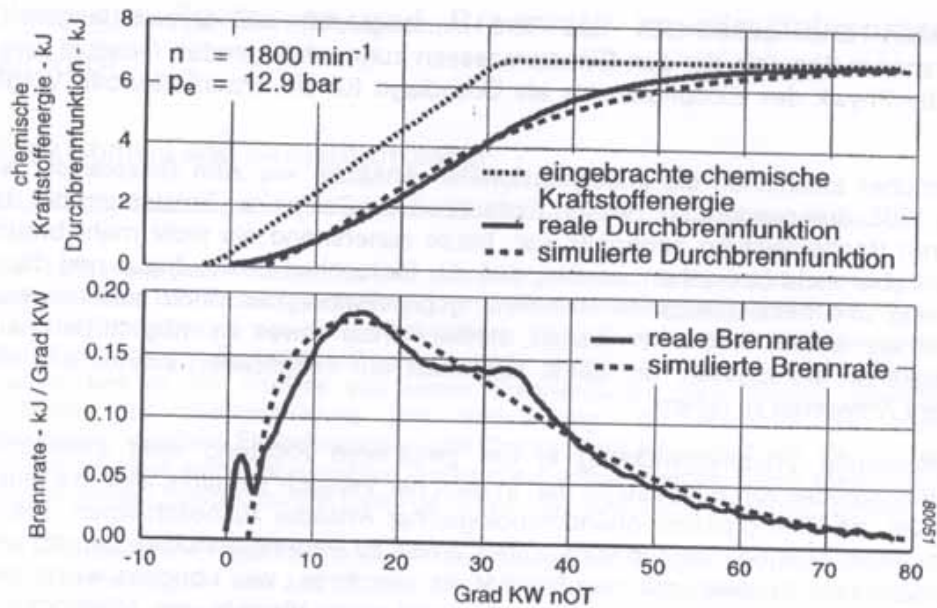


BILD 1 SIMULATION EINES REALEN BRENNVERLAUFS IN EINEM DIESELMOTOR MIT SPEICHEREINSPRITZSYSTEM DURCH EINEN VIBE-BRENNVERLAUF

Die Gestalt des realen Brennverlaufs zeigt neben dem Anteil der vorgemischten Verbrennung, der üblicherweise mit einem überlagerten zweiten VIBE-Brennverlauf nachgebildet wird, einen markanten Knick bei etwa 33 Grad KW n OT, der kurz nach dem hier bei etwa 32 Grad KW n OT liegenden Einspritzende auftritt und sich einer Modellierung mit den bisherigen Methoden entzieht. An dieser Stelle sei bemerkt, daß hier tatsächlich, wie schon in [4] und darauf aufbauend in [5] beschrieben, ein engerer Zusammenhang zwischen Einspritzvorgang und Verbrennungsablauf sichtbar wird.

2 Entwicklung eines neuen Ansatzes für den Brennverlauf

Aufgrund von früheren Erfahrungen bei der Erstellung von Rechenmodellen wurde hier der im folgenden beschriebene Weg beschritten. Oberstes Prinzip dabei war, von der Realität, das heißt von Messungen an realen Motoren auszugehen. Das zweite Prinzip war, mit einem einfachen Ansatz zu beginnen und Modifikationen beziehungsweise Erweiterungen nur dann zuzulassen, wenn diese bei Hinzunahme weiterer Verifikationsdaten notwendig werden und auch durch physikalische Gesetzmäßigkeiten gestützt werden können. Um den Ansatz weitgehend allgemeingültig zu halten, sollte nach Möglichkeit auf die Berücksichtigung der Geometrie von Brennraummulde und Einspritzstrahl verzichtet werden.

Zunächst wurde eine Datenbasis in der Form von Messungen an realen Motoren definiert. Der nächste Schritt war dann die Erprobung einfacher, jedoch auf physikalische Gesetzmäßigkeiten gestützter Hypothesen. Die Verknüpfung der jeweiligen Hypothese mit der Datenbasis lieferte dann eine Systemantwort für den Brennverlauf, der dann mit dem realen Brennverlauf verglichen werden konnte.

Die hier beispielhaft gezeigten Ergebnisse stammen von einem Einzylindermotor mit den folgenden technischen Daten:

Bohrung	124 mm
Hub	165 mm
Hubvolumen	2.0 dm ³
Verdichtungsverhältnis	18 : 1
Drallniveau	1.8

Der Versuchsmotor war mit einem Speichereinspritzsystem von BOSCH ausgerüstet.

Die Grundhypothese als Ausgangspunkt der Überlegungen war, daß die Brennrate der Kraftstoffmasse proportional sein sollte, die zu dem betrachteten Zeitpunkt für die Verbrennung verfügbar ist. Die verfügbare Kraftstoffmenge läßt sich als Differenz zwischen der bis zu dem Zeitpunkt eingespritzten Kraftstoffmasse M_K und der bis zu demselben Zeitpunkt verbrannten Kraftstoffmasse errechnen, die wieder aus der Durchbrennfunktion Q und dem unteren Heizwert H_u bestimmbar ist. Die erste Hypothese für die Brennrate lautet somit:

$$\frac{dQ}{d\varphi} = C_1 \cdot (M_K(\varphi) - \frac{Q(\varphi)}{H_u}) \quad (1)$$

Zur Überprüfung der Hypothese anhand der zu dem Brennverlauf in Bild 1 gehörigen Daten ist zunächst der kurbelwinkelabhängige Verlauf der Kraftstoffmasse aus dem Verlauf der Einspritzrate zu bestimmen. Wegen der notwendigen Konsistenz der Daten müssen hierfür statt eines getrennt vom Motor auf dem Einspritzpumpenprüfstand gemessenen Einspritzverlaufs die am Motor zur gleichen Zeit gemessenen Verläufe von Einspritzdruck und Nadelhub herangezogen werden, um daraus mit Hilfe der Durchflußgleichung nach *Bernoulli* den aktuellen Verlauf der Einspritzrate zu berechnen. Bei der späteren Beurteilung ist der dabei unvermeidlichen Unsicherheit der Meßtechnik Rechnung zu tragen.

Das Ergebnis der Auswertung von Gleichung (1) ist im BILD 2 dargestellt. Im unteren Bildteil ist wieder der Vergleich des hypothetischen Brennverlaufs mit dem realen Brennverlauf wiedergegeben. Es ist zu erkennen, daß das nach dem Einspritzende einsetzende Abklingen der Brennrate wenigstens qualitativ wiedergegeben wird, daß aber offensichtlich noch während der Einspritzung andere Einflußgrößen wirksam sein müssen, die den Verlauf der realen Brennrate im Bereich ab etwa 15 Grad KW nOT signifikant reduzieren.

Nun ist bekanntermaßen die Brennrate bei vorgemischten Flammen, also bei der ottomotorischer Verbrennung, stark abhängig von der Intensität der Ladungsturbulenz, was unter anderem für die Entwicklung von Brennverfahren für Gasmotoren genutzt wurde [6]. Der Grund dafür ist, daß unter den im Zylinder einer Verbrennungskraftmaschine herrschenden Bedingungen die Geschwindigkeit der chemischen Umsetzungsreaktionen wesentlich schneller ist als die Geschwindigkeit, mit der die Moleküle von Kraftstoff und Sauerstoff zueinander gebracht werden. Die lokale Mischungsgeschwindigkeit, oder anders ausgedrückt, die lokale Dichte der turbulenten kinetischen Energie bestimmt daher die Brennrate. Die wesentlichen Quellen für die Ladungsturbulenz beim Ottomotor sind die kinetischen Energien der Einlaßströmung und allenfalls der Quetschströmung aus dem Raum zwischen Kolben und Zylinderkopf.

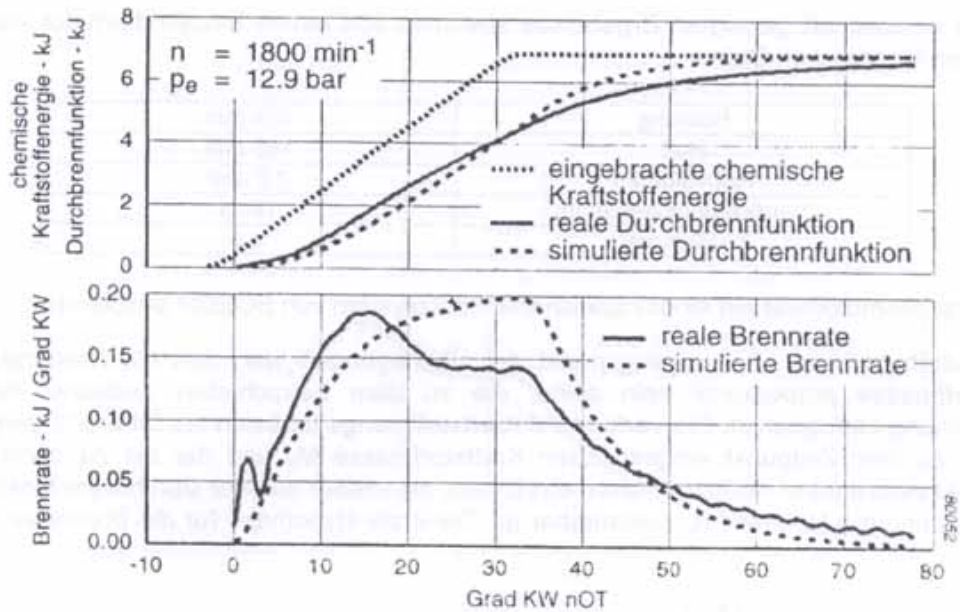


BILD 2. SIMULATION DER BRENNRATE UNTER ANNAHME EINER PROPORTIONALITÄT ZUR MOMENTAN VERFÜGBAREN KRAFTSTOFFMASSE

Diese beiden Quellen für die Ladungsturbulenz sind natürlich auch beim direkt einspritzenden Dieselmotor vorhanden. Hier kommt jedoch als weitaus stärkere Ursache die kinetische Energie der Einspritzstrahlen dazu.

Die Größe der mit den Einspritzstrahlen in den Zylinder eingebrachte kinetischen Energie kann aus dem Einspritzverlauf V'_k mit folgender Formel berechnet werden:

$$\frac{dE_{kin}}{d\varphi} = 18 \cdot \rho_k \cdot \left(\frac{n}{\mu A}\right)^2 \cdot (V'_k)^3 \quad (2)$$

Eine Abschätzung der drei genannten Beiträge an kinetischer Energie bei dem hier verwendeten Versuchsmotor mit einem Speicherdruck von 1200 bar sind in folgender Tabelle zusammengefasst, wobei die Werte für die kinetischen Energien der Quetsch- und Drallströmung mit ähnlich einfachen Beziehungen errechnet wurden:

Drehzahl	[min ⁻¹]	1000	1800
Einspritzmenge	[mm ³ /Hub]	255	253
Kin. Energie der Quetschströmung in OT	[J]	0.15	0.40
Kin. Energie der Drallströmung in OT	[J]	0.20	0.55
Kin. Energie der Einspritzstrahlen bei Einspritzende	[J]	25.3	26.5

Quetschströmung und Drallströmung spielen danach in energetischer Hinsicht keine wesentliche Rolle. Der ganz überwiegende Anteil an kinetischer Energie kommt von den Einspritzstrahlen, die damit die allein wichtige Quelle für die Erzeugung von Turbulenz darstellen.

Um nun die Ladungsturbulenz in die Beziehung für die Brennrate einzuführen, sei an eine Arbeit von *Magnussen* [7] erinnert, in der für Diffusionsflammen von C_2H_2 in Sauerstoff unter Benutzung des $k-\varepsilon$ -Modells für die Turbulenz folgende Beziehung für die Oxidationsgeschwindigkeit bei Luftüberschuß angegeben wird:

$$R_f = A_M \cdot c_f \cdot \left(\frac{\varepsilon}{k} \right) \quad (3)$$

Die Reaktionsgeschwindigkeit in dem betrachteten Volumen ist danach proportional zu der Kraftstoffmasse und dem Quotienten aus Dissipationsrate und turbulenter kinetischer Energie, der als Mischungsgeschwindigkeit zu interpretieren ist.

Die Schwierigkeit bei der Anwendung dieser Formel in einer nulldimensionalen Beziehung liegt darin, daß sich die Dissipationsrate ε im Gegensatz zur turbulenten kinetischen Energiedichte einer einfachen Abschätzung entzieht und daß damit der Geschwindigkeitsterm (ε/k) so nicht übernommen werden kann. Es wurde daher der Versuch gemacht, die Wirkung der Ladungsturbulenz auf die Kraftstoffumsetzung auf einfachere Weise zu beschreiben. Dazu wurde angenommen, daß nicht die Dissipation, sondern das Turbulenzniveau selbst mit der Transportgeschwindigkeit zusammenhängt. Diese Abhängigkeit wurde unter Berücksichtigung weiterer Effekte, wie des Wirkungsgrades für die Umwandlung der kinetischen Strahlenergie in turbulente kinetische Energie sowie des Abklingens des integralen Turbulenzniveaus über der Zeit, mit Hilfe einer Exponentialfunktion formuliert und in die Beziehung für die Brennrate eingeführt. Somit hat die Brennverlaufsbeziehung nun folgende Gestalt:

$$\frac{dQ}{d\varphi} = C_2 \cdot (M_K(\varphi) - \frac{Q(\varphi)}{H_u}) \cdot e^{C_3 \frac{k}{\varepsilon}} \quad (4)$$

Die Kurvenverläufe auf BILD 3 zeigen, daß mit dieser einfachen Beziehung der komplizierte reale Brennatenverlauf gut angenähert wird. Da der Anteil der vorgemischten Verbrennung nicht auf die gleiche Weise modelliert werden kann, wurde hier mit der Simulation am deutlich sichtbaren Anfang der Diffusionsverbrennung begonnen.

3 Verifikation des neuen Ansatzes

Die Leistungsfähigkeit des Ansatzes soll im folgenden anhand von Variationen von Motor-Betriebsparametern dokumentiert werden.

Das Verhalten von Motor und Brennverlaufsmodell entlang der Vollastkurve ist in BILD 4 dargestellt. Die realen Brennverläufe werden qualitativ und quantitativ in befriedigender Weise wiedergegeben. Noch einmal muß darauf hingewiesen werden, daß die simulierten Brennverläufe auf Messungen von Einspritzdruck und Nadelhub beruhen und zusätzlich mit den Unsicherheiten der Erfassung der hydraulischen Eigenschaften der Einspritzdüse belastet sind.

Die Variation des Speicherdrucks zwischen 800 und 1200 bar ist auf BILD 5 wiedergegeben. Der Charakter des realen Brennverlaufs ist hier ebenfalls in befriedigender Weise nachgebildet. Die quantitativen Abweichungen bei hohen Umsatzraten lassen allerdings auf mit diesem einfachen Ansatz nicht erfaßbare weitere Einflüsse schließen.

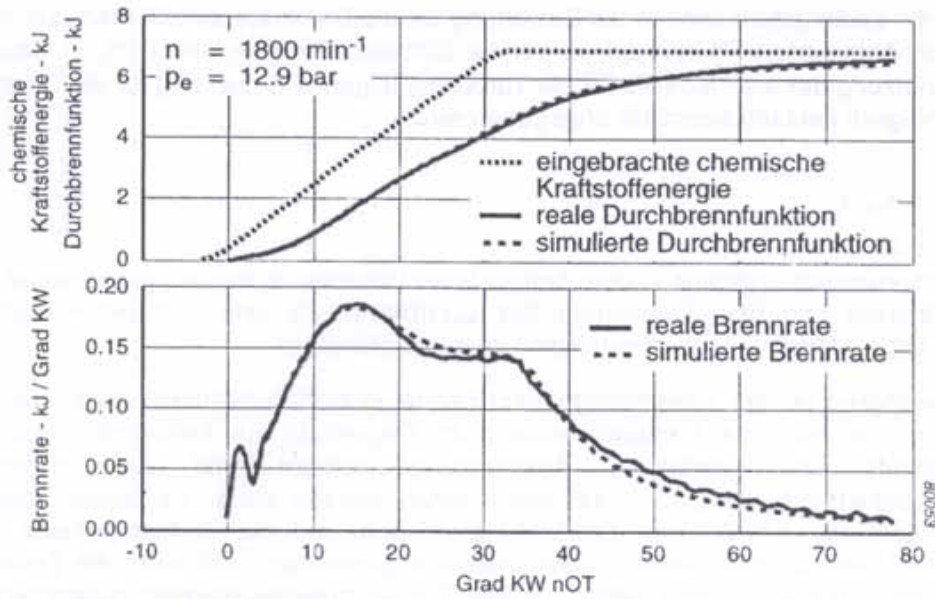


BILD 3 SIMULATION UNTER HINZUNAHME EINES TERMS FÜR DIE TURBULENTE KINETISCHE ENERGIEDICHTE ALS MISCUNGSGRÖÖE

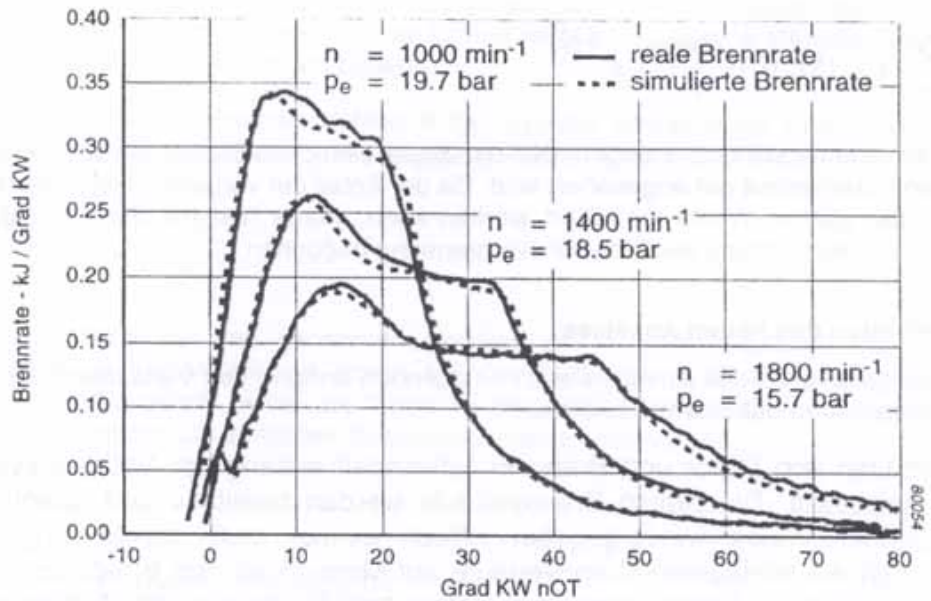


BILD 4 BRENNVERLÄUFE AN EINEM DIESELMOTOR MIT SPEICHEREINSPRITZSYSTEM BEI UNTERSCHIEDLICHEN DREHZAHLEN UND MITTELDRÜCKEN

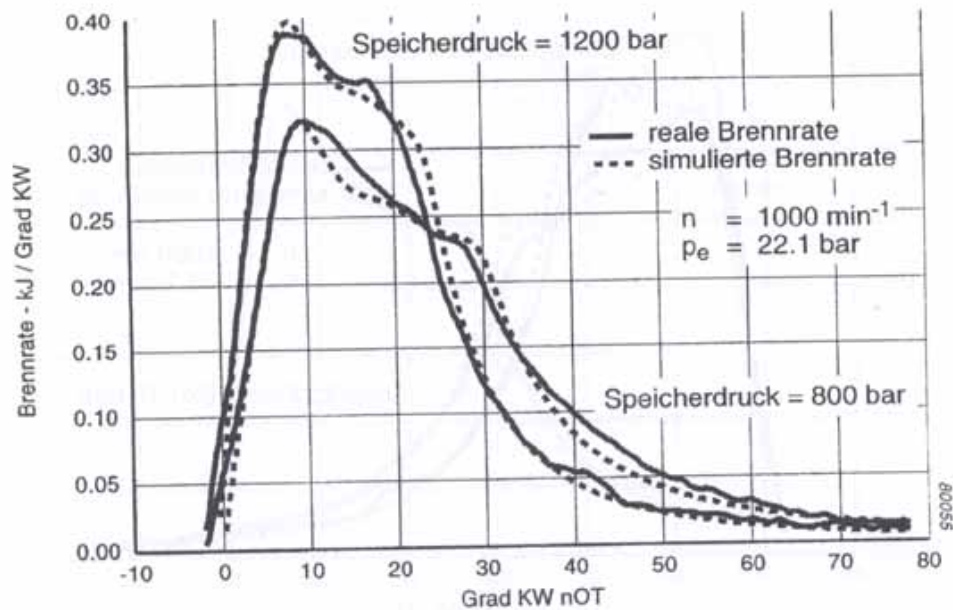


BILD 5 BRENNVERLÄUFE AN EINEM DIESELMOTOR MIT SPEICHEREINSPRITZSYSTEM BEI UNTERSCHIEDLICHEN SPEICHERDRÜCKEN

Als weiteres Verifikationsbeispiel zeigt BILD 6 eine Variation der Düsengeometrie. Wie im vorigen Bild ist auch hier die Tendenz der damit einhergehenden Veränderung des Brennverlaufs gut getroffen, die quantitative Übereinstimmung bei hohen Umsatzraten ist auch hier nicht so befriedigend wie vorher und gegen Ende der Verbrennung.

Auf die möglichen Ursachen für die festgestellten offenbar systematischen Abweichungen wird später noch einmal eingegangen.

Nach der Bewertung des Gesamtansatzes soll im folgenden der Versuch gemacht werden, den Einfluß der Turbulenz gesondert herauszuarbeiten. Dazu wurde im Verlauf der Messungen mit den beiden schon genannten Düsengrößen der Speicherdruck derart gewählt, daß sich mit den beiden Düsenlochquerschnitten exakt der gleiche Einspritzratenverlauf einstellte. Bild 7 zeigt für die beiden Lochquerschnitt/Speicherdruck-Kombinationen im oberen Bildteil die beiden praktisch gleichen Verläufe der Einspritzrate und im unteren Bildteil die Integralverläufe der kinetischen Strahlenergie. Demnach wird mit dem kleineren Spritzloch $\varnothing 0.18$ mm und dem höheren Speicherdruck von 1200 bar nahezu doppelt so viel kinetische Energie erzeugt wie mit dem größeren Spritzloch $\varnothing 0.20$ mm und dem niedrigeren Speicherdruck von 800 bar.

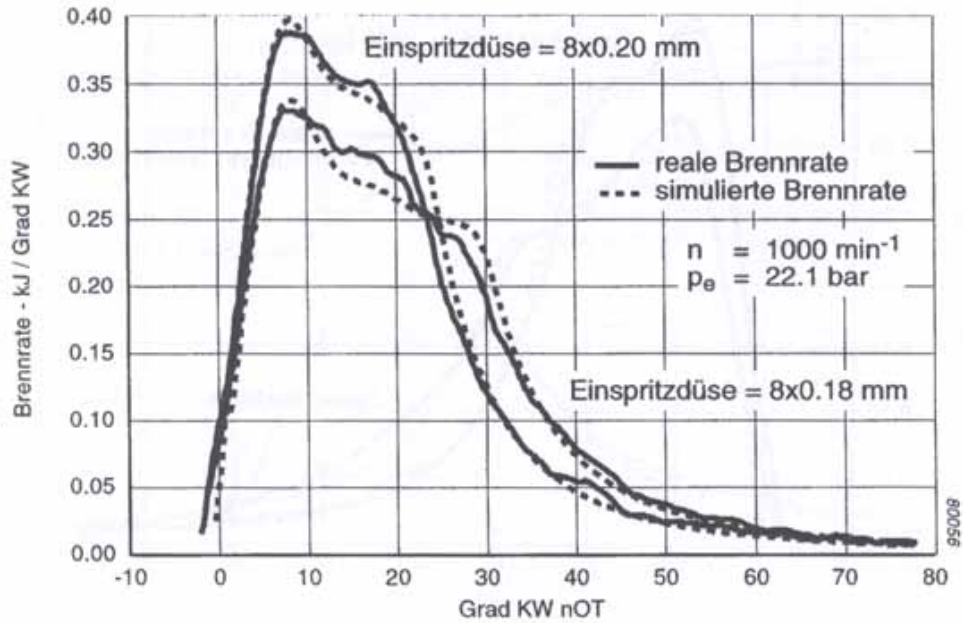


BILD 6 BRENNVERLÄUFE AN EINEM DIESELMOTOR MIT SPEICHEREINSPRITZSYSTEM bei unterschiedlichen Einspritzdüsen-Spritzlochquerschnitten

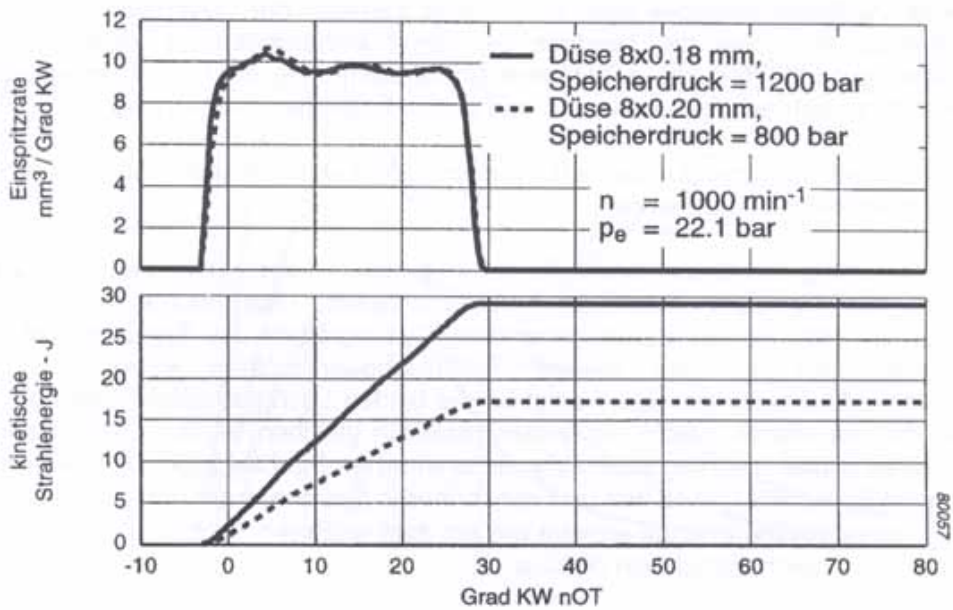


BILD 7 KINETISCHE STRAHLENENERGIEN BEI FÜR GLEICHEN EINSPRITZRATENVERLAUF USGEWÄHLTEN SPEICHERDRÜCKEN UND SPRITZLOCHQUERSCHNITTEN

Die aus den Verläufen der gemeinsamen Einspritzrate und der unterschiedlichen kinetischen Energien mittels Modellansatz errechneten Brennverläufe sind in BILD 8 wiedergegeben. Deutlich ist hier im Vergleich der anfänglichen Brennverläufe der Einfluß des schneller ansteigenden Turbulenzniveaus mit dem höheren Speicherdruck zu sehen.

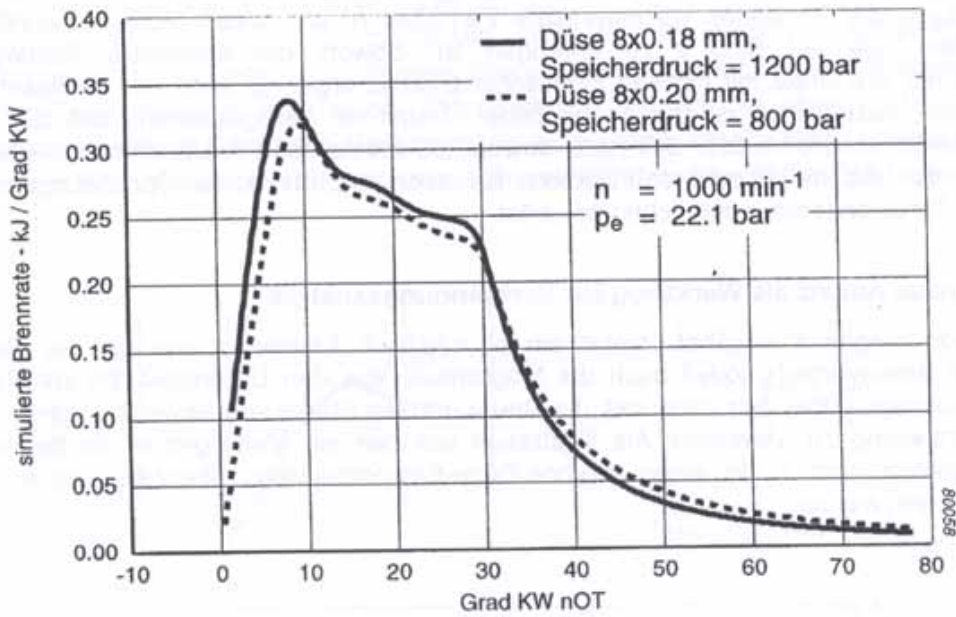


Bild 8 Simulierte Brennverläufe mit unterschiedlichen Speicherdrücken und Spritzlochquerschnitten, jedoch gleichem Einspritzratenverlauf

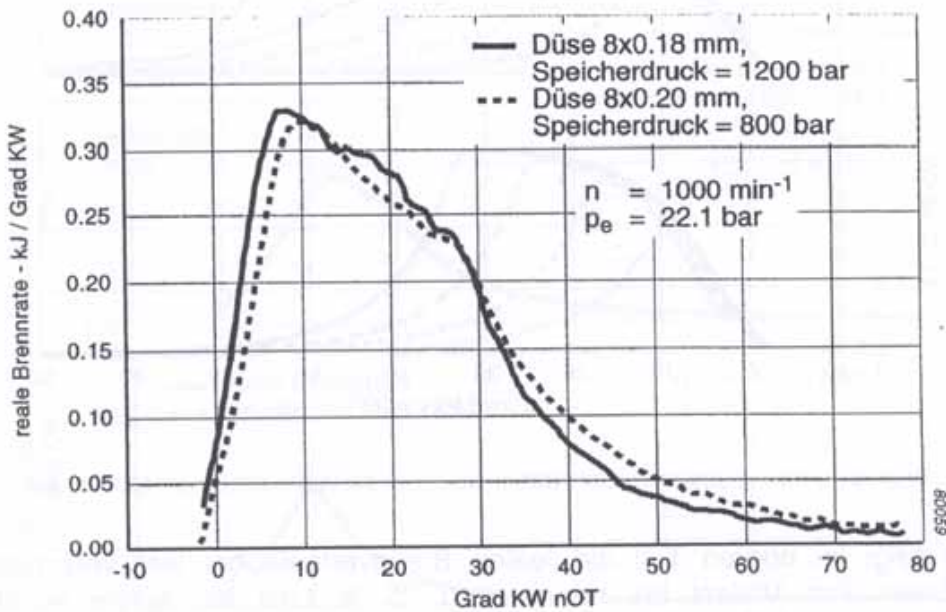


BILD 9 REALE BRENNVERLÄUFE MIT UNTERSCHIEDLICHEN SPEICHERDRÜCKEN UND SPRITZLOCHQUERSCHNITTEN, JEDOCH GLEICHEM EINSPRITZRATENVERLAUF

Als weitere Folge davon ist die Verbrennung in der Verbrennungsphase nach Einspritzende wegen der kleineren dann noch zur Verfügung stehenden Kraftstoffmasse insgesamt langsamer.

Dieses durch die Simulation vorhergesagte Verhalten ist am realen Motor tatsächlich zu beobachten, wie auf BILD 9 zu erkennen ist. Sowohl der schnellere Anstieg der anfänglichen Brennrate mit höherer kinetischer Strahlenergie als auch das in diesem Fall langsamere Ausbrennen ist gut nachgebildet. Damit ist nachgewiesen, daß der neue Ansatz beide Haupteinflüsse, das heißt sowohl die momentane Kraftstoffmenge über die Einspritzrate und die Durchbrennfunktion, als auch die durch die Spritzlochgeometrie bedingte Turbulenzerzeugung richtig bewertet.

4 Der neue Ansatz als Werkzeug zur Verbrennungsanalyse

Wie schon eingangs erwähnt, bietet ein physikalisch fundiertes und an der Realität erprobtes Brennverlaufsmodell auch die Möglichkeit, aus den Unterschieden zur Realität nähere Aussagen über den Zeitpunkt, die Dauer und die Stärke von Abweichungen von der Modellvorstellung zu gewinnen. Als Illustration soll hier ein Meßergebnis an demselben Versuchsmotor, jedoch mit einem Pumpe-Düse-Einspritzsystem, ebenfalls von BOSCH, herangezogen werden.

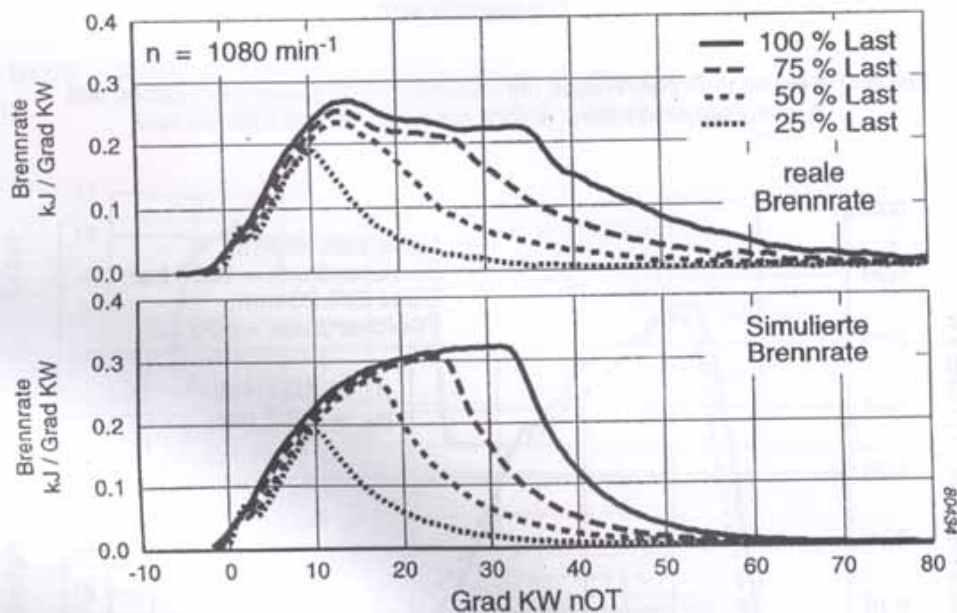


BILD 10 REALE UND SIMULIERTE BRENNVERLÄUFE BEI VERÄNDERLICHER MOTORLAST

BILD 10 zeigt im oberen Teil die realen Brennverläufe bei vier verschiedenen Mitteldrücken von Vollast bis herunter zu 25 % Last bei einem konstanten Spritzbeginn von 3 Grad KW voT. Im unteren Bildteil sind die Resultate der Simulation angegeben. Die Anstiegsflanken der Brennverläufe sind in beiden Darstellungen parallel und weisen zunehmende Zündverzögerungen in Richtung niedrigerer Motorlast auf. Die Parallelität der Verläufe ist dabei auf den von der Einspritzmenge unabhängigen Druckanstieg bei diesem nockengetriebenen Einspritzsystem zurückzuführen. Die simulierten Brenngesetze zeigen einen glatten Verlauf bis zu dem vorher bereits diskutierten deutlichen Knick in der Nähe des Einspritzendes. Im Gegensatz dazu zeigen die realen Brennverläufe bei 50 bis 100% Last ein ausgeprägt unterschiedliches Verhalten, in dem der Abfall bereits deutlich vor dem Einspritzende, nämlich bei etwa 13 Grad KW n oT eintritt.

In BILD 11 sind die realen Brennverläufe bei den vier Motorlasten mit den simulierten Verläufen verglichen. Bei 25% Last ist die Simulation identisch mit der Wirklichkeit. Mit steigender Last zeigen die realen Brennverläufe zunehmende Abweichungen von den Resultaten der Simulation. Offensichtlich beginnt bei etwa 13 Grad KW n oT ein verzögernder Effekt die Verbrennung zu verlangsamen. Nach dieser Periode reduzierter Brennrate übersteigt die reale Brennrate den simulierten Verlauf.

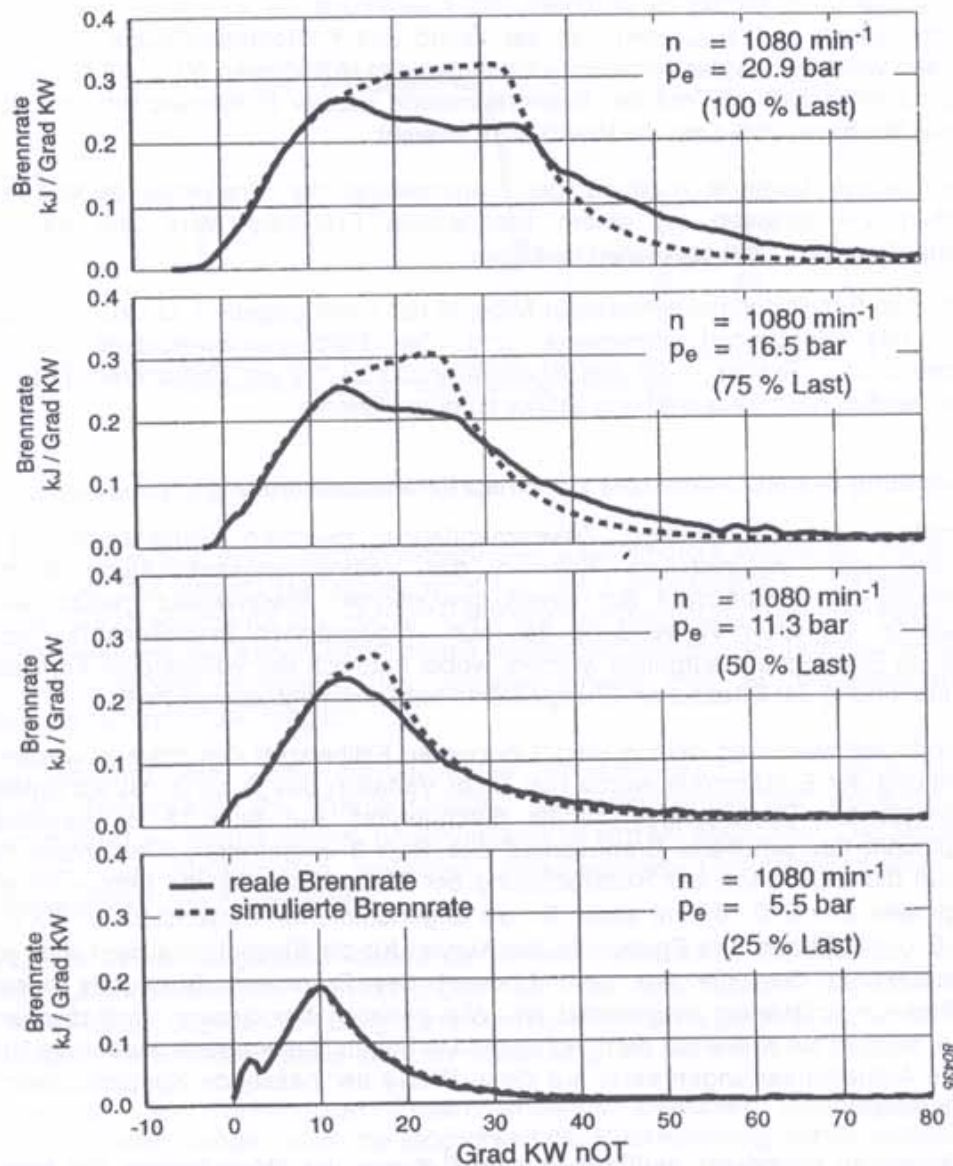


BILD 11 VERGLEICH REALER UND SIMULIRTER BRENNVERLÄUFE BEI UNTERSCHIEDLICHEN MOTORLASTEN

Die Erklärung für dieses Verhalten kann in den beiden Hauptbestandteilen von Gleichung 4, das heißt, der momentanen Kraftstoffmasse und dem Turbulenzterm gefunden werden. Während nicht zu erwarten ist, daß das Turbulenzniveau nach etwa 30 Grad noT signifikant zunimmt, was die Zunahme der Brennrate erklären würde, kann jedoch angenommen

werden, daß die eingespritzte aber während der Verzögerungsphase nicht verbrannte Kraftstoffmasse dann zu einer späteren Phase der Verbrennung zugeführt wird und auf diese Weise die Brennrate erhöht. Diese Vermutung wird durch die Brennverläufe bei 50%, 75% und 100% Last gestützt, wo die Fläche zwischen den realen und simulierten Verläufen während der Verzögerungsphase etwa der Fläche während der Beschleunigungsphase entspricht. Bei 25% Last ist weder Verzögerung noch Beschleunigung festzustellen.

Der Grund für die Verzögerung, das heißt, den Unterschied zwischen Realität und Simulation liegt an dem der Simulation zugrundeliegenden Modell des brennenden Freistrahls. Die Verzögerung ist demnach die Auswirkung der Interaktion zwischen dem brennenden Strahl und in diesem Fall der Wand des Kolbenbrennraums. Daraus kann geschlossen werden, daß der brennende Strahl bei den Motorlasten 50 %, 75 % und 100 % bei etwa 13 Grad KW noT mit der Brennraumwand massiv in Kontakt tritt und daß der brennende Strahl bei 25% Last die Wand nicht erreicht.

Das hier zutage tretende Ausmaß der Verringerung der Brennrate gegenüber den ungestörten Verhältnissen an einem brennenden Freistrahle wäre aus den realen Brennverläufen allein nicht abzuleiten gewesen.

Damit ist dem Entwicklungsingenieur ein Mittel in die Hand gegeben, um zum Beispiel bei Variation des Spritzlochdurchmessers und der Fördergeschwindigkeit bei einem nockengetriebenen System, oder des Speicherdrucks bei einem Speichereinspritzsystem, den Wandeinfluß nach Zeitpunkt und Stärke zu quantifizieren.

5 Anwendung des MCC-Ansatzes zur Einspritzratenberechnung

Die Kenntnis des funktionalen Zusammenhangs zwischen Einspritzvorgang und Brennverlauf kann natürlich im Rahmen der Verbrennungsentwicklung auch zur Rückrechnung der Einspritzrate aus einem gewünschten Brennverlauf genutzt werden. Dazu muß Gl. (4) unter Verwendung des nun vorgegebenen Brennverlaufs nach der unbekanntem Einspritzrate aufgelöst werden, wobei natürlich der vollständige Formalismus für die Berechnung der kinetischen Energiedichte berücksichtigt werden muß.

Die Methode soll wieder an dem in BILD 3 gezeigten Fallbeispiel demonstriert werden. Die Rückrechnung der Einspritzrate wurde hier unter Variation des ja zunächst als unbekannt vorauszusetzenden Spritzlochquerschnitts durchgeführt. Auf BILD 12 ist zunächst als Ausgangspunkt der simulierte Brennverlauf aus BILD 3 eingetragen. Der untere Bildteil enthält nun die Ergebnisse der Rückrechnung der Einspritzrate für die Einspritzdüse des Ausgangsfalles ($8 \times \varnothing 0.18 \text{ mm}$) sowie für die angenommenen Einspritzdüsen $8 \times \varnothing 0.16 \text{ mm}$ und $8 \times \varnothing 0.20 \text{ mm}$. Die Endpunkte der Kurven für die Einspritzrate markieren jeweils den Zeitpunkt, in dem die aus dem Endwert des Brennverlaufsintegrals bestimmte Kraftstoffmenge vollständig eingespritzt ist. Wie natürlich bei diesem synthetischen Fall zwingend, erreicht die Kurve mit dem "richtigen" Lochquerschnitt gerade wieder die Nulllinie. Bei realen Aufgabenstellungen kann auf diese Weise der passende Spritzlochquerschnitt bestimmt werden.

Damit können im Grundsatz, natürlich nur im Rahmen der Möglichkeiten der jeweiligen Einspritztechnik und solange es nur um die Beeinflussung der Diffusionsverbrennung geht, beliebige Formen des Brennverlaufs erzeugt werden.

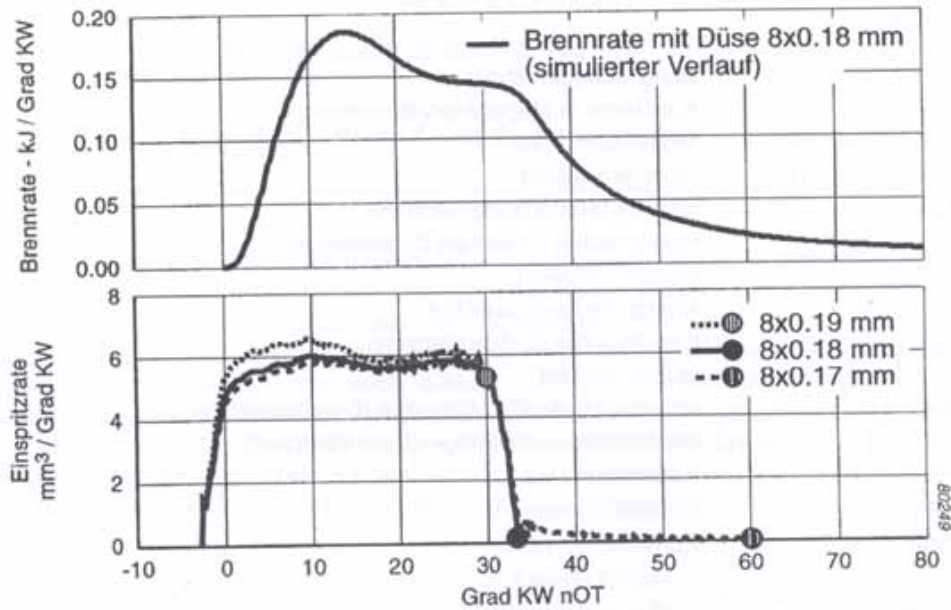


Bild 12 Rückrechnung des Einspritzratenverlaufs aus dem Brennverlauf mit unterschiedlichen Spritzlochdurchmessern

6. Zusammenfassung und Ausblick

Für den Brennverlauf eines direkteinspritzenden Dieselmotors wurde ein neuer Ansatz entwickelt, der der starken Bedeutung nicht nur des Einspritzverlaufs, sondern auch der kinetischen Strahlenergie für die momentane Brennrate Rechnung trägt. Mit diesem Ansatz sind schon während der Konstruktionsphase Vorausrechnungen des Brennverlaufs auf der Basis des Einspritzdruckverlaufs, des Nadelhubverlaufs und der hydraulischen Eigenschaften der Einspritzdüse möglich.

Bei der Simulation wird weder die Geometrie von Brennraum und Einspritzstrahl, noch werden die Teilvorgänge der Strahlausbildung, des Strahlerfalls, der Verdampfung oder der Gemischbildung berücksichtigt, beziehungsweise einzeln abgebildet. Die Simulation ist wegen der zugrundeliegenden einfachen physikalischen Gesetzmäßigkeiten auf die Diffusionsverbrennung beschränkt.

Ein weiteres Anwendungsgebiet neben der Vorausrechnung ist die Analyse von realen Brennverläufen hinsichtlich Abweichungen von der dem Modell zugrundeliegenden einfachen Physik. Dieses Werkzeug kann vom Entwicklungsingenieur zur Quantifizierung zum Beispiel des Wandinflusses auf Gemischbildung und Verbrennung benutzt werden.

Die Kenntnis des funktionalen Zusammenhangs zwischen Einspritzvorgang und Brennverlauf bietet natürlich auch die Möglichkeit der Rückrechnung der Einspritzparameter aus einem gewünschten Brennverlauf. Damit können im Grundsatz, natürlich nur im Rahmen der Möglichkeiten der jeweiligen Einspritztechnik und solange es nur um die Beeinflussung der Diffusionsverbrennung geht, beliebige Formen des Brennverlaufs erzeugt werden.

In einem nächsten Schritt sollen die Erkenntnisse über die die Verbrennung bestimmenden Einflußgrößen auch auf ein Zweizonen-Modell zur Abschätzung der Stickoxidbildung übertragen werden.

Formelzeichen

A	[m ²]	Spritzlochquerschnitt
A _M	[-]	Konstante in Magnussen-Beziehung
C ₁	[kJ/kg/Grad KW]	Modellkonstante
C ₂	[kJ/kg/Grad KW]	Modellkonstante
c _f	[kg/m ³]	lokale Kraftstoffkonzentration
E _{kin}	[J]	eingebrachte kinetische Strahlenergie
H _u	[kJ/kg]	unterer Heizwert
k	[m ² /s ²]	kinetische Energiedichte
M _K	[kg]	eingebrachte Kraftstoffmasse
n	[min ⁻¹]	Motordrehzahl
Q	[kJ]	umgesetzte Kraftstoffenergie (Durchbrennfunktion)
R _f	[kg/m ³ /s]	Oxidationsgeschwindigkeit von Kraftstoff
V _K	[m ³ /Grad KW]	Einspritzrate
ε	[m ² /s ²]	Dissipationsrate
φ	[Grad KW]	Kurbelwinkel nOT
μ	[-]	Durchflußbeiwert
ρ _K	[kg/m ³]	Kraftstoffdichte

Literatur

- [1] *Dec, John E.*: A Conceptual Model of DI Diesel Combustion Based on Laser-Sheet Imaging. SAE Paper 970873, 1997.
- [2] *Vibe, I. I.*: Brennverlauf und Kreisprozeß von Verbrennungsmotoren. VEB Verlag Technik, Berlin, 1970.
- [3] *Hiroyasu, H.* et al.: Development and Use of a Spray Combustion Modeling to Predict Diesel Engine Efficiency and Pollutant Emissions. Bulletin of the JSME, Vol. 26, No. 214, 1983.
- [4] *Chmela, F., Werlberger, P.*: Eine Methode zur zeitaufgelösten Erfassung der NO_x- und Rußbildung im Zylinder eines direkteinspritzenden Dieselmotors. 4. Tagung "Der Arbeitsprozeß des Verbrennungsmotors", TU Graz, 1993.
- [5] *Schreiner, K.*: Der Polygon-Hyperbel-Ersatzbrennverlauf: Untersuchungen zur Kennfeldabhängigkeit der Parameter. 5. Tagung "Der Arbeitsprozeß des Verbrennungsmotors", TU Graz, 1995.
- [6] *Chmela, F. und Kapus, P.*: Das TRI-FLOW-Verbrennungsverfahren für den Magerbetrieb von Gasmotoren. MTZ 55, Heft 9, 1994.
- [7] *Magnussen, B. F. und Hjertager, B. H.*: On Mathematical Modeling of Turbulent Combustion with Special Emphasis on Soot Formation and Combustion. 16th International Symposium on Combustion, 1976.

Verfasser:

Dr.-Ing. Franz Chmela und Dr. techn. Gerhard Orthaber
AVL List GmbH Graz/Österreich

Charakterisierung des düsennahen Strahlzerfalls bei der dieselmotorischen Hochdruckeinspritzung

von A. Leipertz, A. Fath, C. Fettes und C. Heimgärtner

Zur Untersuchung der Spritzlochinnenströmung und eines Spraybereiches in unmittelbarer Düsennähe unter motorrealistischen Randbedingungen wurde eine Lichtschnitttechnik in Kombination mit einer hochauflösenden Detektionsoptik eingesetzt. Damit konnten Kavitationsblasen sowohl innerhalb als auch außerhalb des Spritzloches nachgewiesen werden. Diese haben ein sphärisches oder auch schlauchförmiges Erscheinungsbild und waren nur im unmittelbaren Düsennahbereich zu detektieren. Weiter strahlabwärts implodieren diese Blasen und der Lufteintrag in das Spray erhöht sich. Basierend auf diesen Ergebnissen konnte ein neues Strahlaufbruch-Modell entwickelt werden. Messungen ergaben, dass sich die Länge des Intact-Core mit steigendem Kammerdruck und steigendem Einspritzdruck verringert.

To investigate the internal-flow in a nozzle and the spray close to the nozzle under engine-typical conditions a light sheet technique in combination with a high-resolution detection-optic was applied. Cavitation bubbles could be detected inside and outside the nozzle-hole. These bubbles have a spherical or tube-like shape and could only be detected in an area close to the nozzle. Further downstream the bubbles implode and the air-intake into the spray increases. Based on these results it was possible to develop a new spray break-up model. Measurements showed that the length of the intact-core decreases with increasing chamber- and injection-pressure.

1 Einleitung

Die Verbesserung des Verständnisses für den Verbrennungsvorgang in Motoren mit innerer Verbrennung stellt heutzutage eine der größten Herausforderungen auf dem Gebiet der Fluid-Simulation dar. Das Ziel, einen numerischen Code zu realisieren, der das Wesen dieser Vorgänge im einzelnen hinreichend genau beschreibt, wird aufgrund fehlender Rechnerleistung möglicherweise erst im nächsten Jahrzehnt erreicht werden. Es ergibt sich daher die Notwendigkeit der Einführung von Submodellen, um die Zeitskalierung und damit den Rechenaufwand zu reduzieren. Hierbei entsteht eine Verknüpfung zwischen Empirik und mathematischem Modell, so dass die realen Vorgänge nur näherungsweise wiedergegeben werden. Die so entstandenen numerischen Modelle sind anhand von Experimenten zu verifizieren [1, 2].

Zur Charakterisierung von Sprays werden verschiedenste Messtechniken eingesetzt, von denen die (Hochgeschwindigkeits-) Fotografie, das Schattenverfahren, die Schlierentechnik und die 2D Mie-Streulichttechnik am LTT-Erlangen vergleichend mit deutlichen Vorteilen in der Mie-Technik betrachtet werden [3]. Daneben werden auch Fluoreszenzverfahren [4], Malvernmessgeräte [5], die Polarisations-Mie-Streulichttechnik [6], die Holographie [7], die Röntgen-Radiographie [8] oder auch LDA-/PDA-Techniken [9] genutzt. Damit können verschiedenste Sprayparameter, wie Strahleindringtiefe, Kegelwinkel, Flüssigkeits- und Dampfphasenverteilung oder Tropfengeschwindigkeit und Größenverteilung ermittelt werden. Detaillierte Untersuchungen der Hochdruckzerstäubung unter dieselmotorischen Randbedingungen in Düsennähe sind zumeist nicht durchführbar, da die hohe Tropfendichte den Einsatz dieser Messverfahren an der Sprayoberfläche verhindert. Die im folgenden beschriebene, neue zweidimensionale (2D) Laserlichtschnitttechnik auf Basis der Mie-Streuung (MS) in Kombination mit einer speziellen Detektionsoptik (Long-Distance-Microscope (LDM)) verbessert die optische Auflösung des 2D-LDM-MS-Messsystems, so dass die oben beschriebenen Parameter

selbst am Spritzlochaustritt bestimmbar werden. Hierdurch war es möglich, ein besseres Verständnis für die Strahlaufbruchsmechanismen in Düsennähe zu erlangen. Die Ergebnisse können als Start- und Validierungswerte für numerische Simulationsprogramme verwendet werden.

2 Experimenteller Aufbau

Um den Strahlaufbruch am Düsenaustritt untersuchen zu können, wurde die bekannte 2D Mie-Streulichttechnik an diese spezielle Anwendung angepasst. Die 2D Mie-Streulichttechnik wird standardmäßig zur Bestimmung der Spraykontur und von inneren Spraystrukturen eingesetzt (siehe z. B. [3, 10 - 12]). Durch Applikation einer hochauflösenden Detektionsoptik (LDM) konnte eine räumliche Auflösung von bis zu $3 \mu\text{m}$ erreicht werden [13, 14, 15]. Es wurden damit auch erfolgreiche Messungen in transparenten Einspritzdüsen durchgeführt [16]. Der experimentelle Aufbau ist in BILD 1 dargestellt und wird detailliert in den Refs. [13 - 15] beschrieben.

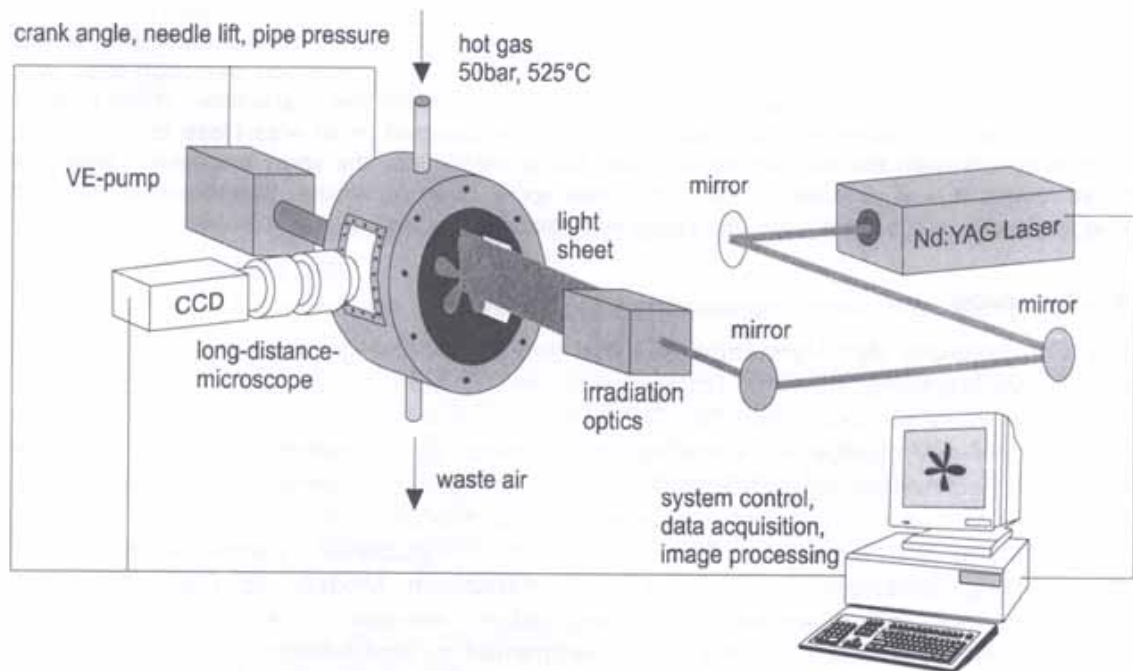


BILD 1 VERSUCHSAUFBAU

Die Experimente wurden an einer Hochdruck-Hochtemperatur-Kammer durchgeführt. Der maximal darstellbare Kammerdruck liegt bei 55 bar, die maximale Kammertemperatur bei $550 \text{ }^\circ\text{C}$. Als Einspritzsystem kam ein Common-Rail-System in Verbindung mit einem magnetgesteuerten Einspritzventil (Schaltzeit $< 10 \mu\text{s}$) zum Einsatz. Die Kontrolle des Raildrucks wurde mittels eines herkömmlichen Druckregelventils realisiert. Um sicherzustellen, dass jede untersuchte Einspritzung im quasistationären Bereich lag, wurden darüber hinaus Düsen-Nadelhub und Leitungsdruck erfasst, so dass die Randbedingungen präzise eingehalten werden konnten. Ein quasistationärer Zustand liegt dann vor, wenn bei vollständig geöffneter Düsennadel der Einspritzdruck konstant bleibt. Im Rahmen der Versuche wurden verschiedene Parameter, wie Einspritz- und Kammerdruck variiert.

Als Lichtquelle kam ein gepulster Nd:YAG Laser mit einer Wellenlänge von 532 nm und einer zeitlichen Auflösung (Pulsabstand) von 10 ns zum Einsatz. Die Generierung des Lichtschnittes erfolgte mittels eines Systems aus sphärischen Linsen und Zylinderlinsen. Dadurch kann erreicht werden, dass der Lichtschnitt im Untersuchungsbereich möglichst dünn und homogen wird, so dass Reflektionseffekte vermieden und die Tropfen- bzw. Blasendichte im Lichtschnitt reduziert werden können. Die berechnete mittlere Dicke des Lichtschnittes betrug weniger als $30\ \mu\text{m}$ und war somit deutlich geringer als der Strahldurchmesser. Orthogonal zur Lichtschnittebene wurde das Streulicht mittels der schon beschriebenen speziellen Detektionsoptik (LDM) erfasst. Um sicherzustellen, dass verschiedene zur Sprayachse parallele Ebenen untersucht werden können, besaß diese Detektionsoptik eine extrem geringe Tiefenschärfe. Die räumliche Auflösung dieser mit einer extern getriggerten, hochdynamischen CCD-Kamera verbundenen Detektionsoptik ist besser als $3\ \mu\text{m}$. Die Tiefenschärfe beträgt $80\ \mu\text{m}$ bei einem Arbeitsabstand von 150 mm.

BILD 2 zeigt schematisch eine Einspritzdüse mit Detektionsbereich für die Untersuchung der Transparentdüsen-Innenströmung (2a) und der Außenströmung (2b).

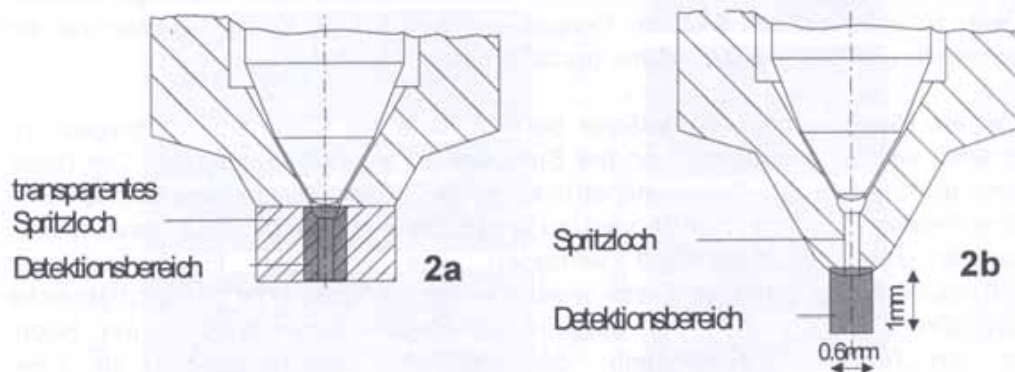


BILD 2 DETEKTIONSBEREICH BEI DER UNTERSUCHUNG DER TRANSPARENTDÜSE UND DES DÜSEN-AUßENBEREICHES

3 Ergebnisse

Die Untersuchungen konzentrierten auf den Düseninnen- [16] und Düsennahbereich [14, 15, 17]. Die BILDER. 3a und 3b zeigen den gleichen Spraystrahl $90\ \mu\text{s}$ nach dem ersten Auftreten von Dieselkraftstoff am Düsenaustritt. BILD 3a zeigt das von der Kamera detektierte Rohbild, BILD 3b ist eine Falschfarbendarstellung dieser Aufnahme. Anhand der Falschfarbendarstellung sind starke Fluktuationen des Streulichtsignals innerhalb des Sprays zu beobachten. Am linken Bildrand ist die Düse mit Düsenloch angedeutet. Das Spray dringt vom Düsenloch nach rechts ein. Im Bild sind weiterhin der räumliche Maßstab und die Skalierung des Streulichtsignals dargestellt.

In Düsennähe hat das Spray eine zylindrische Form, die sich weiter strahlabwärts zu einer zerklüfteten Wellenform verändert. Innerhalb des Strahls existiert ein konischer Bereich mit sehr geringen Streulichtintensitäten (Intact-Core). Weiter strahlabwärts und am Strahlrand liegen die Intensitäten auf höherem Niveau, weisen aber große Fluktuationen auf.

In BILD 4 ist der gesamte instationäre Einspritzvorgang im Spritzloch (obere Abbildungsreihe) und am Spritzlochaustritt (untere Abbildungsreihe) visualisiert. Man erkennt deutlich, daß sich bereits an der Wand des Spritzlochs Kavitationserscheinungen zeigen, die auch am Austritt noch vorhanden sind und den Intact-Core umfassen.

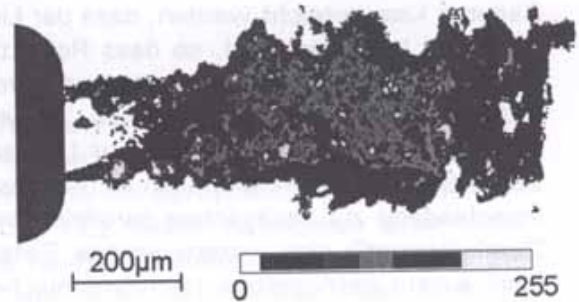
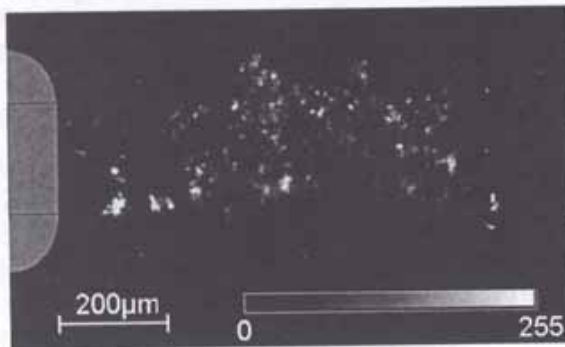


Bild 3a Messsignal des Sprays

Bild 3b Falschfarbendarstellung des Sprays

(90 µs nach Spritzbeginn, Einspritzdruck 160 bar, kammerdruck 15 bar, Düsenloch 0,20 mm)

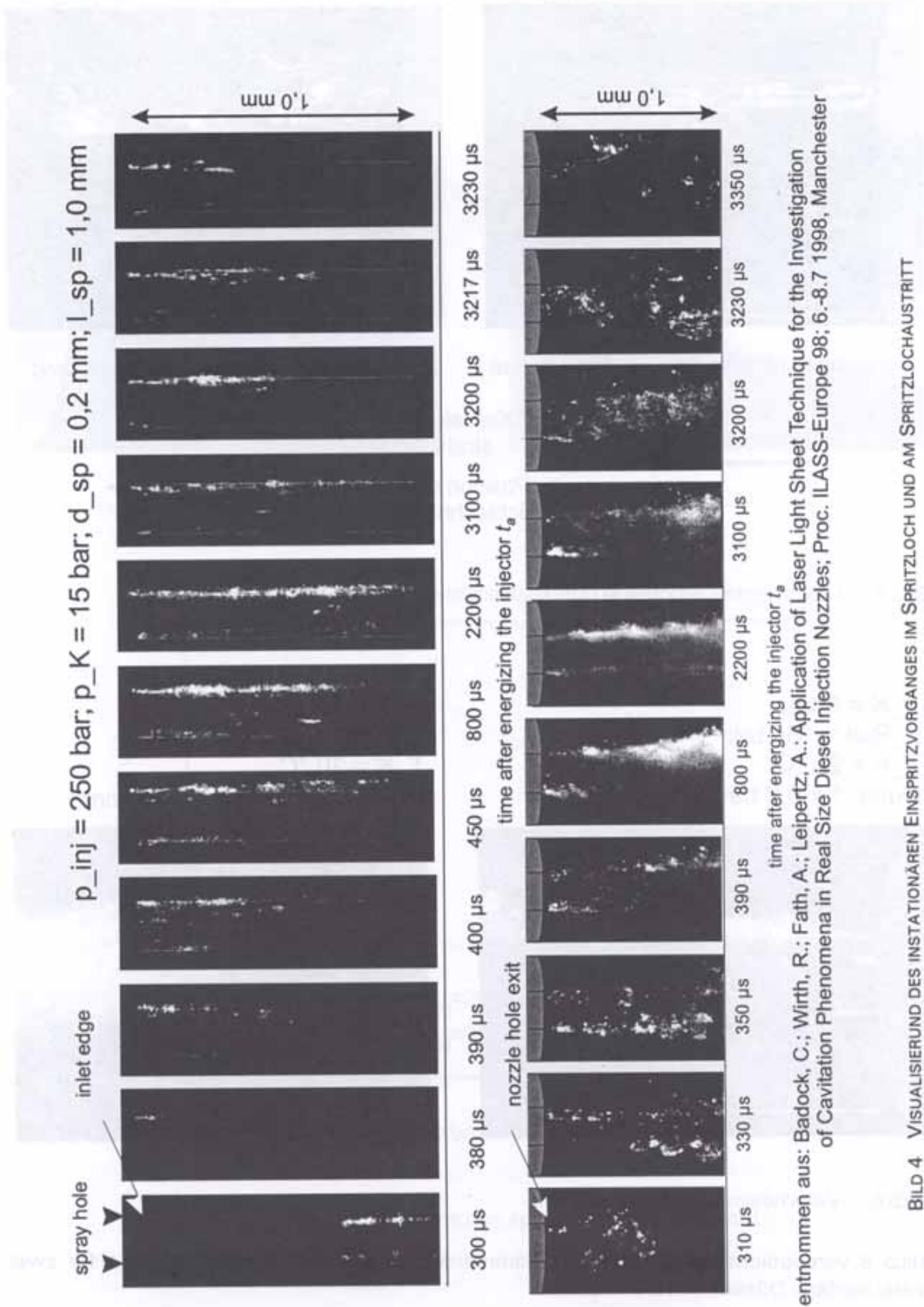
In der zeitlichen Auflösung bildet sich zunächst im Außenbereich eine pilzartige Struktur [17], die sich zu einer zeitlich stabilen Einspritzung entwickelt. Diese Struktur zerfällt zum Einspritzende und bildet dabei relativ große Tropfenstrukturen.

In BILD 5 ist ein räumlich hoch aufgelöster Bereich nahe am Düsenaustritt dargestellt. Der Lichtschnitt wurde, ausgehend von der Sprayachse, parallel verschoben. Die Bilder zeigen, dass es möglich ist, Sprayinnenstrukturen in Düsennähe zu untersuchen und verschiedene radiale Lichtschnittpositionen zu unterscheiden. Auffällig ist, dass Blasen das Düsenloch nur am Strahlrand verlassen, wie von den Ergebnissen der Innenlochströmung zu erwarten ist. Diese weisen eine sphärische oder schlauchähnliche Gestalt auf. Ort und Aussehen der detektierten Blasen stimmen auch mit Beobachtungen von *Roosen* [18] überein, der ebenfalls Untersuchungen an einer zweidimensionalen Transparentdüse durchführte. Die innerhalb des Sprays beobachteten Gebiete erlauben es, verschiedene Bereiche einzuteilen. In unmittelbarer Düsennähe liegt ein ungestörter Flüssigkeitskernstrahl mit niedrigen Streulichtintensitäten vor. Weiter strahlabwärts ist ein mit Blasen durchsetzter Flüssigkeitsstrahl (Zwei-Phasen-Strömung) mit höheren Streulichtintensitäten zu erkennen.

Die BILDER 6 und 7 zeigen verschiedene Parametervariationen. In BILD 6 wurde der Kammerdruck bei sonst gleich gehaltenen Bedingungen (Düsenlochdurchmesser 0,20 mm; Einspritzdruck 160 bar) von 5 bar auf 15 bar variiert. Dabei unterliegt die Länge des Intact-Core einer starken Abhängigkeit vom Kammerdruck. Mit steigendem Kammerdruck (Gegendruck) reduziert sich die Länge des Intact-Core.

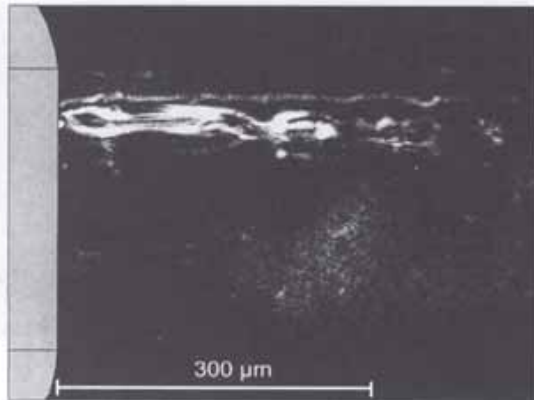
BILD 7 zeigt die Variation des Einspritzdruckes von 160 bar auf 320 bar. Gleichzeitig blieben Düsenlochdurchmesser (0,20 mm) und Kammerdruck (15 bar) konstant. Hier konnte mit steigendem Einspritzdruck ebenfalls eine Verringerung der Intact-Core-Länge beobachtet werden.

Statistische Auswertungen zu den beschriebenen Parametervariationen sind in den BILDERN 8 und 9 gezeigt. Jeder dargestellte Meßpunkt resultiert aus der Mittelung von 30 Einzelmessungen. Zusätzlich ist jeweils die Standardabweichung als Fehlerbalken angegeben.

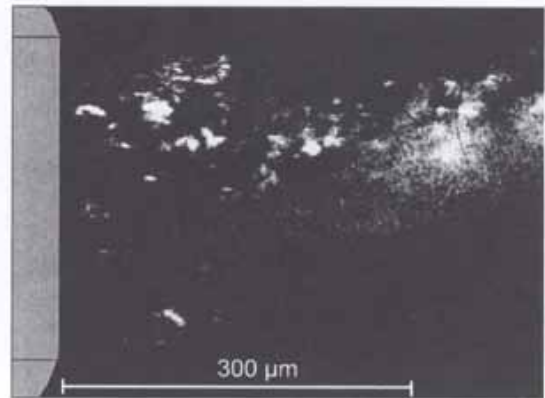


entnommen aus: Badock, C.; Wirth, R.; Fath, A.; Leipertz, A.: Application of Laser Light Sheet Technique for the Investigation of Cavitation Phenomena in Real Size Diesel Injection Nozzles; Proc. ILASS-Europe 98; 6.-8.7 1998, Manchester

BILD 4 VISUALISIERUNG DES INSTATIONÄREN EINSPRITZVORGANGES IM SPRITZLOCH UND AM SPRITZLOCHHAUSTRIFF



Lichtsnittaufnahme an der Strahlachse



Lichtsnittaufnahme am Strahlrand

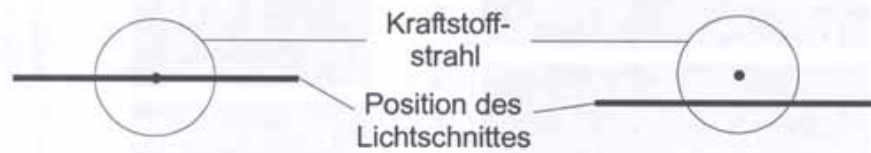


BILD 5 LICHTSNITTPOSITIONEN IM DÜSENNAHBEREICH

$p_K = 5 \text{ bar}$
 $p_{\text{Rail}} = 160 \text{ bar}$
 $T_K = 20 \text{ °C}$
 Düse: $1 \times 0,2 \text{ mm} \times 1,25 \text{ mm}$

$p_K = 15 \text{ bar}$
 $p_{\text{Rail}} = 160 \text{ bar}$
 $T_K = 20 \text{ °C}$
 Düse: $1 \times 0,2 \text{ mm} \times 1,25 \text{ mm}$

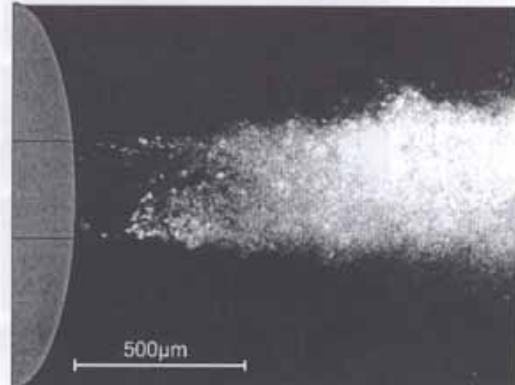
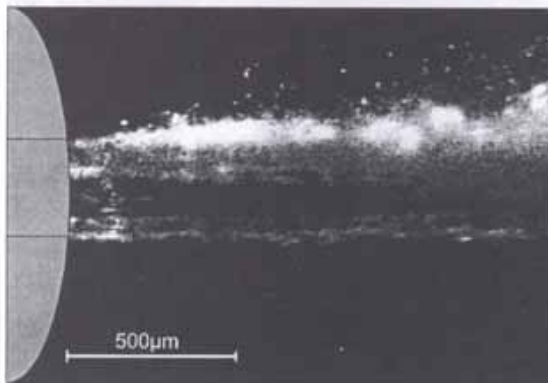


BILD 6 VARIATION DES KAMMERDRUCKS p_K

BILD 8 verdeutlicht den Einfluß des Kammerdrucks auf die Intact-Core-Länge für zwei verschiedene Düsenlochdurchmesser.

$p_{\text{Rail}} = 160 \text{ bar}$
 $p_{\text{K}} = 15 \text{ bar}$
 $T_{\text{K}} = 20 \text{ }^\circ\text{C}$
 Düse: $1 \times 0,2 \text{ mm} \times 1,25 \text{ mm}$

$p_{\text{Rail}} = 320 \text{ bar}$
 $p_{\text{K}} = 15 \text{ bar}$
 $T_{\text{K}} = 20 \text{ }^\circ\text{C}$
 Düse: $1 \times 0,2 \text{ mm} \times 1,25 \text{ mm}$

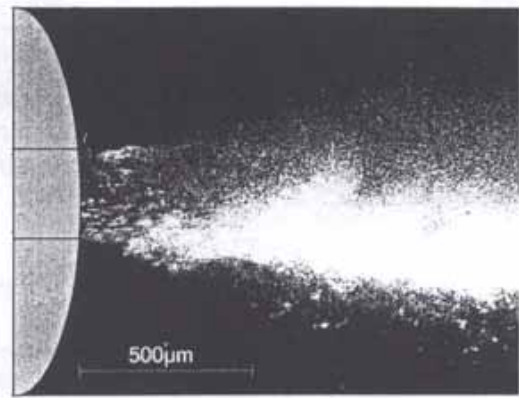
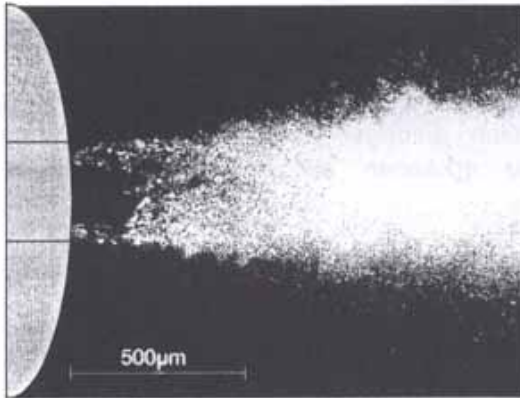


BILD 7 VARIATION DES EINSPRITZDRUCKS p_{Rail}

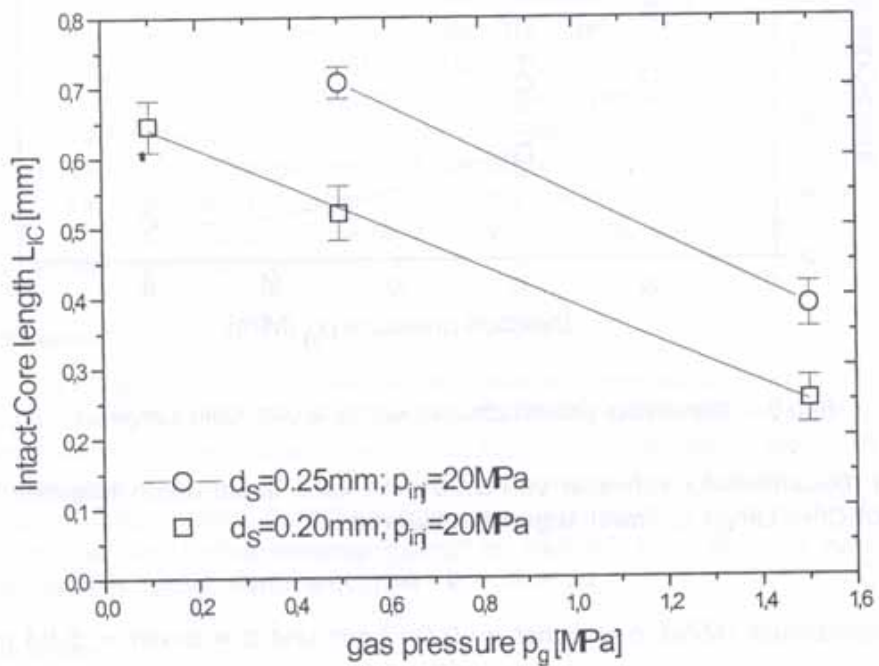


BILD 8 EINFLUß DES KAMMERDRUCKS AUF DIE INTACT-CORE-LÄNGE L_{IC}

Es ergibt sich eine streng monoton fallende Abhängigkeit der Intact-Core-Länge vom Kammerdruck, die sich formelmäßig ausdrücken lässt in der funktionalen Form (für einen Düsenlochdurchmesser von 0,20 mm):

$$L_{ic} = (a + b \cdot p_g)^2 \quad (1)$$

mit L_{ic} : Intact-Core-Länge [mm], p_g : Kammerdruck [MPa], $a = \text{const} = 0,8265 \text{ mm}^{1/2}$ und $b = \text{const} = -0,2152 \text{ mm}^{1/2}/\text{Mpa}$.

BILD 9 zeigt den Einfluß des Einspritzdrucks auf die Intact-Core-Länge für zwei verschiedene Düsenlochdurchmesser. Im Bereich niedriger Einspritzdrücke ist eine stärkere Abnahme der Intact-Core-Länge zu erkennen als im Bereich höherer Einspritzdrücke.

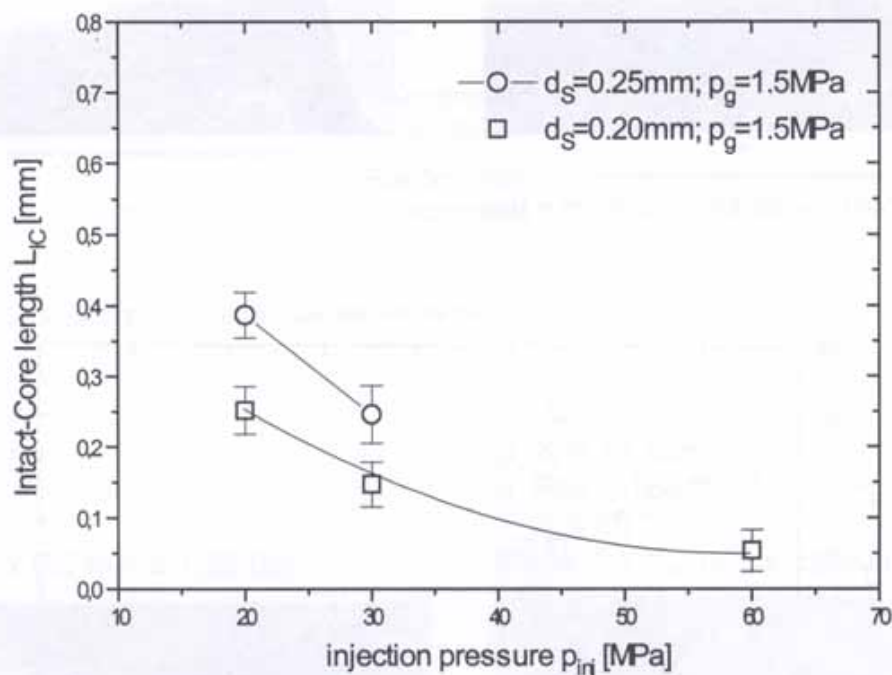


BILD 9 EINFLUß DES EINSPRITZDRUCKS AUF DIE INTACT-CORE-LÄNGE L_{ic}

Der Verlauf (Düsenlochdurchmesser von 0,20 mm) kann dabei durch folgende Funktion für die Intact-Core-Länge L_{ic} [mm] angenähert werden:

$$L_{ic} = c + d / p_{inj} \quad (2)$$

mit p_{inj} : Einspritzdruck [MPa], $c = \text{const} = -0,047 \text{ mm}$ und $d = \text{const} = 5,94 \text{ mm}/\text{Mpa}$.

Ziel der dargestellten Untersuchungen war die Übertragung der Ergebnisse in ein neues Strahlerfallsmodell. Keines der z. B. in den oftmals zitierten Refs. [19, 20] beschriebenen Modelle verdeutlicht eine simultane Präsenz von Kavitationsblasen und Flüssigkeitskernstrahl. Das neue, von uns entwickelte und in BILD 10 gezeigte Modell basiert auf der Annahme, daß Kavitationsblasen bereits im Düsenloch entstehen, wie ja auch die Ergebnisse der Innendüsenaufnahmen zeigen. Daher existiert schon innerhalb des Düsenlochs ein Zwei-Phasen-Gebiet, welches auch außerhalb des Loches für einige Mikrosekunden im freien Strahl weiterbesteht. Später kollabieren die Blasen und

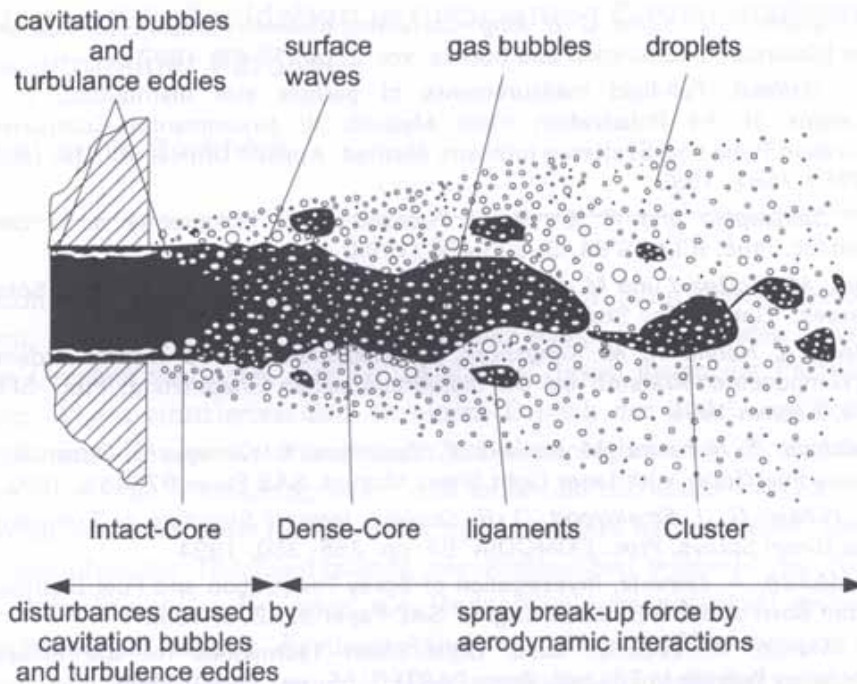


BILD 10 ZWEI-PHASEN-MODELL DES DÜSENNAHEN STRAHLZERFALLS

induzieren starke Störungen im Spray. Die Radialbewegung der Flüssigkeit und die nachfolgenden Druckwellen erzeugen die für den Strahlaufbruch notwendigen Quergeschwindigkeiten. Dieser wird verstärkt durch das Auftreten von Kavitationslamellen und aerodynamischen Wechselwirkungen. Es wird angenommen, dass die Länge des Intact-Core direkt proportional zur Lebensdauer der Kavitationsbläschen ist. Weiter abwärts ist der Flüssigkeitsstrahl mit Blasen durchsetzt (Dense-Core). Aus den Ergebnissen kann gefolgert werden, dass unter den betrachteten Randbedingungen Kavitation, Turbulenz und aerodynamische Wechselwirkungen die für die Zerstäubung wesentlichen Mechanismen darstellen.

4 Danksagung

Die Durchführung von Teilen der Arbeit wurde unterstützt von der Bayerischen Forschungsförderung und den Firmen Audi AG, BMW AG und MAN Nutzfahrzeuge AG. Sie wird fortgesetzt mit derzeitiger finanzieller Unterstützung durch die AIF/FVV. Große Teile der vorliegenden Arbeit werden mit Zustimmung des Verlegers, der Fa. ESYTEC Energie- und Systemtechnik GmbH Erlangen, entnommen dem Beitrag „Modellierung des Strahlzerfalls bei der Hochdruckeinspritzung“ im Heft 99.1 der Berichte zur Energie- und Verfahrenstechnik (BEV), veröffentlicht.

5 Referenzen

- [1] R. D. Reitz, C. J. Rutland, Development and Testing of Diesel Engine CFD Models, Prog. in Energy and Combust. Sci., vol. 21, pp. 173-196, 1995
- [2] G. M. Faeth, Evaporation and Combustion of Sprays, Prog. in Energy and Combust. Sci., vol. 9, pp. 1-76, 1983
- [3] K.-U. Münch, A. Fath, A. Leipertz, Comparison Between Different Visualization Techniques for the Investigation of High Pressure Atomization Processes, Proc. EUROMECH 324, 1994

- [5] *R. A. Pietsch, P. E. Sojka, G. B. King*, Correcting Malvern Particle Size Measurements for Phase Distortion, *Atomization and Sprays*, vol. 2, pp. 73-85, 1992
- [6] *D. L. Holfeldt*, Full-field measurements of particle size distribution; I: Theoretical Limitations of the Polarization Ratio Method; II: Experimental Comparison of the Polarization Ratio and Scattered Intensity Method, *Applied Optics*, vol. 32. no. 36, pp. 7551-7567, 1993
- [7] *P. J. Santangelo und P. E. Sojka*, Focused-Image Holography as a Dense Spray Diagnostic, *Proc. ICLASS'94*, S. 398-405 (1994)
- [8] *A. Birk, M. McQuaid und M. Gross*, Liquid Core Structure of Evaporating Sprays at High Pressures - Flash X-Ray Studies, *Proc. ICLASS'94*, S. 459-466 (1994)
- [9] *U. Renz, S. Hohmann, M. Klingsporn*, Strahlausbreitung und Tropfenverdampfung von Mehrkomponenten-Kraftstoff bei der dieselmotorischen Einspritzung, *Proc. SFB 224*, pp. 33-46, Aachen 1996
- [10] *M. Nishida, T. Nakahira, M. Komori, K. Tsujimura, I. Yamaguchi*, Observation of High Pressure Fuel Spray with Laser Light Sheet Method, *SAE-Paper 920459*, 1992
- [11] *Ö. L. Gülder, G. J. Smallwood, D. R. Snelling*, Internal Structure of Transient Full-Cone Dense Diesel Sprays, *Proc. COMODIA '94*, pp. 355- 360, 1994
- [12] *K.-U. Münch, A. Leipertz*, Investigation of Spray Penetration and Fuel Distribution Inside a Piston Bowl of a 1.9 DI Diesel Engine, *SAE-Paper 922205*, 1992
- [13] *K.-U. Münch, A. Leipertz*, Laser Light Sheet Techniques for the Investigation of Atomization Process in Engines, *Proc. PARTEC '95*, pp. 13-20, 1995
- [14] *A. Fath*, Charakterisierung des Strahlaufbruch-Prozesses bei der instationären Druckzerstäubung, *Dissertation Universität Erlangen-Nürnberg, Berichte zur Energie- und Verfahrenstechnik (BEV), Heft 97.3 Esytec, Erlangen 1997*
- [15] *A. Fath, C. Fettes, A. Leipertz*, Investigation of the Diesel Spray Break-Up Close to the Nozzle at Different Injection Conditions, *Proc. COMODIA '98*, pp. 429-434, 1998
- [16] *C. Badock, R. Wirth, A. Fath, A. Leipertz*, Application of Laser Light Sheet for the Investigation of Cavitation Phenomena in Real Size Diesel Injection Nozzles, *Proc. ICLASS '98*, pp. 236-241, 1998
- [17] *A. Fath, K.-U. Münch, A. Leipertz*, Spray Break-Up of Diesel Fuel Investigated Close to the Nozzle, *Proc. ICLASS '97*, pp. 513-520, 1997
- [18] *P. Roosen, O. Unruh, M. Behmann*, Investigation of Cavitation Phenomena Inside Fuel Injector Nozzles, *Proc. 30. ISATA*, 1997
- [19] *A. J. Yule, D. G. Salters*, The Structure and Dimensions of the Time Dependent Break-Up Zone of Diesel Sprays, *Proc. ICLASS '94*, Paper II-2, pp. 236-243, 1994
- [20] *A. J. Yule*, On the Regimes of Jet Break-Up at High Gas Density, *Proc. ICLASS '96*, pp. 149-153, 1996

Verfasser

Prof. Dr.- Ing. A. Leipertz,
 Dipl.-Ing. C. Fettes,
 Dipl.-Ing. C. Heimgärtner,
 Universität Erlangen-Nürnberg,
 Lehrstuhl für Technische Thermodynamik

Dr.-Ing. A. Fath
 Siemens AG, Automobiltechnik, Regensburg

Rußbildung und Rußoxidation in turbulenten Diffusionsflammen: Probleme ultrafeiner Partikel

von J. Appel und H. Bockhorn

Die Emission von Partikeln (Ruß) beim Dieselmotor kann durch motorinterne Maßnahmen, die insbesondere den Ausbrand der Rußpartikel günstig beeinflussen, in gewissen Grenzen verringert werden. Als Folge davon liegen die Partikelgrößen des mit dem Abgas emittierten Ruß in einem Bereich der Teilchengrößen kleiner als etwa 1000 nm. Neuere Untersuchungen zur physiologischen Wirkung submikroner Teilchen legen die Vermutung nahe, daß feine und ultrafeine Partikel in einem Größenbereich von unter 1000 nm physiologisch besonders wirksam sind. Daher sind Informationen über die Teilchendynamik der Rußteilchen während der Ausbrandphase zur Vermeidung der Emission von Rußpartikeln im potentiell gefährdenden Teilchengrößenbereich wichtig. In dieser Arbeit wird über die Modellierung der Teilchendynamik von Rußteilchen berichtet. Das verwendete Modell, das an Modellflammen getestet wird, gestattet die Berechnung der Teilchengrößenverteilungen unter dieselmotorischen Bedingungen.

In this paper a model for predicting the particle dynamics of soot particles is applied to conditions similar to diesel-engine combustion. The model allows the prediction of size distributions of particle sizes and, thereby, provides important information concerning the emission of particles in the submicron size range. Because particles in the submicron size range are attributed to hazardous impact on human health, this information is necessary to estimate measures for the reduction of particle emission from diesel engines.

1 Einführung

Der Dieselmotor stellt gegenwärtig aufgrund seines hohen Wirkungsgrades und seines geringen Verbrauchs eines der umweltfreundlichsten Antriebssysteme dar. Wegen der Emission von Partikeln (Ruß) steht der Dieselmotor jedoch im Mittelpunkt kontroverser Diskussionen, insbesondere auch deshalb, weil Maßnahmen zur Absenkung der NO_x -Emissionen wie Abgasrückführung eine Erhöhung der Partikelemission mit sich bringen (Schere Ruß- NO_x).

Durch motorinterne Maßnahmen, moderne Verbrennungsverfahren, Beeinflussung des Einspritzverlaufs etc. lassen sich die Partikelemissionen in gewissen Grenzen verringern. Wesentlich bei diesen Maßnahmen ist eine Beeinflussung der Ausbrandphase des Ruß, der intermediär im Zylinder um mehrere Größenordnungen höhere Konzentrationen aufweist als im Abgas. Eine Folge des starken Abbrands des intermediär gebildeten Ruß ist, daß die Partikelgrößen des mit dem Abgas emittierten Ruß in einem Bereich der Teilchengrößen kleiner als etwa 1000 nm liegen.

Ergebnisse aus Untersuchungen der physiologischen Wirkung submikroner Teilchen [1,2] lassen vermuten, daß weniger die Gesamtmasse der emittierten Partikel (Ruß) als vielmehr die mittlere Teilchengröße und die Teilchengrößenverteilung bzw. die Partikeloberfläche, die mit der mittleren Teilchengröße und der Teilchengrößenverteilung korreliert ist, die für die physiologische Wirkung wesentliche Kenngrößen sind. Eine besondere Rolle scheinen hierbei feine und ultrafeine Partikel in einem Größenbereich von unter 1000 nm zu spielen, die nur in geringem Maß zur emittierten Masse jedoch nennenswert zur emittierten Anzahl bzw. Oberfläche beitragen.

Daher ist die Kenntnis der Teilchendynamik der Rußteilchen während der Ausbrandphase notwendig, um Maßnahmen abzuleiten, die Emission von Rußpartikeln überhaupt zumindest aber im potentiell gefährdenden Teilchengrößenbereich zu vermeiden. Hierbei ist neben der Entstehung und Oxidation der Teilchen die Form der Partikelgrößenverteilung von besonderem Interesse. Sie gibt Auskunft über die Zahl und Größe der Teilchen, die während der Verbrennung entstehen und anschließend, wenn sie nicht vollständig oxidiert werden, aus dem Brennraum emittiert werden. Die Toxizität der Rußteilchen scheint nach jüngsten Erkenntnissen stark von deren Größe abzuhängen [1] und somit ist die Kenntnis der Rußteilchengrößenverteilung bei der Beurteilung von Verbrennungsprozessen von großer Bedeutung.

Im folgenden werden die Teilchengrößenverteilungen von Rußteilchen an unterschiedlichen Systemen numerisch simuliert. Zunächst wird kurz das Modell beschrieben, das an flachen, vorgemischten Flammen mit Modellbrennstoffen validiert wird. Abschließend werden Berechnungen der Teilchengrößenverteilungen unter Bedingungen ähnlich zur dieselmotorischen Verbrennung dargestellt.

2 Bildung und Oxidation von Ruß bei der Verbrennung von Kohlenwasserstoffen

Die Bildung und Oxidation von Ruß, das heißt die Umwandlung eines Brennstoffmoleküls mit in der Größenordnung 10 Kohlenstoffatomen in Rußteilchen aus in der Größenordnung mehreren Millionen Kohlenstoffatomen und deren anschließende Oxidation ist ein außerordentlich komplizierter Prozeß. Die Beschreibung dieses Vorganges mit Hilfe von kinetischen Modellen erfordert

- eine detaillierte Betrachtung der chemischen Reaktionen in der Gasphase, neben der Oxidation und der Pyrolyse des Brennstoffes unter (lokal) brennstoffreichen Bedingungen auch die Bildung von höheren Kohlenwasserstoffen, wie PAKs (polyzyklische aromatische Kohlenwasserstoffe),
- die Berücksichtigung des planaren Wachstums solcher höheren Kohlenwasserstoffe zu größeren Strukturen, welches in Konkurrenz zu deren Oxidation abläuft,
- die Formulierung der Bildung erster Rußteilchen durch die reaktive Koagulation größerer planarer Strukturen,
- die Betrachtung des weiteren Wachstums dieser Primärteilchen durch Koagulation und
- durch Aufnahme von chemischen Verbindungen aus der Gasphase durch Kondensation und chemische Reaktionen,

- die Betrachtung der Reaktionen, die in Konkurrenz zum Partikelwachstum durch Oxidationsreaktionen an der Oberfläche der Teilchen diese verkleinern und letztendlich zum vollständigen Ausbrand führen können.

Ein detailliertes Modell für die Bildung und Oxidation von Ruß muß all diese Vorgänge berücksichtigen, um verlässliche Vorhersagen für die Evolution der Rußteilchengrößenverteilung zu liefern. Die Schwierigkeiten hierbei liegen nicht in der Formulierung des chemischen Modells sondern in dessen numerischer Behandlung.

2.1 Modell für die Bildung und Oxidation von Ruß

Das hier verwendete Modell für die Bildung und Oxidation von Ruß umfaßt einen detaillierten Mechanismus der Verbrennungsreaktionen von Kohlenwasserstoffen und ein Modell, welches die Dynamik der Partikelphase beschreibt. Der Mechanismus beinhaltet die chemischen Reaktionen, die zur Pyrolyse und zur Oxidation des Brennstoffes führen. Außerdem wird die Bildung von großen aliphatischen und aromatischen Kohlenwasserstoffen berücksichtigt. Der Aufbau und die Oxidation der Vielzahl bei der Verbrennung von Kohlenwasserstoffen unter brennstoffreichen Bedingungen entstehenden polyzyklischen aromatischen Verbindungen wird durch vergleichsweise schnelle Polymerisation behandelt. Dabei werden nach Frenklach [3] eine Abfolge von Wasserstoffabstraktions- und Kohlenstoffadditionsreaktionen als Elementarschritte der Polymerisation angenommen. Die Partikelbildungsgeschwindigkeit wird durch die Geschwindigkeit der Kollision von PAKs unter Bildung dreidimensionaler Rußteilchen berechnet. Die so entstandenen Teilchen können durch Oberflächenwachstum, Koagulation und PAK-Kondensation auf die Oberfläche des Rußes anwachsen. In Konkurrenz dazu werden sie durch Reaktionen mit Sauerstoff und Hydroxylradikalen oxidiert. Diese Oxidation kann bis zum vollständigen Ausbrand der Teilchen führen.

Bei den Kollisionen wird angenommen, daß das Verhalten der Rußpartikel mit der Brown'schen Molekularbewegung vergleichbar ist und sich die Bilanzgleichungen der einzelnen Teilchengrößenklassen mit Hilfe der Smoluchowski-Gleichung [4] darstellen lassen.

$$\frac{dN_i}{dt} = \frac{1}{2} \sum_{j=1}^{i-1} \beta_{j,i-j} N_j^{*1} N_{i-j}^{*2} - \sum_{i=1}^{\infty} \beta_{i,j} N_i^{*1} N_j^{*2} \quad (1)$$

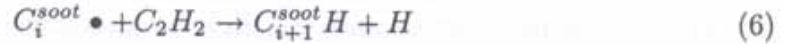
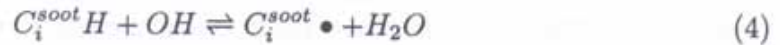
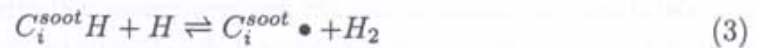
Partikelbildung :	*1=PAK	*2=PAK
Kondensation :	*1=PAK	*2=Ruß
Koagulation :	*1=Ruß	*2=Ruß

Die Teilchenzahldichten N_i^* sind den Größenklassen i der PAK- bzw. der Rußteilchengrößenverteilung zugeordnet. $\beta_{i,j}$ stellt einen größenabhängigen Geschwindigkeitskoeffizienten dar, der wie folgt definiert ist:

$$\beta_{i,j} = 2.2 \left(\frac{3m_1}{4\pi\rho_s} \right)^{1/6} \left(\frac{6k_b T}{\rho_s} \right)^{1/2} \cdot \sqrt{\frac{1}{i} + \frac{1}{j}} \cdot (i^{1/3} + j^{1/3})^2 \quad (2)$$

Dabei ist $\rho_s = 1.8g/cm^3$ die Massendichte des Rußes und m_1 gibt die Masse einer monomeren Einheit an. Die Boltzmannkonstante ist mit k_b benannt.

Für die Beschreibung der Oberflächenreaktionen wird ein chemischer Mechanismus formuliert, der ebenfalls einer Abfolge von Wasserstoffabstraktions- und Kohlenstoffadditionsreaktionen beinhaltet.



Mit Hilfe von Quasistationaritätsannahmen für die radikalischen Spezies $C_i^{soot}\bullet$ wird dieser Mechanismus auf eine Wachstums- und die beiden Oxidationsreaktionen reduziert. Man erhält dann den folgenden Ausdruck für die Oberflächenwachstumsgeschwindigkeit pro reaktiver Stelle an der Oberfläche:

$$W_{OW} = \alpha \cdot \frac{k_1[H] + (k_2 + k_6)[OH]}{k_{-1}[H_2] + k_{-2}[H_2O] + k_3[H] + k_4[C_2H_2]} k_4[C_2H_2] \quad (9)$$

α ist hierbei der Anteil der Gesamtoberfläche der Rußteilchen, der für chemische Reaktionen zugänglich ist.

2.2 Numerische Behandlung

Die Methode zur numerischen Simulation der Bildung und Oxidation von Ruß in dieser Arbeit besteht aus zwei entkoppelten Schritten. Zunächst werden die Erhaltungsgleichungen für die Massenbrüche der chemischen Spezies, die Energie und einige Momente der Rußpartikelgrößenverteilung für bestimmte Geometrien gelöst. Im zweiten Schritt wird die Rußteilchendynamik in der betrachteten Geometrie entlang einer Stromlinie in einer Lagrange'schen Betrachtungsweise berechnet. Hierbei werden mit einer diskreten h-p-Galerkinmethode die Teilchengrößenverteilungen berechnet. Diese Trennung ist zulässig, da die Berechnung der Teilchengrößenverteilungen keine Rückkopplung zu der Lösung der Erhaltungsgleichungen aufweist.

Die Erhaltungsgleichungen für die Massenbrüche der chemischen Spezies und der Energie der hier betrachteten Flammen sind in [5] ausführlich dargestellt. Die Bilanzgleichungen für die Momente M_r der Rußteilchengrößenverteilung lassen sich eindimensional folgendermaßen formulieren [6]:

$$\rho u \frac{\partial(M_r^{soot}/\rho)}{\partial y} = \frac{\partial}{\partial y} \left(\rho D_1 \frac{\partial(M_{(r-2/3)}^{soot}/\rho)}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(0,55\nu \frac{1}{T} \frac{\partial T}{\partial y} M_r^{soot} \right) + S(M_r^{soot}) \quad (10)$$

Hierbei ist $M_r = \sum_{i=1}^{\infty} i^r N_i$ das r -te Moment der Rußteilchengrößenverteilung. Die ersten beiden Momente der Rußteilchengrößenverteilung sind anschauliche Größen. Das nullte Moment ($r = 0$) ist gleich der gesamten Teilchenzahldichte der Rußpartikel. Das erste Moment gibt die Zahl der Monomeren Einheiten im Ruß an, woraus sich der Rußvolumenbruch bestimmen läßt. Die in Gleichung (10) enthaltenen Terme beschreiben von links nach rechts gesehen die Konvektion, die Diffusion, den Transport aufgrund von Thermophorese und die Bildung bzw. den Verbrauch von Ruß aufgrund chemischer und physikalischer Prozesse. Der Term $S(M_r^{soot})$ setzt sich aus den einzelnen Quelltermen, die die einzelnen Prozesse bei der Rußbildung umfassen, zusammen.

$$S(M_r^{soot}) = S_r^{PB} + S_r^{KOND} + S_r^{KOAG} + S_r^{OW} + S_r^{OX} \quad (11)$$

In Gleichung (11) ist S_r^{PB} der Quellterm der Partikelbildung für das r -te Moment. S_r^{KOND} , S_r^{KOAG} , S_r^{OW} und S_r^{OX} enthalten die Quellterme für die Kondensation, die Koagulation, das Oberflächenwachstum und die Oxidation der Partikel.

Die getrennte Berechnung der Rußbildung und -Oxidation unter Anwendung der Momentenmethode einerseits und der Teilchengrößenverteilungen andererseits begründet sich durch die Rückkopplungseffekte des Rußes auf die chemischen Vorgänge in der Flamme. Diese Rückkopplung ist zum einen der Verbrauch chemischer Verbindungen, wie zum Beispiel Acetylen, durch heterogene Reaktionen an der Oberfläche der Rußpartikel. Außerdem beeinflusst die Strahlung der Rußteilchen sehr stark die Temperatur in der Flamme und somit die chemischen Reaktionen in der Gasphase. Für diese Prozesse ist Rußvolumenbruch maßgeblich, so daß bei dessen Berechnung die Rückkopplung zur Gasphase einbezogen werden muß. Die Strahlung wird mit einem einfachen Abstrahlungsmodell behandelt, bei dem das Gas optisch dünn angenommen wird und nur Rußteilchen durch Strahlung Energie abgeben. Der Strahlungsterm q_r in der Energieerhaltungsgleichung ist dann:

$$q_r = C \cdot F_v \cdot T^5 \quad (12)$$

Hierbei ist C eine Konstante und F_v der Rußvolumenbruch. Die Berechnung der Größenverteilung der Rußteilchen für einen gegebenen Rußvolumenbruch bewirkt keine Rückkopplung zur Gasphase. Daher wird die örtliche Informa-

tion aus der Lösung der oben beschriebenen Erhaltungsgleichungen in eine Lagrange'sche Koordinate für die jeweils betrachtete Geometrie überführt, in der die Rußteilchengrößenverteilungen simuliert werden. Dabei wird angenommen, daß der Transport der Rußpartikel aufgrund von Diffusion klein gegenüber dem konvektiven Transport ist. Das Problem bei der Berechnung der zeitlichen Evolution der Rußpartikelgrößenverteilung läßt sich durch ein System abzählbarer gewöhnlicher Differentialgleichungen darstellen.

$$\frac{dN_i}{dt} = f(N_1, N_2, \dots, N_m) \quad i = 1, 2, \dots, m \quad (13)$$

Hierbei ist N_i die Teilchenzahldichte der Rußteilchen, welche i monomere Einheiten besitzen. Zur detaillierten Auflösung der Reaktionen an der Oberfläche der Partikel ist es notwendig, Teilchen, die sich um zwei Kohlenstoffatome unterscheiden voneinander getrennt zu betrachten. Aus diesem Grund besteht eine monomere Einheit im vorliegenden Modell aus zwei Kohlenstoffatomen. Da Rußpartikel unter realen Flammenbedingungen bis zu 10^9 Kohlenstoffatome enthalten können, ist zur Simulation der Teilchengrößenverteilung die Berücksichtigung ebensovieler verschiedener Teilchengrößen notwendig. Das bedeutet, daß das System in Gleichung (13) bis zu 10^9 Gleichungen enthalten kann. Ein erfolgreicher Lösungsansatz solcher Systeme ist eine adaptive, diskrete h-p-Galerkin Methode [7], welches für diese Arbeit angewendet wurde. Das Modell zur Beschreibung der Rußbildung und Oxidation ist identisch zu dem in der Momentenmethode verwendeten.

Auf den Einfluß der einzelnen Vorgänge auf die Rußbildung und die Form der Teilchengrößenverteilung wird in den folgenden Abschnitten eingegangen.

3 Betrachtete Systeme

3.1 Laminare flache vorgemischte Flamme

In dieser Arbeit wurde zunächst eine vorgemischte laminare flache Flamme mit einem C/O-Verhältnis von 1.1 simuliert. Es handelt sich um eine Ethin/Argon/Sauerstofflamme mit einer Kaltgasgeschwindigkeit von 20.1 cm/s, die bei 120 mbar stabilisiert wurde. Für diese Flamme, die ein eindimensionales System darstellt, liegen eine Vielzahl experimenteller Ergebnisse vor, an denen das Modell validiert werden kann. So wurden von Wenz et al. [8,9] Verläufe der Konzentration von Hauptverbrennungsprodukten sowie von höheren Kohlenwasserstoffen gemessen. Wannemacher et al. [10,11] ermittelten die Temperatur in der Flamme und die Verläufe des Rußvolumenanteils sowie der Rußteilchenzahldichte. In dieser Flamme wurden außerdem die Rußteilchengrößenverteilung bei verschiedenen Höhen durch Elektronenmikroskopie bestimmt [12,13,14].

3.2 Homogene instationäre Verbrennung unter motorähnlichen Bedingungen

Das Modell wird in einer dritten Studie zur Beschreibung der Rußbildung unter motorähnlichen Bedingungen herangezogen. Dabei werden die Verläufe der Speziesmassenbrüche eines Gasgemisches bei instationärer homogener Verbrennung berechnet. Ein finites homogenes Element erfährt die Bedingungen, die in einem Dieselmotor vorherrschen. Die Randbedingungen hierfür wurden aus Messungen an einem direkt einspritzenden Dieselmotor am ITM der RWTH Aachen [15] entnommen.

4 Ergebnisse

4.1 Laminare flache vorgemischte Flamme

In Abbildung 1 sind die berechneten Verläufe der Molenbrüche verschiedener im Verbrennungsprozess wichtiger chemischer Verbindungen sowie die Temperatur mit den experimentellen Daten in der laminaren vorgemischten Flamme verglichen.

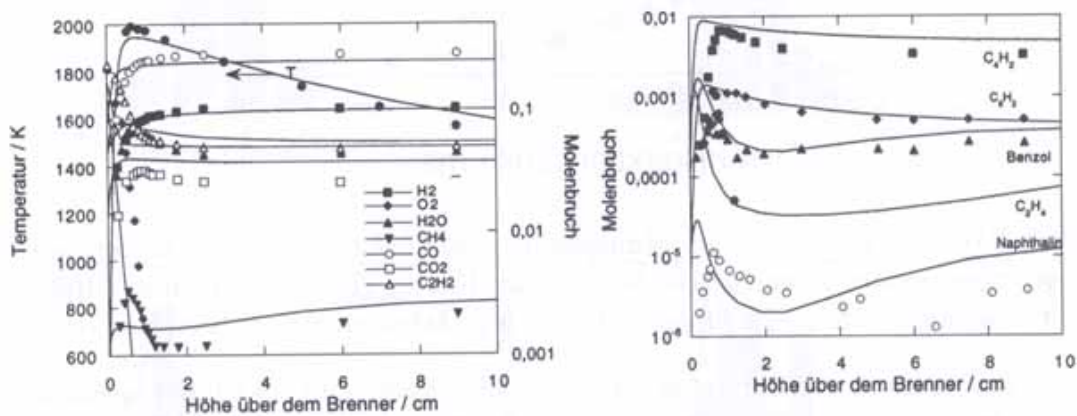


Abb.1: Verläufe der Molenbrüche chemischer Spezies und der Temperatur in der laminaren vorgemischten Flamme [12] (Symbole: Experiment / Linien: Simulation).

Die simulierten Verläufe zeigen eine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Werten. Es können ebenfalls die Verläufe höherer aliphatischer und aromatischer Kohlenwasserstoffe gut vom Modell wiedergegeben werden (rechts). Zur Beschreibung der Rußbildung sind die Konzentrationsverläufe des Acetylen und der aromatischen Verbindungen besonders wichtig. Acetylen ist die wichtigste Vorstufe der PAK's und es ist außerdem die bedeutendste Kohlenstoffquelle bei den heterogenen Wachstumsreaktionen an der Rußoberfläche. Hinzu kommt, daß man derzeit annimmt, daß die Rußteilchen aus aromatischen Verbindungen gebildet werden. Aus diesem Grund müssen die Verläufe der Molenbrüche dieser Verbindungen so genau wie möglich berechnet werden.

Abbildung 2 zeigt den Vergleich der Verläufe des Rußvolumenbruches und der Teilchenzahldichte in der laminaren vorgemischten Flamme. Experiment und Simu-

lation zeigen auch hier eine gute Übereinstimmung. Es ist zu sehen, daß die gezeigten Profile mit beiden numerischen Methoden vergleichbar berechnet werden. Bei diesem Vergleich ist zu beachten, daß die Momente der Größenverteilung bei der Momentenmethode direkt berechnet werden und bei dem diskreten h-p-Galerkinverfahren erst aus der Lösung der Verteilung bestimmt werden.

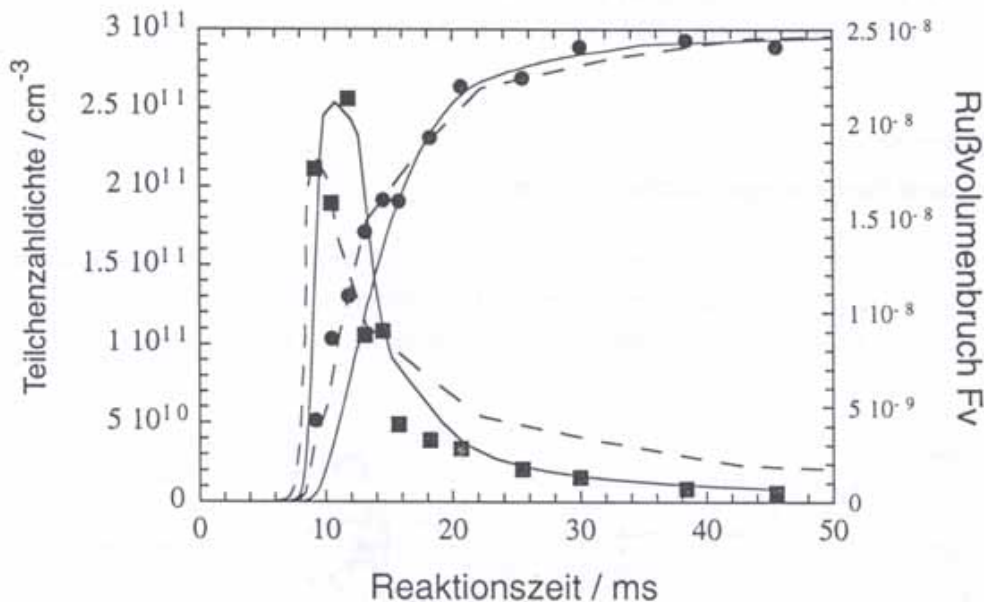


Abb.2: Verläufe des Rußvolumenbruches und der Teilchenzahldichte in der laminaren vorgemischten Flamme. Die berechneten Kurven (Linien) wurden mit Hilfe der Momentenmethode (—) und der diskreten h-p-Galerkinmethode bestimmt (- - -).

Zusätzlich zu den Verläufen der Teilchenzahldichte und des Rußvolumenbruches wird bei der Anwendung der diskreten h-p-Galerkinmethode die Evolution der Rußteilchengrößenverteilung bestimmt. Diese können mit den im Experiment von Heddrich et al. [12,13,14] durch elektronenmikroskopische Aufnahmen ermittelten Verteilungen verglichen werden. Abbildung 3 zeigt den Vergleich zwischen den gemessenen und den berechneten Verteilungen. Da die simulierten Verläufe der Teilchenzahldichte und des Rußvolumenbruches gut mit den experimentell beobachteten Kurven übereinstimmen, ist davon auszugehen, daß der mittlere Durchmesser der Rußpartikel ebenfalls realistisch berechnet wird. Der Vergleich der Form der Größenverteilungen ist somit zur Validierung ausreichend.

Bei niedrigen Höhen über dem Brenner unterscheiden sich die experimentellen und die simulierten Verteilungen relativ stark in ihrer Form. Erst bei größeren Höhen kommt es zur Übereinstimmung zwischen Simulation und Experiment. Durch Partikelbildung werden bei niedrigen Höhen über dem Brenner sehr viele kleine Teilchen gebildet, die durch Oberflächenwachstum, aber vor allem durch Koagulation schnell

anwachsen. Da der Partikelbildungsvorgang über mehrere Millisekunden anhält, werden in der Simulation zwischenzeitlich bimodale Verteilungsfunktionen berechnet. Mit ansteigender Aufenthaltszeit der Rußteilchen in der Flamme wächst die gesamte Menge an Ruß aufgrund von Oberflächenwachstum immer mehr an. Dadurch erhöht sich die gesamte Oberfläche des Rußteilchenensembles in der Flamme, was zu einer starken Konkurrenz zwischen Partikelbildung und Kondensation der PAKs auf die Oberfläche führt. Durch die Verringerung der Partikelbildungsgeschwindigkeit verschwindet die bimodale Form der Rußteilchengrößenverteilung. Aus diesem Grund werden bei den Höhen 30 mm und 40 mm im Bereich zwischen dem Teilchendurchmesser 1 nm und 4 nm keine neuen Teilchen mehr beobachtet. Zu den Abweichungen zwischen gemessenen und berechneten Größenverteilungen ist anzumerken, daß die Nachweisgrenze der experimentellen Aufnahmetechnik bei etwa 1 nm liegt.

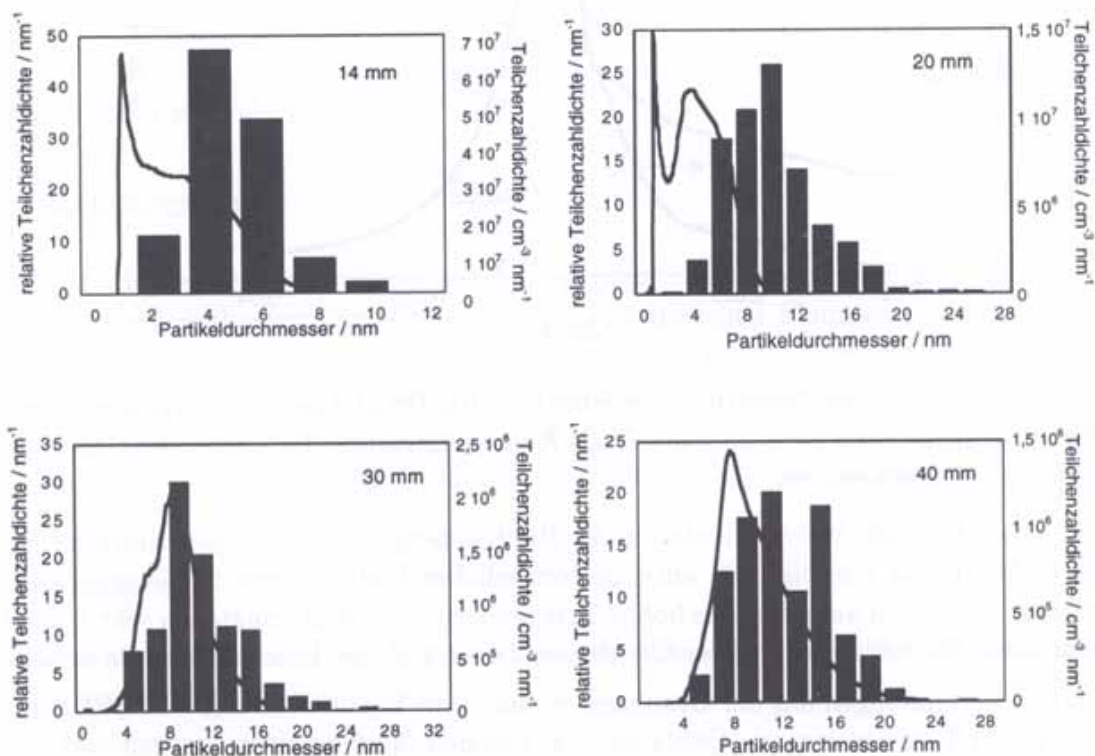


Abb. 3: Vergleich der experimentell bestimmten Rußteilchengrößenverteilungen [13] mit den numerischen Simulationen.

4.2 Homogene instationäre Verbrennung unter motorähnlichen Bedingungen

Nachdem gezeigt wurde, daß die diskrete h-p-Galerkinmethode dazu geeignet ist, die Rußbildung und die Evolution der Teilchengrößenverteilungen in Flammen zu berechnen, wurde sie zur numerischen Simulation der Rußteilchengrößenverteilungen Simulationen unter motorähnlichen Bedingungen eingesetzt. Die Verläufe des Druckes und der Temperatur, die in Abbildung 4 dargestellt sind, bilden die Randbedingungen für die Simulation.

Zur Simulation des Ausbrandes der Rußteilchen wurde die Erhaltungsgleichung des Sauerstoffmassenbruches mit einem zusätzlichen Quellterm belegt. Auf diese Weise wird die Vermischung des Brennstoffstromes mit der Luft simuliert. Es wurde dabei darauf geachtet, daß das finite homogene Element nicht genügend Oxidator erhält, so daß es nicht zum vollständigen Ausbrand der Rußteilchen kommt.

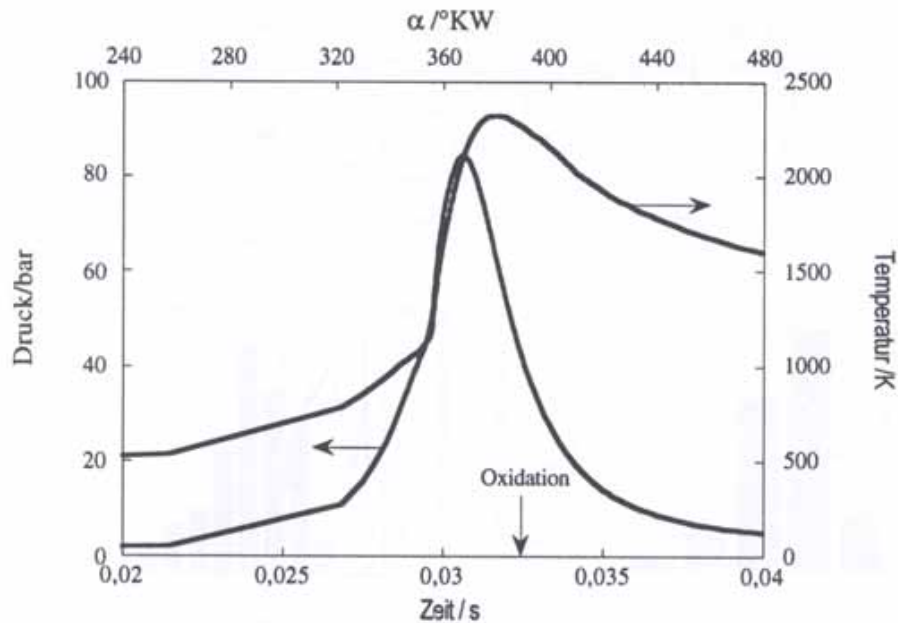


Abb. 4: Experimentell ermittelte Verläufe des Druckes und der Temperatur in einem direkteinspritzenden Dieselmotor [15] als Randbedingungen für die Simulation unter homogenen Bedingungen.

Auch hier läßt sich die Evolution der Rußteilchengrößenverteilung ermitteln. Sie ist in Abbildung 4 gezeigt. Da unter motorähnlichen Bedingungen die Koagulationsgeschwindigkeiten aufgrund des hohen Druckes sehr hoch sind, entstehen sehr schnell sehr große Rußteilchen. Auf der Oberfläche dieser Teilchen kondensieren die aromatischen Verbindungen aus der Gasphase, wodurch die Partikelbildung verringert wird. Die bei 31.5 ms einsetzende Oxidation der Teilchen führt zu einer Verringerung der Teilchengröße (siehe Abbildung 5). Demgegenüber ist der Koagulationsprozess auf die Verteilung wirksam, der zu größeren Teilchen führt. Die gepunktete Linie, die die Rußteilchengrößenverteilung bei 33 ms darstellt, zeigt die größten, sowie die kleinsten Rußpartikel.

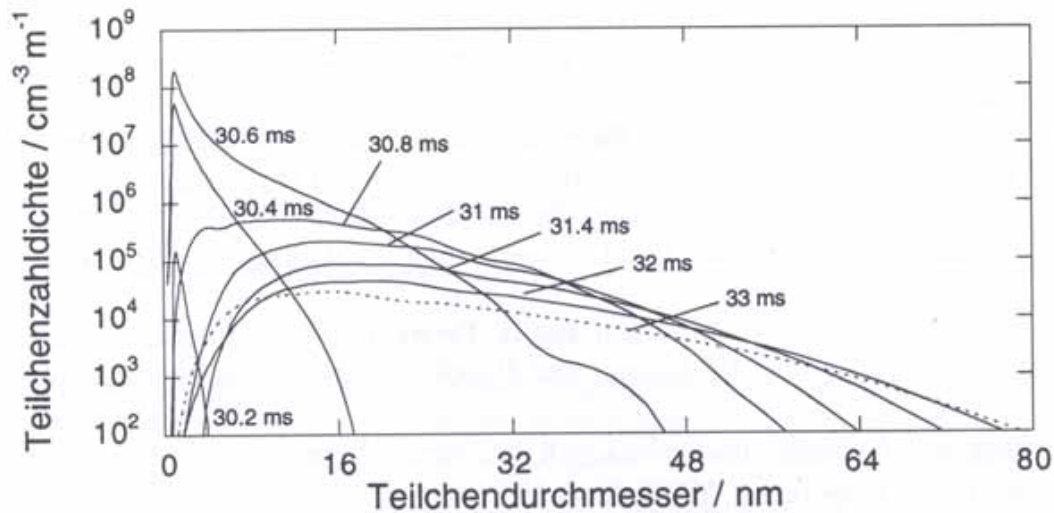


Abb. 5: Evolution der Rußteilchengrößenverteilung in der Simulation unter motorähnlichen Bedingungen.

5 Schlußfolgerungen

In dieser Arbeit konnte gezeigt werden, daß die Evolution der Teilchengrößenverteilungen von Rußteilchen in verschiedenen Flammenkonfigurationen rußender Verbrennung berechnet werden kann. Dabei konnte beobachtet werden, daß die Oxidation einen großen Einfluß auf die Form der Verteilung der Rußteilchengrößen hat. Insbesondere entstehen durch den Ausbrand der Rußteilchen breite Teilchengrößenverteilungen mit sehr kleinen und sehr großen Rußteilchen.

Danksagung

Die Autoren danken der *Bayerischen Forschungstiftung* für die finanzielle Förderung dieser Arbeit.

6 Literatur

- [1] J. Kaiser: *Science*, Vol. 277, pp. 466-469, (1997).
- [2] G. Oberdörster, R. M. Gelein, J. Ferin, B. Weiss: *Applied Toxicology*, 13(1995).
- [3] M. Frenklach und S. J. Harris: *J. Colloid Interface Sci.*, **118**, S. 252, (1987).
- [4] M.V. Smoluchowski: *Z. Phys. Chem.*, **92**, S. 129, (1917).
- [5] J. Warnatz, U. Maas, R.W. Dibble: *Combustion*, 2. Auflage, Springer Verlag 1997.
- [6] F. Mauss, B. Trilken, H. Breitbach and N. Peters, in: H. Bockhorn, Ed., *Soot Formation in Combustion: Mechanisms and Models*, Springer Verlag, Berlin, S. 325, 1994.
- [7] M. Wulkow: *Macromol. Theory Simul.*, **5**, pp. 393-416, (1996).
- [8] H. W. Wenz: Dissertation, TH Darmstadt, (1983).
- [9] H. Bockhorn, F. Fetting, G. Wannemacher, H. W. Wenz, *Ninetenth Symposium (International) on Combustion* The Combustion Institute, Pittsburgh 1983, S. 1423.
- [10] G. Wannemacher, Dissertation, TH Darmstadt, (1983).
- [11] H. Bockhorn, F. Fetting, A. Heddrich, G. Wannemacher: *Twentieth Symposium (International) on Combustion* The Combustion Institute, Pittsburgh 1984, S. 979.
- [12] H. Bockhorn, F. Fetting, A. Heddrich: *Twenty-First Symposium (International) on Combustion* The Combustion Institute, Pittsburgh 1986, S. 1001.
- [13] A. Heddrich: Dissertation, TH Darmstadt, (1986).
- [14] H. Bockhorn, F. Fetting, A. Heddrich, G. Wannemacher: *Ber. Bunsenges. Phys. Chem.*, **91**, S. 819, (1987).
- [15] C. Born, N. Peters: pers. Mitteilung, 1998.

Verfasser

Dipl.-Ing. J. Appel und Prof. Dr. H. Bockhorn
Universität Karlsruhe
Institut für Chemische Technik und Engler-Bunte-Institut
Bereich Verbrennungstechnik

Möglichkeiten der Emissionsreduktion bei hochaufgeladenen Großdieselmotoren mit CR-Einspritzsystem

- Systemanforderungen und Systemauswahl -

von Martin Kurreck und Christoph Teetz

1 Einführung

MTU-Motoren werden in den vier Anwendungsfeldern Schiff, Bahn, Muldenkipper und Aggregat weltweit eingesetzt. In jedem der Anwendungsbereiche werden aus Betreibersicht besondere Anforderungen wie Erfüllung der Anwendungsaufgabe unter spezifischen Betriebsrandbedingungen, niedrige Lifecycle Kosten und die Einhaltung gesetzgeberischer Vorgaben gefordert (BILD 1). Daraus resultieren entsprechende Anforderungen an den Dieselmotor bzw. das Leistungsübertragungssystem. In allen Anwendungen sind bzw. werden zukünftig die Schadstoffemissionen gesetzlich limitiert, wobei bei Kraftstoffverbrauch, Leistungsgewicht und Bauraumvolumen kein, beziehungsweise nur ein geringer Malus hingenommen wird. Die MTU-Friedrichshafen hat frühzeitig Technologien zur weiteren deutlichen Reduktion der Schadstoffemission über die derzeit geforderten Grenzen hinaus vorentwickelt. Die Potentiale und technischen Parameter [1] dieser Technologien werden im vorliegenden Beitrag vorgestellt. Anhand eines Vergleiches von Potentiale, Parametern und Anforderungen werden die Technologien zur Emissionsreduktion auf ihre Eignung für die unterschiedlichen Anwendungen bewertet.

2 Technologien zur Emissionsreduktion

Betrachtet werden hier die Möglichkeiten zur Reduktion der NO_x -Emissionen, die neben den Partikeln den größten Anteil der schädlichen Bestandteile im Abgas des Dieselmotors ausmachen. Darüber hinaus besteht zwischen NO_x -Emission und spezifischen Kraftstoffverbrauch b_{eff} der bekannte inverse Zusammenhang („ NO_x - b_{eff} Trade-off“), den zu überwinden eine besondere Aufgabe darstellt. Eine Abgasschwärzung von 0,5 Boscheinheiten stellt sicher, die für die Anwendungen Bahn und Aggregat geforderten Partikelemissionen deutlich zu unterschreiten. Dieser Zielwert für die Abgasschwärzung wird deshalb zugrundegelegt.

2.1 Common-Rail-Einspritzung

Die Betrachtungen beziehen sich auf Motoren der BR 4000, die serienmäßig mit einem Common-Rail-Einspritzsystem (CRE) ausgestattet sind, auf das hier nicht mehr eingegangen wird [2]. Die wesentlichen Merkmale des CRE-Systems sind die freie Wahl des Einspritzbeginns, der -menge, des -druckes im Kennfeld und ein hoher Einspritzdruck während der gesamten Einspritzdauer [3].

2.2 Gekühlte Abgasrückführung

In Grundlagenversuchen wurde an Einzylindermotoren das Potential der gekühlten Abgasrückführung (AGR) zur Reduktion der NO_x -Emissionen ermittelt [4]. Mit steigender AGR-Rate nehmen die NO_x -Emissionen stetig, ausgehend von Ausgangsniveau, ab. (BILD 2)



BILD 1

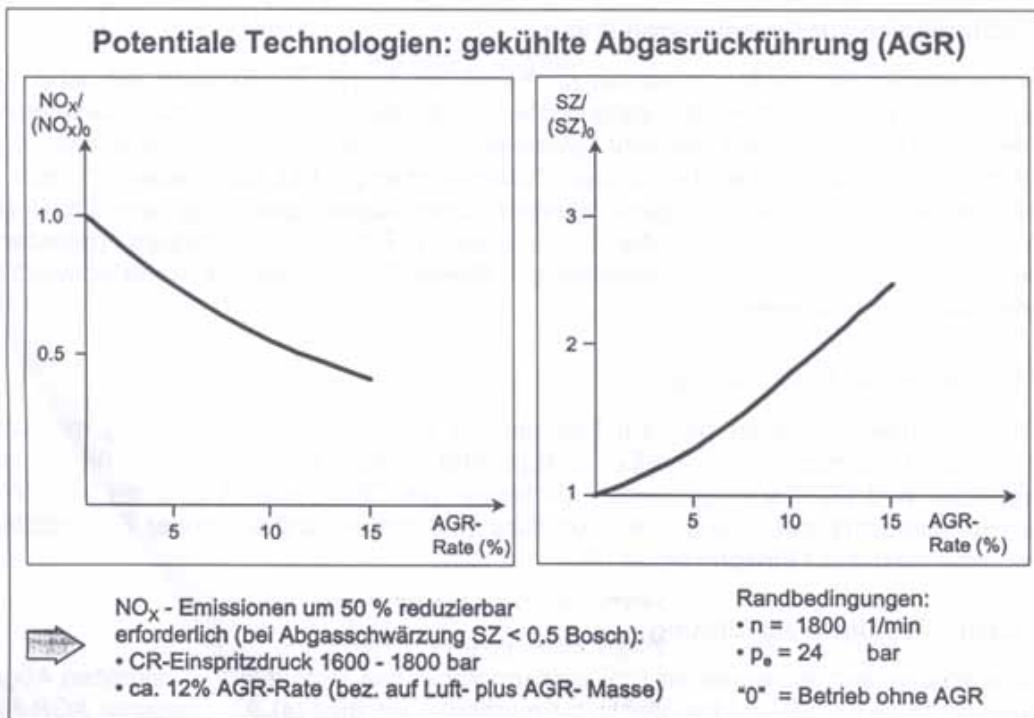


BILD 2

Bei einer AGR-Rate von ca. 12 % werden die NO_x -Emissionen gegenüber dem Ausgangsniveau etwa halbiert. Dieser Zusammenhang wurde an Motoren von zwei und sechs Litern Hubraum bis zu einem Nutzmitteldruck von 24 bar demonstriert. Bei Halbierung der NO_x -Emission verdoppelt sich etwa die Abgasschwärzung. Um diese dennoch in sinnvollen Grenzen zu halten, muß der Einspritzdruck des CRE-Systems auf etwa 1 600 - 1800 bar angehoben werden. Dies ist eine erste wichtige Anforderung an das Einspritzsystem bei Betrieb mit AGR.

2.3 Diesel-Wasser-Emulsion

Mit der Diesel-Wasser-Emulsion (DWE) wurde das Potential einer weiteren Technologie zur Emissionsreduktion ausgelotet [5]. Gegenüber einem bestimmten NO_x -Ausgangsniveau kann durch Einspritzung von zusätzlich 50 % Wasser die NO_x -Emission halbiert werden (BILD 3). Darüber hinaus stellt sich eine deutliche Reduktion der Abgasschwärzung ein.

Die Grundlagenuntersuchungen zu AGR und DWE wurden auf Basis von PLD-Einspritzsystemen gemacht. Es wird davon ausgegangen, daß die wesentlichen Zusammenhänge auf das CRE-System übertragbar sind.

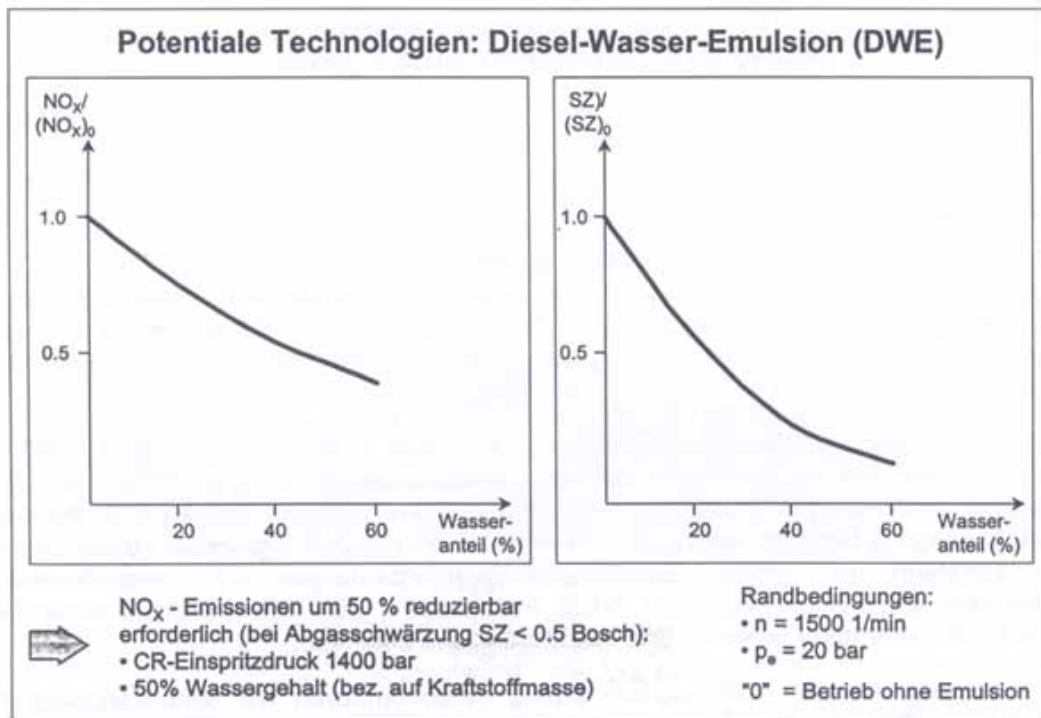
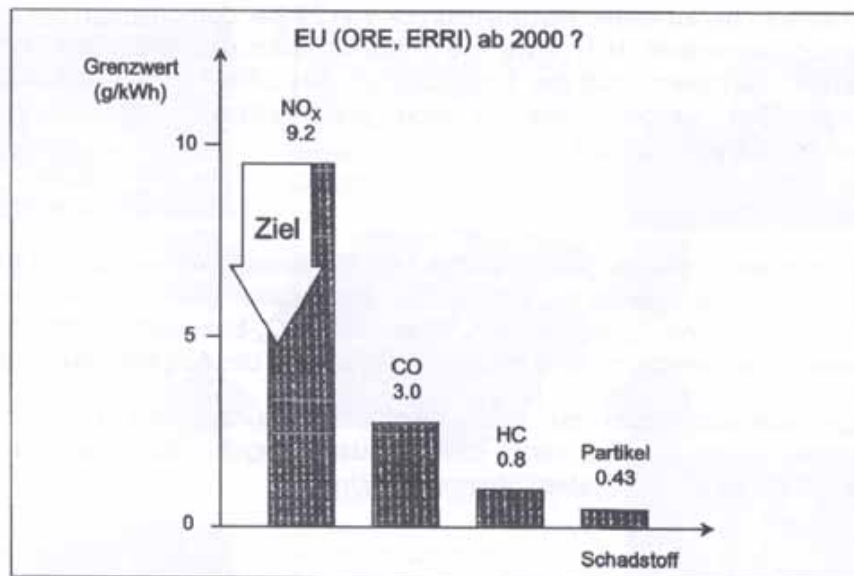


BILD 3

3 Anforderungen der Anwendungen und Bewertung der Technologien zur Emissionsreduktion

Im folgenden werden die Technologien CRE, AGR und DWE auf ihre Eignung für den Einsatz in den Anwendungen Bahn, Aggregat und Schiff bewertet und zielführende Ansätze ausgewählt.

Anwendung Bahn: Emissionen



➡ Ziel Technologien zur Emissionsreduktion:
Halbierung NO_x-Emissionen auf ca. 5 g/kWh

BILD 4

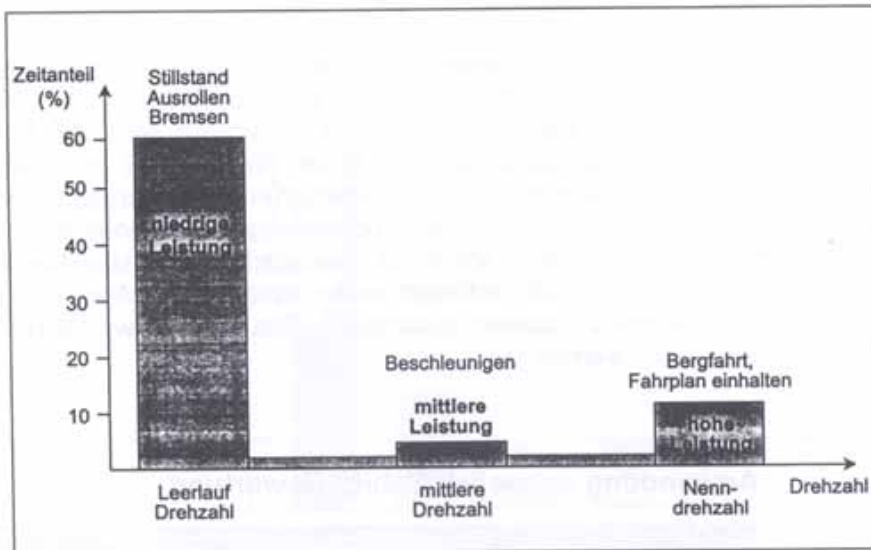
3.1 Anwendung Bahn

Im Bahneinsatz werden voraussichtlich ab dem Jahr 2000 in Europa NO_x-, CO-, HC-Partikelemissionen entsprechend BILD 4 limitiert. Es handelt sich dabei um Summengrenzwerte eines Drei-Punkte-Zyklus (ISO - F Zyklus). Im Rahmen dieser Studie wird untersucht, inwieweit eine Halbierung der ab 2000 geforderten NO_x-Emissionen sinnvoll dargestellt werden kann.

Ein für eine Streckenlokomotive typisches Lastprofil ist in BILD 5 dargestellt. Ca. 60 % der Zeit befindet sich der Antriebsmotor der Diesellokomotive im Leerlauf, da der Zug im Bahnhof steht, ausrollt bzw. abgebremst wird. Mittlere Leistung wird zu 5 % der Zeit zur Beschleunigung benötigt, während der Vollastanteil bei 10 % liegt. Hohe Lastanteile treten bei Bergfahrt und großen Beschleunigungsanforderungen auf, beispielsweise um Fahrpläne einzuhalten. Als Fazit bleibt festzuhalten, daß das Lastprofil einer Diesellokomotive sehr hohe Leerlauf- und Transientanteile beinhaltet.

Die Motoren der BR 4000 werden häufig in Lokomotiven mit Mittelstandsführerhaus eingesetzt (BILD 6). Die Gesamtmasse einer vierachsigen Lokomotive beträgt ca. 88 Tonnen. Bei einem Kraftstoffvorrat von 3 000 - 4 000 Litern beträgt die Reichweite etwa 30 - 40 Stunden. Wie aus der Schnittdarstellung ersichtlich, ist der Bauraum bereits voll ausgenutzt. Eine Vergrößerung des Querschnitts scheidet aufgrund der baulichen Randbedingungen der Schienentrasse aus. Die Länge einer Lok mit Mittelführerstand wird durch Anforderungen an das Sichtfeld des Lokführers begrenzt.

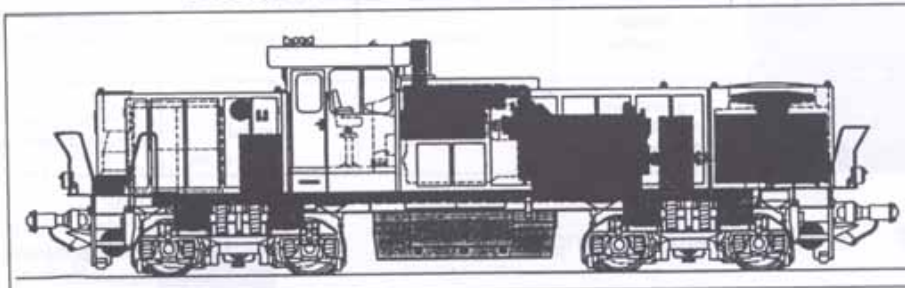
Anwendung Bahn: Lastprofil



➔ hohe Leerlauf- und Transiententeile

BILD 5

Anwendung Bahn: Bauraum/ Masse Diesel-elektrische Streckenlokomotive



Masse: 88 t
 Kraftstoffvorrat: 3000 - 4000 Liter
 Reichweite: 30 - 40 h
 Antriebsleistung: 1120 kW

- ➔
- Bauraum ist ausgenutzt (Querschnitt limitiert, Länge aufgrund Sichtverhältnissen limitiert)
 - Masse ist ausgenutzt (Achslast ist limitiert, EU ca. 18-22 t, sonst teilweise 14 t)
 - Zusätzlicher Bauraum/ Masse bspw. durch Reduktion Kraftstoffvorrat bzw. Reichweite

BILD 6

Die Gesamtmasse der Lokomotive wird durch die Achslast bestimmt. Diese trassenabhängige Größe beträgt in Europa ca. 18 - 22 Tonnen, weltweit gesehen sind teilweise jedoch nur 14 Tonnen zulässig. Dies bedeutet, daß die Masse einer vierachsigen

Lok oftmals bereits nicht mehr steigerbar ist. Eine Möglichkeit zusätzlichen Bauraum bzw. Masse zu integrieren, besteht beispielsweise darin, den Kraftstoffvorrat und damit die Reichweite zu reduzieren.

BILD 7 zeigt die Bewertungsmatrix der betrachteten Technologien für den Bahn-einsatz. Bezüglich Kraftstoffverbrauch stellt sich die DWE am günstigsten dar. Mit dieser Technologie wird das geforderte Lastprofil jedoch nicht zu erfüllen sein. Um eine stabile Verbrennung im gesamten Kennfeld zu erhalten, muß der Wasseranteil entsprechend der Last angepaßt werden. Die Emulsion muß aus Stabilitätsgründen jedoch kurz vor Zylinder gemischt werden. Eine schnelle und qualitativ hochwertige Emulsionsherstellung mit variablem Wasseranteil ist deshalb sehr schwierig. Bezüglich Masse und Bauraum sind CRE und AGR nahezu neutral. Die DWE erfordert einen zusätzlichen Wassertank mit ca. 40 % des Kraftstofftankvolumens, dessen zusätzlicher Bauraum bzw. Masse je nach Lokomotivkonzept nicht toleriert werden kann.

Anwendung schnelles Schiff: Bewertung

	Anforderung der Anwendung	Parameter Technologien im Transportsystem: Ziel: Reduktion NO _x von ca. 10 auf 5 g/kWh		
		Common-Rail	Common-Rail mit Abgasrückführung	Common-Rail mit Diesel-Wasser-Em.
Zugabtrieb (Leistungsverhalten im Manöverbereich)	so gering, wie technisch möglich	>+ 7 %	+ 2 - 3 %	+ 2 - 4 %
Lastprofil	<ul style="list-style-type: none"> • 10 % Leerlauf • 5 % mittl. Leistung • 65 % Nennleistung 	erfüllbar	erfüllbar	bedingt erfüllbar
Bauraum (hoch/niedrig)	<ul style="list-style-type: none"> • Typ 1: kritisch • Typ 2: unkritisch 	neutral	neutral	+ 40 % des Kraftstofftankvolumens
Masse (hoch/niedrig)	so gering, wie möglich; Einfluß auf Kraftstoffverbrauch	neutral	neutral	+ 50 % der Kraftstoffmasse

➡ Schiff: Abgasrückführung zielführend

Randbedingungen:
 • konstante Reichweite
 • konstante Schiffsgeschwindigkeit
 • DWE 50% Wasseranteil

BILD 7

3.2 Anwendung Aggregat

In Deutschland gilt seit 1986 für Dauerstromaggregate die sogenannte TA-Luft (Technische Anleitung zur Reinhaltung der Luft) mit einem NO_x-Grenzwert von 2 000 mg/m³_N (BILD 8). Derzeit wird die Unterschreitung des Grenzwertes nur bei Nennlast gefordert. Im Rahmen des vorliegenden Beitrages wird untersucht wie durch den Einsatz neuer Technologien 1 000 mg/m³_N sinnvoll dargestellt werden können.

Ein typisches Lastprofil für ein Dauerstromaggregat ist in BILD 9 dargestellt. 90 % der Betriebszeit läuft das Aggregat bei 70 % der Nennlast, während 9 % bzw. 1 % der Zeit werden 100 % bzw. 110 % der Nennleistung benötigt.

w.
lie
z.
er
le
er
er
nit
rd
a.
ch

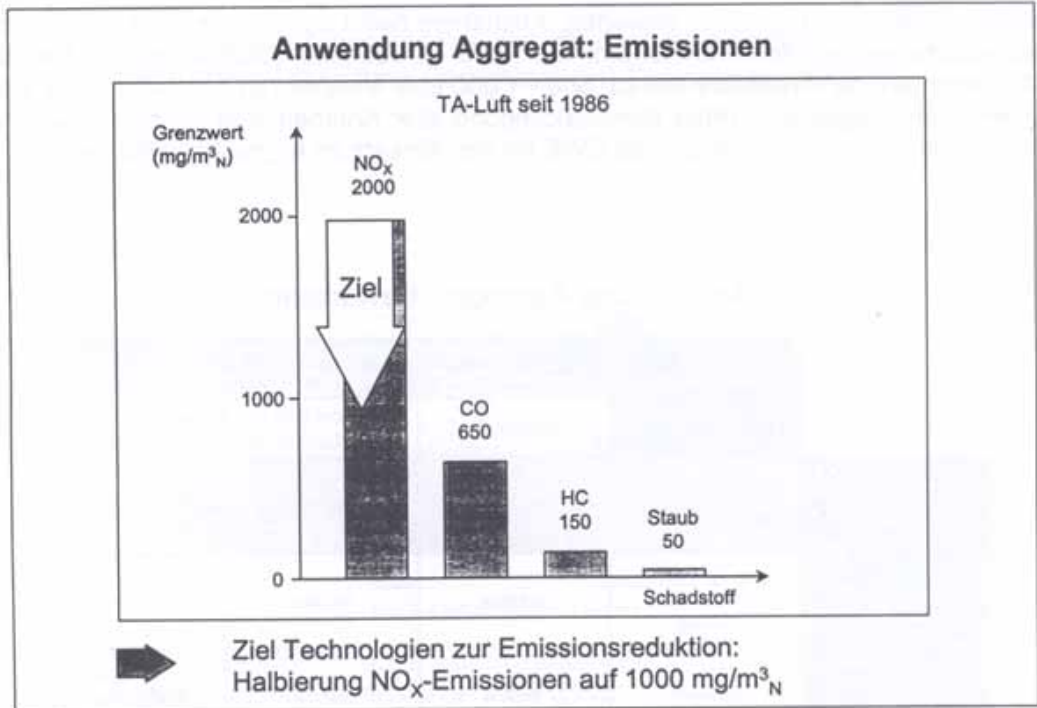


Bild 8

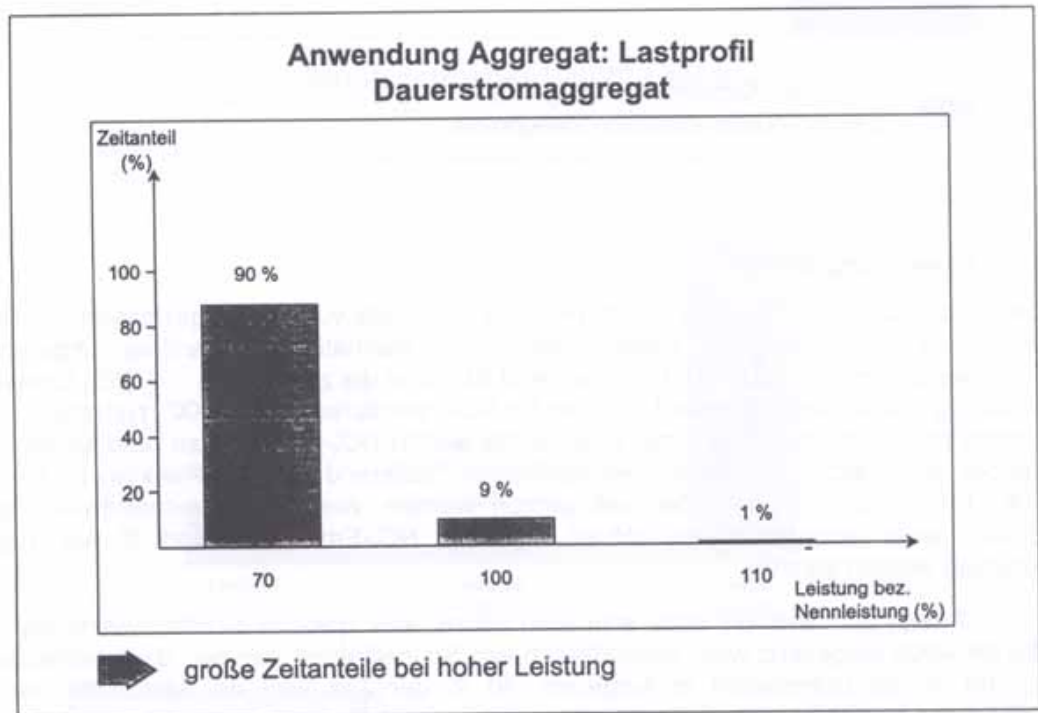


BILD 9

Die Bewertungsmatrix für die Anwendung Aggregat ist in BILD 10 dargestellt. Die DWE liefert die geringste Kraftstoffverbrauchszunahme bei Reduktion der NO_x-Emissionen auf 1 000 mg/m³_N. Das verhältnismäßig einfache Lastprofil des Dauerstromaggregates ist mit dem CRE-System, der AGR und DWE erfüllbar. Bauraum und Masse sind bei stationären

e
).
in
1
er
it

Bild 12 zeigt ein Lastprofil einer schnellen Fähre, eine typische Schiffsanwendung in der die BR 4000 eingesetzt wird. Beim Betrieb von Schnellfähren nehmen die Nennlastanteile ca. 60 % der Betriebszeit in Anspruch. 10 % der Zeit wird der Motor mit niedrigen Leistungen betrieben, während mittlere Leistungen zu 5 % der Betriebszeit auftreten.

Die Schadstoffemissionen des Schiffsverkehrs außerhalb von Binnengewässern werden ab dem Jahr 2000 mit den sogenannten IMO (Internationale Maritime Organisation) Grenzwerten limitiert (Bild 11). Entsprechend IMO sind die zulässigen NO_x-Emissionen abhängig von der Motorleistung. Bei den für Schiffsmotoren BR 4000 typischen Nenn-drehzahlen oberhalb 2 000 1/min sind ca. 10 g/kWh NO_x-Emission zu unterschreiten. Es handelt sich hierbei um einen Zyklusgrenzwert basierend auf vier Punkten im Kennfeld (IMO E3 Zyklus). Im folgenden soll geprüft werden, wie durch Weiterentwicklung und Einsatz neuer Technologien die aktuell erreichten NO_x-Emissionen von 10 auf 5 g/kWh reduziert werden können.

3.3 Anwendung Schiff

Bild 10

Anforderung		Common-Rail	Common-Rail mit Abgasrückführung	Diesel-Wasser-Em.
so gering, wie technisch möglich	> + 10 %	+ 2 - 3 %	+ 0 %	so gering, wie technisch möglich
90 % der Zeit mit 70 % der Nennleistung	erfüllbar	erfüllbar	erfüllbar	90 % der Zeit mit 70 % der Nennleistung
unkritisch	unkritisch	unkritisch	unkritisch	unkritisch
Parameter Technologien in der Anwendung: Ziel Reduktion NO _x von ca. 2000 auf 1000 mg/m ³	Common-Rail mit Abgasrückführung	Diesel-Wasser-Em.	Common-Rail mit Diesel-Wasser-Em.	Common-Rail mit Diesel-Wasser-Em.

Aggregat: Abgasrückführung und Diesel-Wasser-Emulsion zielführend

Randbedingungen: DWE 50% Wasseranteil

Anlagen eher als unkritisch zu bewerten. Ausnahme bildet das mobile Container-Aggregat, das typischerweise einen Kraftstofftank mit 1 000 - 2 000 Liter Volumen enthält. Der für die DWE erforderliche Zusatztank mit ca. 500 - 1 000 Liter Volumen ist hier nicht ohne größere Änderungen integrierbar. Unter Berücksichtigung aller Kriterien sind deshalb sowohl AGR als auch bei stationären Anlagen die DWE für den Einsatz im Aggregat zielführend.

at,
die
re
GR

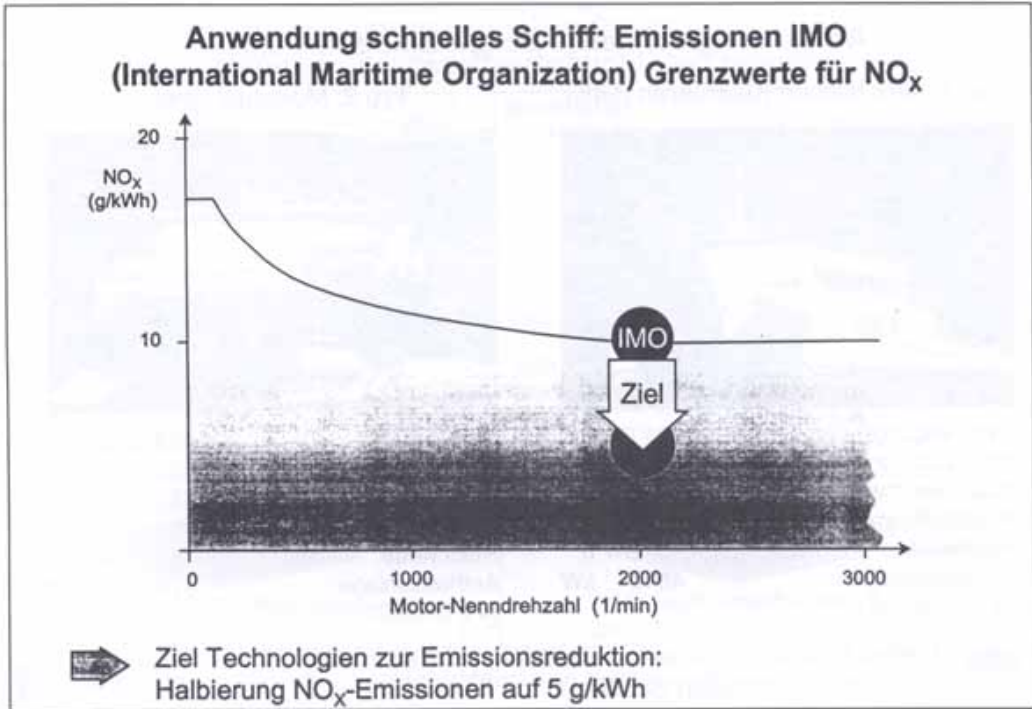


BILD 11

ab
(n)
en
in-
Es
ld
nd
Vh

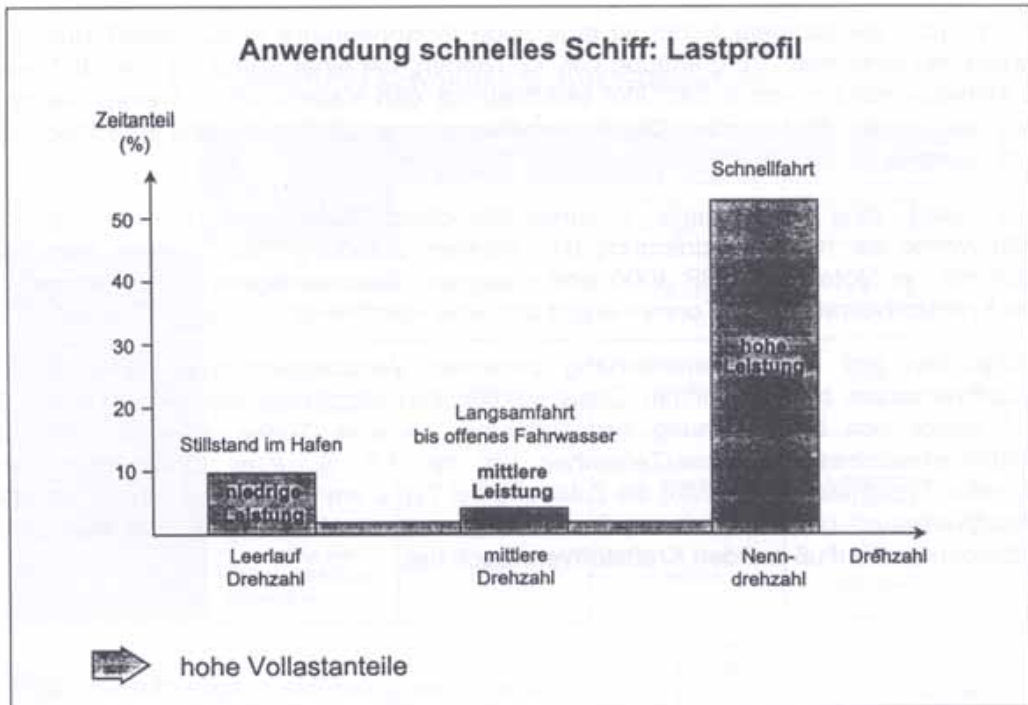


BILD 12

Masse und Bauraum spielen bei leichten, schnellen Schiffen eine entscheidende Rolle. Um die zugrundeliegenden Zusammenhänge aufzuzeigen, wurden zwei unterschiedliche Schiffe ausgewählt (BILD 13).

er
ile
en

Anwendung schnelles Schiff: Bauraum / Masse

Typ 1: sehr leichter Katamaran (GfK)



Verdrängung:	42 -72 t
max. Zuladung:	30 t
max. Geschwindigkeit:	38.4 kn
Kraftstoffvorrat:	8.8 t
Reichweite:	10 h
Antriebsanlage:	4640 kW
(2 x BR4000)	

Typ 2: Monohull (Stahl)



Verdrängung:	425 -625 t
max. Zuladung:	200 t
max. Geschwindigkeit:	35 kn
Kraftstoffvorrat:	30 t
Reichweite:	11 h
Antriebsanlage:	9280 kW
(4 x BR4000)	



breites Spektrum von extrem leichten, sehr schnellen bis leichten, schnellen Schiffen

BILD 13

Das mit Typ 1 bezeichnete Schiff ist eine reine Personenfähre in Kunststoff-Aluminium-Bauweise mit einer max. Verdrängung von 72 Tonnen, bei einer Zuladung von 30 Tonnen. Eine Antriebsleistung von 4 640 kW beschleunigt den Katamaran auf eine Geschwindigkeit von max. 38,4 Knoten. Der Kraftstoffvorrat von 8,8 Tonnen läßt eine Reichweite von 10 Stunden zu.

Typ 2 stellt eine sogenannte Einrumpf-(Monohull) Auto- und Personenfähre in Stahlbauweise dar (max. Verdrängung 625 Tonnen, Zuladung 200 Tonnen). Das Schiff erreicht mit vier Motoren der BR 4000 eine maximale Geschwindigkeit von 35 Knoten. Mit einem Kraftstoffvorrat von 30 Tonnen ergibt sich eine Reichweite von ca. 11 Stunden.

Im folgenden soll der Zusammenhang zwischen Verdrängung bzw. Zuladung und Kraftstoffverbrauch bei bestimmten Geschwindigkeiten dargestellt werden (BILD 14). Bei Typ 1 ergibt sich bei Erhöhung der Zuladung um eine Tonne eine Zunahme des Kraftstoffverbrauches in Masse/Zeiteinheit um ca. 1,6 % unter Beibehaltung einer bestimmten Geschwindigkeit. Wird die Zuladung bei Typ 2 um eine Tonne erhöht, steigt der Kraftstoffverbrauch um ca. 0,2 % an. Daraus folgt, daß die Verdrängung schneller Schiffe entscheidenden Einfluß auf den Kraftstoffverbrauch hat.

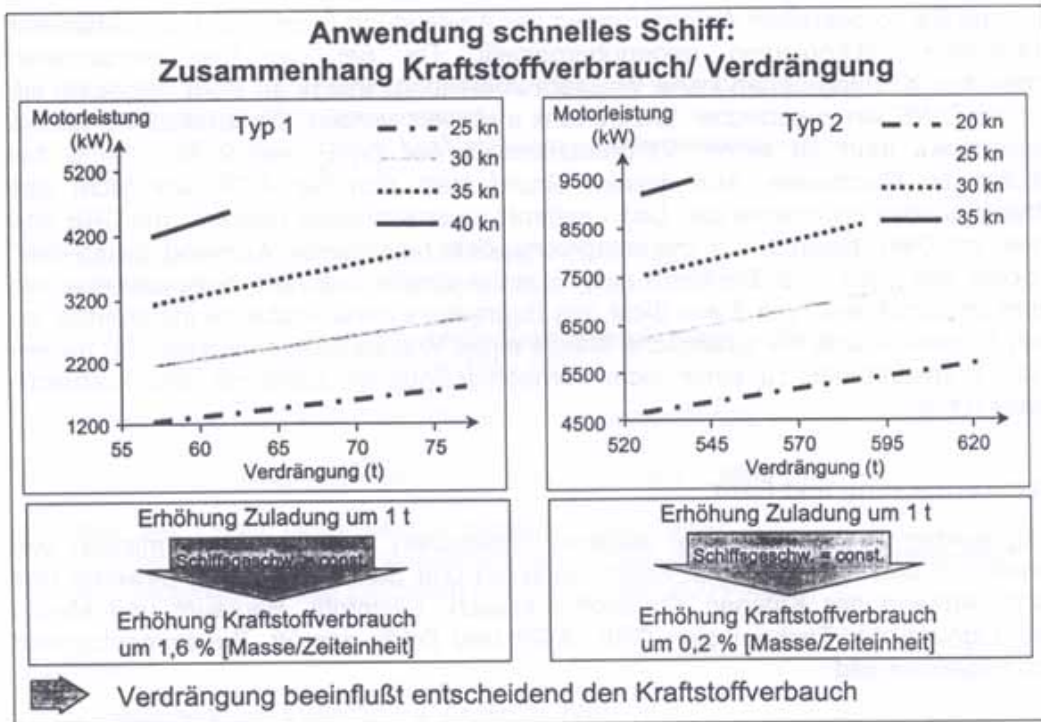


BILD 14

Anwendung schnelles Schiff: Bewertung

	Anforderung der Anwendung	Parameter: Technologien im Transportsystem: Ziel: Reduktion NO_x von ca. 10 auf 5 g/kWh		
		Common-Rail	Common-Rail mit Abgasrückführung	Common-Rail mit Diesel-Wasser-Em.
Zielwert Kraftstoffverbrauch [Masse/Zeiteinheit]	so gering, wie technisch möglich	>+ 7 %	+ 2 - 3 %	+ 2 - 4 %
Leertour	• 10 % Leertour • 5 % mittl. Leistung • 65 % Nennleistung	erfüllbar	erfüllbar	bedingt erfüllbar
Maximum DWE (50%)	• Typ 1: kritisch • Typ 2: unkritisch	neutral	neutral	+ 40 % des Kraftstofftank- volumens
Maximum DWE (50%)	so gering, wie möglich; Einfluß auf Kraftstoffverbrauch	neutral	neutral	+ 50 % der Kraftstoffmasse

➔ Schiff: Abgasrückführung zielführend

Randbedingungen:
 • konstante Reichweite
 • konstante Schiffsgeschwindigkeit
 • DWE 50% Wasseranteil

BILD 15

In BILD 15 sind die vorgestellten Anforderungen der Anwendung Schiff den Parametern der unterschiedlichen Technologien gegenübergestellt. Da bei der hier betrachteten Schiffsgröße aus Kostengründen keine Wasseraufbereitungsanlage an Bord eingebaut ist, müsste für die DWE ein zusätzlicher Wassertank installiert werden. Die zusätzliche Masse des Wassertanks führt zu einem Verbrauchsmalus der DWE von 2 % - 4 % bei Beibehaltung der Reichweite. Aus diesem Grund stellt sich die AGR aus Sicht des Kraftstoffverbrauches als optimal dar. Das Lastprofil einer schnellen Fähre ist mit CRE und AGR sicher, mit DWE bedingt, d.h. mit entsprechendem technischen Aufwand, darstellbar. Für ein Schiff des Typs 1 ist Bauraum eine kritische Größe, während beispielsweise ein Wassertank im Schiff des Typs 2 aus Sicht des Bauraumes ohne Probleme installierbar ist. Bei beiden Schiffen würde die zusätzliche Masse eines Wassertanks mit etwa der halben Größe des Kraftstofftanks zu einer nicht vernachlässigbaren Zunahme des Kraftstoffverbrauches führen.

4. Zusammenfassung und Fazit

Im Beitrag wurden Technologien zur weiteren drastischen Reduktion der Emission von Dieselmotoren in den Anwendungen Bahn, Aggregat und Schiff vorgestellt, bewertet und ausgewählt. Anhand der Kriterien Kraftstoffverbrauch, Lastprofil, Bauraum und Masse wurde die Eignung der Technologien CRE, AGR und DWE geprüft. Zusammenfassend ergibt sich folgendes Bild:

	Bahn	Aggregat	Schiff
Ziel NO _x -Reduktion	10 ⇒ 5 g/kWh	2 000 ⇒ 1 000 mg/m ³ _N	10 ⇒ 5 g/kWh
Zielführende Technologien in Verbindung mit CRE	AGR	AGR oder DWE	AGR
Zunahme Kraftstoffverbrauch (Masse/Zeiteinheit)	2 - 3 %	2 - 3 % bzw. 0	2 - 3 %

Die AGR stellt somit eine zielführende Technologie zur Reduktion der NO_x-Emission für Großdieselmotoren in den Anwendungen Bahn, Aggregat und Schiff dar. Dies gilt insbesondere in Verbindung mit dem leistungsfähigen Common-Rail-Einspritzsystem. Die gleichzeitige Anwendung beider Technologien bietet das Potential NO_x- und Partikelemissionen drastisch zu reduzieren bei gleichzeitig günstigen Kraftstoffverbräuchen.

Literatur

- [1] *Christoph Teetz / Amin Velji*: „Potential zur Senkung schädlicher Bestandteile im Abgas eines schnelllaufenden Dieselmotors“
Stuttgarter Symposium 1995, Kraftfahrwesen und Verbrennungsmotor,
Band 1, Seite M12.1 - M12.10
- [2] MTU-Friedrichshafen
„Die neuen Baureihen 2000 und 4000 von MTU und DDC“
Sonderausgabe 1997: MTZ Motortechnische Zeitschrift
- [3] *Christoph Teetz*: „Einspritzsysteme für Dieselmotoren hoher Leistung“
VDI Berichte Nr. 1256; 1996, Seite 155 - 170
- [4] *Werner Remmels / Amin Velji*: „Einfluß der Abgasrückführung auf die Rußemission“
MTZ Motortechnische Zeitschrift; 57. Jahrgang, Heft 3; März 1996
- [5] *Amin Velji / Erwin Eichel / Werner Remmels / Franz Haug*:
„Dieselmotoren erfüllen mit Wassereinspritzung zukünftige NO_x- und Rußgrenzwerte“
MTZ Motortechnische Zeitschrift 57; 1996, Seite 400 – 407

Verfasser:

Dr.-Ing. Manfred Kurreck und Dr.-Ing. Christoph Teetz,
MTU Friedrichshafen

Möglichkeiten der NO_x-Entfernung aus Abgasen von Diesel- und Mager-Ottomotoren*

Automotive exhaust NO_x abatement under lean conditions

von Werner Weisweiler

Es werden die wichtigsten Verfahren zur Abgasnachbehandlung diskutiert, die kontinuierlich mit direkter Reduktion der Stickstoffoxide oder aber diskontinuierlich mit vorgelagerter Adsorptionsphase arbeiten. Die selektive katalysierte Reduktion (SCR) von Stickstoffoxiden mit Ammoniak (erzeugt in einem NH₃-Generator) oder NH₃-abgebenden Substanzen (Harnstoff als wäßrige Lösung oder Feststoff) als Reduktionsmittel steht der Anwendung am nächsten, während Kohlenwasserstoffe (u.a. Dieseldieselkraftstoff) als Reduktionsmittel nicht ausreichend selektiv wirken. Das Verfahren der NO_x-Speicherung in Form von Nitraten, gefolgt von einer Regeneration und damit Reduktion zu Stickstoff, verzichtet auf die Mitführung eines Reduktionsmittels und besitzt deswegen beste Anwendungschancen, falls die Schwefelproblematik gelöst wird. Verknüpfendes Merkmal aller NO_x-Verfahren bildet das gemeinsame Prinzip „Oxidation vor Reduktion der Stickstoffoxide“.

The most relevant systems for downstream reducing NO_x under lean conditions of exhaust gases are discussed. The systems either operate continuously under direct chemical reduction of NO_x into nitrogen or discontinuously with previous adsorption. The selective catalytic reduction (SCR) of nitrogen oxides using ammonia (processed in an NH₃ generator) or ammonia forming substances (urea as solution or solid) as reducing agents seems to be near to application whereas hydrocarbons as reducing agents (so-called HC-SCR) are too unselective for NO_x reduction because they are predominantly oxidized. The principle of NO_x storage as nitrates followed by a chemical regeneration of this trap utilizes no separate or external reducing agents and claims therefore to meet future emission standards best if the problematic sulfur incorporation will be avoided. A common characteristic of all NO_x abatement systems is found to be the principle „oxidation before reduction“.

1 Grundsätzliches und Motivation

Aufgrund des steigenden Verkehrsaufkommens in fast allen Teilen der Erde rückt das Kraftfahrzeug durch die Emission von Partikeln und umweltbelastenden Abgasen wie den Stickstoffoxiden (NO und NO₂, kurz NO_x), den Kohlenwasserstoffen (HC) und Kohlenmonoxid (CO) mehr und mehr in den Mittelpunkt der Kritik. Rund 60 % des weltweiten Ausstoßes von Stickstoffoxiden entfallen auf Personenkraftwagen (Pkw) und Nutzfahrzeuge (Nfz). Zur Einhaltung gesetzlich festgelegter Grenzwerte sind für den Ottomotor in bewährter Weise Kontakte im Einsatz, für die sich populärwissenschaftlich die Bezeichnung 3-Wege-Katalysatoren durchgesetzt hat. An solchen mit Einbeziehung einer Lambda-Sonde geregelten Katalysatoren laufen eine ganze Reihe von Reaktionen ab, wobei reduzierende Abgaskomponenten wie CO und HC die Stickstoffoxide an verschiedene Edelmetalle und Speichersubstanzen enthaltenden Katalysatoren (z.B. Pt/Rh; CeO₂, Zeolithe) unter Bildung der luftseitigen Hauptprodukte Stickstoff (N₂), Kohlendioxid (CO₂) und Wasser (H₂O) umsetzen.

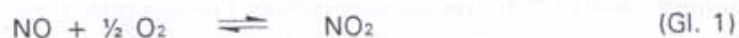
Zur Absenkung der Stickoxid-Emissionen beim Verbrennungsmotor sind prinzipiell motorseitige (Primär-)Maßnahmen sowie Verfahren zur Nachbehandlung der Abgase (Sekundärmaßnahmen, after treatment processes, end-of-pipe technologies) denkbar.

Innermotorische Maßnahmen zur NO_x-Emissionsminderung betreffen vor allem die Änderung von Verweilzeit, Temperatur und Homogenität des Kraftstoff/Luft-Gemischs im Brennraum sowie den direkten oder indirekten Einsatz von reduzierenden Komponenten. Auch die Abgasrückführung (AGR) gilt es hier zu erwähnen. Da solche Eingriffe meist mit höherem Kraftstoffverbrauch verbunden sind, richtet sich das hauptsächliche Interesse auf die Verbrauchsoptimierung des verfügbaren oder künftigen Kraftstoffs. Bedingt durch die weitere Verschärfung der Grenzwerte für Dieselmotorfahrzeuge, wie sie in den Abgasrichtlinien der EURO III-Norm (ab 1.10. 2000; NO_x: 5,0; Partikel: 0,10; alle Werte in g/kWh), der EURO IV-Norm (ab 1.10. 2005; NO_x: 3,5; Partikel: 0,05 bzw. sogar 0,02) und der geplanten EURO V-Norm (ab 1.10. 2008; NO_x: 2,0; Partikel: 0,02) vorgesehen sind, müssen unbedingt zusätzliche wirkungsvolle Sekundärmaßnahmen zur Emissionsminderung herangezogen werden.

Es ist unbestritten, daß der Dieselmotor im Hinblick auf die Emission von CO₂ gravierende Vorteile vor allen anderen Fahrzeugantrieben bietet. Als Nachteile gegenüber dem Ottomotor mit geregelterm 3-Wege-Katalysator sind allerdings die höheren Partikel- und Stickstoffoxid-Emissionen zu sehen. Leider erweist sich aber gerade die Abgasnachbehandlung beim Diesel- und auch beim Mager-Otto-Motor als wesentlich schwieriger als beim Ottomotor. Wegen des vergleichsweise hohen Sauerstoffgehalts im Abgas (Betriebsbereich mit Luftzahlen λ deutlich höher als 1) ist nämlich das Potential der im motorischen Abgas vorhandenen reduzierenden Komponenten (CO, verschiedene HC, H₂) zu gering, um die darin enthaltenen Stickstoffoxide effektiv zu entfernen. Dabei bedeutet der λ -Wert das Verhältnis der in den Verbrennungsraum eingeführten zu der zur vollständigen Verbrennung benötigten Luftmenge. Ist $\lambda < 1$, spricht man von fettem Gemisch (Luftmangel), in dem netto reduzierende über oxidierende Komponenten dominieren, ist dagegen $\lambda > 1$, so spricht man von einem mageren Gemisch (Luftüberschuß).

2 „Oxidation vor Reduktion“ als gemeinsames Verfahrensprinzip

Bei allen für die Praxis wichtigen nachgeschalteten Verfahren zur reduktiven Entfernung von Stickstoffoxiden (NO_x = NO + NO₂) ist der NO₂-Anteil von besonderer Bedeutung. Der maximal mögliche NO₂-Anteil in einem NO/NO₂ enthaltendem Trägergas (etwa Luft oder Abgas) als Funktion der Temperatur wird durch das thermodynamische Gleichgewicht der Reaktion



mit der Wärmetönung $\Delta H = -57,1 \text{ kJ/Mol}$ bestimmt [1].

Demnach liegt bis 200 °C fast ausschließlich NO₂ vor, zwischen rd. 200 und 800 °C sind NO₂ und NO koexistent, oberhalb davon ist nur noch NO vorhanden (BILD 1) Durch einen O₂-Überschuß wird bekanntlich das Gleichgewicht zugunsten von NO₂ verschoben.

In den Motorenabgasen liegen die Stickstoffoxide vorherrschend aber als NO vor. Soll nun NO möglichst effizient zu NO₂ oxidiert werden, so wird aus der Sicht der Kinetik die NO₂-Ausbeute $A = \text{NO}_2 / (\text{NO} + \text{NO}_2)$ vor allem von der Temperatur, der O₂-Konzentration, der Verweilzeit (Raumgeschwindigkeit) und insbesondere von der Oxidationsfähigkeit des Katalysators abhängig sein.

Darüber hinaus konkurrieren an der Katalysatoroberfläche weitere gasförmige Spezies wie H₂O, CO oder HC um die NO-Sorptionsplätze und behindern somit die NO-Oxidationskinetik. BILD 2 gibt ein praktisches Beispiel zur NO₂-Ausbeute in einem Simulatabgas unter dem Einfluß des Modellkohlenwasserstoffs n-Dodecan (C₁₂H₂₆, gerechnet als HC₁), dessen Umsatz U(C₁) ebenfalls eingetragen ist.

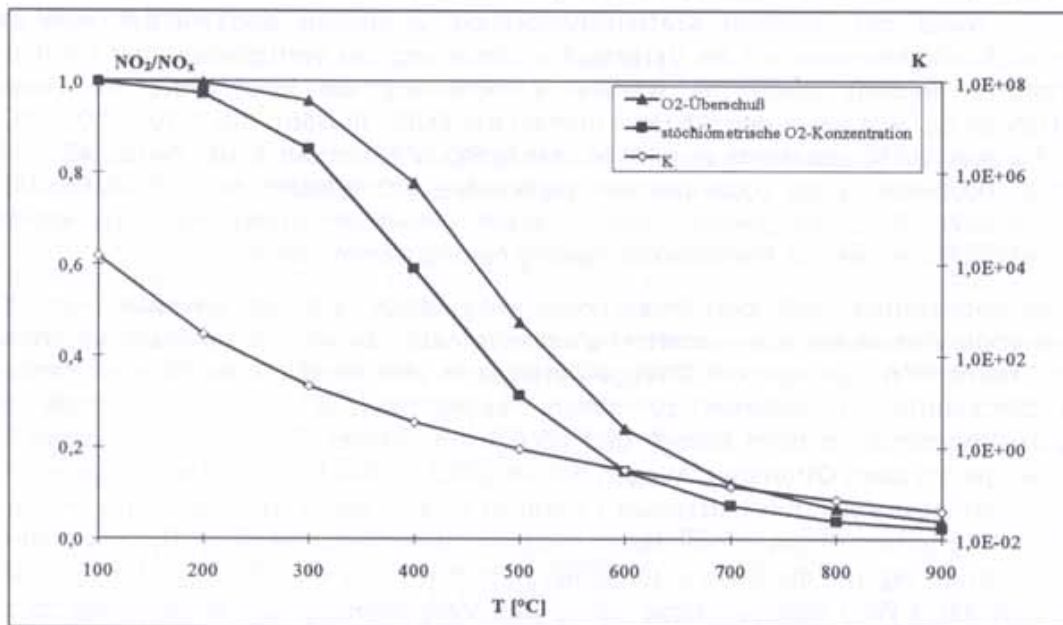


BILD 1 THEORETISCHER ANTEIL VON NO₂ AN NO_x \rightleftharpoons NO + NO₂ BEI 14 VOL. % O₂ UND BEI STÖCHIOMETRISCHER O₂-KONZENTRATION SOWIE DIE GLEICHGEWICHTSKONSTANTE K FÜR DIE REAKTION NACH GL. 1 IN ABHÄNGIGKEIT VON DER TEMPERATUR (THERMODYNAMIK-SOFTWARE HSC CHEMISTRY, VERSION 2.03, OUTOKUMPU RESEARCH/ FINNLAND)

Das als allgemeingültig erkannte Prinzip der „Oxidation vor Reduktion“, d. h. der vorangeschalteten NO-Oxidation und einer nachfolgenden Reduktion des gebundenen Stickstoffs zu N₂, soll beispielhaft und in stark vereinfachter Weise am NO_x-Speicher-Reduktionskatalysator (siehe auch Kap. 5) demonstriert werden (BILD 3). Das Abgas aus dem sauerstoffreichen Milieu des Verbrennungsmotors enthält Stickstoffoxide, die entsprechend den dort herrschenden hohen Temperaturen als Stickstoffmonoxid (NO) auftreten. Aus dem (dreidimensionalen) Gasraum wird das hochverdünnte NO an der (quasi zweidimensionalen) Feststoffoberfläche des Katalysatorsystems sorbiert und damit konzentriert. Die Edelmetallkomponente (Platin) des Katalysators ist in Kontakt mit dem O₂ enthaltenden Abgas vollständig mit Sauerstoff bedeckt.

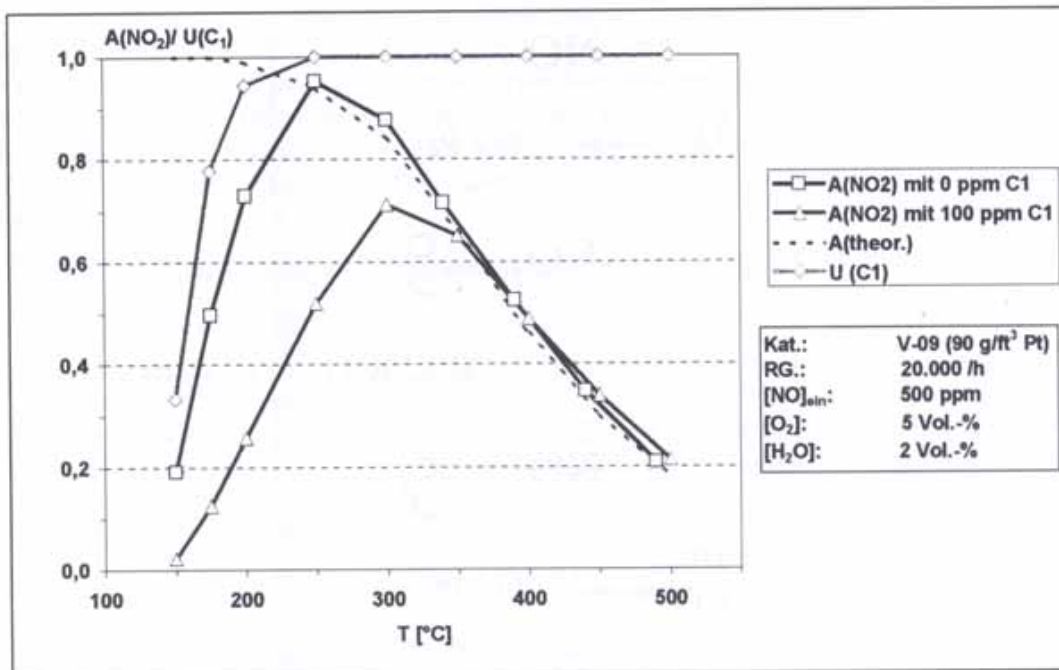


BILD 2 AUSBEUTE A VON NO₂ AN EINEM PLATINHALTIGEN NO-OXIDATIONSKATALYSATOR ALS FUNKTION DER GASEINTRITTSTEMPERATUR IM BEISEIN UND IN ABWESENHEIT VON 100 PPM KOHLENSTOFF HC₁ SOWIE DER UMSATZ U(C₁) VON HC₁ (HIER DODECAN)

Das vergleichsweise reaktionsträge NO-Molekül, in dem der Stickstoff mit der Ordnungszahl 7 und 5 Elektronen in der Außenschale nach Abzug von 2 Elektronen im formalen Ladungszustand +2 vorliegt, oxidiert am Edelmetall zum reaktionsfreudigeren NO₂, in dem N formal +4 geladen ist. Das adsorbierte Sauerogas NO₂ reagiert nun mit den festen basischen Komponenten in seiner Nachbarschaft, beispielsweise mit dem γ -Al₂O₃ der Trägerbeschichtung (Washcoat) zum Al(NO₃)₃, gleichbedeutend mit einer Oxidation des Stickstoffs zum formalen Ladungszustand +5. Parallel hierzu bildet NO₂ in stöchiometrischen Umsetzungen mit im Washcoat eingelagerten basischen Oxiden/Carbonaten von Alkali/Erdalkalimetallen (z. B. BaO/BaCO₃) weitere Nitrate (etwa Ba(NO₃)₂). Da die ortsfest eingebundenen Nitrate (oder auch Nitrite) zum Zwecke ihrer Reduktion in den Ausgangszustand (Metalloxide) aus dem Abgasstrang nicht in einfacher Weise entnehmbar sind, muß der an sich O₂ enthaltende Abgasstrom auf netto reduzierende (fette) Bedingungen umgestellt werden, indem kurzzeitig Kohlenwasserstoffe und CO zugeführt werden. Entsprechend hohe Temperaturen vorausgesetzt, werden dann in dieser Regenerationsphase die Nitrate im Idealfall zum Stickstoff reduziert, also formal von der Ladung +5 zu ± 0 . Die unvollständige Reduktion vom Ladungszustand +5 bis lediglich +1 würde zum unerwünschten Lachgas (N₂O) führen und die zu weit gehende Reduktion bis zum formalen Ladungszustand -3 zum ebenfalls unerwünschten Ammoniak (NH₃).

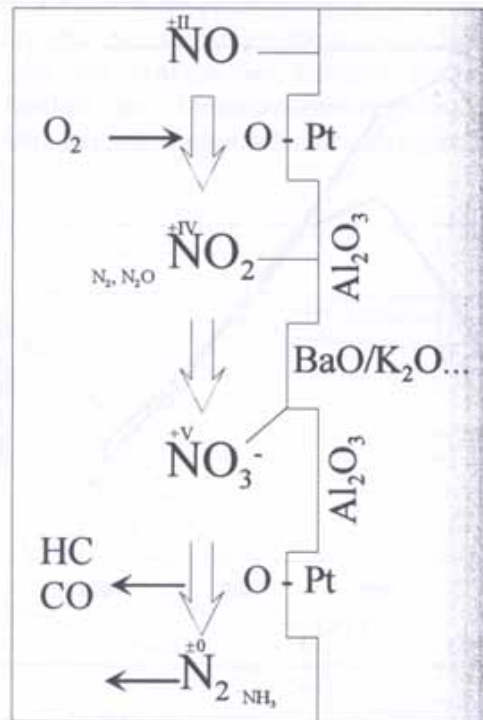


BILD 1 FUNKTION VON NO_x-SPEICHER-REDUKTIONS-KATALYSATOREN (KOMPONENTEN: PT, BASISCHE OXIDE) ALS BEISPIEL ZUM ALLGEMEINEN VERFAHRENSPRINZIP „OXIDATION VOR REDUKTION“. ZUNAHME DER FORMAL POSITIVEN LADUNG (OXIDATION) VON STICKSTOFF IN DER MAGEREN EINSPEICHERUNGSPHASE, GEFOLGT VON DER ENTSPRECHENDEN ABNAHME (REDUKTION) IN DER REGENERATIONSPHASE

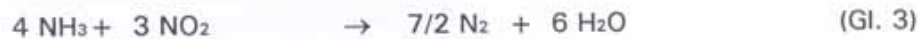
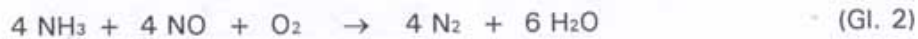
In grundsätzlich zum Stickstoff analoger Weise verhält sich übrigens der Schwefel bei der leider nicht vermeidbaren Sulfatisierung (sog. Verschwefelung) und der nachfolgend angestrebten Desulfatisierung (Entschwefelung; Regenerierung) von NO_x-Speicher-Reduktions-Katalysatoren. Bedingt durch schwefelhaltige Kraftstoffe enthält nämlich das Abgas Schwefeldioxid (SO₂, S formal +4 geladen), das am Edelmetall (Pt) zum Schwefeltrioxid (SO₃, S formal +6 geladen) oxidiert wird und mit den genannten basischen Komponenten stöchiometrisch zu Sulfaten reagiert. Nach Umschaltung von netto oxidierenden auf netto reduzierende Bedingungen sollten die Sulfate eigentlich wieder zum SO₂ oder gar zum weniger erwünschten Schwefelwasserstoff (H₂S, S formal -2 geladen) reduziert werden. Aufgrund der höheren thermodynamischen Stabilität der Sulfate gegenüber den Nitraten sind bei der Desulfatisierung dadurch allerdings größere Probleme zu erwarten.

3 NH₃-SCR und Ammoniak-Bereitstellung

Das bislang aussichtsreichste und der Serieneinführung wohl am nächsten stehende Verfahren, um den Gehalt an Stickstoffoxiden im Dieselabgas beträchtlich zu verringern, stellt die selektive katalytische Reduktion dar. Die Kurzbezeichnung SCR für „selective catalytic reduction“ ist synonym mit NH₃-SCR zu verstehen, da nur die katalysierte Reduktion mit Ammoniak als Reduktionsmittel dem Anspruch einer wirklich selektiven Umsetzung der Stickstoffoxide in Richtung N₂ und H₂O gerecht wird, geeignete nichtedelmetallhaltige Katalysatoren vorausgesetzt.

Dieses Verfahren hat sich bereits in der jüngeren Vergangenheit zur Minderung des NO_x-Gehalts in den sauerstoffreichen Abgasen von thermischen Prozessen, wie etwa der Verbrennung von fossilen Stoffen in Kraftwerken bestens bewährt. Bei der klassischen Variante dieses Verfahrens wird gasförmiges Ammoniak oder allenfalls Ammoniakwasser als Reduktionsmittel möglichst gleichmäßig in den Abgasstrom eingebracht, um die unerwünschten Stickstoffoxide sehr selektiv zu Stickstoff und Wasserdampf umzusetzen.

Dem SCR-Verfahren liegen die folgenden Reaktionen zugrunde [2, 3]:



Neben den Reaktionen nach den Gl. 2 und 3, bei denen NO bzw. NO₂ als jeweils getrennte Partner mit NH₃ umgesetzt werden, können die beiden Stickstoffoxide formal auch simultan mit NH₃ reagieren, sofern zuvor Anteile von NO zu NO₂ (maximal äquimolar) oxidiert wurden (BILD 4).



Es kann auch zu unerwünschten Nebenreaktionen kommen:



Als problematisch erweist sich vor allem die Bildung von N₂O (sogenanntem Lachgas), das aufgrund seines Beitrags zur Erwärmung der Erdatmosphäre als Treibhausgas einzustufen und somit unerwünscht, aber bislang nicht limitiert ist [4]. Zur vollständigen Entfernung von einem Stoffmengenanteil NO gemäß Gl. 2 muß ein Stoffmengenanteil NH₃ zugeführt werden. Eine zu geringe Dosierung an Reduktionsmittel begrenzt den maximal möglichen Umsatz an Stickstoffoxiden, ein Überangebot führt dagegen zum NH₃-Austritt am SCR-Katalysator (NH₃-Schlupf); typischerweise wird ein Feed-Verhältnis von 0,8 eingestellt (Erklärung siehe Kap. 4).

Als Katalysatoren kommen überwiegend von Titandioxid (Anatas-Modifikation, stabilisiert) getragene Vanadat/Wolframat-Kontakte zum Einsatz, die als Vollkatalysatoren-Moduli von grober Zelligkeit für den rauhen Kraftwerkbereich ausgebildet sind, um die hohen Abgasmengen und die Staubproblematik bei vertretbaren Investitions- und Betriebskosten zu beherrschen. Der optimale Bereich der Arbeitstemperaturen wird meist mit 280 - 400 °C angegeben. Es werden NO_x-Umsätze von 80 bis sogar über 90 % erzielt, wobei eine Umsatzangabe nur in Verbindung mit der Benennung des NH₃-Schlupfes (hier kleiner 5 ppm) sinnvoll ist. Eine der anstehenden Aufgaben stellt die Übertragung und spezielle Ausgestaltung dieser erfolgreichen Technologie auf den Automobilsektor dar (BILD 4). Aufgrund der an sich bekannten Vor- und Nachteile von Beschichtungskatalysatoren gegenüber Vollkontakten wird ein spannender Wettbewerb erwartet.

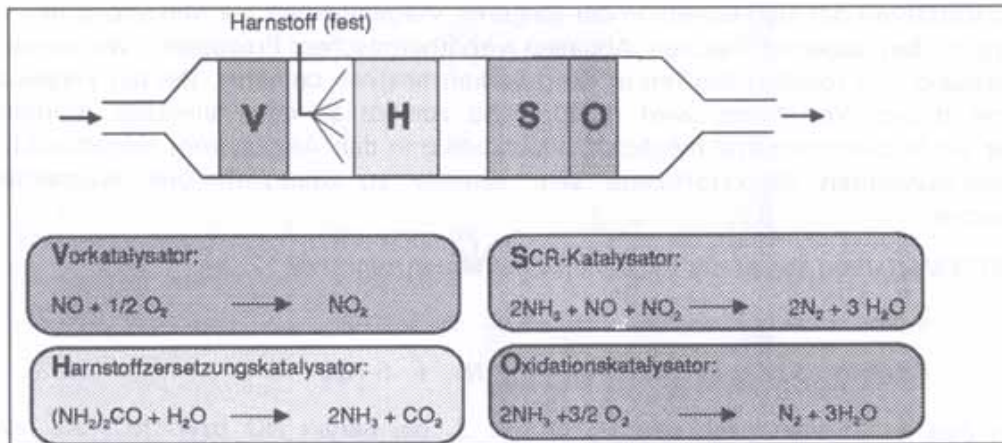


BILD 4 SCHEMA DER NO_x-ENTFERNUNG AUS ABGASEN NACH DEM NH₃-SCR-VERFAHREN UNTER VERWENDUNG DES REDUKTIONSMITTELS HARNSTOFF. DAS VERFAHRENSPRINZIP „OXIDATION VOR REDUKTION“ IST BEI DEM HIER 4-FACH STRUKTURIERTEN GESTEUERTEN DIESELKATALYSATOR (GD-KAT) REALISIERT.

Vor allem gilt es aber, aufgrund sicherheitstechnischer Bedenken die Mitführung des gesundheitsschädlichen Ammoniakgases im Fahrzeug zu vermeiden. Eine Möglichkeit, NH₃ im Kfz zur Verfügung zu stellen, besteht in der Einspeisung von (meist rd. 32%iger, also eutektischer) wässriger Harnstofflösung in das sauerstoffreiche Motorabgas, wobei durch thermohydrolytische Spaltung des Harnstoffs das Reduktionsmittel Ammoniakgas freigesetzt wird. Neben der Lösungsmittel-Problematik (Gewicht und Volumen des Wassers) und den verfahrenstechnischen Schwierigkeiten einer kontrolliert-dynamischen Dosierung dieses Reduktionsmittels in Aerosolform ist hier auf die mögliche Entstehung von unerwünschten Nebenprodukten (stickstoffhaltige Oligomere), mit Sicherheit aber auf die Bildung des Zwischenproduktes Isocyanat (HNCO) bei der konsekutiven Abbaureaktion von Harnstoff (CO(NH₂)₂) zu 2 Mol NH₃ und 1 Mol CO₂ deutlich hinzuweisen. Solchen Nachteilen lässt sich beispielsweise durch den Einsatz eines speziellen Hydrolyse-Katalysators begegnen, auch Harnstoff-(Zersetzungs)-Katalysator genannt, der dem SCR-Katalysator vorangeschaltet wird, oder aber der vordere Teil des SCR-Katalysators übernimmt die Zersetzerfunktion. Darüber hinaus steht dem Einsatz wässriger Harnstofflösungen deren ungünstiger Gefrierpunkt entgegen. Schließlich liegt die eutektische Temperatur im Stoffsystem Harnstoff/Wasser bei rund -11,5 °C und lässt sich mit Zusätzen wie Ammoniumformiat oder Methanol auf lediglich etwa -20 °C absenken, was nicht unbedingt den Anforderungen an die Wintertauglichkeit eines Betriebsstoffes im Kfz entspricht.

Eine offensichtlich günstigere Möglichkeit der Reduktionsmittelerzeugung bieten sog. Ammoniak-Generatoren im Fahrzeug selbst (on board) außerhalb der Abgasleitung. Dabei können von ihrer Handhabbarkeit und Toxizität her unbedenkliche stickstoffhaltige Feststoffe eingesetzt werden, die NH₃ beispielsweise beim Erhitzen freisetzen und somit den NH₃-SCR-Prozess in seiner einfachsten und wirkungsvollsten Art ermöglichen. Solche Generatoren produzieren lediglich bei Bedarf das Ammoniakgas, das dann über ein Entspannungsventil in ein Vorratsgefäß von beliebiger Geometrie geleitet wird und von dort aus unmittelbar für die chemische Reaktion am SCR-Katalysator dosierbar ist (BILD 5).

Der Vorteil der NH_3 -Erzeugung aus Feststoffen, beispielsweise aus der flüchtigen Verbindung Ammoniumcarbam(in)at ($\text{NH}_2\text{CO}_2\text{NH}_4$), ist darin zu sehen, daß die gasförmigen Zersetzungsprodukte problemlos und kontrolliert dem Abgas zuführbar sind [5]. Darüber hinaus entstehen keine stickstoffhaltigen Nebenprodukte im Generator und es werden auch keinerlei umweltbelastende Verbindungen freigesetzt. Der Zersetzungsprozeß in 2 Mol NH_3 und 1 Mol CO_2 ist bei Zimmertemperatur bereits bemerkbar, bei 60 °C deutlich zu beobachten und bei Temperaturen unterhalb von 100 °C quantitativ. Deshalb ist eine Beheizung des Ammoniak-Generators über die Wärme des Kühlwassers im Fahrzeug möglich. Der Generator produziert lediglich bei Bedarf Ammoniak.

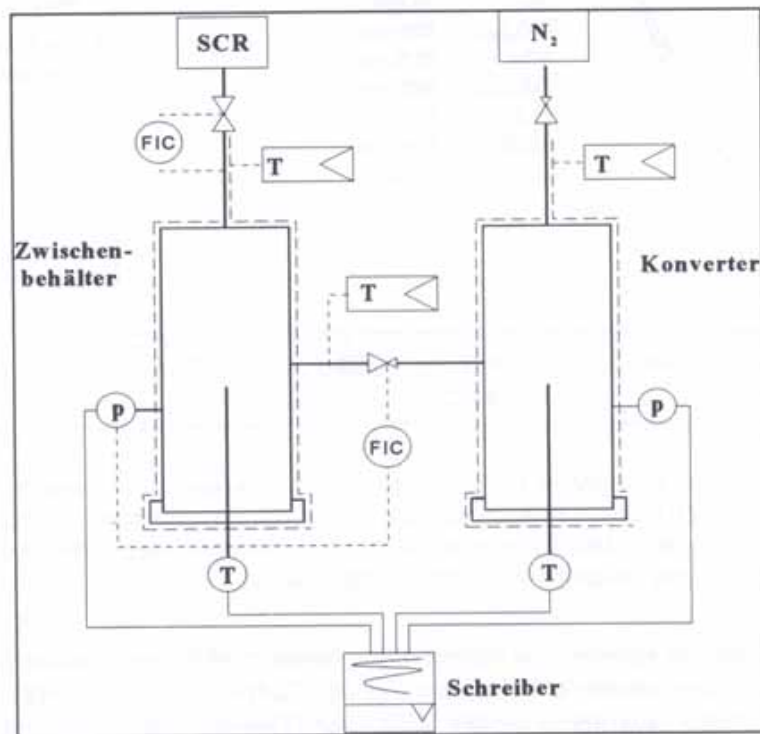


BILD 5 SCHEMATISCHER AUFBAU DER LABORVERSION EINES AMMONIAK-GENERATORS, DESSEN KONVERTER BEISPIELSWEISE MIT GRANULIERTEM AMMONIUMCARBAMAT BESCHICKT WIRD

Ein anderes neuartiges Verfahren geht von festem Harnstoff als NH_3 -Precursor aus, der dann mittels einer Trockendosiervorrichtung dem Harnstoffkatalysator zugeführt wird. Die Dispergierung von Harnstoffpulver oder -granulat und vermutlich auch von gegossenen oder fließgepreßten Monolithen in Partikeln des Mikrometerbereichs kann beispielsweise durch eine Art Bürstendosierer in dynamischer Weise erfolgen, wie zur Zeit in einem vom BMBF geförderten Projekt „GD-Kat I“ der FVV/Frankfurt demonstriert wird. Immerhin ist bei der Verwendung von trockenem Harnstoff neben der problemlosen Wintertauglichkeit eine beachtliche Gewichtsersparnis zu verzeichnen. Abschätzungen ergeben, daß zur Erfüllung von EURO IV eine Reduktionmittelmenge von ca. 6 kg Harnstoff oder Ammoniumcarbam(at) für eine Fahrstrecke von etwa 20.000 km auf der Basis eines 2 Liter Dieselmotors ausreichen.

Welche NO_x-Umsätze mit Ammoniak bzw. Harnstoff als Reduktionsmittel unter Laborbedingungen zur Zeit erzielt werden, zeigt BILD 6 für spezielle Bedingungen.

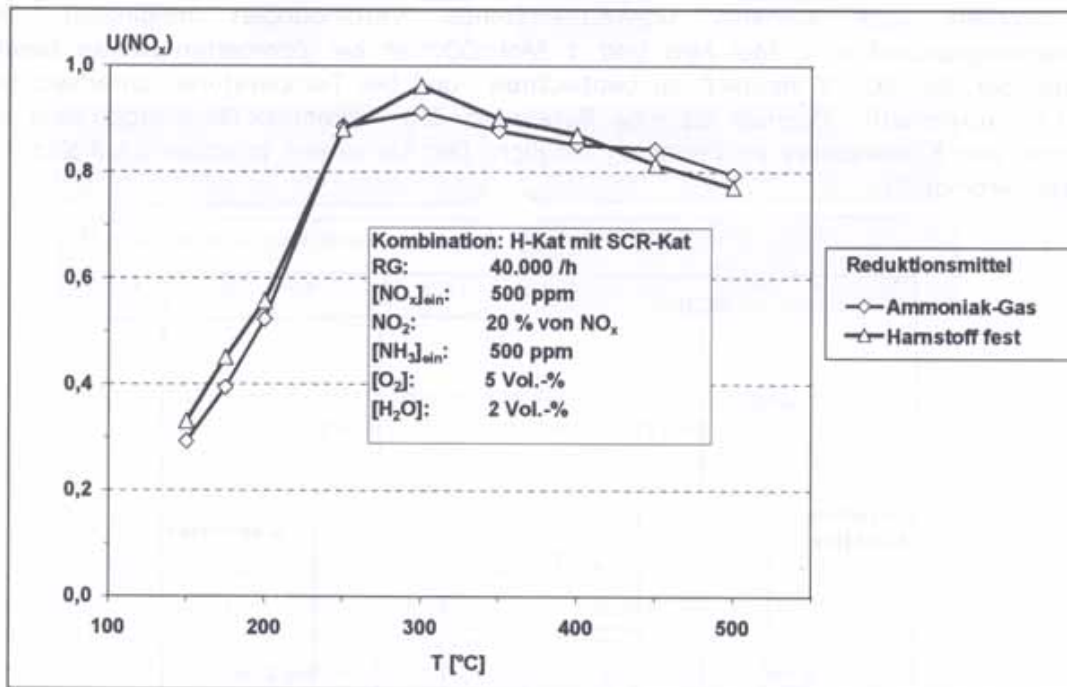


BILD 6 STICKSTOFFOXID-ENTFERNUNG NACH DEM NH₃-SCR-VERFAHREN UNTER EINSATZ VON GASFÖRMIGEM NH₃ BZW. DER ÄQUIVALENTEN MENGE VON FESTEM HARNSTOFF ALS PULVER VON CA. 10 μm MITTLERER KORNGRÖÖE. BEIDE VERSUCHSREIHEN ERFOLGTEN AN DERSELBEN KOMBINATION VON TRÄGERKATALYSATOREN (400 CPSI)

Besondere Fortschritte konnten im Rahmen des genannten Forschungsvorhabens bei den Bemühungen um eine deutliche Verbesserung der Tieftemperaturaktivität von NH₃-SCR-Katalysatoren erzielt werden, wobei erst der Einsatz von Vorkatalysatoren den entscheidenden Erfolg ermöglichte (BILD 7). Nach dem nunmehr von allen Anwendern erkannten Prinzip der „Oxidation vor Reduktion“ wird ein möglichst hoher Anteil (maximal 50 %) des primär vorhandenen NO zu NO₂ oxidiert. Im sogenannten Tieftemperaturbereich zwischen rd. 150 und 250 °C verläuft dann die reduktive Umsetzung von NH₃ mit NO + NO₂ unvergleichlich effektiver als nur mit NO! Damit wird ein derzeitiges Festharnstoff-SCR-System zur Abgasnachbehandlung beispielsweise vierfach strukturiert empfohlen: Vor(Oxi)katalysator, Harnstoff-Zersetzungskatalysator; NH₃-SCR-Katalysator, NH₃-Sperr(Oxi)katalysator, wobei die zweite und vierte Struktur jeweils fakultativ zu sehen ist (BILD 4).

Es sei erwähnt, daß grundsätzlich auch eine Plasma-Entladung zur NO-Oxidation verwendbar wäre mit dem Vorteil der tiefen Arbeitstemperatur und dem Nachteil der schlechten Energieausnutzung. Die technischen Möglichkeiten werden zur Zeit ausgelotet.

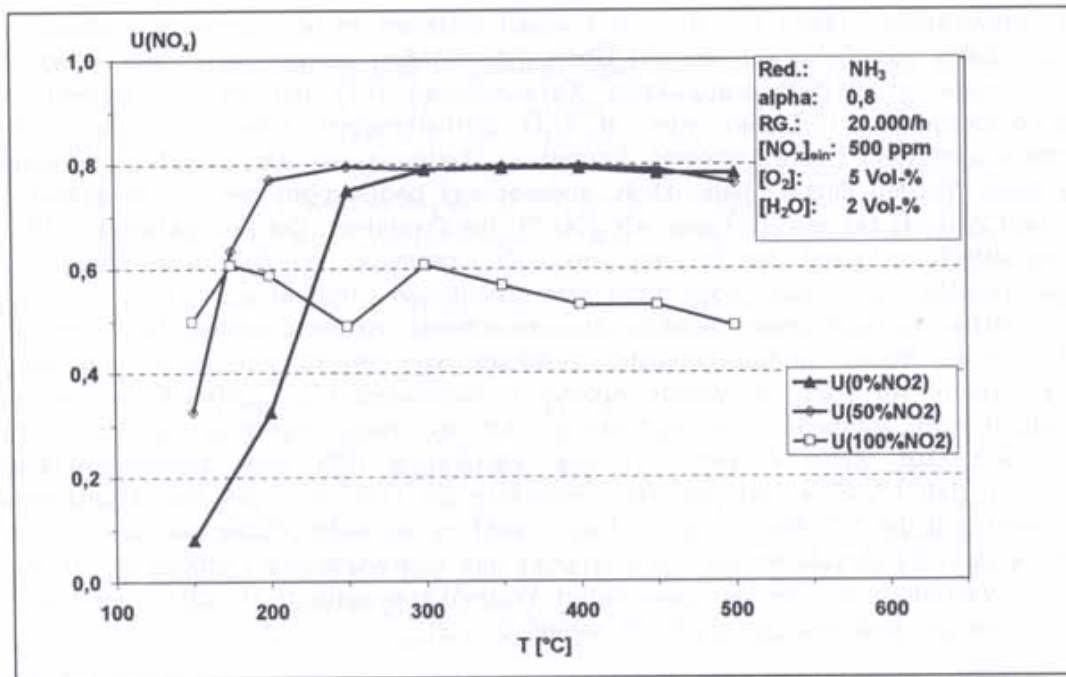


BILD 7 NUTZUNG DES PRINZIPS „OXIDATION VOR REDUKTION“: EINFLUSS DES NO₂-ANTEILS (0, 50 ODER 100 % BEI 500 PPM NO_x) AUF DEN UMSATZ VON STICKSTOFFOXIDEN AN EINEM SCR-BESCHICHTUNGSKATALYSATOR. DAS FEEDVERHÄLTNISS (STÖCHIOMETRIE) ALPHA = [NH₃]/[NO_x] WURDE REALISTISCH AUF 0,8 BEGRENZT. OPTIMALE TIEFTEMPERATURAKTIVITÄT WIRD BEI ÄQUIMOLAREM NO/NO₂-VERHÄLTNISS ERZIELT.

4 HC - SCR

Die Funktion von Ammoniak als Reduktionsmittel bei der „klassischen“ SCR kann grundsätzlich auch von anderen, etwa stickstofffreien Reduktionsmitteln und hier vorzugsweise die aliphatischen Kohlenwasserstoffe (HC) übernommen werden. Dieses anfänglich Alternativ-SCR, später HC-SCR genannte Verfahren wurde mit Beginn der neunziger Jahre als epochemachende Entwicklung eingestuft und weltweit bearbeitet, so auch vom Autor als ein zwischen 1992 und 1994 über die FVV/Frankfurt gefördertes Projekt mit dem Ziel, im Labor zunächst besonders aktive Katalysator/Reduktionsmittel-Systeme (getestet wurden u.a. 25 Trägerkatalysatoren und 50 verschiedene Reduktionsmittel) für den Motorprüfstand auszuwählen, ferner den Reduktionsmittelbedarf zu ermitteln und mögliche Nebenreaktionen, also unerwünschte Sekundäremissionen, zu erfassen und letztlich den Stand der Technik anhand der gewonnenen Erkenntnisse im Vergleich zur Literatur, die sich größtenteils auf Arbeiten an Katalysatorpulvern bezieht, zu bewerten [6]. Es wird gefunden, daß ein Vergleich verschiedener HC-SCR-Systeme durch die Angabe von Aktivität und Selektivität quantifizierbar wird. Dabei wird die Aktivität eines Systems bei eingestelltem Reaktandenverhältnis $\alpha = [\text{HC}_1]_{\text{ein}}/[\text{NO}_x]_{\text{ein}}$ durch die Temperaturabhängigkeit des NO_x-Umsatzes $U(\text{NO}_x) = [\text{NO}_x]_{\text{umgesetzt}}/[\text{NO}_x]_{\text{ein}}$ und den HC-Schlupf $[\text{HC}_1]_{\text{aus}}$ definiert. Die Selektivität wird charakterisiert durch das Reaktanden-Selektivitäts-Verhältnis $\beta = [\text{HC}_1]_{\text{ein}}/[\text{NO}_x]_{\text{umgesetzt}} = \alpha/U(\text{NO}_x)$ und die Produktselektivität für N₂O, nämlich $S(\text{N}_2\text{O}) = 2 [\text{N}_2\text{O}]_{\text{aus}}/[\text{NO}_x]_{\text{umgesetzt}}$. Typisch für die HC-SCR sind hohe β -Werte von 5 – 15, die eine ungünstige Verwertung des Reduktionsmittels zur NO_x-Reduktion indizieren.

Die Katalysatoren lassen sich in zwei Klassen einteilen, in hochtemperaturaktive (HT) auf der Basis von Zeolithen, die mit Übergangsmetallen ausgetauscht sind, etwa Cu-ZSM5 sowie in tieftemperaturaktive Katalysatoren (LT) mit Pt als wesentlicher Aktivkomponente. HT-Typen sind in H₂O enthaltendem Milieu und bei hohen Temperaturen (den hydrothermalen Entstehungsbedingungen der Zeolithe) metastabil und daher für den Einsatz bedenklich, andererseits begünstigen die nur zwischen ca. 180 und 280 °C aktiven LT-Typen ab 300 °C die Oxidation. Die Produktselektivität ist problematisch aufgrund der Bildung von N₂O einerseits und NO₂ andererseits. Die vergleichenden Untersuchungen mit verschiedenen Reduktionsmitteln erbringen bemerkenswerte Reaktanden-Selektivitätsunterschiede, nämlich niedere für kurzkettige Olefine (etwa Propen) und länger-kettige n-Alkane (wie Decan), aber hohe (ungünstige) Selektivitäten für stark verzweigte Alkane. Insbesondere die leichten Fraktionen von Dieselkraftstoff schneiden vergleichsweise gut ab. Nach Kenntnis der kompletten Stoffbilanz (auf Basis Kohlenstoff) des Verfahrens läßt sich zusammenfassend bewerten, daß HC-SCR-Katalysatoren besonders die Oxidation des Reduktionsmittels aktivieren und die NO_x-Reduktion als Nebenreaktion verbleibt. Zudem entsteht an den platinhaltigen Katalysatoren als Hauptprodukt das unerwünschte Lachgas (N₂O). Beim HC-SCR-Verfahren werden an geeigneten Wabenkatalysatoren Umsätze von 30 %, unter günstigen Bedingungen bis 60 % erzielt (BILD 8).

Das Mitführen eines zusätzlichen Reduktionsmittels wird seitens der Fahrzeughersteller generell als nachteilig bewertet. Deshalb wird versucht, den (Diesel-)Kraftstoff an geeigneten Katalysatoren (etwa Pt/H-ZSM5 oder HY-Zeolithe) „on board“ zu cracken mit dem Ziel, möglichst hohe Ausbeuten an C₂ – bis C₅ –Olefinen sowie Aromaten zu erhalten, mit denen dann die HC-SCR effektiver betrieben werden soll. Leider fallen derzeit im sauerstoffhaltigen Abgas die Ausbeuten eher bescheiden aus; es ist mit Verkokung zu rechnen und zur Aufrechterhaltung der Katalysatortemperatur muß zusätzlicher Kraftstoff eingesetzt werden [7].

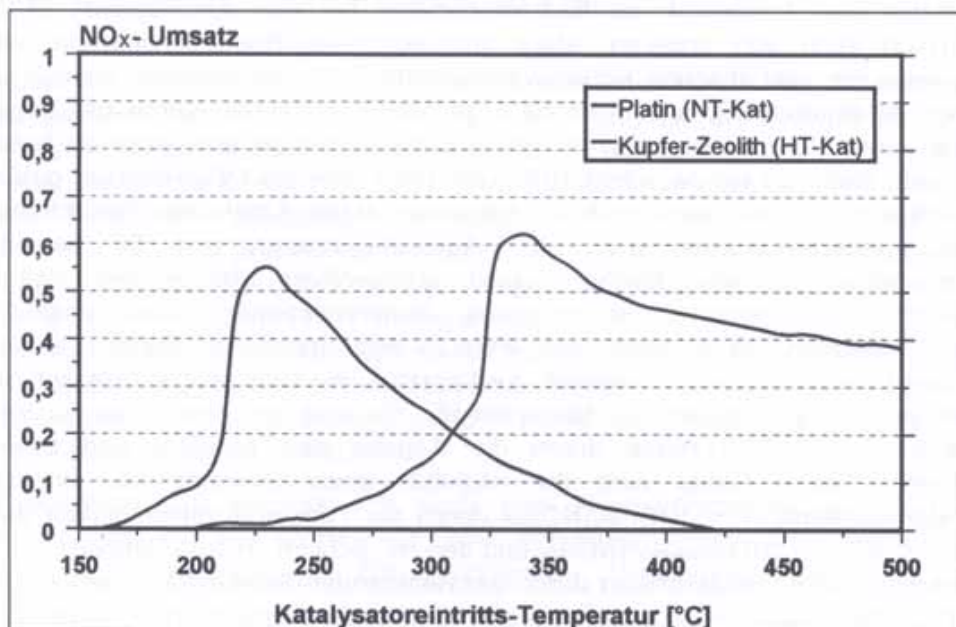


BILD 8 NO_x-UMSÄTZE AM PLATIN- UND KUPFER-ZEOLITH-KATALYSATOR MIT EINEM JEWEILIGEN MAXIMUM BEI 230 BZW. 340 °C IN ABHÄNGIGKEIT VON DER KATALYSATOR-EINTRITTSTEMPERATUR MIT DEM KOHLENWASSERSTOFF DECAN ALS REDUKTIONSMITTEL, PARAMETER SIEHE IN [6]

5 NO_x-Speicher

Im Jahre 1994 wurden durch eine Pressemitteilung der Firma Toyota die Schutzrechte zu einem neuartigen Konzept der NO_x-Entfernung aus Abgasen von Mager-Mix-Motoren einem breiteren Interessentenkreis erst richtig bewußt. Beim sogenannten NO_x-Speicher-Reduktions-Prinzip wird sowohl auf Vorrichtungen zur Aufbereitung von Reduktionsmitteln (wie etwa bei der HC-SCR), als auch insbesondere auf die Mitführung eines zusätzlichen Reduktionsmittelbehälters (wie bei der Harnstoff-SCR) verzichtet. Beim NSR-Verfahren wird nämlich auf Bedarf das notwendige Reduktionsmittel auf aktivem oder passivem Wege motorgeneriert (während kurzer fetter Betriebsphasen) zur Verfügung gestellt [8, 9].

Die Funktionsweise ist wie folgt (BILD 9, vergl. auch BILD 3): Im mageren Betriebszustand (Luftzahl $\lambda > 1$) wirkt der NSR-Kontakt wie erwartet als Oxidationskatalysator. Hierbei werden unverbrannte Kohlenwasserstoffe (HC) und Kohlenmonoxid (CO) an den Edelmetallkomponenten (Pt) zu CO₂ und H₂O oxidiert. Ferner stellt sich heraus, daß zwischen 150 und 350 °C ein gewisser Anteil des NO durch HC und CO zu N₂ bzw. N₂O reduziert wird, vergleichbar den Verhältnissen bei der HC-SCR. Ein weiterer Anteil des NO wird am Platin-Kontakt zu NO₂ oxidiert, um sodann in Form von Nitraten durch den Washcoat (Al₂O₃) selbst sowie durch die darin eingebrachten möglichst basischen Carbonate/Oxide (Alkalimetalle wie Kalium, schwere Erdalkalimetalle wie Barium, leichte Seltenerdmetalle wie Lanthan oder Cer, Übergangsmetalle) gespeichert zu werden. Spätestens wenn nach einigen Minuten die NO_x-Speicherkapazität durch die stöchiometrische chemische Reaktion erschöpft ist, muß eine Regeneration (die Nitratersetzung) erfolgen, welche durch kurzzeitiges Anfetten des Abgases auf λ etwa 1 oder besser $\lambda < 1$ eingeleitet wird. Das so freigesetzte NO_x wird auf diese Weise durch die dann im Überschuß vorhandenen Abgaskomponenten HC, CO und H₂ zu N₂ reduziert; trotz des Kontaktes mit Platin tritt N₂O nicht nennenswert auf. Das Anfetten des Gemisches wird, falls es der Betriebszustand nicht ohnehin erfordert (Warmlaufphase, Beschleunigung, Vollast), durch das Motormanagement bewirkt.

Für einen erfolgreichen praktischen Einsatz von NSR-Katalysatoren samt Management müssen die folgenden zum Teil erheblichen Ansprüche an die Speichersysteme gestellt werden:

- Ausreichende NO_x-Speicherung im relevanten Temperaturbereich
- Zur Erhöhung der Speicherkapazität ist bei den bekannten Speichermaterialien eine Oxidation von NO zu NO₂ notwendig
- Schnelle, aber auch reversible Speicherung von NO/NO₂
- Regeneration des Speichers unter moderaten Bedingungen, die den Katalysator selbst nicht schädigen dürfen
- Generelle Stabilität des Systems gegen zu hohe Temperaturen
- Möglichst neutrales Verhalten gegen weitere Abgaskomponenten, wie beispielsweise H₂O, CO₂ und vor allem SO₂/SO₃

Den bisher verwendeten Speicherkomponenten ist jedoch leider die mangelnde Stabilität gegenüber SO₂ gemeinsam. Im Abgas vorhandenes SO₂ wird nämlich als Sulfat gespeichert. Insbesondere nach Oxidation des SO₂ zum SO₃ entstehen die entsprechenden Sulfate, welche thermodynamisch weitaus stabiler sind als die Nitrats. Die Sulfatisierung offenbart sich bei moderat eingestellten Bedingungen ungünstigerweise als weitgehend irreversibel.

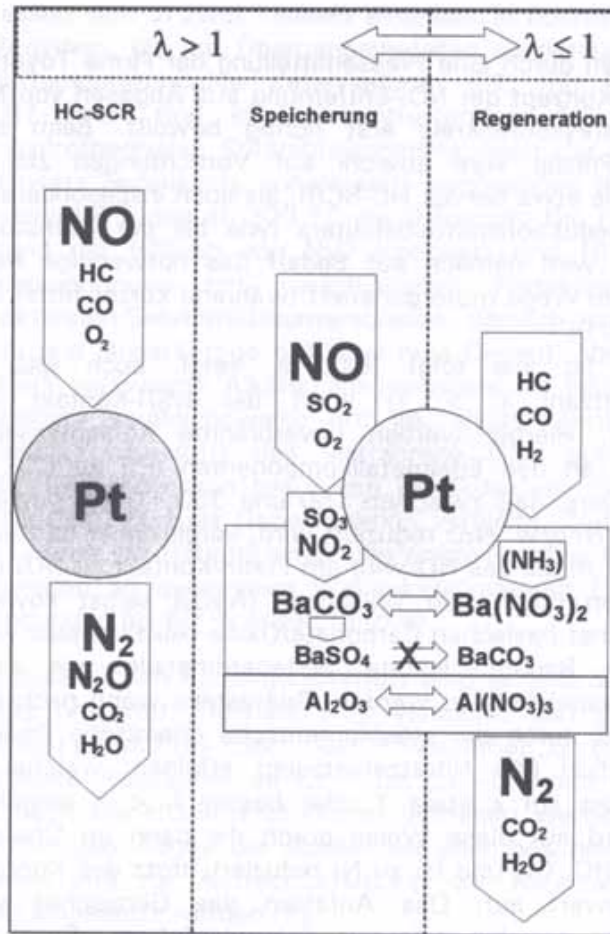


BILD 9 FUNKTIONSSCHEMA EINES NSR-KATALYSATORS AUF DER BASIS DER NO_x-SPEICHERUNG UND NITRATREGENERATION AM BEISPIEL VON PLATIN ALS AKTIVKOMPONENTE UND BARIUMOXID/CARBONAT SOWIE ALUMINIUMOXID ALS SPEICHERKOMPONENTE

Grundsätzlich kann bei höheren Temperaturen ($T > 650 \text{ }^\circ\text{C}$) unter fetten und damit reduzierenden Bedingungen über einen längeren Zeitraum (etwa 10 min) eine Sulfat-Regeneration erreicht werden, wobei als Emission SO_2 unter Vermeidung von H_2S erwartet wird. Derartige Regenerationsbedingungen sind jedoch als absolut praxisfremd einzuordnen. Eine weitere Erhöhung der Regenerationstemperatur beschleunigt zwar den Desulfatisierungsprozeß, dürfte aber in aller Regel zur thermischen Schädigung des Katalysators führen. In den BILDERN 10 und 11, die sich auf Laborstudien stützen [10], wird diese Problematik an einem Industriemuster demonstriert. Die Einführung einer sog. Schwefelfalle vor dem eigentlichen NO_x-Adsorber bringt zusätzlichen Aufwand mit sich, der wegen seiner noch unzureichenden Wirkung zur Zeit nicht gerechtfertigt erscheint.

Als offensichtlich einfachster und gangbarer Ausweg bietet sich eine deutliche Senkung heutiger Schwefelgehalte der Kraftstoffe an, die ggf. so weitgehend erfolgen müßte, daß die Sulfatkapazität der Menge an Speichermaterial mit der üblichen Katalysatorlebensdauer korrespondiert, eine mäßige Sulfatregeneration mit eingerechnet. Abschätzungen führen dann zu Kraftstoff-Schwefelgehalten, die analytisch an der Nachweisgrenze (um 1 ppm) liegen dürften, d. h. „jedes Schwefelatom ist praktisch zuviel“.

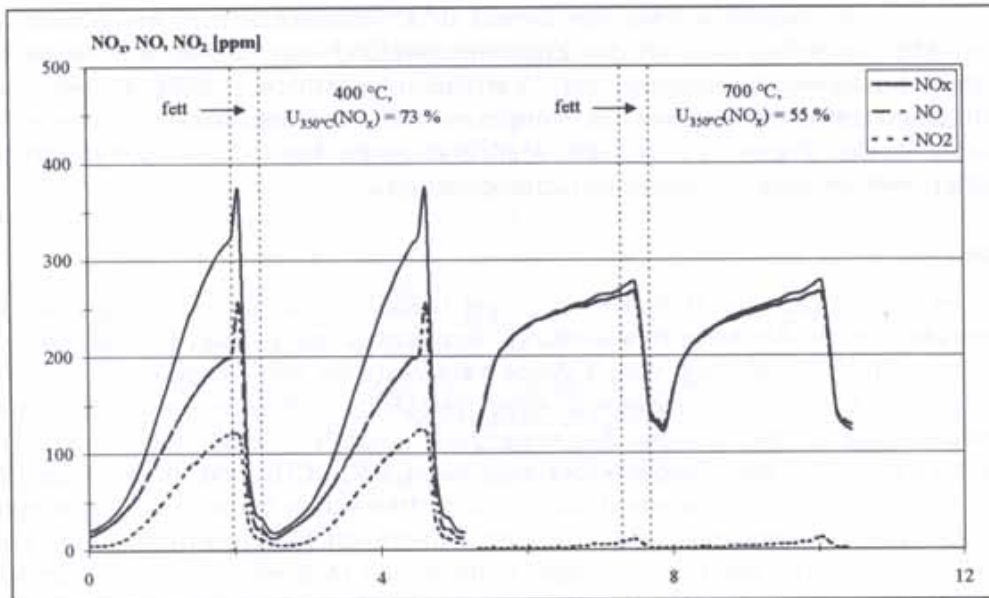


BILD 10 BEISPIELHAFTER VERLAUF DER KONZENTRATION VON NO_x, NO UND NO₂ AM AUSTRITT EINES NSR-KATALYSATORS (BEI 500 PPM NO_x IM ABGAS VON 350 °C; RAUMGESCHWINDIGKEIT = 50.000 h⁻¹), WENN IM SWITCHVERSUCH DIE MAGERE ($\lambda = 3$) EINSPEICHERUNGSPHASE 120 s UND DIE FETTE (LAMBDA = 0,75) REGENERATIONSPHASE 20 s ANDAUERT. EINE 10 MIN BEHANDLUNG STATISCH OXIDIEREND BEI 400 °C ODER DYNAMISCH REDUZIEREND BEI CA. 650 °C VERÄNDERT DIE ANFANGSAKTIVITÄT NICHT (LINKE BILDSEITE), DAGEGEN EINE OXIDIERENDE ATMOSPHÄRE BEI 700 °C (RECHTS).

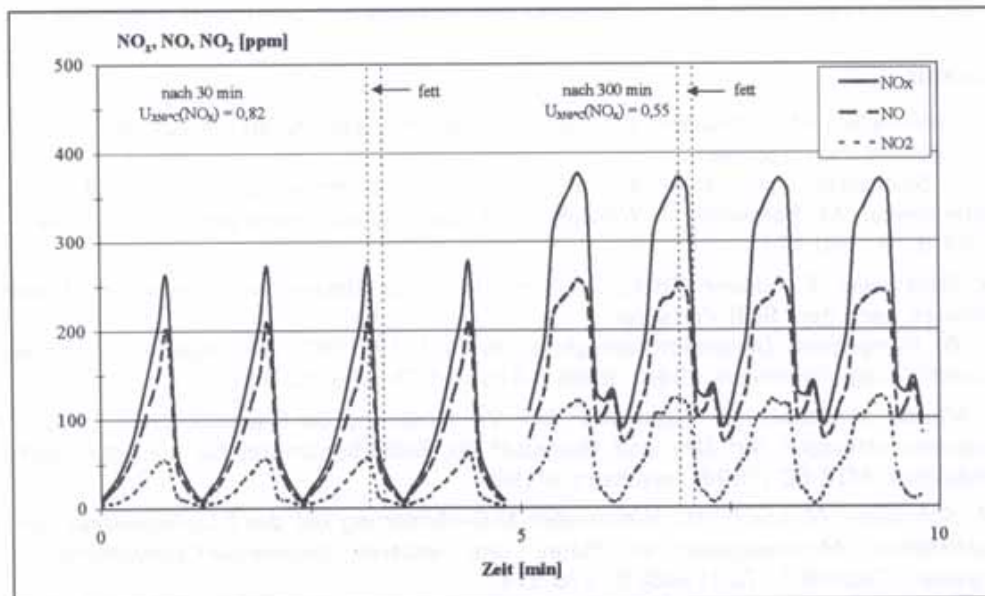


BILD 11 KONZENTRATIONSVERLAUF VON NO_x, NO UND NO₂ WÄHREND DER MAGERE/FETT-PHASEN (60 s/ 10 s) BEI 350 °C, EINTRITT 500 PPM NO_x, RG = 50.000 h⁻¹, WENN DEM SIMULATABGAS EINE ETWA 5-FACH ÜBERHÖHTE SO₂-MENGE VON 50 PPM ZUDOSIERT WIRD. NACH 30 MIN TRITTS NOCH KEINE AKTIVITÄTSEINBUßE AUF (LINKE BILDSEITE), DAGEGEN NACH 300 MIN ANDAUER DEUTLICH (RECHTS)

In den Forschungslaboratorien werden derzeit u. a. Untersuchungen mit Simulatabgas vorangetrieben, welches sich an der Zusammensetzung von Realabgas orientiert. Mit von den Katalysatorherstellern zur Verfügung gestellten NSR-Mustern sollen Möglichkeiten erarbeitet werden, die Vergiftung mit SO₂ rückgängig zu machen oder geeignete, in der Praxis realisierbare Maßnahmen zu finden, die Sulfatisierung zu vermeiden. Hier besteht dringender Forschungsbedarf.

6 Fazit

Infolge der relativ niedrigen Rohemissionen bei Dieselmotoren bestand lange Zeit keine Notwendigkeit einer Abgasnachbehandlung. Angesichts der großen Fortschritte in der Entwicklung und Anwendung von 3-Wege-Katalysatoren bei Ottomotoren haben die Emissionen von Dieselmotoren weltweit einen verstärkten öffentlichen Druck ausgelöst. Die Einhaltung der derzeit gültigen Abgasgrenzwerte für Pkw-Dieselmotoren wird relativ problemlos mit Hilfe von Oxidationskatalysatoren (HC, CO) und motorischen Maßnahmen (NO_x) erreicht. Die meisten Diesel-Pkw dürften schon heute in der Lage sein, die ab Oktober 2000 verbindliche EURO III-Norm hinsichtlich NO_x zu erfüllen, einige sogar die EURO IV-Norm. Die dazu notwendigen motorischen Maßnahmen führen allerdings in der Regel zu einem Kraftstoffmehrverbrauch. Dieser Zielkonflikt Stickstoffoxid-Minderung/Kraftstoff-Mehrverbrauch wird zukünftig verstärkt in den Vordergrund treten, wobei die dann ab den Jahren 2005 bzw. 2008 gültigen Grenzwerte auf jeden Fall ein zusätzliches Katalysatorsystem zur Senkung der NO_x-Emissionen erforderlich machen! Auf Grund der zukünftig drastisch gesenkten Grenzwerte für Partikel wird der Minderung von Partikelemissionen das besondere Forschungsinteresse gelten müssen. Maßnahmen zur simultanen Senkung von Stickstoffoxiden samt Partikeln (u. a. unter Nutzung des trade-off-Effekts) sollten intensiv gefördert werden und das immer unter dem Aspekt, daß die Stickstoffoxide stets nur zu Stickstoff und die Kohlenstoff (Kohlenwasserstoffe), Schwefel (Sulfate) und ggf. Stickstoff (Nitrate) enthaltenden Partikel stets nur zu Kohlendioxid, Schwefeldioxid und luftzeitigem Stickstoff abgebaut werden.

7 Literatur

- [1] *W. Weisweiler, M. Schneider*: NO_x-Speicher-Reduktionskatalysatoren zur NO_x-Minderung in sauerstoffreichen Abgasen.
In: 3. Stuttgarter Symposium „Kraftfahrwesen und Verbrennungsmotoren“, 23.-25.2.1999. Herausgeber: M. Bargende, J. Wiedemann, Expert-Verlag, Renningen 1999. ISBN 3-8169-1751-8. S. 100-121
- [2] *W. Weisweiler, B. Maurer*: Stickoxid-Verminderung in Abgasen von Diesel- und Mager-Otto-Motoren nach dem SCR-Verfahren.
In: 6. Symposium Dieselmotorentchnik 98, 4.-5.12.1997. Herausgeber: U. Essers u.a., Expert-Verlag, Renningen 1998. ISBN 3-8169-1583-3. S. 92-117
- [3] *B. Maurer, E. Jacob, W. Weisweiler*: NO_x-Verminderung bei Dieselmotoren, Teil 2: Modellgasuntersuchungen mit NH₃ und Harnstoff als Reduktionsmittel für die katalytische NO_x-Reduktion. MTZ 60 (1999), erscheint 5/1999
- [4] *M. Schneider, H. Lörch, W. Weisweiler*: N₂O-Minderung bei der NO_x-Reduktion von sauerstoffreichen Motorabgasen an Platin- und anderen Edelmetall-Katalysatoren. Chemie Ingenieur Technik 5, 70 (1998) S. 570-574
- [5] *D. Stieger, W. Weisweiler*: Ammoniakherzeugung „on board“ für die katalysierte Stickstoffoxid-Minderung in sauerstoffreichen Kraftfahrzeug-Abgasen. Chemie Ingenieur Technik 1+2, 71 (1999) S. 143-146

- [6] *T. Wahl, E. Jacob, W. Weisweiler*: NO_x-Verminderung bei Dieselmotoren, Teil 1: Modellgasuntersuchungen mit stickstofffreien Reduktionsmitteln. *MTZ* 67 (1996) S. 506-514
- [7] *S. Kurze, W. Weisweiler*: Catalytic cracking of n-dodecane and Diesel fuel to improve the selective catalytic reduction of NO_x in automotive exhausts containing excess oxygen. *Chemical Engineering & Technology* (1999) im Druck
- [8] *H. Lörch, W. Weisweiler*: Ein neues Konzept für die Reinigung magerer Pkw-Abgase: Der NO_x-Speicher-Reduktions-Katalysator. *Chemie Ingenieur Technik* 6, 70 (1998) S. 749-753
- [9] *W. Weisweiler, H. Lörch*: Katalysierte NO_x-Entfernung aus Abgasen von Otto-DI-Motoren mittels NO_x-Speicher-Reduktionskatalysatoren.
In: *Direkteinspritzung im Ottomotor*. Herausgeber: U. Spicher u.a., Expert-Verlag, Renningen 1998. ISBN 3-8169-1685-6. S. 207-232
- [10] *G. Hohenberg, W. Weisweiler*: Beurteilung der NO_x-Konversion mittels kontinuierlich arbeitender DeNO_x-Katalysatoren bzw. NO_x-Speicherkatalysatoren an einem Otto-DI-Motor und Feststellung der limitierten und nicht limitierten Emissionen. Vorhaben Nr. 664.
In: *FVV, Frankfurt. Informationstagung Motoren, Frühjahr 1999, Frankfurt. Heft R 501* (1999)

Verfasser

Prof. Dr. Werner Weisweiler,
Universität Karlsruhe,
Institut für Chemische Technik

* Der Beitrag wird in der Fachzeitschrift „Chemie Ingenieur Technik“ publiziert.

Vor- und Nachteile stickstoffhaltiger Reduktionsmittel beim Einsatz in mobilen SCR-Systemen

Von Manfred Koebel

Vier mögliche Reduktionsmittel wurden auf ihre Eignung in mobilen SCR-Systemen untersucht: Reines Ammoniak, Ammoniaklösung 25 %, Ammoniumcarbamat und Harnstofflösung 32.5 %. Die einfachsten und kompaktesten Systeme lassen sich mit Ammoniak und Ammoniaklösung realisieren, bei Carbamat und Harnstofflösung wird der Aufwand höher. Reines Ammoniak erscheint aus Sicherheitsgründen nicht zulässig. Hingegen sind die Dampfdrucke von Ammoniaklösung und Carbamat vergleichbar. Harnstofflösung ist das sicherste Reduktionsmittel; die komplizierte Zersetzungsschemie von Harnstoff wird aber zu einem erheblichen verfahrenstechnischen Aufwand führen.

Four possible reducing agents were studied in view of their possible application to automotive SCR systems: pure ammonia, ammonia solution 25 %, ammonium carbamate and urea solution 32.5 %. The most simple and compact systems may be realized with ammonia or ammonia solution. Carbamate and urea solution will definitely lead to more complicated systems. Pure ammonia represents a very high safety risk and will therefore not be acceptable. Ammonia solution and carbamate have similar vapor pressures. Urea solution is the most safe reducing agent but its complicated decomposition chemistry will require a more complex and costly system.

1 Einleitung

Als aussichtsreichstes Verfahren zur Verminderung der Stickoxidemissionen aus Fahrzeug-Dieselmotoren gilt gegenwärtig die selektive katalytische Reduktion (SCR). Insbesondere setzt sich immer mehr die Erkenntnis durch, dass die künftigen EURO-Grenzwerte von LKW's nur noch mit einer Kombination motorischer Massnahmen plus Abgasnachbehandlung erfüllt werden können, wenn der Kraftstoffverbrauch einigermaßen niedrig gehalten werden soll. Dies dürfte etwa ab 2005 (EURO-IV) der Fall sein, wo Grenzwerte für Partikel von 0.02 g/kWh und für NOx von 3.5 g/kWh erwartet werden. Ähnliche Probleme stellen sich für den Diesel-PKW, bei dem aber das Kriterium Verbrauch weniger wichtig ist.

Ein entscheidender Grund für den Erfolg der SCR-Technik im mobilen Bereich ist der Tatsache zuzuschreiben, dass es gelang, das ursprüngliche selektive Reduktionsmittel Ammoniak durch eine toxikologisch und sicherheitstechnisch ungefährliche Verbindung zu ersetzen, nämlich Harnstoff. Bisher wurde Harnstoff mehrheitlich als 30-40%-ige wässrige Lösung eingesetzt. Versuchsweise wurde vereinzelt auch fester Harnstoff verwendet, was aber die bekannten Probleme einer Feststoffdosierung mit sich bringt.

In neuester Zeit wurde von *Maurer* [2] und *Hüthwohl* [3] als weiteres N-haltiges Reduktionsmittel Ammoniumcarbamat vorgeschlagen. Diese Substanz lässt sich direkt in fester Form einsetzen. Hierzu wird ein ausreichender Vorrat in einen heizbaren Druckbehälter eingebracht, der im Betrieb z. B. mit Motorkühlwasser auf etwa 80°C beheizt wird. Bei dieser Temperatur beträgt der Sublimationsdruck der Verbindung etwa 3 bar und es findet folgende Zersetzungsreaktion statt:



Für die weitere Entwicklung der SCR-Technik im mobilen Bereich erscheint es wichtig, bereits heute die richtige Entscheidung für das optimal geeignete Reduktionsmittel zu treffen. Dies speziell auch deshalb, weil für die Verteilung des Reduktionsmittels an die Fahrzeugbetreiber eine entsprechende Infrastruktur aufgebaut werden muss. Aus diesem Grunde hat die Norsk Hydro ASA angeregt, eine Studie über die Vor- und Nachteile verschiedener Reduktionsmittel durchzuführen, deren wichtigste Ergebnisse hier zusammengefasst sind. Für die wertvolle Zusammenarbeit und finanzielle Unterstützung sei an dieser Stelle gedankt. Die untersuchten Reduktionsmittel sind:

- Reines Ammoniak
- Wässrige Ammoniaklösung 25 %
- Ammoniumcarbamat
- Harnstofflösung 32.5 %

2 Anforderungen an ein optimales Reduktionsmittel

- Hoher Gehalt an reduzierendem Stickstoff:**
Alle vier Reduktionsmittel können im Prinzip als Speichermaterialien für Ammoniak betrachtet werden, enthalten also "latentes NH_3 ". Es ist zu unterscheiden zwischen dem Gehalt pro Gewichtseinheit und pro Volumeneinheit ($\text{kg NH}_3/\text{l}$)
- Dampfdruck**
Der Dampfdruck im Speicherbehälter sollte aus Sicherheitsgründen auch bei den zu erwartenden Maximaltemperaturen im Sommer (60 – 80 °C) möglichst tief sein. Andererseits wird ein niedriger Dampfdruck in der Regel vergleichsweise hohe Temperaturen für die Freisetzung von Ammoniak erfordern, was der Forderung d) widerspricht (Fall Harnstoff).
- Latente Wärme für die Ammoniakfreisetzung:**
Speziell bei Reduktionsmitteln mit einer hohen Freisetzungstemperatur sollte die erforderliche Energie für die Ammoniakfreisetzung (Verdampfungswärme bei reinem und wässrigem Ammoniak, Sublimationswärme bei Ammoniumcarbamat, Zersetzungswärme bei Harnstoff) möglichst gering sein. Bei einer hohen Freisetzungstemperatur (Fall Harnstoff) muss nämlich die notwendige Wärme dem Abgas entzogen werden und führt so zu einer zusätzlichen Abkühlung, was speziell bei tiefen Abgastemperaturen unerwünscht ist. Für Reduktionsmittel, welche bereits bei Temperaturen unter 100 °C Ammoniak freisetzen (Ammoniak, Ammoniumcarbamat) ist eine hohe latente Wärme nicht so nachteilig. Andererseits verbessert eine hohe latente Wärme für die Ammoniakfreisetzung die Sicherheit des Reduktionsmittel im Falle einer ungewollten Wärmezufuhr z. B. durch Feuer, indem die Ammoniakfreisetzung nur verzögert erfolgen kann.
- Eine vollständige Zersetzung bei Temperaturen unter 100 °C** ist wünschbar, da in diesem Fall Kühlwasser als Wärmequelle verwendet werden kann und keine Abkühlung des Abgases durch den Bedarf an latenter Wärme erfolgt.
- Flüssige oder gasförmige Form:**
In diesem Fall ist eine einfache Dosierung und Wärmezufuhr für die Ammoniakfreisetzung möglich.
- Niedrige Erstarrungstemperatur:** Das Reduktionsmittel sollte bei winterlichen Temperaturen (mindestens -20 °C) ohne Zusatzmassnahmen brauchbar sein.
- Preiswert.**
- Einfache technische Anwendung.**
Einfache und daher kostengünstige Infrastruktur für die Verteilung.

3 Physikalische Eigenschaften [4 - 8]

TABELLE 1 zeigt in zusammengefasster Form die wichtigsten physikalischen Eigenschaften der vier Reduktionsmittel. BILD 1 zeigt Dampfdrucke von reinem Ammoniak, Ammoniakwasser und Ammoniumcarbamat in Funktion der Temperatur.

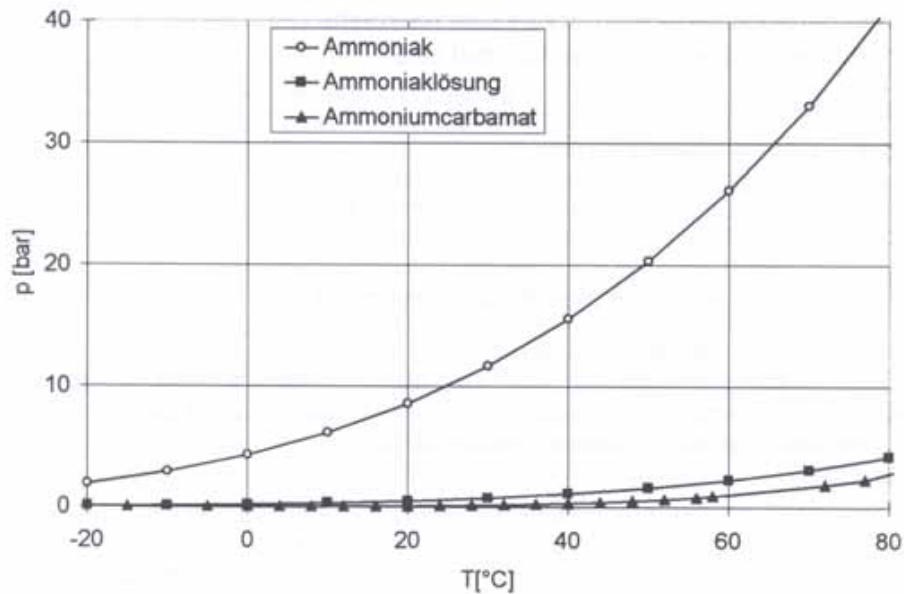


BILD 1 DAMPFDROPPE VON AMMONIAK, AMMONIAKLÖSUNG 25 % UND AMMONIUMCARBAMAT IN FUNKTION DER TEMPERATUR

TABELLE 1 PHYSIKALISCHE EIGENSCHAFTEN DER VIER REDUKTIONSMITTEL

Parameter	Einheit	Ammoniak	Ammoniaklösung 25 %	Ammonium-carbamat	Harnstofflösung 32.5 %
Molekular ge-wicht	g/mol	17	17 / 18	78	60
NH ₃ -Gehalt	% g/g	100	25	43.59	18.42
NH ₃ -Gehalt	mol-%	100	26.08	66.70	22.41
NH ₃ -Gehalt bei 20°C	kg/l	0.61	0.23	0.33	0.20
Dichte (20°C)	g/cm ³	0.61	0.91	0.75	1.10
Dampfdruck bei:	bar				
0°C		4.29	0.19	0.0165292	0.005
20°C		8.57	0.49	0.0831792	0.02
40°C		15.54	1.13	0.330584	0.07
60°C		26.14	2.26	1.04	0.18
80°C		41.45	4.18	3	0.4
Erstarrungs-punkt	°C	-78	≈ -55	152	-11
Latente Wärme bei 20°C	kJ/kg	1187	2330	1996	2051 a) 2582 b)

- a) Sublimation zu gasförmigem Harnstoff
 b) Thermische Zersetzung zu NH₃ + HNCO

4 Chemische und verfahrenstechnische Eigenschaften [4 - 8]

Als eigentliche NO_x-reduzierende Komponente bei der SCR-Reaktion muss immer das NH₃-Molekül selbst angesehen werden. Deshalb ist es wichtig festzustellen, wie leicht NH₃ aus dem Reduktionsmittel bereit gestellt werden kann.

Reines Ammoniak:

Flüssiges Ammoniak muss vor der Beimischung in den Abgasstrom lediglich verdampft werden. Eine Dosierung des Gases ist über einen Massenflussregler einfach zu realisieren und auch die vollständige Vermischung mit dem Abgas ist vergleichsweise einfach möglich.

Ammoniaklösung: Auch in diesem Fall liegt bereits NH₃ im Reduktionsmittel vor. Das zusätzlich vorhandene Wasser muss bei der Aufbereitung lediglich zusätzlich verdampft werden und verschlechtert daher etwas die Wärmebilanz. Die Dosierung erfolgt in diesem Fall am einfachsten bereits als Flüssigkeit, z. B. bei konstantem Vordruck über ein pulsweitengesteuertes Magnetventil bei konstanter Taktfrequenz.

Ammoniumcarbamat:

Beim Erhitzen erhält man aus dem Feststoff primär ein Gasgemisch mit einem Verhältnis NH₃:CO₂ = 2:1. Es entsteht also ebenfalls direkt das gewünschte Reduktionsmittel NH₃.

Im System NH₃-CO₂-H₂O sind als Verbindungen bekannt:

Ammoniumcarbonat: (NH ₄) ₂ CO ₃ ·H ₂ O	2 NH ₃ ·CO ₂ ·2 H ₂ O
Ammoniumhydrogencarbonat: NH ₄ HCO ₃	NH ₃ ·CO ₂ ·H ₂ O
Ammoniumsescuicarbonat: (NH ₄) ₂ CO ₃ ·2 NH ₄ HCO ₃ ·H ₂ O	4 NH ₃ ·3 CO ₂ ·4 H ₂ O
Ammoniumcarbamat: NH ₄ CO ₂ NH ₂	2 NH ₃ ·CO ₂
Ammoniumhydrogencarbonat-Carbamat: NH ₄ HCO ₃ ·NH ₄ CO ₂ NH ₂	3 NH ₃ ·2 CO ₂ ·H ₂ O
Harnstoff: NH ₂ -CO-NH ₂	2 NH ₃ ·CO ₂ - H ₂ O

Von diesen ist Ammoniumcarbamat die flüchtigste Verbindung. In trockener Atmosphäre lässt es sich vollständig sublimieren, je nach Temperatur mehr oder weniger rasch. Dagegen entsteht in feuchter Atmosphäre in der Regel ein Rückstand von Ammoniumhydrogencarbonat. Beim Erhitzen in einem geschlossenen Gefäß werden die Dampfdrucke gemäss TABELLE 1 beobachtet. Bei der bisher von *Maurer* und *Hüthwohl* [2], [3] vorgeschlagenen Apparatur wird der notwendige Vorrat an Carbamat in einen druckfesten, beheizbaren Behälter eingebracht, dessen Wärmetauscher mit Motorkühlwasser von ≈ 80 °C durchströmt wird. Eine mögliche Nebenreaktion bei höheren Temperaturen ist die Bildung von Harnstoff, die bei der industriellen Harnstoffsynthese grosstechnisch genutzt wird:



Diese Reaktion läuft mit deutlicher Geschwindigkeit oberhalb 130 °C sobald Harnstoff flüssig wird, sie wird auch durch entstehendes Reaktionswasser autokatalysiert. Die Reaktion beginnt bereits bei tieferen Temperaturen mit kleiner Geschwindigkeit und könnte daher die gewünschte rückstandsfreie Zersetzung von Carbamat stören (Bildung von Harnstoff an den heissesten Stellen, wo der eigentliche Wärmeübergang stattfindet).

Verfahrenstechnisch sind folgende zusätzliche Probleme von Bedeutung:

- Die gesamte Reduktionsmittelmenge muss in einem druckfesten Behälter, welcher gleichzeitig Reaktor ist, mitgeführt werden.
- Reaktor: Grundsätzliches Problem des schlechten Wärmeübergangs in einen Feststoff (geringe Wärmeleitfähigkeit, Verlust des Kontakts an den eigentlichen Übergangsstellen). Dadurch wird die Erzeugungsleistung für Ammoniak begrenzt.

- Verzögerte Verfügbarkeit von Ammoniak nach Motorstart.
- Gefahr der Resublimation und damit von Verstopfungen (kalte Stellen, Drucksprünge).
- Bildung von Nebenprodukten: Die Möglichkeit der unvollständigen Zersetzung durch Harnstoffbildung wurde oben erwähnt.

Harnstoff:

Harnstoff ist das einzige Reduktionsmittel, das bei der Erwärmung nicht direkt ausschliesslich Ammoniak liefert. Bei Verwendung von Harnstofflösung sind folgende Teilschritte erforderlich, um Ammoniak zu erzeugen:

a) Verdampfung von Wasser aus den Tröpfchen bis zur Entstehung von geschmolzenem Harnstoff (oder hochkonzentrierter Harnstofflösung). (3a)

b) Thermolyse von Harnstoff, wobei je ein Molekül Ammoniak und Isocyan Säure entstehen:
 $\text{NH}_2\text{-CO-NH}_2 \rightarrow \text{NH}_3 + \text{HNCO}$ (3b)

c) Hydrolyse der Isocyan Säure, d.h. Reaktion mit Verbrennungswasser:
 $\text{HNCO} + \text{H}_2\text{O} \rightarrow \text{NH}_3 + \text{CO}_2$ (3c)

Prinzipiell können die Schritte (3a) und (3b) bereits vor dem Katalysator in Gasphase ablaufen, während die Hydrolyse (3c) nur auf dem SCR-Katalysator selbst oder einem Hydrolysekatalysator mit nennenswerter Geschwindigkeit abläuft. Die Bildung des zweiten Moleküls NH_3 aus HNCO gemäss Gleichung (3c) führt daher zu einer verzögerten Ammoniakbildung erst im Katalysator und erhöht entsprechend den Schlupf von NH_3 und HNCO .

Im Falle knapper Verweilzeit vor Katalysator und grosser Tröpfchen sind die Schritte (3a) und (3b) bis zum Eintritt in den Katalysator nicht vollständig abgeschlossen und finden daher auch noch in dessen Kanälen statt. Dies führt zu einer nochmals verspäteten Hydrolyse der HNCO und daher zu einem zusätzlich erhöhten Schlupf von NH_3 und HNCO , im Extremfall gar von Harnstoff. Da man bei mobilen Systemen aus Platzgründen kurze Distanzen zwischen Eindüsung und Katalysator anstrebt, wird man in der Regel am Katalysatoreintritt einen grossen Anteil Harnstoff haben, der noch nicht gemäss (3b) zersetzt ist.

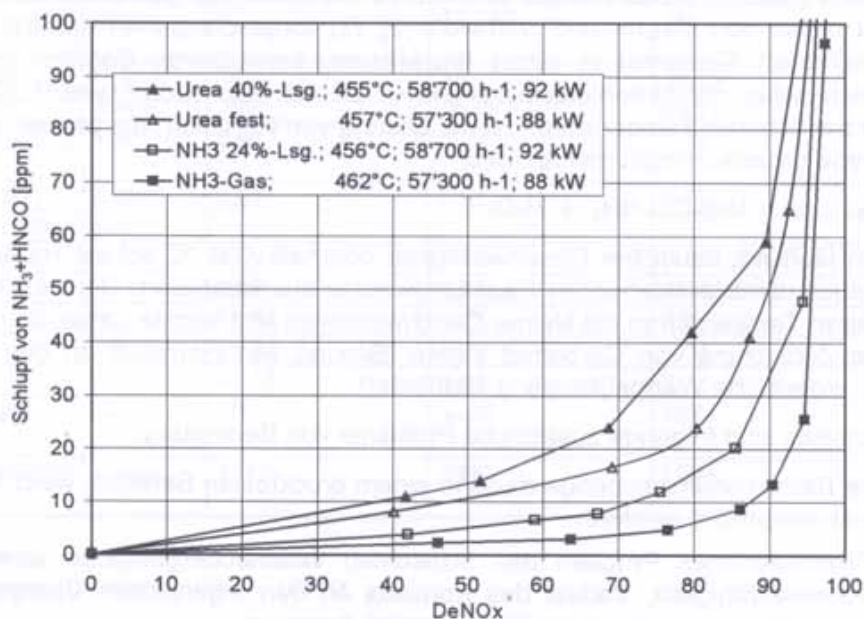


BILD 2: PERFORMANCE VON KATALYSATOR K51 MIT 40 % HARNSTOFFLÖSUNG, FESTEM HARNSTOFF, 24 % AMMONIAKLÖSUNG UND GASFÖRMIGEM AMMONIAK BEI ≈ 455 °C

Die Auswirkungen dieser verspäteten Ammoniakfreisetzung von Harnstoff führt zu einer deutlich verschlechterten Performance des SCR-Katalysators. Dies ist in BILD 2 anhand typischer Schlupf-DeNO_x-Kurven für einen Schichtkatalysator für verschiedene Reduktionsmittel gezeigt. Das deutlich schlechtere Abschneiden von Harnstoff ist klar ersichtlich. Obwohl bei tieferen Temperaturen diese Unterschiede weniger ausgeprägt sind, ist doch die Verwendung von Harnstoff bei einem knapp dimensionierten SCR-Katalysator sehr nachteilig. Eine Lösung dieses Problems wäre die "externe Harnstoffaufbereitung" ausserhalb des Abgasstroms in einem separaten Thermolyse- und Hydrolysereaktor [9]. Dies führt aber zu einem aufwendigeren System, einer verzögerten Verfügbarkeit beim Anfahren und wahrscheinlich auch zu einem zusätzlichen Bedarf an elektrischer Energie.

Ein weiterer Punkt bei der Verwendung von Harnstofflösung oder festem Harnstoff ist die Möglichkeit der Bildung höhermolekularer Stoffe, insbesondere Cyanursäure [10]. Die damit verbundene Problematik möglicher Auslagerungen und Verstopfungen ist den Anwendern bekannt und unangenehm. Dennoch erscheint sie grundsätzlich lösbar.

5 Toxikologische und Sicherheitsaspekte

Das Hauptrisiko besteht bei allen vier Reduktionsmitteln in der Freisetzung grösserer Mengen Ammoniakgas. Infolge des sehr hohen Dampfdrucks von reinem Ammoniak schon bei Umgebungstemperatur ist das Risiko für dieses Reduktionsmittel am grössten. Ein deutlich geringeres Risiko weisen die 25 %-ige Ammoniaklösung und Ammoniumcarbamat auf, welche beide bei 20 °C mässige Dampfdrucke aufweisen (0.5 resp 0.08. bar). Bei diesen beiden Verbindungen interessieren die Dampfdrucke bei einer angenommenen Extremtemperatur von 60 °C (Sommer oder Unfallszenario): sie liegen bei 2.3 resp. 1 bar. Wir sind allerdings der Ansicht, dass sich diese Drucke sicherheitstechnisch mittels mässig druckfester Behälter beherrschen lassen (ausgelegt auf z. B. 7-10 bar).

Bei Harnstofflösung liegt der Dampfdruck bis weit über 100 °C etwas unter dem Dampfdruck von Wasser. Harnstofflösung (und ebenfalls fester Harnstoff) muss daher als sehr sicher bezeichnet werden. Problematisch erscheint eine mögliche Zusatzemission von Isocyanensäure - speziell im Falle eines kleinen Katalysatorvolumens und kurzer Verweilzeiten vor Katalysator. Organische Diisocyanate sind in den vergangenen Jahren als Auslöser von Atemerkkrankungen (insbesondere Berufsasthma) bekannt geworden. Da für diese Symptome die NCO-Gruppe verantwortlich gemacht wird, sollte die mögliche Toxizität von Isocyanensäure selbst genauer untersucht werden. Für organische Isocyanate gelten extrem tiefe Grenzwerte, welche direkt auf die NCO-Gruppe zu beziehen sind. So empfiehlt z.B. Baur [11] einen MAK-Wert (Maximale Arbeitsplatz-Konzentration) von nur 5 ppb NCO.

6 Schlussfolgerungen

Ammoniak

Vorteile:

- Hoher Ammoniakgehalt
- Beste chemische Reaktivität weil NH₃ direkt zur Verfügung steht; damit kleinste Katalysatorvolumina möglich
- Wintertauglich
- Keine Verstopfungsgefahr (mögliches Problem mit Harnstoff und eventuell mit Ammoniumcarbamat)

Nachteile:

- Hoher Dampfdruck, daher sehr grosses Sicherheitsrisiko
- Einsatz daher problematisch (sowohl Verteilung als auch technische Anwendung)

In Anbetracht des grossen Sicherheitsrisikos von flüssigem Ammoniak kann dessen Einsatz in Fahrzeugen nicht empfohlen werden.

Ammoniaklösung

Vorteile:

- Gute chemische Reaktivität weil NH_3 direkt zur Verfügung steht, daher kleine Katalysatorvolumina möglich
- Wintertauglich bis -55°C
- Einfache Handhabung und Dosierung
- Kein Verstopfungsrisiko
- Bestehendes Produkt

Nachteil:

- Ein deutlicher Dampfdruck bei erhöhten Temperaturen, daher ein gewisses Sicherheitsrisiko. Wir sind der Ansicht, dass dieses Risiko mit geeigneten technischen Massnahmen minimiert werden kann.

In Anbetracht der eindeutigen technologischen Vorteile gegenüber Harnstofflösung sollte der Einsatz dieses Reduktionsmittel nochmals sorgfältig geprüft werden. Es bestehen zur Zeit zwar grundsätzliche sicherheitstechnische Bedenken gegen seine Anwendung im mobilen Bereich wegen des deutlichen Dampfdrucks, der weitgehend aus NH_3 besteht. Folgende Argumente relativieren aber dieses Sicherheitsrisiko:

- Die geringen Mengen, die mitgeführt werden müssen
- Dampfdruck erreicht erst bei etwa 36°C 1 bar
- Verwendung von Behältern mit mässiger Druckfestigkeit
- Nachfüllstation: unter Druck in den geschlossenen Behälter, mässige Kühlung des nachzufüllenden Ammoniakwassers ($5 - 10^\circ\text{C}$)
- Die etablierte Verwendung von Autogas mit deutlich grösseren Mengen und Dampfdrucken (z. B. 40 % Butan /60 % Propan: 16 bar bei 60°C)

Ammoniumcarbamat

Vorteile:

- Gute chemische Reaktivität der $\text{NH}_3\text{-CO}_2$ Mischung: Kleine Katalysatorvolumina möglich
- Wintertauglich

Nachteile:

- Ein deutlicher Dampfdruck bei höheren Temperaturen (etwas geringer als Ammoniaklösung), daher vergleichbares Sicherheitsrisiko wie Ammoniaklösung
- Spezieller Reaktor zur Gaserzeugung erforderlich
- Probleme des Wärmeübergangs im Reaktor
- Während des ganzen Betriebs steht der Reaktor unter einem Druck von ≈ 4 bar (Ammoniaklösung: erhöhter Druck nur bei übermässigen Aussentemperaturen)
- Verstopfungsgefahr durch Resublimation an kalten, engen Stellen
- Möglichkeit der unvollständigen Zersetzung durch Harnstoffbildung
- Aufwendige Infrastruktur für die Verteilung: Wegen des vergleichsweise hohen Dampfdrucks und des festen Aggregatzustands muss Carbamat wahrscheinlich in dichten Behältern verteilt werden, die während der Nachfülloperation nicht geöffnet werden. Derartige Behälter erschweren nochmals die Probleme des Wärmeübergangs. Möglicherweise ist eine umfassende Lösung aller Probleme nur durch einen austauschbaren Reaktor, d.h. druckfester Behälter mit Wärmetauscher und neuer Füllung, zu erreichen
- Zusätzliche Produktionsmöglichkeiten müssten noch geschaffen werden

- Sehr geringer Dampfdruck bis weit über 100°C: praktisch vernachlässigbares Sicherheitsrisiko durch Ammoniak
- Keine Schwierigkeiten infolge eines deutlichen Dampfdrucks bei der Verteilung und der Handhabung

Nachteile:

- Deutlich geringere chemische Reaktivität wegen der bei der thermischen Zersetzung entstehenden Isocyanensäure: Daher wird ein grösseres SCR-Katalysatorvolumen für gleichen Umsatz erforderlich oder die Verwendung eines zusätzlichen Hydrolysekatalysators. In beiden Fällen wird das gesamte Katalysatorvolumen erhöht.
- Begrenzte Wintertauglichkeit (Erstarrungspunkt des Eutektikums – 11 °C)
- Bei Verwendung von festem Harnstoff wäre die Wintertauglichkeit nicht mehr begrenzt. Die Dosierung von festem Harnstoff ist aber noch nicht gelöst; eine betriebssichere Feststoffdosierung wird voraussichtlich ein teureres Bauteil werden.
- Verstopfungsgefahr der Eindüsung durch die mögliche Bildung höhermolekularer Verbindungen
- Zusätzliche Emission von Isocyanensäure mit unbekanntem Toxizitätsrisiko

7 Literatur

- [1] Forschungsvereinigung Verbrennungskraftmaschinen: Harnstoff-SCR. Abschlussbericht Vorhaben Nr. 605 (1997)
- [2] *B. Maurer*: Dieselmotoren schadstoffarm betreiben. TÜ 39 (1998), Nr. 7/8, 18-20
- [3] *G. Hühwohl*: Der Dieselmotor - Ein gleichzeitig wirtschaftliches und umweltfreundliches Antriebsaggregat durch Abgasreinigung. 2. Nahverkehrsforum Paderborn, 11.-12. März 1998
- [4] *Gmelin*: Handbuch der anorganischen Chemie, Band Stickstoff, Lieferung 2, 420 ff. Verlag Chemie, Weinheim Bergstrasse (1935)
- [5] *Gmelin*: Handbuch der anorganischen Chemie, Band Ammonium, Lieferung 1, 42 ff. Verlag Chemie, Weinheim Bergstrasse (1936)
- [6] *Gmelin*: Handbuch der anorganischen Chemie, Band Ammonium, Lieferung 2, 327 ff. Verlag Chemie, Weinheim Bergstrasse (1936)
- [7] *Merck*: Sicherheitsdatenblatt Ammoniumcarbamat zur Analyse ACS (25. Juni 1997)
- [8] *Gmelin*: Handbuch der anorganischen Chemie, Band Kohlenstoff 14C, D1, 327 ff. Verlag Chemie, Weinheim Bergstrasse (1936)
- [9] Europ. Patentanmeldung 0487886 A1. Anmelder: MAN Technologie AG. Erfinder: Jacob, E. (1991) Verfahren und Vorrichtung zur selektiven katalytischen NO_x-Reduktion in sauerstoffhaltigen Abgasen.
- [10] *M. Koebel, M. Elsener*: Determination of urea and its thermal decomposition products by high-performance liquid chromatography. J. Chromatogr. A, 689 (1995), 164-9
- [11] *X. Baur*: New Aspects of Isocyanate Asthma. Lung (1990), Suppl: 606-13

Verfasser

Dr. Manfred Koebel,
Paul Scherer-Institut,
Sektion Verbrennungsforschung,
Villigen/Schweiz

Anforderungen der EURO 4 Norm bei Nutzfahrzeugen an die Emissionsmesstechnik

Von M. Ankowitsch, K. Engeljehringer, W. Schindler und P. Zelenka

Niedrige Abgasgrenzwerte stellen nicht nur an den Motorenentwickler, sondern auch an die Messtechnik hohe Anforderungen. Da die letztgültigen Abgasgrenzwerte der EURO 4 Norm Abgasnachbehandlungssysteme (De-NOx Kat, Partikel-Trap) erfordern werden, muß die Anwendbarkeit der derzeitigen Messtechnik überprüft werden.

Im vorliegenden Beitrag wird anhand von Messergebnissen erläutert, ob bzw. welche neuen Messtechniken für bereits derzeit gemessene bzw. zusätzlich zu erfassende Messgrößen eingesetzt werden können.

Low exhaust emission standards challenge not only the engine development but also the measurement technique. The necessity of introducing exhaust gas aftertreatment systems (De-NOx Cat, Particulate traps) to meet EURO 4 Heavy Duty Diesel emission limits requires an investigation, whether current measurement technologies are sufficient or need changes.

In this paper we investigate which currently used measuring methods are sufficient, and which new measuring technologies – for currently as well as possibly in the future limited quantities – are required to obtain reliable emission results.

1 Einleitung

Mit Ende 1998 wurden neue Grenzwerte für Nutzfahrzeug-Emissionen der Europäischen Union von der EU-Kommission vorgeschlagen [1]. Dieser Vorschlag wird vermutlich spätestens in der zweiten Jahreshälfte 1999 vom europäischen Parlament ohne größere Änderungen endgültig verabschiedet werden. Die vorgeschlagenen Grenzwerte zeichnen sich vor allem durch die extrem niedrigen Werte für Partikel- emissionen für die Stufe 4 bzw. 5 aus, siehe TABELLE 1, welche nach derzeitigem Kenntnisstand nur mit Hilfe von neuesten Abgasnachbehandlungsverfahren erfüllt werden können.

Tabelle 1 Entwicklung der Grenzwerte für NFZ Zertifizierung (Zylindervolumen > 0,7 l)

Stufe	Jahr	Partikel		NOx	HC		CO		Rauch
		g/kWh		g/kWh	g/kWh		g/kWh		m ⁻¹
		ESC	ETC		ESC	ETC	ESC	ETC	ELR
EURO 3	2000	0,10	0,16	5,0	0,66	0,78	2,1	5,4	0,8
EURO 4	2005	0,02	0,03	3,5	0,46	0,55	1,5	4,0	0,5
EURO 5	2008	0,02	0,03	2,0	0,25		1,5		0,15
EEV	10/1999	0,02	0,02	2,0	0,25		1,5		0,15

Nach den ab 2000 gültigen Vorschriften müssen Nutzfahrzeug-Dieselmotoren für EURO 3 im stationären 13 Stufen ESC-Test („European Steady State Cycle“) und im Lastaufschalt-Test ELR („European Load Response Test“) geprüft werden, wobei der Prüfer 3 zusätzliche, beliebige Zwischen-Betriebspunkte im ESC Testkennfeld auswählen kann. Wird eine Abgasnachbehandlung verwendet (Partikel-Trap oder De-NOx-System), müssen die Motoren zusätzlich im transienten ETC („European Transient Cycle“) getestet werden. Dieser Test ist zusätzlich zum ESC für die EURO 4-Grenzwerte vorgeschrieben (vgl. TABELLE 1). Derzeit ist noch nicht absehbar, inwieweit den Bemühungen des

„WHDC“-Arbeitskreises (World Harmonisation Diesel Cycle) [2] für eine weltweit gültige NFZ-Zertifizierung ein Erfolg beschieden sein wird, wonach dann ein neuer Testzyklus bereits für EURO 4 zur Anwendung käme.

2 Strategie zur Erfüllung zukünftiger Emissionsgrenzwerte

Die Verminderung der Partikel- und NO_x -Emissionen von NFZ-Dieselmotoren konnte bis zu den EURO 2-Grenzwerten allein durch Optimierung der Verbrennung, also durch innermotorische Maßnahmen, erreicht werden. Auch die EURO 3-Grenzwerte sind ohne Abgasnachbehandlung erreichbar, sowohl mit als auch ohne AGR.

Dies wird nach derzeitigem Wissensstand für EURO 4 nicht möglich sein. Sofern nicht derzeit noch in der Forschungsphase befindliche neue Verbrennungskonzepte [3] einen Durchbruch erzielen, werden zum Erreichen der EURO 4-Grenzwerte neueste, derzeit sich noch in der Entwicklung befindliche Abgasnachbehandlungssysteme erforderlich.

Zwei verschiedene Möglichkeiten bieten sich hier an, siehe BILD 1.

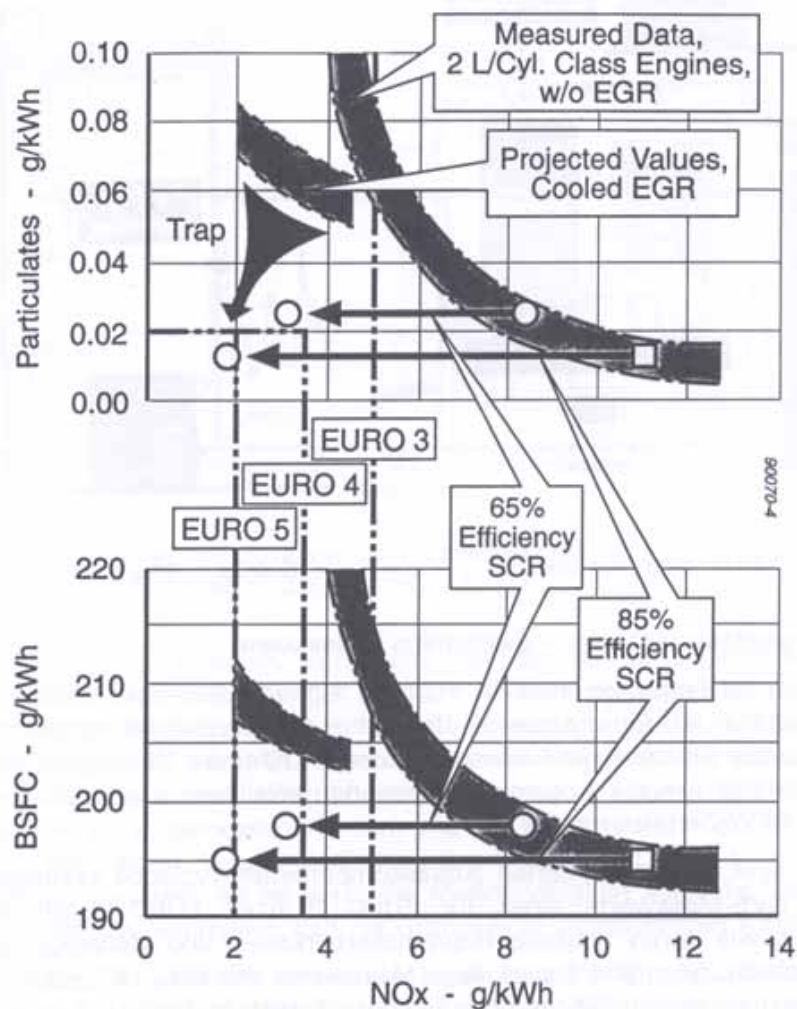


Bild 1 Strategien zum Erreichen der EURO 4 NFZ Emissionen

Mit gekühlter Abgasrückführung und Partikel-Trap, z. B. einem CRT- („Continuously Regenerating Trap-) System sind EURO 4-, möglicherweise sogar EURO 5-Grenzwerte erfüllbar. Eine alternative Technologie, besonders im Hinblick auf einen niedrigen Kraftstoffverbrauch, ist der Einsatz von SCR („Selective Catalytic Reduction“). Eine Voraussetzung hierzu ist jedoch eine Motoroptimierung auf niedrigstmögliche Partikelemission unter den vorgeschlagenen Wert von 0.02 g/kWh im ESC (bzw. 0.03 g/kWh im ETC) sowie eine NO_x-Konvertierungsrate von ca. 85% auch im dynamischen Motorbetrieb.

3 Messtechnik

Die Analysetechnik zur Abgas- und Partikelmessung nach EURO 3 für ESC bzw. ETC ist in den BILDERN 2a und 2b dargestellt. Die wesentlich aufwendigere Meßtechnik für den ETC darf auch für den ESC verwendet werden.

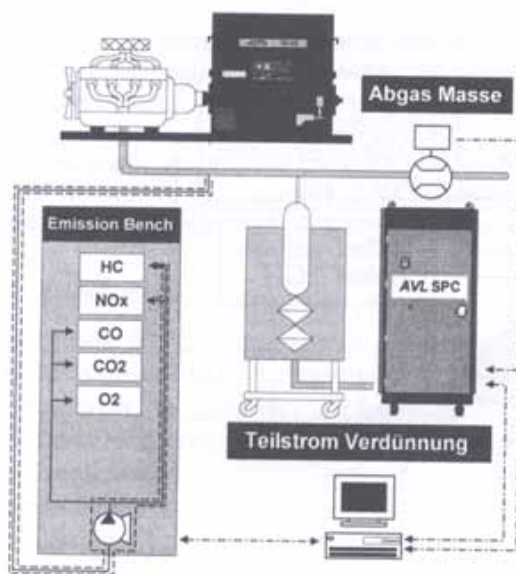


BILD 2A MESSTECHNIK FÜR DEN ESC

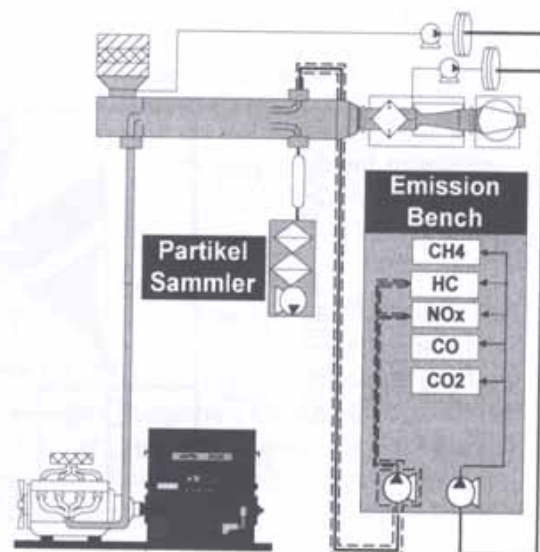


BILD 2B MESSTECHNIK FÜR DEN ETC

3.1 Genauigkeitsbetrachtung – gasförmige Emissionen

Es erhebt sich die Frage, ob eine für EURO 3 zufriedenstellende Messtechnik auch für EURO 4 einsetzbar ist. Bei drastischer Reduktion der Emissionen können Messverfahren an oder unter die Grenze ihrer Auflösung kommen oder die Hintergrundkonzentrationen fast gleiche Werte wie die Abgaskonzentrationen erreichen – ein derzeit aktuelles Problem bei der PKW-Zertifizierung [4].

In TABELLE 2 sind für alle limitierten Abgaskomponenten typische zyklusgemittelte bzw. -integrierte CVS-Messwerte eines für EURO 3 bzw. EURO 4 entwickelten NFZ-Dieselmotor sowie deren typische Reproduzierbarkeiten und Genauigkeiten bei diesen Tests aufgelistet, und in Bild 3 sind diese Messwerte von NO_x, HC und Opazität zeitaufgelöst während der ersten 200 sec des ETC dargestellt. In TABELLE 2 ist zusätzlich angegeben, wieviel Prozent des Emissionsgrenzwertes die gemessenen Konzentrationen ergeben. Als Beispiel diene hier die Gesamtkohlenwasserstoffemission: der mittlere Messwert liegt unter 1 ppm HC (C₁ Basis). Die Reproduzierbarkeit dieser Messung und der Genauigkeitsfehler kann bis zu 1 ppm betragen, also jeweils 100 % des Messwertes.

Tabelle 2 CVS Messwerte für typische EURO 3 bzw. EURO 4 Motoren im Vergleich zu den Grenzwerten

Meßwert	Euro 3	% Grenzw	Repr.	Gen.	Euro 4	% Grenzw	Repr.	Gen.
Filtergew.ETC	3 mg	80%	10%		0,2 mg	50%	50%	
NOx	40 ppm	90%	2%	2%	20 ppm	80%	≈2%	≈2%
HC (ppm C ₁)	5 ppm	30%	5%	5%	≤ 1ppm	<10%	100%	100%
CO	20 ppm	40%	5%	5%	≤ 2ppm	<10%	100%	100%

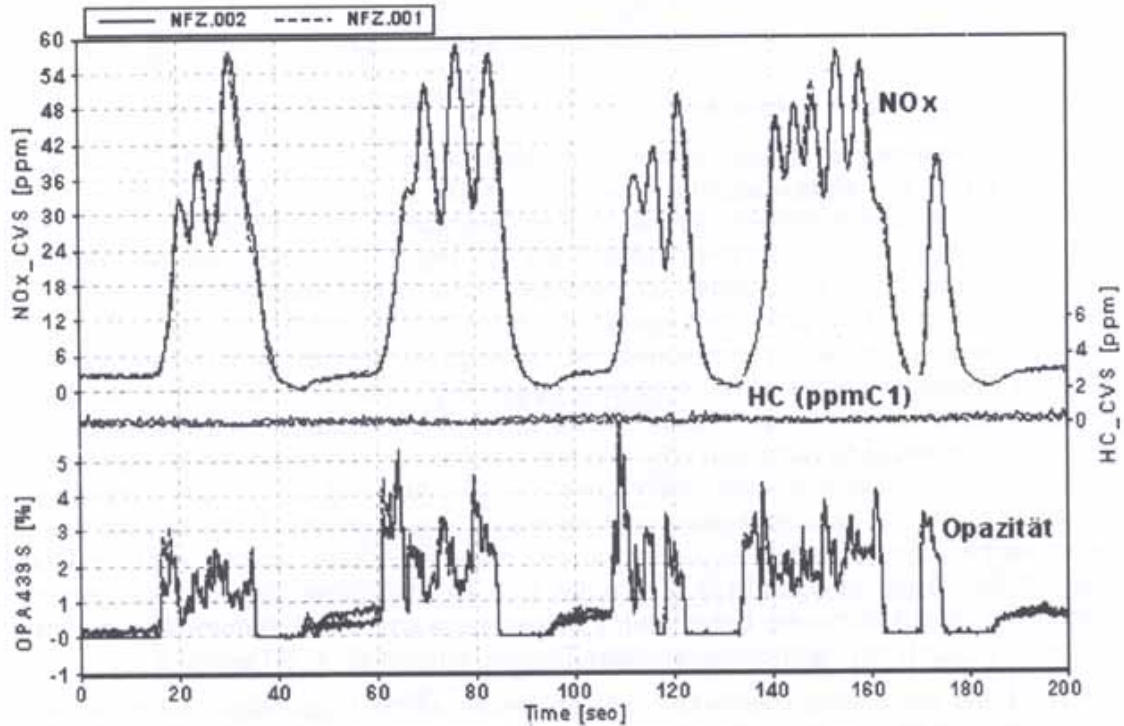


Bild 3 EURO 4 MOTOR: ZEITAUFGELÖSTE MESSWERTE FÜR NOx, HC UND OPAZITÄT WÄHREND DER ERSTEN 200 S DES ETC ZYKLUS

Die Konzentration von 1 ppm HC entspricht aber für den untersuchten Motor einer Emission von 0,04 g/kWh, also weniger als 10 % des Grenzwertes. Selbst bei dem maximal angenommenen Fehler von 300 % liegt die Emission unter 25 % des Grenzwertes. Daraus folgt: Wenn die HC- und CO-Emissionen eines Motors in der Nähe der zukünftigen Grenzwerte liegen, also bei über 10 ppm (HC) bzw. 20 ppm (CO), können sie mit Fehlern von besser 10 % gemessen werden, wie das bei den derzeitigen Emissionen des EURO 3-Motors der Fall ist. Liegen die Emissionen wie beim EURO 4-Motor etwa um eine Größenordnung darunter, so ist zwar die Meßgenauigkeit schlecht, aber man kann trotzdem mit Sicherheit feststellen, daß die Grenzwerte unterschritten werden.

Zur sicheren Erfassung von Emissionsminderungen ist die Erhöhung der Analysatormessgenauigkeiten ein wünschenswertes Zukunftsziel. Da moderne Systeme aber das Unterschreiten des EURO 4 Grenzwertes feststellen können, sollte die obige Fehlerbetrachtung in das Zertifizierungsverfahren und möglichst auch in den Gesetzgebungstext einfließen. In der EURO 3-Regelung [1] ist diesbezüglich bereits ein Ansatz vorhanden, der bei entsprechenden US-Regelungen [5] leider fehlt.

Die NO_x-Emission kann mit ausreichender Genauigkeit gemessen werden, wenn hochwertige CLD-Analysatoren zum Einsatz kommen. Die Ungenauigkeit derartiger Analysatoren liegt bei 0,3 ppm [6], also bei ungefähr 1,5 % der mittleren Konzentration von 20 ppm in verdünntem Abgas.

3.2 Partikelmessung

Das wesentliche Messproblem für EURO 4 liegt in der Partikelbestimmung. Dies in zweifachem Sinne:

- a) Reproduzierbarkeit und Genauigkeit der Partikelmessung stößt an kritische Grenzen.
- b) Im dem Gesetzesvorschlag für EURO 3 wird für den Transienttest derzeit noch eine große, teure Vollstromverdünnungsanlage benötigt.

Reproduzierbarkeit und Genauigkeit

Bei EURO 3-Emissionen liegen typische Filterbeladungen eines 70 mm Filters für einen ETC bei 3 mg, mit einer Reproduzierbarkeit von 10 % (vgl. TABELLE 2). Motoren mit Brennverfahren zum Erreichen geringerer Partikelemission (aber höherer NO_x-Emission) zeigen nur mehr Filterbeladungen von 0,8 bis 0,9 mg für Zyklus-Emissionen von 0,05 g/kWh. Bei derartigen Beladungen ist die Reproduzierbarkeit ebenfalls noch ca. 10 %. Mit einem Partikel-Trap sinkt die Filterbeladung auf 0,1 mg bis 0,2 mg ab und man beobachtet eine große Messwertstreuung. BILD 4 zeigt als Beispiel die NO_x- und Partikelemissions Ergebnisse eines EURO 4-Motors in den ESC- und ETC-Testzyklen mit den jeweiligen Grenzwerten. Hierzu wurde ein für EURO 4 entwickelter NFZ-Dieselmotor mit gekühlter Abgasrückführung und CRT-System verwendet. Während die NO_x-Emissionen Meßstreuungen unter 5 % und einen ausreichenden Abstand zu den Grenzwerten aufweisen, ist dies bei der Partikelemission nicht der Fall. In beiden Tests beträgt der Unterschied zwischen Maximal- und Minimalwert mehr als 100 %, hierbei wird der Grenzwert im ESC sogar überschritten. Es deutet sich an, daß diese absolut zwar geringen, jedoch mit großer Streuung behafteten Partikelmesswerte auf Sulfatmission zurückzuführen sind, auch mit niedrigschwefeligem Dieselmotorkraftstoff (S < 50 ppm).

Zur Erhöhung der Reproduzierbarkeit gibt es derzeit einige Vorschläge, deren tatsächliche Brauchbarkeit aber noch nicht experimentell verifiziert ist:

- Erniedrigung des Verdünnungsverhältnisses (q). Hier sollte allerdings beachtet werden, daß bei $q < 3$ die Reproduzierbarkeit der Partikelmessung sinkt [7], dieser Wert also zu keiner Zeit des Tests unterschritten werden sollte.
- Erhöhen der Ziehmenge. Derzeit liegen die Ziehmenge zwischen 70 und 100 l_n/min, woraus sich eine Filteranströmgeschwindigkeit von 45 – 60 cm/sec ergibt. Eine wesentlich höhere Filteranströmgeschwindigkeit, also größer als die im Gesetz maximal vorgesehenen 80 cm/sec, ist aufgrund des dabei entstehenden hohen Druckabfalls über das Filter, aber auch wegen der erforderlichen großen und kostspieligen Entnahmepumpen, problematisch. Eine genauere Kenntnis des Einflusses großer Durchflußmengen sollte sich aus den laufenden Experimenten, die im Rahmen der ISO TC 70/SC5/WG 2-Aktivitäten durchgeführt werden, ergeben.
- Konditionierung der Verdünnungsluft, insbesondere der relativen Luftfeuchte.
- Eine einfache, wenn auch zeitaufwendige Methode, um die Partikelmasse am Filter zu erhöhen, ist das mehrmalige Durchfahren des Zyklus, wobei die Partikel aller Zyklen auf demselben Filter gesammelt werden. Bei dreimaligem Durchfahren eines ETC-Zyklus mit einem EURO 4-Motor liegt die erwartete Partikelmasse am Filter bei 0,6 mg. Dies ist zwar ungefähr nur die Hälfte des „empfohlenen“ Wertes von 1,3 mg, aber nach den erwähnten Erfahrungen kann ein akzeptabler Fehler von $\leq 15\%$

erwartet werden. Da diese Werte bei Emissionen unter 60 % des Grenzwertes auftreten (und höhere Filtergewichte mit geringerem Fehler bei Emissionen vorliegen, die näher am Grenzwert liegen) ist bei Verwendung dieser Methode das gravimetrische Messverfahren auch für EURO 4-Emissionen prinzipiell einsetzbar.

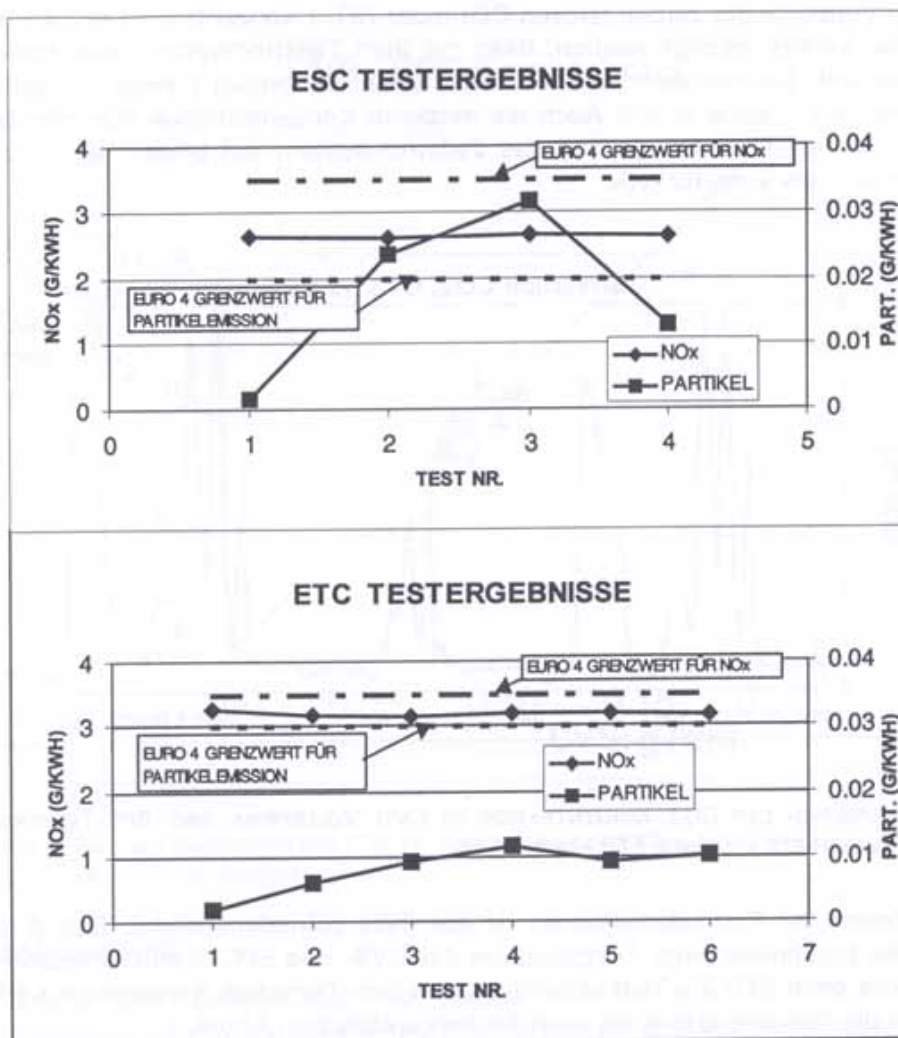


BILD 4 REPRODUZIERBARKEIT VON NOx- UND PARTIKELEMISSIONEN EINES „EURO 4“-MOTORS (9 L DI/TDI DIESELMOTOR, GEKÜHLTES AGR UND CRT SYSTEM)

Teilstromverdünnungsverfahren

Da Vollstrom-CVS-Anlagen groß und teuer sind, wurden Teilstromverdünnungsanlagen (z. B. AVL-SPC 472, siehe BILD 2a) entwickelt, die für die Stationärtests nach EURO 1, EURO 2 sowie den ESC-Test auch vom Gesetzgeber zur Zertifizierung akzeptiert werden [1].

Derartige Teilstromverdünnungsanlagen wurden in den letzten Jahren derart weiterentwickelt, dass sie auch für transiente Fahrzyklen einsetzbar sind.

Für transiente Fahrzyklen wird von derartigen Systemen verlangt, daß sie der „CVS-Bedingung“ genügen. Dies bedeutet, dass zu jedem Zeitpunkt das Verdünnungsverhältnis gleich dem einer äquivalenten CVS-Anlage ist, also hohe Verdünnung im Leerlauf und niedrige Verdünnung bei hohem Abgasmassenstrom. In CVS-Anlagen erfolgt dies

„von selbst“ durch das Verdünnungssystem. Bei Teilstromanlagen wird dies vorteilhafterweise dadurch erreicht, daß der Gesamt-Tunneldurchfluß des verdünnten Abgases (wie in einer CVS-Anlage) konstant gehalten wird, während der Verdünnungsluftstrom entsprechend dem momentanen Abgasmassenstrom variiert wird. Regelungstechnisch gesehen ist daher ein Teilstromverdünnungssystem komplizierter als die CVS-Anlage. Durch den Vergleich der zeitaufgelösten CO₂-(oder NO_x-) Konzentration in CVS bzw. Teilstromanlage konnte gezeigt werden, dass mit dem Teilstromsystem eine korrekte Verdünnung erfolgt. Die mit dem SPC 472 erhaltenen Ergebnisse können als sehr gut bezeichnet werden – siehe BILD 5 Auch die mittleren Konzentrationen stimmen bei diesen Versuchen für die CVS-Anlage und das Teilstromsystem auf besser als 5 % überein, sowohl für CO₂ als auch für NO_x.

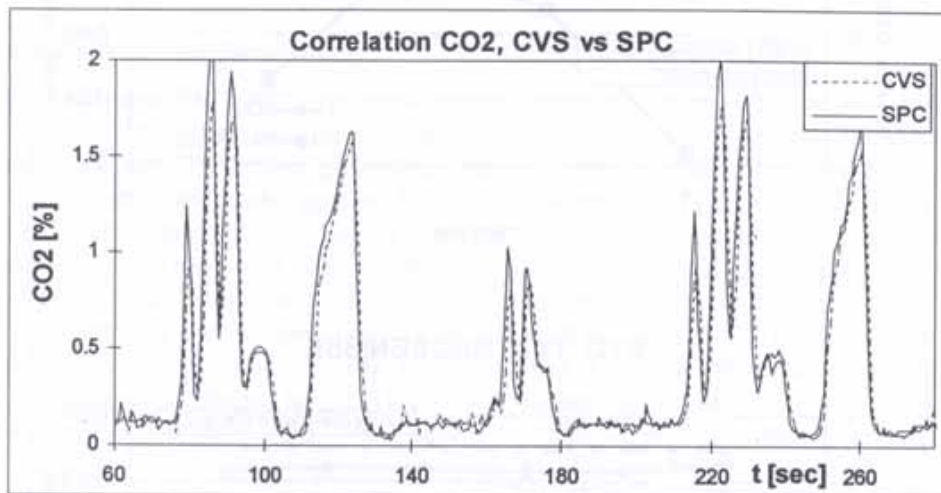


BILD 5 VERGLEICH DER CO₂ KONZENTRATION IM CVS VOLLSTROM- UND SPC-TEILSTROMSYSTEM. AUSSCHNITT AUS EINEM FTP FAHRZYKLUS

Die Korrelation der Partikelemissionen ist ebenfalls zufriedenstellend. BILD 6 zeigt beispielhaft die Ergebnisse einer Testserie, bei der CVS- und SPC- Partikelmesswerte eines PKW Motors beim FTP 75 Test untersucht wurden. Derartige Korrelationen erhält man sowohl für die Gesamtpartikel als auch für den unlöslichen Anteil.

Zusammenfassend kann also festgestellt werden, daß Teilstromverdünnungssysteme ein wichtiges neues Testwerkzeug für dynamische Tests darstellen. Die transiente Partikelmessung ist bereits jetzt für der Motorentwicklung erforderlich, und daher das Teilstromsystem ein wichtiges Entwicklungswerkzeug. Im Rahmen der ISO TC20/SC8/WG2 laufen derzeit Untersuchungen, um Teilstromsysteme auch für die Zertifizierung transienter Fahrzyklen zuzulassen.

Die Bestimmung der „heißen“ HC- und NO_x-Werte aus Teilstromverdünnungssystemen erfordert zwar eine Modifikation der derzeit am Markt befindlichen Geräte, stellt aber kein prinzipielles Problem der Messmethode dar.

4. Neue Messtechnik

4.1 Messung der gasförmigen Schadstoffe aus dem Rohabgas

Bei ESC-Tests werden die gasförmigen Emissionen aus den Rohabgaskonzentrationen durch Multiplikation mit dem Abgasmassenstrom berechnet. Diese Methode funktioniert im Stationärttest problemlos aufgrund der Konstanz der Emissionen und des Abgasstro-

mes während einer Teststufe. Ergebnisse mit einem Vielkomponenten-Abgasanalysator [8] zeigen, dass die Methode auch für transiente Testläufe funktioniert, wenn eine korrekte Zeitzuordnung zwischen Konzentration und Massenstrom durchgeführt wird. Zusätzliche Versuche dazu werden derzeit im Rahmen der ISO TC 22/SC5/WG2-Aktivitäten durchgeführt.

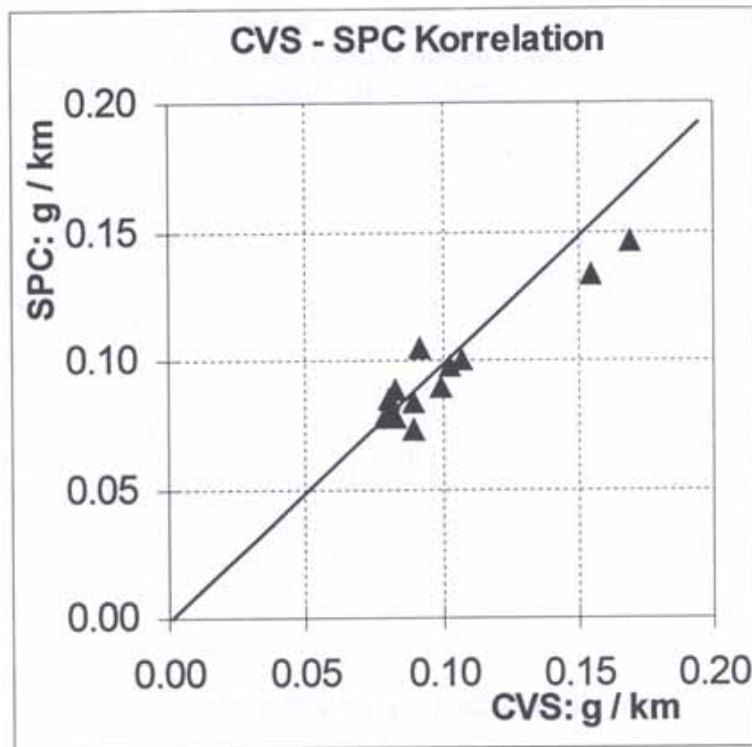


BILD 6 PARTIKELEMISSIONEN FÜR FTP 75 TESTS, VERGLEICH CVS (VOLLSTROM) ZU SPC (TEILSTROM) SYSTEM

4.2 OBD-Messtechnik

Ähnlich wie in den USA ist auch für Europa die Einführung von OBD (On-Board-Diagnostic) geplant. Bezogen auf die NFZ-Dieselmotoren und Abgasmeßtechnik werden folgende Meßgrößen zu überwachen sein:

NO_x-Emission bei Motoren, bei welchen Abgasrückführung als ein Bestandteil der Emissionsminderungsstrategie appliziert wurde. Derzeit befinden sich mehrere Prototypmuster in der Erprobung [9], die alle nach einem ähnlichen Prinzip arbeiten. Daneben ist vorstellbar, dass auch für die dynamische Einspritz-Regelung der Harnstoff-Wasser-Lösung für eine optimierte NO_x-Konversionsrate und Vermeidung von Ammoniak-schlupf bei SCR-Anlagen ein derartiger NO_x-Sensor erforderlich sein wird. Erste Ergebnisse sehen erfolgversprechend aus.

Ammoniakmessung zur Begrenzung bzw. Eliminierung des geruchsintensiven Schlupfes bei Fahrzeugen, welche als NO_x-Minderungsmaßnahme ein SCR-System haben. Da Ammoniak gesundheitsgefährdend ist und bei hoher Konzentration eine starke Reizwirkung auf die menschlichen Organe ausüben kann, wird diese Überwachung absolut notwendig sein.

4.3 Opazitätsmessung

Wie aus BILD 3 ersichtlich, ist die Reproduzierbarkeit der Opazität sehr gut. Die Streuung um den mittleren Opazitätswert liegt bei 5 %. Es liegt daher nahe, die Möglichkeit einer Partikelhochrechnung aus der Opazität zu untersuchen.

Bisher sind dies unserer Kenntnis nach die einzigen Messungen, bei denen mit dem neuen, hoch auflösenden Opazimeter AVL 439 Niedrig-Emissionsmotoren untersucht wurden. In Anbetracht der oben geschilderten Ergebnisse mit der konventionellen Partikelmessung wäre es also sinnvoll, die Opazität als Alternative zum herkömmlichen Verfahren genauer zu untersuchen.

4.4 Partikelzählung und Größenverteilung

In den letzten Jahren hat die Untersuchung der Größenverteilung von Dieselpartikeln zunehmend an Bedeutung gewonnen (siehe z. B. [10], [11].) Die am Markt befindlichen Größenverteilungs-Messgeräte sind prinzipbedingt zur Messung niedriger Partikelkonzentrationen geeignet.

Allerdings ist die Handhabung und Interpretation der gewonnenen Messdaten mit einem beträchtlichen Aufwand verbunden. Die Reproduzierbarkeit innerhalb einer Messserie ist zwar im allgemeinen gut, aber es hat sich gezeigt, dass kleinste Änderungen im Verdünnungssystem - alle Größenverteilungsmessgeräte arbeiten am verdünnten Abgas - die Partikelanzahl ebenso wie die Größenverteilung drastisch ändern können [10]. Versuche in unserem Haus haben gezeigt, daß bei einer Berechnung der Partikelemission aus den gemessenen Größenverteilungen keine aussagekräftige Korrelation hergestellt werden kann (siehe BILD 7).

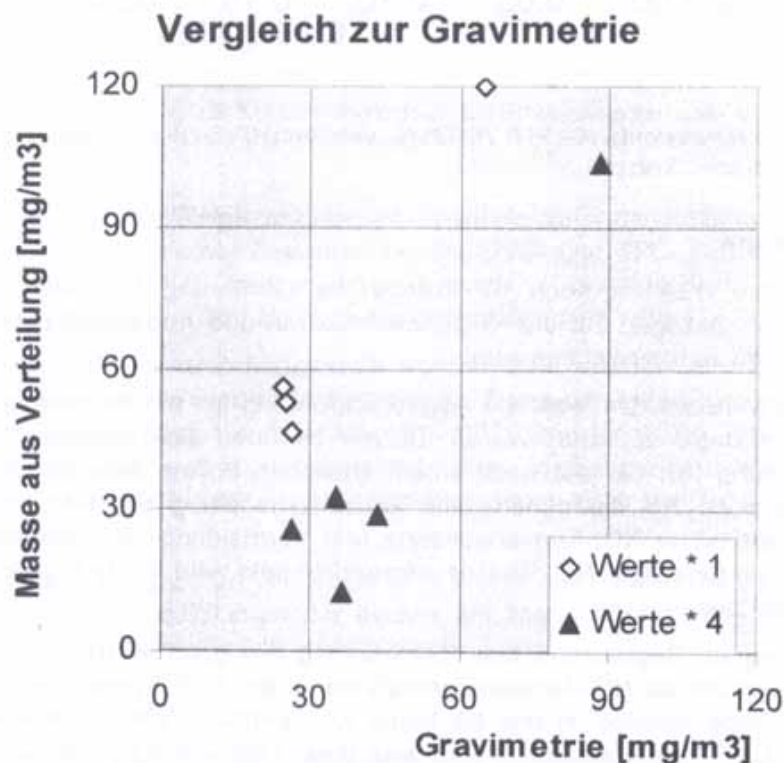


BILD 7 VERGLEICH VON PARTIKELBELADUNGEN: GEMESSEN MITTELS GRAVIMETRIE BZW. BERECHNET AUS PARTIKELGRÖßENVERTEILUNGSMESSUNGEN. BELADUNGEN UNTER 30 MG/M³ WURDEN MIT DEM FAKTOR 4 MULTIPLIZIERTEN

Ohne die prinzipielle Sinnhaftigkeit von Partikelgrößenverteilungsmessungen in Frage zu stellen, muss daher angezweifelt werden, dass diese Methode eine praktikable Alternative zum gravimetrischen Verfahren darstellt.

5 Zusammenfassung

Prinzipiell ist auch für EURO 4-Emissionen von Nutzfahrzeugen die derzeitige Messtechnik für die gasförmigen Komponenten des Abgases ausreichend, sofern moderne Systeme mit guter Auflösung und Genauigkeit verwendet werden.

Für die Partikelmessung ist die Verwendung von Teilstrom-Verdünnungssystem schon jetzt in der Entwicklungsphase von Vorteil. Im Rahmen der Tätigkeit der ISO TC20/SC8/WG2 wird voraussichtlich auch für transiente Fahrzyklen die Verwendung derartiger Systeme akzeptiert werden. Dies sollte dann auch in die europäische Gesetzgebung einfließen.

Alternative Methoden zur gravimetrischen Partikelmessung, wie z. B. die hochaufgelöste Trübungsmessung, sollten genauer untersucht werden. Eine Änderung der gesetzlichen Vorschriften scheint jedoch frühestens 2008 möglich.

Wenn für Diesel-Abgaskomponenten, deren Konzentration weit unter dem Grenzwert liegt, nicht nur die Unterschreitung dieses Grenzwertes festgestellt, sondern die Emission genau bestimmt werden soll, stellt nach derzeitigem Kenntnisstand die „Modalanalyse“ aus den Rohabgaskonzentrationen und dem Abgasmassenfluß - bei sorgfältiger Beachtung von Zeitverzögerungen und Anstiegszeiten - eine geeignete Meßmethode auch bei transienten Fahrzyklen dar.

6 Literatur

- [1] Kommission der Europäischen Gemeinschaften „Vorschlag für eine Richtlinie des Europäischen Parlaments und Rates zur Änderung der Richtlinie 88/77/EWG“, Fassung 97/0350 (COD), Brüssel, 3.12. 97
- [2] *H. J. Stein, Th. Herdan* SAE Technical Paper Series 982043
- [3] „New Diesel technology from Argonne“. Internetadresse: www.dieseln.net.com/news/9902arg.html
- [4] *J. Velosa*, SAE Technical Paper Series 930393
- [5] Code of Federal Regulations 40, Part 86, July 1, 1998
- [6] „Übersicht über die Zweikanal-CLD für Automobilanwendungen“ Firmenschrift der ECO PHYSICS AG
- [7] *K. Engeljehring, W. Schindler*: *J. Aerosol Sci.*, Vol 20, No 8, p. 1377 (1989)
- [8] *J. Baronick, B. Heller, G. Lach, H. Luf*, SAE Technical Paper Series 980047
- [9] *N. Kato, N. Kokune, B. Lemire, T. Walde*; SAE Technical Paper Series 1999-01-0202
- [10] *M. Krüger et al.*, „Partikelkenngößen“. FVV Abschlußbericht, Heft 640 (1997)
- [11] *D. E. Hall et al.* SAE Technical Paper Series 982600

Verfasser

Dr. M. Ankowitsch, Dipl.-Ing. K. Engeljehring,
Dipl.-Ing. W. Schindler, Dr. P. Zelenka,
AVL List GmbH, Graz/Österreich

Neue Wege zur Charakterisierung der Dieselpartikelemissionen

von A. Mayer, U. Matter und M. Kasper

Die ultrafeinen Feststoffpartikel (Nanopartikel) aus der dieselmotorischen Verbrennung sind zu einem wichtigen Thema der Lufthygiene geworden. Dieselmotoren werden aufgrund dieser Emissionskomponente als ca. 20-mal toxischer eingestuft als Benzinmotoren [1]. Die bisher übliche Summen-Erfassung der Partikelemissionen nach ihrem Gesamtgewicht unter Verdünnungstunnel-Bedingungen ohne Berücksichtigung der Partikelgröße und der chemischen Natur der beteiligten Substanzen genügt nicht mehr. Vielmehr ist sowohl aus Sicht der gesundheitsgefährdenden Wirkungen als auch im Hinblick auf notwendige Maßnahmen im Bereich von Motortechnik und Abgasnachbehandlung eine spezifischere, wirkungsorientierte Charakterisierung der Partikelemission notwendig. Moderne Aerosol-Messtechnik ist dazu grundsätzlich in der Lage - marktgerechte Gerätekonzepte deuten sich bereits an [2]. Voraussetzung für eine Vereinheitlichung der neuen Messtechnik ist eine toxikologisch fundierte, chemisch/physikalische Definition des Schadstoffs "Dieselpartikel".

Because of growing concern regarding health effects of ultrafine particles in general, Diesel particulate emission gains importance. According to a new UBA-Study, Diesel emissions are ca. 20 times more toxic than emissions from petrol engines (1). Standard particulate mass measurement will no longer be sufficient. More specific analysis is required to characterize this toxic substance with respect to particle size distribution and composition. Aerosol measurement technology can supply this information and new concepts are appearing on the market (2). Standardization of this new measurement technology however implies a new definition of "Diesel Particulate" with respect to size, phase and substances of the nanoparticle aerosol emitted.

1 Schadstoff-Wirkungen von Dieselpartikeln

Dieselpartikel werden über die Lunge aufgenommen, in die sie als Atemluft-Aerosol eingebracht werden. Die Aerosolteilchen werden in den Atemwegen deponiert, wobei Depositionswahrscheinlichkeit, Halbwertszeit und Auswirkungen auf den Organismus sehr stark von der Größe der Teilchen, ihrer Konsistenz, ihrer Morphologie und ihren chemischen Eigenschaften abhängen. Flüssige "Partikel", insbesondere angesäuerte Kondensate, wie sie im abgekühlten Abgas in großer Zahl vorhanden sind, lösen sich zum größten Teil im Schleimteppich der Atemwege und können somit durch chemische Abwehrreaktionen unschädlich gemacht werden. Hydrophile Teilchen wachsen in der feuchten Atmosphäre der Atemwege rasch an, werden daher in den äußeren Atemwegen abgeschieden und durch die sehr effizienten Rücktransportmechanismen des Zilien/Schleimteppichs wieder in den Rachenraum gefördert [3]. Als weit gefährlicher erweisen sich die hydrophoben Dieselpartikel, die so klein sind, dass sie in die innersten Partien der Lunge, die Bronchiolen und Lungenbläschen (Alveolen) eindringen können, in denen nur noch die Reinigungsfunktionen durch die Makrophagen bestehen. Die Lunge hat im Zuge der Evolution für diese ultrafeinen Partikel, die sehr viel feiner sind als alle natürlichen Stäube, offensichtlich kaum Abwehrmaßnahmen entwickelt. Ihre Verweil-Halbwertszeit liegt bei Monaten bis Jahren, bis schließlich für einen Teil des deponierten Materials ein langsamer Rücktransport durch die Makrophagen erfolgt, Feinstpartikel durch Penetration der Zellwände das Innere des Organismus erreichen oder allenfalls eine permanente Ablagerung im Lungengewebe stattfindet. Schwerlösliche Partikel [4] wie es die Dieselpartikel sind, haben somit auch in geringen Mengen über lange Zeiten Gelegenheit, gesundheitsschädigende Kurzzeit-Wirkungen auszulösen, was im Bereich der Atemwege zum Beispiel in Form von Entzündungen und allergischen Reaktionen geschieht, nach dem Eindringen in Lymphsystem und Blutkreislauf durch Erhöhung der Blut-Viskosität oder Störung des Herz-Rhythmus [5]. Daneben sind die Langzeitwirkungen bekannt, die

durch IARC bereits 1988 zur Einstufung als potentiell human-kanzerogener Stoff geführt haben, wozu nach neuerer Erkenntnis sowohl der Feinpartikelcharakter der Rußteilchen als solcher [5] als auch die Tatsache der Anlagerung polyzyklischer aromatischer Kohlenwasserstoffe [6] beitragen kann.

2 Die messtechnische Aufgabenstellung

Aus den genannten Vorstellungen zu den Wirkungen der Dieselpartikel geht hervor, dass es wichtig ist, diesen Schadstoff bezüglich folgender Eigenschaften zu charakterisieren:

- Partikelgröße, vor allem im Bereich der Alveolargängigkeit, also im Submikron Bereich
- Anzahlkonzentration der Partikel
- Oberfläche der Partikel, biologische Vorgänge hängen von Oberflächen-Eigenschaft ab
- Anlagerung weiterer Stoffe an die oberflächenreichen (ca. 100 m²/g) Partikel
- Konsistenz (fest oder flüssig)
- Falls Masse gemessen wird, dann unbedingt in Funktion der Partikelgröße, wobei den Massenanteilen im Bereich hoher Lungengängigkeit (< 200 nm) eine sehr viel höhere Bedeutung zugemessen werden muß als den Massenanteilen im Bereich größerer Partikeldurchmesser [4].

Der Text der MAK-Kommission [4], der 1998 erstmals klar Stellung bezieht zur Risiko- zuordnung der Partikel in Abhängigkeit ihrer Größe und ihrer chemischen Substanz geht von der Beweglichkeit B der Partikel aus, die unter Berücksichtigung der Cunningham-Korrektur C (Gleitkorrektur) mit dem Quadrat des abnehmenden Durchmessers steigt.

$$B = \frac{D}{kT} = \frac{C}{3\pi\eta d} \sim \frac{1}{d^2}$$

B = Beweglichkeit des Teilchens

D = Diffusionskoeffizient des Teilchens

k = Boltzmann-Konstante

T = absolute Temperatur

C = Gleitkorrekturfaktor des Teilchens (Cunningham-Korrektur)

C nähert sich für kleine Partikel < 100 nm einer 1/d-Abhängigkeit

η = Zähigkeit des Dispersionsmittels (hier: Luft)

d = Teilchendurchmesser

Die Anforderungen an die Genauigkeit der Messtechnik sind zur Zeit noch nicht sehr hoch, was man schon daraus erkennt, daß Maßnahmen gesucht werden, welche die Partikelemission um mehrere Größenordnungen reduzieren.

Bedeutung gewinnt allerdings bereits die Forderung nach einer dynamischen Messung zwecks on-line-Aufzeichnung der Feinpartikelemission während transienter Fahrzyklen

Vor allem aber ist es wichtig, daß das Aerosol in einem Zustand erfaßt und messtechnisch charakterisiert wird, der seiner Aufnahme über die Atemwege entspricht, d. h. es müssen Artefakt-Bildungen entlang der Messkette vermieden werden. Dies bezieht sich einerseits auf die Gefahr der Agglomeration bei ungenügender Verdünnung, andererseits auf die Bildung von Zusatzpartikeln durch Spontankondensation und die Veränderung der Zusammensetzung im Zuge der Probennahme und Messung.

Nach den genannten Kriterien sind die bisher üblichen Verfahren, wie im Folgenden gezeigt werden sollte, insbesondere die Filter-Schwärzungsmessung (Bosch-Verfahren), die Trübungsmessung oder Opazimetrie und die gravimetrischen Bestimmung der Gesamtpartikelmasse nicht mehr zielführend, da diese ja keinerlei Aussagen zum partikulären Charakter des Schadstoffes und zum stofflichen Charakter liefern.

3 Diskussion der bisher üblichen Messverfahren

3.1 Probenahme

Die bisherige Messtechnik, wie sie in allen Regelwerken verankert ist, verlangt, dass die Abgasprobe in einem sogenannten Verdünnungstunnel durch Mischung mit gereinigter Umgebungsluft auf 52 °C abgekühlt wird. Der Wert wurde so gewählt, damit das im Abgas dampfförmig enthaltene Wasser (ca. 10 - 12 Vol.%) noch nicht kondensiert und damit direkt das Partikelgewicht beeinflusst. Zur Erreichung dieses Temperatur-Grenzwertes genügt in der Regel eine Verdünnung um den Faktor 5 bis 10, während das Auspuffgas in der freien Atmosphäre nach wenigen Metern typisch um einen Faktor 1000 verdünnt vorliegt.

Problematisch wird es nun, wenn das Abgas höher siedende Komponenten in dampfförmiger Form enthält, die unter den besonderen Bedingungen des Verdünnungstunnels bereits kondensieren, während dies in der freien Atmosphäre nicht geschieht. Die Kondensation kann dabei an vorhandenen Kondensationskernen (Rußpartikeln) stattfinden oder aber, wenn solche Partikel nur in geringer Konzentration vorhanden sind (sehr saubere Motoren, Abgasfilter), auch als Spontankondensation auftreten, wobei die dann gebildeten Tröpfchen besonders klein sind (20 - 30 nm). Diese Kondensate schlagen sich auf dem Messfilter zusammen mit den Feststoffpartikeln nieder und werden konsequenterweise in der Gesamtmasse miterfasst. Das Messverfahren kann nicht unterscheiden, ob diese "Partikel" ursächlich der motorischen Verbrennung zugeordnet werden müssen oder aber der Probebehandlung im Verdünnungstunnel, womit die Definition eines "Artefaktes" erfüllt wäre. Zwei Stoffgruppen kommen dafür in Frage: entweder höher siedende Kohlenwasserstoffe oder Schwefelsäureprodukte aufgrund der Tatsache, dass der Sulfatanteil im Abgas den Taupunkt des Wasserdampfes ganz erheblich nach oben verschiebt. Solche Säuretröpfchen binden zusätzlich Wasser aus dem Abgas bis zur Grenze des azeotropen Gemisches.

Als Wirkung dieses Verdünnungstunnel-Verfahrens findet man daher auf dem Messfilter neben den eigentlichen Feststoffpartikeln, die als solche den Motor resp. das Auspuffsystem verlassen haben, große, zum Teil überwiegende Mengen von Substanzen, die in filtrierbarer Form erst im Verdünnungstunnel gebildet wurden, also nicht dem Motor als partikuläre Substanz zugeordnet werden können. Dabei ist es zunächst gleichgültig, ob die Kondensation an den bereits vorhandenen Partikeln stattfindet oder aber Spontankondensate gebildet werden. Für die Bewertung des Aerosols ist dieser Unterschied allerdings von großer Bedeutung.

Diese Vorgänge im Verdünnungstunnel sind in den BILDERN 1 und 2 dargestellt.

Die Abkühlungskurven zeigen den Verlauf der Mischtemperatur bei Abgas-Ausgangstemperaturen von 200, 300 und 500 °C. Unter Tunnelbedingungen gerät man demnach fast immer in den Kondensationsbereich, während bei den viel größeren "Real World"-Verdünnungen keine Kondensation erfolgt. Dieser störende Effekt kann durch die Beheizung der Verdünnungsluft, wie sie das später beschriebene "NanoMetTM"-Verfahren verwendet, vermieden werden.

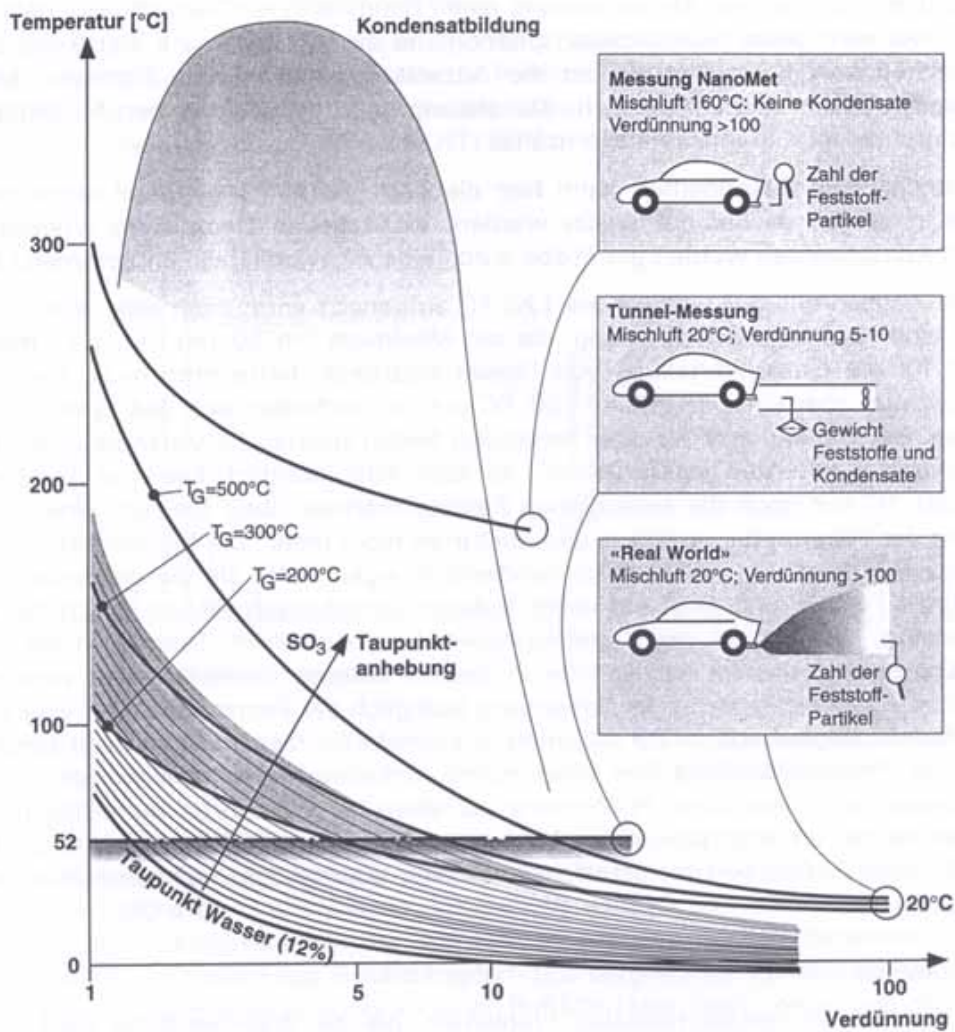


BILD 1 KONDENSATION IM VERDÜNNUNGSTUNNEL

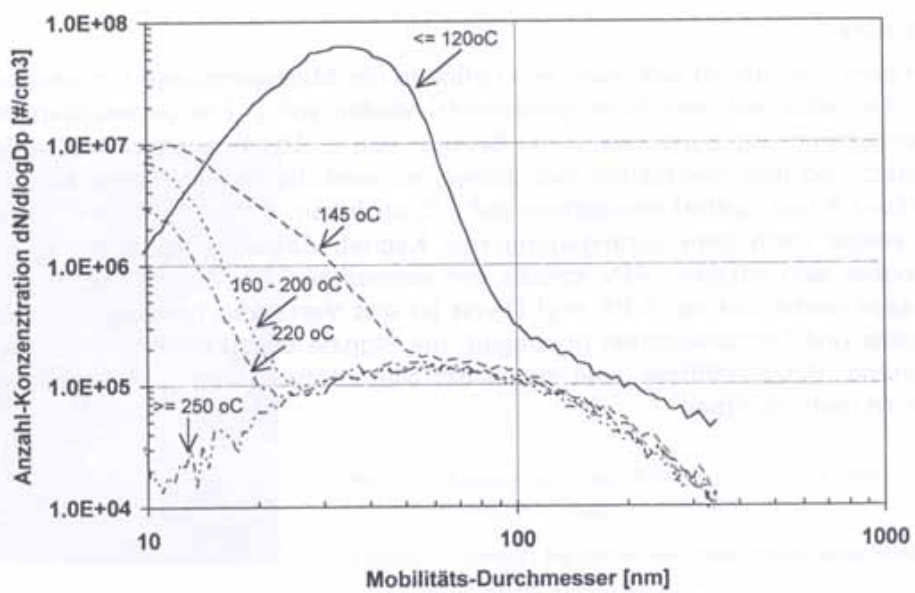


BILD 2 PARTIKELVERTEILUNG MIT/OHNE KONDENSATBILDUNG

BILD 2 zeigt am Beispiel der Abgasmessung eines Baumaschinen-Dieselmotors nach Partikelfilter, wie sehr diese Kondensationsphänomene die Aussagen zur Partikelemission verfälschen können. Aufgezeichnet ist die Anzahlkonzentration von Partikeln, erfasst nach dem SMPS-Verfahren [20], d. h. Klassierung nach der elektrischen Mobilität und Zählung durch einen Kondensationskernzähler.

Als messtechnische Besonderheit kann hier die dem Verdünnungstunnel entnommene Gasprobe in Stufen wieder aufgeheizt werden, die dabei in Dampfform umgesetzten flüchtigen Komponenten werden der Probe durch eine Aktivkohlefaller entnommen [7].

Sofern die Abgasprobe auf weniger als 120 °C aufgeheizt wird, zeigt sich überraschenderweise eine Partikelgrößenverteilung, die ein Maximum um 50 nm hat, was man als untypisch für die Größenverteilung von Dieselrußpartikeln betrachten muß. Heizt man diese Probe nun aber ein wenig über 120 °C auf, so verändert sich das Spektrum fast schlagartig. Bei stufenweiser weiterer Beheizung finden zusätzliche Veränderungen statt, d. h. flüchtige Substanzen verschwinden, so dass schlussendlich bei einer Temperatur von > 250 °C nur noch die eigentlichen Feststoffpartikel übrig bleiben. Eine weitere Steigerung der Temperatur verändert das Spektrum nicht mehr. Die Konzentration dieser Feststoffpartikel liegt nun um mehrere Größenordnungen tiefer als die der ursprünglich beobachteten Partikel und zeigt ein völlig anderes Verteilungsspektrum. Nach der Ausgangsmessung, wie sie bei der Standard-Anwendung der SMPS-Technik in der Regel durchgeführt wird, zeigt der Partikelfilter in diesem Versuch (Volllast) einen verschwindend kleinen Abscheidegrad, in der Bewertung bezüglich der Feststoffpartikel aber ergibt sich ein Abscheidegrad von > 99 %. Interpretationsfehler dieser Art müssen durch die Probenahme, Probebehandlung und Messtechnik unbedingt vermieden werden. Es sei darauf hingewiesen, dass diese Phänomene vor allem bei vermehrter Sulfatbildung auftreten, wie sie bei erhöhter Motorlast (Abgastemperaturen > 460 °C) oder durch katalytische Wirkung infolge von Treibstoffzusätzen oder durch Abgasnachbehandlung beobachtet werden.

4.2 Gravimetrie

Von den vielfältigen messtechnischen Problemen, die die gravimetrische Bestimmung der Partikelmasse beim Zustand des Verdünnungstunnels bietet, seien hier nur drei genannt:

Messgenauigkeit

Allgemein geht man davon aus, dass aus Gründen der Messgenauigkeit mindestens 1 mg Partikelmasse auf dem Filter gesammelt werden sollte. Die Genauigkeit der Partikel-Massenbestimmung dürfte dann im Bereich von $\pm 15\%$ liegen. Bleibt man beim Gasdurchsatz und den Messzeiten wie bisher, so wird die Partikelmasse bei modernen Motoren (Euro 4 und später) mindestens auf 1/5 absinken, d. h. ca. 0.2 mg. Berücksichtigt man weiter nach dem vorangegangenen Kapitel, dass die Verdünnung eigentlich sehr viel höher sein müsste - FEV spricht von mindestens 20 [8] - so reduziert sich die Partikelmasse weiter auf ca. 0.05 mg! Damit ist das Verfahren bei weitem überfordert, Quereinflüsse und Grundrauschen überlagern die Signale bis zu einem völlig unauswertbaren Zustand. Einzeleinflüsse, wie sie in der Motorentwicklung zu untersuchen sind, werden nicht mehr sichtbar

Gewichtsverteilung in Funktion der Grösse

Die BILDER 3 und 4 aus Impaktormessungen am Liebherr-Baumaschinenmotor Typ 914T zeigen für den gleichen Messpunkt links die Partikelanzahl in Funktion der Partikelgrösse, rechts die Massenverteilung. Zum Einsatz kam dabei ein elektrischer Niederdruck-Impaktor ELPI der finnischen Firma DEKATI [9].

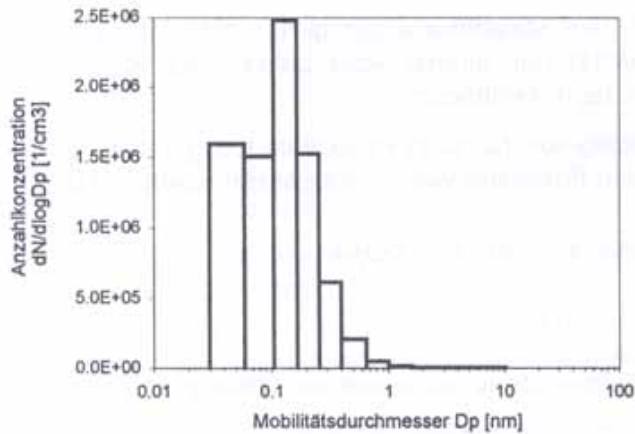


BILD 3 PARTIKELANZAHL IN FUNKTION DER PARTIKELGRÖßE

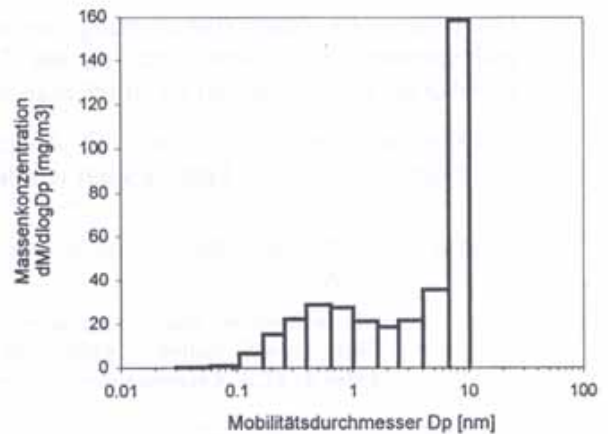


BILD 4 PARTIKELMASSE IN FUNKTION DER PARTIKELGRÖßE

Demnach befinden sich fast alle Partikel, die der Motor emittiert, im Größenbereich unterhalb von 1 µm, ja sogar unter einigen hundert nm. In den oberen Größenklassen, vor allem in der höchsten Größenklasse, im Bereich von 10 µm, zeigt sich jedoch ein erstaunlich hoher Gewichtsanteil, der aus einigen wenigen Großagglomeraten oder auch Fremdanteilen wie Fasern aus Schalldämpfern und dergleichen bestehen kann.

BILD 5, das die Partikelablagerung an einer Rußfilterfaser zeigt, weist auf diese großen Unterschiede hin: einerseits erkennt man auf der 10 µm dicken glatten Keramikfaser die typischen Dieselpartikel, daneben ein zu quasi riesiger Grösse angewachsenes Agglomerat. Dieses Phänomen dürfte sich grundsätzlich auf allen Oberflächen im Abgassystem wiederholen.



BILD 5 RUßPARTIKEL UND AGGLOMERATE AUF EINER RUßFILTERFASER

QUELLE: PROSPEKT FILTERTECHNOLOGIE FIRMA BUCK/BONDORF, AUFNAHME J. MAYER/ETH

Dieses Phänomen ist naturgemäss einer grossen Streuung unterlegen, wird aber bei Impaktormessungen immer wieder gefunden. Wenn man sich allerdings bei der Untersuchung der Grössenverteilung nur auf den untersten Grössenbereich beschränkt, wie dies bei Einsatz der SMPS-Technik meist gehandhabt wird, so entgeht einem dieser Einfluss und man bemüht sich vergebens, das gravimetrische Resultat dem integrierten Ergebnis aus der Partikelzählung zuzuordnen.

Zusammensetzung der Partikelmasse

Die chemische Zusammensetzung der auf dem Messfilter abgelagerten Substanz kann ausserordentlich variieren und, da die Toxizität nun einmal nicht unabhängig von den stofflichen Eigenschaften ist, muß man dies berücksichtigen.

Als Kuriosum werden in TABELLE 1 Abscheidegrade für zwei Partikelfilter dargestellt, die nach einem 2-jährigen Feldversuch wieder am Prüfstand wieder vermessen wurden [10].

TABELLE 1 FILTER-ABSCHIEDEGRADE IN %, NACH MASSE (PMAG) UND ANZAHL (PZAG)

Motor: Liebherr Baumaschinenmotor Typ 914T
 Filter 1: HJS: Sintermetallfilter mit Eisen-Additiv
 Filter 2: ECS: Keramikzellenfilter mit Kupfer-Additiv

	PMAG	PZAG
Filter 1		
Volllast	-67.8	97.1
Teillast	89.7	98.0
Filter 2		
Volllast	-64.0	98
Teillast	90.1	99

Während diese beiden Filter bezüglich der Partikelanzahl (Feststoffe) ganz ausgezeichnete Abscheidegrade aufwiesen, zeigen sich in der konventionellen Definition über die Gesamtmasse Abscheidegrade, die nicht nur deutlich kleiner, sondern zum Teil sogar negativ waren, d. h. im "Reingas" nach dem Partikelfilter wurde eine größere Masse gefunden als im Rohgas ohne Partikelfilter!

Das Phänomen konnte durch die Analyse der Messfilter nach BILD 6 erklärt werden.

Demnach bestand die sogenannte Partikelmasse auf dem Messfilter praktisch ausschließlich aus Oxidationsprodukten des Kraftstoff-Schwefels mit daran gebundenem Wasser. Der hohe Sulfatanteil kam dadurch zustande, dass sich in beiden Filtern im Verlauf des Betriebs metallische Additive abgelagert hatten, was insbesondere bei Volllast durch katalytische Wirkung zu einer sehr hohen Konversion $SO_2 \rightarrow SO_3$ führte.

Während in diesem Fall also die Partikelmasse praktisch ausschließlich aus Sulfaten bestand, kann sie in anderen Fällen zu mehr als 90 % aus Kohlenstoffpartikeln bestehen, an die mehr oder minder großen Mengen von Kohlenwasserstoffen angelagert sind. Daneben findet man häufig nicht unerhebliche Mengen von Metalloxiden aus Abrieb und Additiven und mineralische Anteile, wobei diese Substanzen typischerweise in unterschiedlichen Größenbereichen auftauchen. Unter dem Gesichtspunkt der Toxizität dürfte es kaum länger vertretbar sein, dieses stark schwankende Stoffgemisch durch einen Summenparameter zu erfassen. Man wird dadurch - wie hier gezeigt wurde - weder den Abgasnachbehandlungssystemen noch den Motoren gerecht.

LIB1/SHW-Partikelfilter, standard Diesel

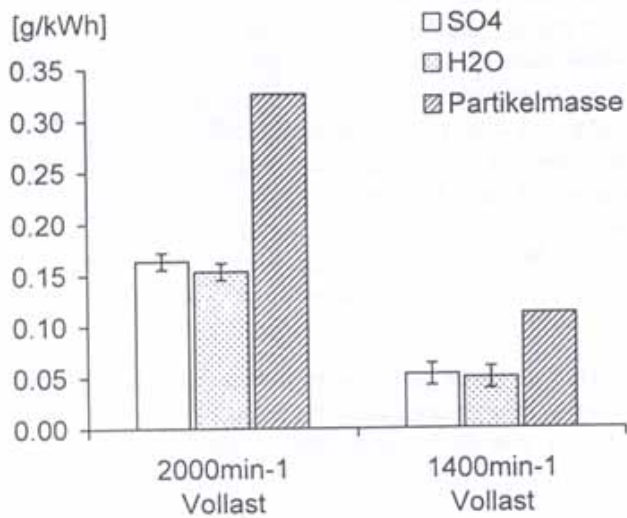


BILD 6 ZUSAMMENSETZUNG DER PARTIKELMASSE GEMÄß DEM BEFUND DER TABELLE 1 [10]

4.3 Filterqualität der Messfilter

Die Messfilter, wie sie in den filtrierenden Verfahren bisher eingesetzt werden, sind nicht auf die ultrafeinen Partikel ausgelegt. TABELLE 2 zeigt die Abscheidequalität solcher Filter in Funktion der Korngröße.

TABELLE 2 ABSCHIEDERATE VON FILTERPAPIEREN (%), FILTER-PRÜFMASCHINE TSI 8160 / DEHS-AEROSOL

Partikelgröße in nm	"Bosch"-Filter Schleicher & Schuell 604	PALLFLEX T60A20
10	58.4	99.9
40	32.1	98.9
60	32.5	96.4
80	25.7	94.4
100	32.6	91.9
120	30.8	90.8
150	31.2	89.4
200	27.5	93.7
250	24.4	94.5
300	26.8	95.7

Während das moderne in der Verdünnungstunneltechnik im allgemeinen eingesetzte Filterpapier PALLFLEX, ein teflonisiertes Glasfaser-Vlies, einigermaßen brauchbare Werte aufweist - auch wenn ein Verlust von 10 % im mittleren Bereich natürlich grundsätzlich nicht toleriert werden kann - zeigt sich die mangelnde Eignung eines üblichen Bosch-Filterpapiers für die Bewertung von Feinpartikeln.

4.4 Opazimetrie

Die Bewertung der Rußemission über Verfahren, denen die Sichttrübung als Phänomen zugrunde liegt, stand am Anfang der Rauch-Messmethoden, beim damaligen Stand der dieselmotorischen Verbrennung durchaus begrifflich. Bei modernen, aufgeladenen Motoren mit Hochdruckeinspritzung und elektronischen Steuerungseingriffen wird mit solchen Verfahren kaum mehr etwas gemessen - solche Motoren gelten daher als besonders

sauber. Der Grund für das Ausbleiben des Signals liegt allerdings darin, dass ältere Motoren u. a. wegen stärkerer Wandeinflüsse sehr viel mehr grobe Teilchen im Bereich von 1 µm und größer erzeugt haben, während diese Teilchen bei den modernen Brennverfahren zumindest nach ihrer Anzahl fast völlig fehlen. In der Opazimetrie wird zur Signalbildung Streuung und Adsorption eines Lichtstrahles ausgewertet. Die dazu benutzte Lichtwellenlänge liegt allgemein im Bereich um 400 nm, während die Teilchendurchmesser im Mittel bei 100 nm liegen. Zudem nimmt die Amplitude des Adsorptionssignals etwa mit der dritten Potenz der Partikelgröße ab, die Empfindlichkeit des Streusignals sinkt noch stärker mit der Partikelgröße. Geht man davon aus, dass Adsorption das dominierende Phänomen für schwarze Partikel ist, so wird es klar, dass von solchen Verfahren im Bereich der Feinstpartikel unter 100 nm kaum mehr eine vernünftige Bewertung erwartet werden kann.

Hinzu kommen bei der Opazimetrie vielfältige Nebeneffekte wie die Abhängigkeit von Partikelfarbe und Partikelform, die zeitliche Zuordnung des Signals sowie Einfluß von Verdünnung, Abkühlung und Verschmutzung, die dieses Verfahren nach modernen Kriterien als nicht mehr geeignet erscheinen lassen.

5 Verbesserung der Verdünnung

Es ist unstrittig, dass die aus dem Abgasstrom entnommene Gasprobe verdünnt werden muß, und zwar möglichst sofort und in einer Weise, die weitere Reaktionen der Inhaltsstoffe möglichst ausschließt. Dies ist eine Grundregel der Abgasmesstechnik. Bei Aerosolen gilt das vor allem deswegen, weil hohe Partikelkonzentration - im Diesel-Rohabgas häufig im Bereich der Sättigung - zu einer sehr raschen Agglomeration führen, was die Größenverteilungs-Spektren verfälscht.

Nach [11] gilt:

$$dN/dt = -\alpha \cdot N^2$$

wobei

N = Anzahlkonzentration

α = ungefähr 10⁻⁹ cm³/sec, eine Konstante

Demnach würden theoretisch bei einer Partikeldichte von 10⁷ innerhalb einer Sekunde 10⁵ Partikel verschwinden, d. h. zu größeren Partikeln agglomerieren, in Wirklichkeit verlangsamt sich der Vorgang natürlich sofort wieder. Man misst daher meist Konzentrationen um 10⁶.

Eine hohe und rasch einsetzende Verdünnung, und zwar auf Werte, die wesentlich über den Verdünnungsraten des sogenannten Verdünnungstunnels (5 - 10) liegen, ist daher das A und O der Aerosol-Messtechnik.

Dazu sind verschiedene Wege gangbar. Eine besonders interessante Lösung aus der Entwicklung der ETH/Zürich [7] wird in den BILDERN 7 und 8 dargestellt:

Mit diesem sehr handlichen Apparat, der sich auch für die Feldmessung eignet, wird Abgas in diskreten Portionen der konditionierten Verdünnungsluft zugemischt. Das Verfahren liefert nach [12] eine sehr zufriedenstellende Linearität im Verdünnungsbereich 1 : 20 bis 1 : 4000, die für sehr unterschiedliche Test-Aerosole und Verbrennungsmotoren (Öl-, Kohle-, Holzfeuerung) nachgewiesen wurde.

Damit ist es einerseits möglich, das gewünschte Ziel einer raschen Verdünnung aus dem konzentrierten Abgas zu erreichen. Andererseits kann die gleiche Einrichtung bei geringer Verdünnungseinstellung dazu verwendet werden, um quasi zeitgleich den Partikelgehalt im Hintergrund, also in der Umgebungsluft zu messen, der in der Regel bei etwa 10³ bis 10⁴ 1/cm³ liegt - in Verbrennungsmotor-Laboratorien ist häufig mit Störungen und

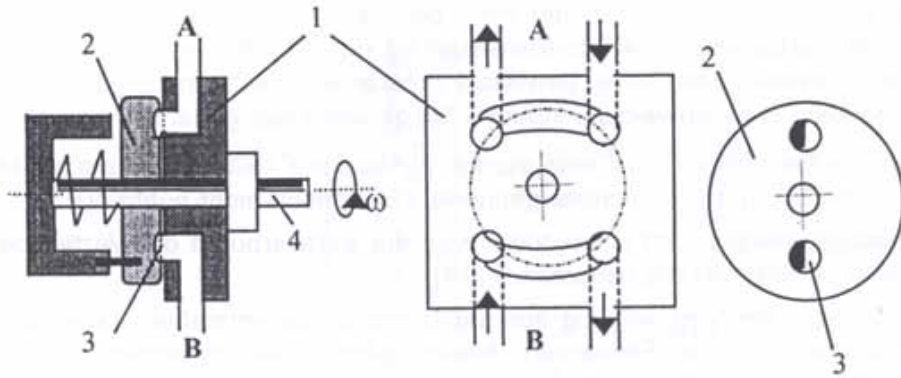


BILD 7 VERDÜNNUNGSKARUSSELL

- A Messgas (unverdünnt)
- B Verdünnungsluft
- 1 Grundkörper
- 2 rotierende Scheibe
- 3 Scheiben Kavitäten
- 4 Rotationsachse

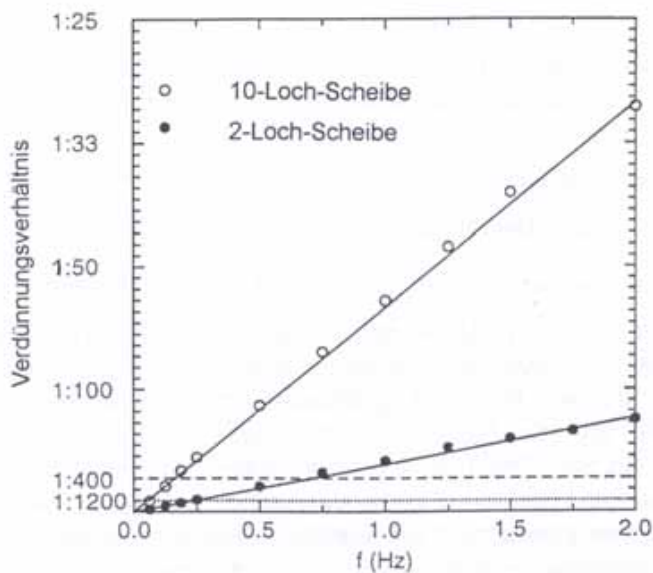


BILD 8
VERDÜNNUNG IN ABHÄNGIGKEIT
DER SCHEIBENDREHZAH n
UND DER ZAH DER KAVITÄTEN

daher erhöhter Hintergrundkonzentration zu rechnen, so dass diese für die Bewertung der Messergebnisse nach Möglichkeit auch herangezogen werden sollte. Voraussetzung für die "Ambient"-Messung ist natürlich eine entsprechend empfindliche Sensorik.

6 Größenverteilung der Partikel

Da die Bewertung der Partikel in hohem Maß von ihrer Größe abhängt, muß in einer zukunftsorientierten Partikelmesstechnik unbedingt die Größenverteilung (Klassierung) erfasst werden. Je nachdem, ob der Teilchengröße die Zahl der Teilchen oder ihre Oberfläche oder aber ihre Masse zugeordnet werden, ergeben sich sehr unterschiedliche Aussagen.

Bezüglich der Anzahlkonzentration findet man bei vielen Dieselmotoren sehr ähnliche Verteilungen, die weitgehend einer Normalverteilung um 100 nm entsprechen. Es gibt jedoch vielerlei Hinweise, dass unter gewissen Umständen die Verteilungen von dieser Regel außerordentlich stark abweichen können. Einige seien hier genannt:

- Bei kleinen Gerätemotoren wird eine starke Verlagerung des Spektrums zu kleinen Partikeln hin beobachtet [Versuchsergebnisse VERT, noch nicht publiziert].
- Bei Ottomotoren (Benzin- und Gasbetrieb) wird der Schwerpunkt der Verteilung häufig im Bereich um 20 - 30 nm beobachtet [14].
- Metalloxide, die in der Verbrennung aus der Dampfphase entstehen - aus Additiven oder auch aus feinen Abrieb-Elementen - bilden Primärpartikel im Bereich von 10 - 20 nm, die kaum agglomerieren und so Einzel-Peaks bilden können [10].
- Bei großen Motoren (Zylinderdurchmesser ca. 300 mm) hat *Mollenhauer*/TU Berlin wesentlich kleinere Partikel beobachtet als bei typischen LKW-Motoren, was auf eine Veränderung der Partikel in der Expansionsphase hindeutet, wie dies auch von anderen Autoren wie *Lepperhoff*/FEV beschrieben wurde.
- Bei Diesel-Hochdruckeinspritzung (Common Rail) wird eine Tendenz zur Verkleinerung der Partikel beobachtet [13].
- Bei manchen Motoren, insbesondere Kammer-Motoren, wird eine sehr starke Abhängigkeit der Größe von der Last beobachtet (Versuchsergebnisse VERT, noch nicht publiziert).

Zur Bestimmung der Größenverteilung bis hin in den submikronen Bereich hat die Aerosoltechnik vielfältige Verfahren bereitgestellt, die hier nicht im einzelnen beschrieben werden sollen. Dazu gehören vor allem:

- Impaktoren (Andersen Impaktor, Berner Niederdruck-Impaktor, ELPI)
- Klassierung im elektrischen Feld nach Beladung von Partikeln (EAM, SMPS)

Zum Aufbau der Geräte und der physikalischen Funktion sei auf [15] verwiesen.

Die Aussagen dieser Messtechnik bezüglich der Partikelgröße und ihrer Verteilung sind aus folgendem Grund nicht ohne weiteres miteinander vergleichbar: Rußpartikel sind keine kugelförmigen Strukturen, sondern bizarre Agglomerate [23] aus relativ dichten, eher kugelförmigen Einzelpartikeln, die aber nur als Grundbaustein zu verstehen sind. Es macht daher von Anfang an keinen Sinn, nach einem eigentlichen Durchmesser zu fragen. Auch bestimmen die genannten Verfahren nicht den wirklichen Durchmesser im Sinn einer optischen Bewertung einer geometrischen Gestalt, sondern sie bestimmen die Größe der Teilchen aus deren Bewegungsverhalten im Testgas unter Einwirkung von Feldkräften und Trägheitswirkungen. Im einfachsten Fall erfolgt die Trennung durch Sedimentation, die äußere Kraft ist dann die Erdanziehungskraft, unter deren Wirkung Teilchen unterschiedlichen Luftwiderstandes unterschiedlich schnell absinken. Bei den Impaktoren wird die Größe aus dem Verhältnis von Strömungswiderstand und Massenkraft abgeleitet, es ergibt sich daraus der sogenannte aerodynamische Durchmesser, der von der Dichte der Teilchen abhängt. Man ordnet das Ergebnis in der Regel einer Dichte 1 zu.

Bei der Größenanalyse im elektrischen Feld wird der sogenannte Mobilitätsdurchmesser aus dem Verhältnis des Strömungswiderstandes zur elektrischen Anziehungskraft eines über eine Ionenquelle aufgeladenen Teilchens bestimmt. Dieses Verfahren ist unabhängig von der Dichte der Teilchen.

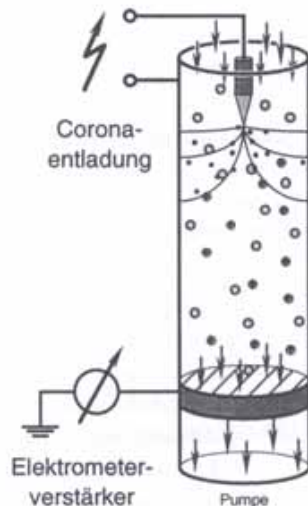


BILD 9: DAS DIFFUSIONS AUFLADUNGS (DC) VERFAHREN [7] ZUR OBERFLÄCHENBESTIMMUNG VON PARTIKELN

$$\frac{i_{DC}}{i_0} = \text{const} \times \pi R^2 N(R)$$

- i_{DC} = Signalstrom
- i_0 = Entladungsstrom
- R = Partikelradius
- $N(R)$ = Anzahlkonzentration

Das Verfahren ist unabhängig von der chemischen Natur der Teilchen, d. h. Rußteilchen werden bei gleicher Fuchs-Oberfläche gleich bewertet wie Metalloxid-Teilchen oder Kondensate.

Kommt die Gasprobe, schmalbandig klassiert, bereits aus einem Größen-Analysator, kann man also davon ausgehen, dass es sich um ein quasi monodisperses Aerosol handelt, so kann bei Kenntnis der fraktalen Dimension der Partikel aus der Fuchs-Fläche auch auf die Anzahl geschlossen werden, so dass sich ein eigentliches Partikelzählverfahren erübrigt.

Verfahren dieser Art sind heute intensiv in Entwicklung [2] und werden möglicherweise Kernbaustein zukünftiger Geräte-Generationen sein.

7.3 Chemische Eigenschaften der Partikel

Es kann nicht gleichgültig sein, ob es sich bei den Partikeln um Rußpartikel aus der Verbrennung handelt, die möglicherweise sehr hoch PAK-belastet sind oder aber um Metalloxide oder mineralische Partikel oder Kondensate, schließlich vielleicht sogar nur um winzige Wassertröpfchen. Ein modernes Aerosol-Messverfahren, das die Emission eines Motors charakterisiert, muß unbedingt zu dieser Unterscheidung Hinweise liefern.

Weder die gängigen Verfahren der Größen-Analytik wie ELPI und SMPS noch Kondensationskernzähler oder DC-Verfahren liefern dazu Hinweise. Aus den Entwicklungen der ETH Zürich ist jedoch ein Sensor hervorgegangen, der dazu sehr interessante Aussagen liefert, der sogenannte Photoelektrische Sensor (PAS) [7, 11]. Bei diesem Prinzip wird das Verfahren der photoelektrischen Aufladung nach BILD 10 benutzt

Das Aerosol wird mit ultravioletten Licht wählbarer Wellenlänge bestrahlt. Je nach ihren Oberflächen-Eigenschaften emittieren die Partikel nun Elektronen oder auch nicht. Interessanterweise hat sich gezeigt, dass Rußpartikel aus der Verbrennung auf diese Bestrahlung intensiv reagieren (hoher photoelektrischer Yield als kennzeichnende Größe für die chemischen Eigenschaften des Partikels), wobei der Eindruck entsteht, dass die Elektronen-Emission der Menge an adsorbiertem PAK-Material entspricht. Andererseits liefern Kondensate oder Metalloxide in diesem Sensor kaum ein Signal.

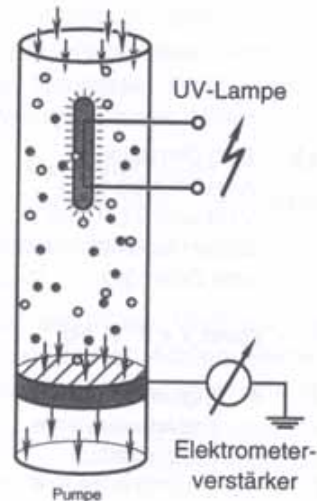


BILD 10: PHOTOELEKTRISCHE AUFLADUNG [7, 11]

$$\frac{i_{PC}}{i_{hv}} = \text{const} \times \pi R^2 N(R) \alpha Y$$

- i_{PC} = Signalstrom
- i_{hv} = Photonenstrom
($h\nu = 6.0 \text{ eV}$, $\lambda = 207 \text{ nm}$)
- R = Partikelradius
- $N(R)$ = Anzahlkonzentration
- α = Lichtabsorptionskoeffizient
- Y = Photoelektrischer Yield

Grundsätzlich ist das Signal des Sensors, der ja sehr ähnlich aufgebaut ist wie der DC-Sensor, proportional dem Produkt aus der Partikel-Oberfläche x dem photoelektrischen Yield. Dividiert man die beiden Signale durcheinander, so fällt die Oberfläche heraus, es bleibt nur die Aussage zum photoelektrischen Yield und damit ein wertvoller Indikator zur chemischer Charakterisierung der Oberfläche, wie BILD 11 zeigt.

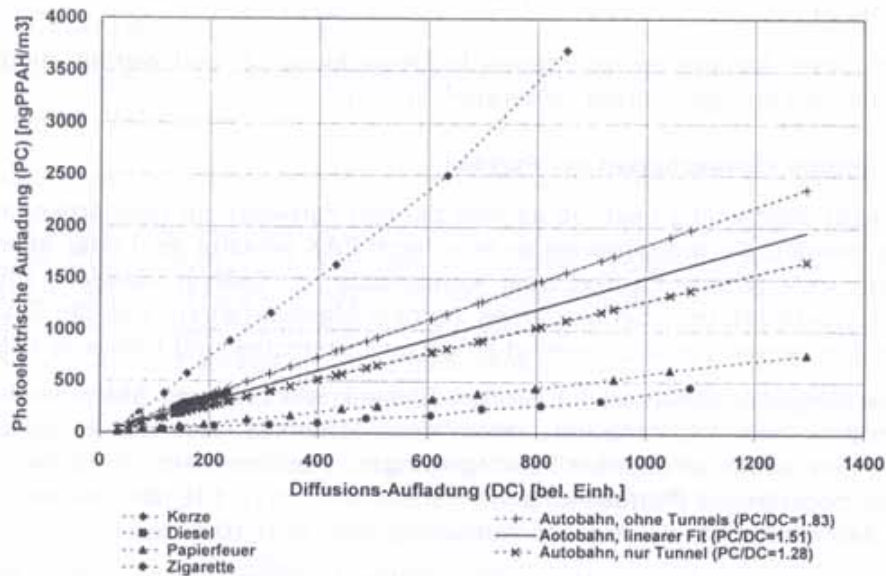


BILD 11 KOMBINATION VON PAS- UND DC-VERFAHREN

Man erkennt, dass unterschiedliche Verbrennungsprodukte unterschiedlich reagieren, d. h. man kann aus dieser Signalauswertung schließen, ob es sich bei dem Aerosol um Diesel-Aerosol, um Verbrennungsprodukte von Holz oder Zigaretten oder um Nicht-Verbrennungs-Aerosole handelt. Diese Charakterisierung kann im Sinn einer Kalibrierung weiter getrieben werden, so dass eine recht gute Quellenzuordnung möglich werden könnte.

8 Messgenauigkeit

Die Messgenauigkeit der gängigen Feinpartikel-Messtechniken wurde in [19] untersucht. Die Ermittlung der Partikelgröße erwies sich dabei als sicherer als die Bestimmung der Konzentration. Als genaueste Methode im Vergleich heute käuflicher Geräte zeigte sich das SMPS-Verfahren von TSI, wobei bezüglich der Anzahlkonzentration für Dieselpartikel Streuungen (Standard-Abweichungen) im Bereich von 10 – 20 % ermittelt wurden, während bei Benzinmotoren die Streuungen 50 % erreichen können.

In Vergleichen dieser Art ist natürlich eine Vielfalt von Einflüssen zusammengefasst, die nicht nur von der eigentlichen Gerätetechnik und der Handhabung der Verfahren abhängen, sondern auch von der "Tagesform" der Motoren und Treibstoffe.

Eine saubere labortechnische Untersuchung zur Genauigkeit des SMPS-Gerätes, wie sie in [20] gegeben ist, liefert Genauigkeiten im Prozentbereich, die auf das große Potential dieser Messtechnik hinweisen.

9 Transientfähigkeit

Die Bestimmung von Größenspektren erfordert in der Regel eine gewisse Zeit, bei vielen Messverfahren sind eine bis mehrere Minuten erforderlich, d. h. solche Verfahren sind von Haus aus nicht transientfähig. Legt man sich bei diesen Größenanalysen allerdings auf eine gewisse Größenklassen fest, die zu verfolgen ist, so lassen sich rasche Vorgänge, wie dynamische Fahrzyklen, durchaus verfolgen. Es müssen dann zur Bestimmung der Spektren und derer Veränderung mehrere Analysatoren parallel geschaltet werden [21].

Während die Aufgabenstellung in Echtzeit zu messen für die Motorentwicklung und für die Bewertung sehr wichtig ist, dürfte es andererseits in vielen Fällen genügen, anstelle eines kompletten Größenspektrums nur ein einziges Signal für eine zusammengefasste Klasse, beispielsweise alle Submikronpartikel, zu bilden.

Bei Einsatz des oben beschriebenen PAS-Sensors ist diese Möglichkeit verfahrensinherent gegeben, da dieses Verfahren, wie in [7] beschrieben, bei Teilchen $> 1 \mu\text{m}$ kaum mehr ein Signal liefert.

Die Signalbildung dieser Sensoren ist schnell und genügt für eine transiente Erfassung der Partikelemission durchaus, wie BILD 12 am Beispiel eines Fahrzyklus zeigt

10 Kalibrierung und Rückführbarkeit

Ohne Kalibriermöglichkeit keine Messung. In der Aerosoltechnik hat es sich eingebürgert, die Messverfahren mit Test-Aerosolen zu überprüfen, die entweder als Salzkristalle oder als Tröpfchen schwerflüchtiger Öle vorliegen und durch Klassierung in monodispersen Schritten abgearbeitet werden können oder aber von vornherein bereits in einer bestimmten Größe erzeugt werden.

Für die Kalibrierung des Diesel-Aerosols ist ein neues Verfahren bekannt geworden [22], an dem das Eidgenössische Amt für Messwesen, EAM/Wabern, arbeitet. Dabei wird typischer Verbrennungsruß in einer sehr genau kontrollierten Flamme erzeugt, wobei das Größenspektrum durch die Verbrennungsbedingungen, Verweilzeit und Temperatur gezielt beeinflusst werden kann.

Ein solches Verfahren ist sehr eng am eigentlichen Problem angesiedelt und würde vermutlich aus ingenieurmäßiger Sicht gerne akzeptiert, zumal es sich leicht reproduzieren lässt.

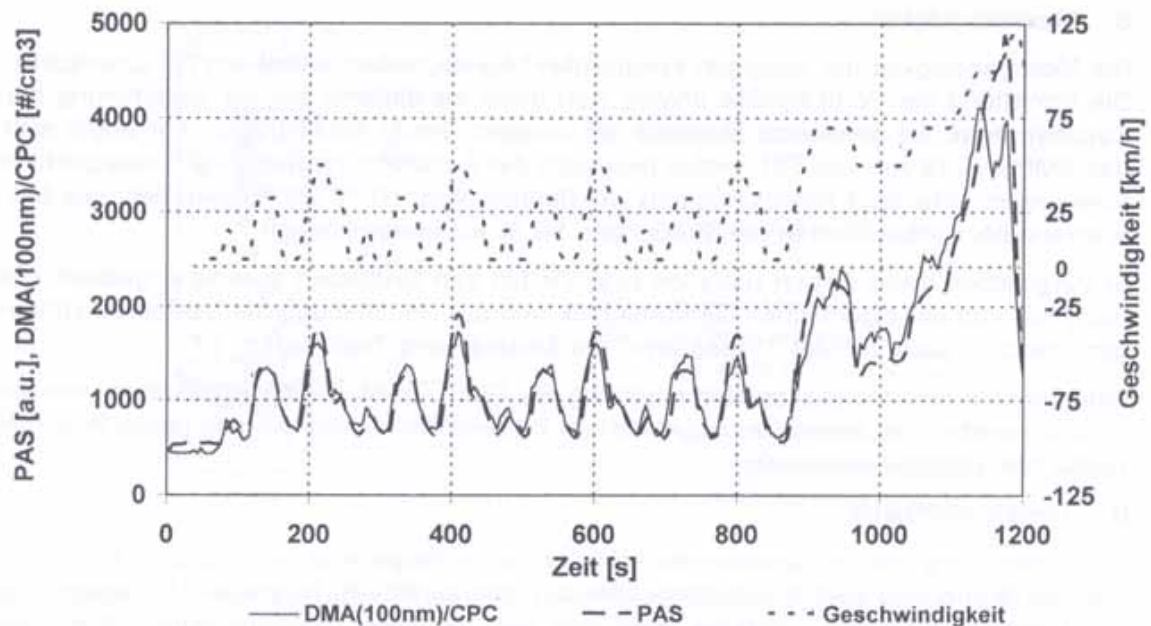


BILD 12 VERGLEICH PAS UND SMPS (100 NM) IM EUROPÄISCHEN FAHRZYKLUS

Andererseits ist eine solche Kalibriermethode noch weit entfernt vom Ideal der Rückführbarkeit von Messgrößen auf Grundgrößen, wie sie nach modernen Regeln immer angestrebt werden sollte. Rückführbarkeit aber verlangt, dass man sich auf eine gewisse stoffliche Referenz einigt. Wenn diese Referenz als Kohlenstoff definiert werden kann, so wäre der Weg zum Nachweis der Rückführbarkeit durchaus gangbar. Die Frage aber, ob dies zulässig ist, bleibt vorläufig offen [25].

11 Hierarchie der Messmethoden für unterschiedliche Anwendung

Es ist nicht zu erwarten, dass alle Messaufgaben zur Erfassung von Aerosolen in motorischen Abgasen durch ein einziges Messverfahren abgedeckt werden können. Vielmehr muß man daran denken, eine gewisse Hierarchie von Geräten aufzubauen, die die Fragestellungen von der Forschung bis zur Fahrzeugkontrolle abdecken.

Für die Forschung liegen heute bereits leistungsfähige und erprobte Geräte vor, die sehr wertvolle Ergebnisse liefern können, aber einige Erfahrung im Umgang mit dieser Materie voraussetzen. Eine Gegenüberstellung der Methoden ist in [24] gegeben. Die Methoden reichen vom Niederdruck-Impaktor über die SMPS-Analyse bis hin zu Time-of-Flight-Analyse und schließlich zu elektronenmikroskopischen Methoden [23]. Diese Geräte sind jedoch meist auf das Labor beschränkt und nicht für die breite Fahrzeugpraxis anwendbar.

Es besteht somit ein Wunsch nach der Entwicklung neuer Geräte, die die anspruchsvolle Anforderung der Größenklassierung im Submikronbereich mit der Bestimmung von Anzahl und Oberfläche verbinden und gleichzeitig in der Lage sind, Hinweise zur Substanz der Partikel zu liefern. Ein erstes solches Gerät entsteht mit der durch das Schweizerische Umweltbundesamt geförderten NanoMetTM-Messtechnik, die die beschriebene Sensorik der photoelektrischen Aufladung und Diffusionsaufladung sowie die Karussell-Verdünnung benutzt und damit zu recht kompakten Gerätesätzen kommt.

Die Grundprinzipien dieser neuen Sensorik werden übrigens nicht nur für die Abgasanalyse eingesetzt, sondern können wegen ihrer großen Empfindlichkeit ($0.1 \mu\text{g}/\text{m}^3$) in gleicher Weise auch für die Analyse des Umwelt-Aerosols, d. h. bei wesentlich geringeren Konzentrationen, verwendet werden. Es gibt sogar bereits ganz einfache Ausführungen, die in der Arbeitsmedizin als portable Sensoren Anwendung finden.

12 Literatur

- [1] UBA Forschungsvorhaben 216 04 001/1
Durchführung eines Risikovergleiches zwischen Dieselmotoremissionen und Ottomotor-emissionen hinsichtlich ihrer kanzerogenen und nicht-kanzerogenen Wirkungen
Dezember 1998
- [2] NanoMet™, ein Gerätekonzept der Matter Engineering AG/Wohlen, Schweiz
Hannover Messe April 1998, Firmen-Unterlagen
- [3] Chemie und Gesundheit
Birgersson, Sterner, Zimerson
VCH-Verlagsgesellschaft mbH, 1988, ISBN 3-527-26455-8
- [4] Ultrafeine (Aerosol)-Teilchen und deren Agglomerate und Aggregate
Messung von Gefahrstoffen, 21. Lfg. X/98, BIA Arbeitsmappe 0412/5
- [5] Influence of Number and Size of Particles on the Health Risk from Diesel and Otto Engines
Heinrich, Boehncke, Mangelsdorf
Technische Akademie Esslingen, Fuels 99
- [6] Preferential Formation of Benzo(a)Pyrene Adducts at Lung Cancer Mutational Hotspots in P53
Denissenko, Pao, Tang, Pfeifer
Science. 274, 430-432 (1996)
- [7] Particle measurement of combustion exhaust and occupational exposure
Matter et al./ETH
Second International ETH-Workshop on Nanoparticle Measurement, 7. August 1998, Zurich
- [8] Effect of Measurement Conditions on Ultrafine Particle Emissions
Lüders
First International ETH-Workshop on Nanoparticle Measurement, 7. August 1997, Zurich
- [9] Real time measurement of combustion aerosol size distribution
Jorma Keskinen,
Tampere University of Technology (TUT), veröffentlicht in: First International ETH-Workshop on Nanoparticle Measurement, 7. August 1997, Zurich
- [10] Partikelfilter für die Nachrüstung von Baumaschinenmotoren
VERT-Abschlußmessungen und Umsetzung
Mayer et al., SAE 1994-01-0116
- [11] Source attribution of combustion aerosol
Siegmann et al./ETH
Second International ETH-Workshop on Nanoparticle Measurement, 7. August 1998, Zurich
- [12] An Accurate Continuously Adjustable Dilution System for Submicron Aerosols,
Hüglin et al.
J. Aerosol Sci., 28/6, 1049-1055
- [13] Characterization of carbon particles in diesel exhaust in relation to environmental protection
Jing/OFMET/Wabern
Congrès International de Métrologie

- [14]]Measurement of number, size and mass of automotive particulate emissions
Hall/Concawe
Second International ETH-Workshop on Nanoparticle Measurement, 7. August 1998, Zurich
- [15] Eigenschaften und Messung von Partikeln im submikronen Bereich
Burtscher/ETH,
Reinraumtechnik, Zürich 1989
- [16] Adsorption of Gases In Multimolecular Layers
Brunauer, Emmet, Teller
J. Am. Chem. Soc., 60. Jg. (1938). S. 309.
- [17] The epiphaniometer, a new device for continuous aerosol monitoring
Gäggeler, Baltensperger et al.
J. Aerosol Sci 20. 557-564, 1989
- [18] The Mechanics of Aerosols
Fuchs, Pergamon Press, Oxford 1964
- [19] A study of the number, size & mass of exhaust particles emitted from european diesel and gasoline vehicles under steady-state and european driving cycle conditions
Concawe, report no. 98/51
- [20] The SMPS, the most widely used nanoparticle sizer
Bischof/TSI
Second International ETH-Workshop on Nanoparticle Measurement, 7. August 1998, Zurich
- [21] Particle emission from gasoline and diesel vehicles
Mohr/EMPA
Second International ETH-Workshop on Nanoparticle Measurement, 7. August 1998, Zurich
- [22] Generation of combustion soot particles for calibration purposes
Jing/EAM
Second International ETH-Workshop on Nanoparticle Measurement, 7. August 1998, Zurich
- [23] Influence of Fuels on the Soot-Particle-Geometry
Franke, Tschöke
Esslingen, Fuels 1999, Jan. 20.-21.99
- [24] Review of Diesel Particulate Matter Sampling Methods
Kittelson, Metan Arnold, Watts
University of Minnesota, January 1999
- [25] Interner VDI/DIN-Ringversuch zur Bestimmung von elementarem Kohlenstoff
Neuroth, Laskus, Dahmann
in: Gefahrstoffe, Reinhaltung der Luft, 59(1999)3

13 Abkürzungen

BET	Adsorptionsverfahren nach <i>Brunauer, Emmett, Teller</i> , DIN 66 131
DC	Diffusionsaufladung
DEHS	Diethylhexylsabatat: $C_{25}H_{50}O_4$
DMA	Differenzieller Mobilitäts-Analysator
EAA	Elektrostatisher Aerosol-Analysator (ältere Technik)
EAM	Eidg. Amt für Messwesen/Wabern
EC	Elementarer Kohlenstoff

ELPI	Electric Low Pressure Impactor
ETH	Eidg. Technische Hochschule Zürich
FEV	FEV Motorentechnik GmbH Aachen
IARC	International Agency for Research and Cancer
MAK	Maximale Arbeitsplatz-Konzentration
NanoMet™	Gerätetechnik der Matter Engineering AG/Wohlen, Schweiz
nm	Nanometer = 10^{-9} m
PAK	Polyzyklisch-aromatische Kohlenwasserstoffe
PAS	Photoemissions-Sensor
SMPS	Scanning Mobility Particle Sizer
TTM	Technik Thermische Maschinen, Ingenieurbüro Niederrohrdorf/Schweiz

Kontaktadresse:

TTM, A. Mayer
 Fohrhölzlistrasse 14b
 5443 Niederrohrdorf/Schweiz
 Tel. 0041(56)496 64 14
 Fax 0041(56)496 64 15
 e-mail: ttm.a.mayer@bluewin.ch

Verfasser

Dipl.-Ing. A. Mayer, TTM
 U. Matter und M. Kasper, ETH Zürich/Schweiz

Das SINOx-System - Weiterentwicklung zur Serienreife

The SINOx-System - development for series application

von Jürgen Zürbig

Die aktuellen EU-Grenzwertvorschläge zielen auf den Einsatz von Abgasnachbehandlungssystemen für schwere Nutzfahrzeuge spätestens ab 2005. Zur Nutzung finanzieller Förderungen sind bereits ab 2001 Systeme zur Absenkung der Partikel- und der NOx-Emissionen erforderlich. SINOx-Systeme sind seit 1996 in Speditionsfahrzeugen mit 12-Liter-Motoren in Betrieb. Das Ziel der derzeitigen Erprobung dieses Systems ist die Serieneinführung der Abgasnachbehandlung für Nutzfahrzeugmotoren ab 2000. Dazu wurden weitere Maßnahmen zur Volumen- und Gewichtsreduktion durchgeführt. Um mit dem System trotz der Verkleinerung hohe NOx-Umsätze realisieren zu können, mußte insbesondere eine weitere Leistungssteigerung des verwendeten SCR-Katalysators erreicht werden.

The latest proposals for the EU legislation for emission control are directed to the application of exhaust gas aftertreatment systems starting 2005. To benefit of tax or financial incentives from 2001 on systems are required to significantly reduce PM and NOx. SINOx-Systems have been operated together with 12l engines by trucking companies since 1996. The current development is aimed to serial application of exhaust gas aftertreatment for heavy-duty vehicles. Therefore measures have been taken to reduce volume and weight and to an integrated system. To enable the system to realize a high NOx reduction, in spite of its lower size, especially a further increase in performance of the applied SCR-catalyst has had to be reached.

1 Gesetzgebung Europa

Die zukünftigen Grenzwerte für die Nutzfahrzeugmotoren sind derzeit (März 99) noch nicht endgültig fixiert. Die für das Jahr 2000 erwartete Stufe EURO 3 ist, sowohl in der Terminierung wie auch in den Grenzwerten, weitgehend sicher. Zwischen Typzulassung und Serieneinführung ist wie bisher ein Zeitraum von einem Jahr vorgesehen. Die bis einschließlich EURO 2 durchgeführte Unterscheidung zwischen Typprüfgrenzwert und Seriengrenzwert wird dabei allerdings nicht mehr getroffen. Ein wesentlicher Unterschied zwischen EURO 2 und 3 ergibt sich außerdem durch die Änderung der Testvorschrift, die z. B. in /1/ beschrieben ist.

Die bei Drucklegung aktuellen Grenzwertvorschläge für ESC und ETC Prüfzyklen für EURO 3 und 4 sind in der folgenden TABELLE 1.1 angegeben. Der Vorschlag für EURO 5 entspricht den Vorgaben für das Enhanced Environmentally friendly Vehicle (EEV).

TABELLE 1 AKTUELLE GRENZWERTVORSCHLÄGE EUROPA

Stufe	Jahr	Test	NOx	NMHC	CO	PM		
EURO 3	2000 / 2001	ESC	5.0	0.66	2.1	0.10	g/kWh	
		ETC	5.0	0.78	5.45	0.16	g/kWh	
EURO 4	2005 / 2006	ESC	2.0	0.25	1.5	0.05	g/kWh	¹⁾
			3.5	0.25	1.5	0.02		²⁾
		ETC	2.0	0.25	4.0	0.03	g/kWh	¹⁾
			3.5	0.25	4.0	0.03		²⁾
EURO 5	2008	ESC	2.0	0.25	1.5	0.02	g/kWh	²⁾
		ETC	2.0	0.25	4.0	0.03	g/kWh	²⁾

¹⁾ EU-Parlamentsvorschlag
²⁾ EU-Ministerratsvorschlag

Stand 12/98

2 Anforderungen

Die Anforderungen an ein Abgasnachbehandlungssystem sind daher in jeder Hinsicht anspruchsvoll [2,3]. Die wesentlichen Anforderungen für die Serieneinführung des SINOx-Systems lassen sich entsprechend TABELLE 2.1 zusammenfassen:

TABELLE 2 SINOX-SYSTEMANFORDERUNGEN

• NOx-Minderung:	> 70 % im ESC-Test;	> 70 % im ETC-Test
• HC-Minderung		
• keine Partikelerhöhung		
• keine Sekundäremissionen		
• Kraftstoff:	handelsüblicher Dieseldieselkraftstoff (S: 0...0.1 %)	
• Abgasgedruck:	max. 100 mbar	
• Abgastemperaturen:	100 ... 550 °C	
• Systemsteuerung:	elektronisch, Anbindung an Motor über CAN-Bus	
• Dauerhaltbarkeit	> 500 000 km	
• OBD-Fähigkeit	entsprechend den Vorschriften	

Neben den Bedingungen der Funktionalität ist die Serienanwendung von zahlreichen weiteren Anforderungen geprägt, die sich aus Kunden-, Fahrzeug-, Dauerhaltbarkeits-, Umwelt-, Produktions- und gesetzlichen Anforderungen zusammensetzen.

Das Ziel der Serienentwicklung ist daher die Darstellung eines serienfähigen Systems unter Beibehaltung oder Verbesserung der bereits nachgewiesenen Funktionalität.

3 Systemkomponenten

Das SINOx-System besteht beim Fahrzeugeinbau aus den Komponenten

- Katalysatorgehäuse mit Katalysator
- Steuerung und Dosierung
- Reduktionsmitteltank,

die gegebenenfalls kombiniert am Rahmen des Fahrzeuges angebracht sind.

3.1 Katalysator

Zelldichte

Beim SINOx-Katalysator wurden auf dem Weg zur Serienreife wesentliche Parameter optimiert. So ist im Zuge der Anpassung des Katalysators an die geforderte Kompakbauweise die Zelldichte von 100 cpsi auf 200 cpsi erhöht und ein Potential für eine deutliche Verkleinerung des Systemvolumens geschaffen worden. Zusätzlich konnte die Aktivität nochmals gesteigert werden, so daß bei der neuen SINOx-Generation mit dem halbierten Katalysatorvolumen der gleiche Basisumsatz erreicht wird.

SIEMENS setzt in seinem SCR-System für Nfz den SINOx -Vollkatalysator ein, da

- der SINOx-Katalysator seine chemische, mechanische und thermische Stabilität, sowie seine vollständige Schwefelunempfindlichkeit im Dauertest auf der Straße bewiesen hat,
- SCR-Trägerkatalysatoren eine schlechtere Tieftemperaturaktivität zeigen (BILD 1) und bisher ihre Dauerhaltbarkeit im Nfz-Einsatz nicht geklärt ist,
- die Kombination mit einem vorgeschalteten Oxidationskatalysator aufgrund der Sulfatisierungsproblematik aktuell zu große Risiken birgt.

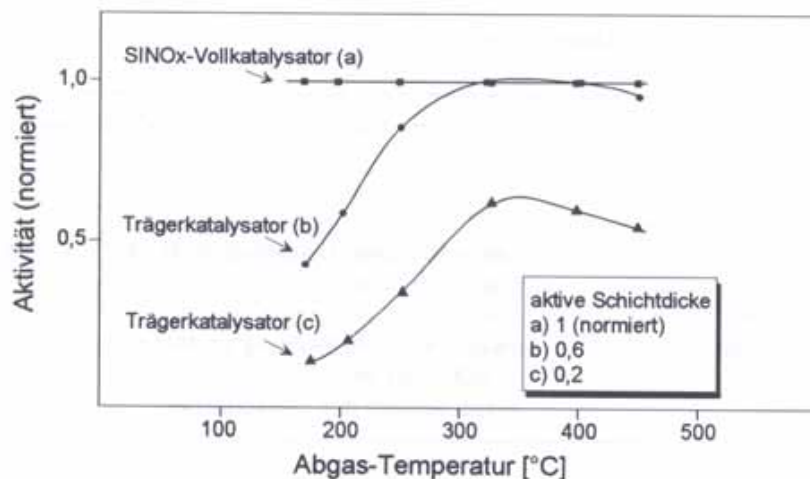


BILD 1 VERGLEICH TRÄGERKATALYSATOR (KERAMIKTRÄGER) UND SINOx-VOLLKATALYSATOR. SCR-AKTIVITÄT ALS FUNKTION DER TEMPERATUR BEI UNTERSCHIEDLICHER DICKE DER AKTIVEN SCHICHT (IDENTISCHE MATERIALZUSAMMENSETZUNG) /3/

Alterung

Das verbaute Katalysatorvolumen muß, da sowohl chemische (durch Ablagerungen von z. B. Motorölbestandteilen) als auch thermische Alterungserscheinungen zu berücksichtigen sind, immer auch eine Reserve enthalten, die diese Alterung über die Laufzeit des Systems ausgleichen kann. Nur so ist über die gesamte Laufzeit der geforderte Mindestumsatz zu erzielen (BILD 2).

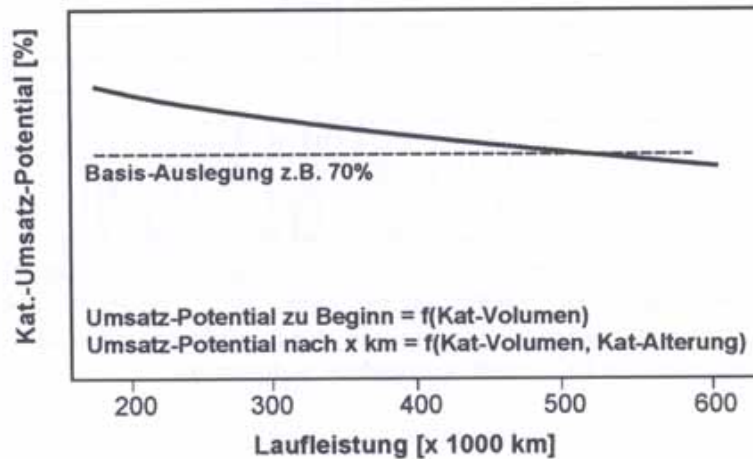


BILD 2 SCHEMATISCHE DARSTELLUNG DER KATALYSATOR-ALTERUNG UND DEREN EINFLUSS AUF DAS UMSATZ POTENTIAL DES KATALYSATORS IM NEUZUSTAND UND NACH EINER BESTIMMTEN LAUFLEISTUNG.

Aufgrund der Erfahrungen aus dem mehrjährigen Fahrversuch [4] liegen die Werte für die Veränderung beim SINOx-Katalysator vor und dienen als Datenbasis für die Auslegung des SINOx-Katalysators und somit die exakte Anpassung des notwendigen Katalysator-Volumens an die geforderte Laufleistung. Untersuchungsergebnisse bis zu einer Laufleistung von ca. 200000 km sind in TABELLE 3 gezeigt.

3.2 Katalysatorgehäuse

Der SINOx-Katalysator befindet sich zusammen mit Einrichtungen zur Verteilung des Reduktionsmittels und zur gleichmäßigen Abgasverteilung auf den Katalysator in einem geeigneten Gehäuse. Dieses Gehäuse wird eigenstabil ausgeführt und kann deshalb flexibler eingesetzt werden. Damit ist es außerdem relativ einfach möglich, die Toleranzen der Keramikteile zu berücksichtigen und im Fertigungsprozeß auszugleichen. Insgesamt ergibt sich ein um 50 Liter verringertes Bruttovolumen und ein um ca. 30 kg verringertes Gewicht beim Vergleich des Katalysatorgehäuses gegenüber dem Fahrversuch.

3.3 Steuerung und Dosierung

Die Systemsteuerung verarbeitet Motorbetriebs-, Katalysator- und Sensordaten und steuert die Systemaktuatoren. Das SINOx-Steuergerät ist dazu mit der Motorelektronik über CAN-Bus verbunden und über diesen auch in der Lage, entsprechende Meß- oder Rechenwerte an die Motorelektronik bzw. den Fahrzeugrechner zu übergeben.

TABELLE 3 AKTIVITÄT DES SINOx-KATALYSATORS IM NEUZUSTAND UND NACH VERSCHIEDENEN LAUFLEISTUNGEN. DARGESTELLT SIND LABOR-UNTERSUCHUNGEN AM AUSGEBAUTEN KATALYSATOR IM BENCH-REAKTOR (ORIGINAL-KAT-GRÖßE) UND DYNAMISCHE MES- SUNGEN IM FAHRZEUG AUF EINER STRECKE VON 63 KM.

	Labormessungen	Messungen im Fahrzeug (38 t)
Laufleistung [km]	Stationär-Umsatz (norm.) im Bench-Reaktor bei 320°C (SV = 25400 1/h)	Umsatz-Messung auf der Fahrstrecke Redwitz-Naila (63 km)
0	1	65 %
132 000	0,974	
150 000	0,957	
188 000	0,947	
204 000		63 %

Die SINOx-Systemsteuerung wurde von Siemens Automobiltechnik in Regensburg entwickelt. Die Konfiguration der sogenannten Dosing Control Unit (DCU), d. h. Steuerung und Dosierung als Systemmodul, hat sich bereits in dem zweiten Fahrversuch, der mit verschiedenen Spediteuren durchgeführt wird, gut bewährt. Für die Serieneinführung wird die DCU noch kompakter aufgebaut.

4 Ergebnisse

Mit dem beschriebenen SINOx-System wurden mit einem 12-Liter Motor entsprechend EURO-2 mit 294 kW die in BILD 3 dargestellten NOx-Minderungs-raten im ESC-Test erreicht. Die Kohlenwasserstoffemission (HC) wird durch das SINOx-System um rund 80% verringert.

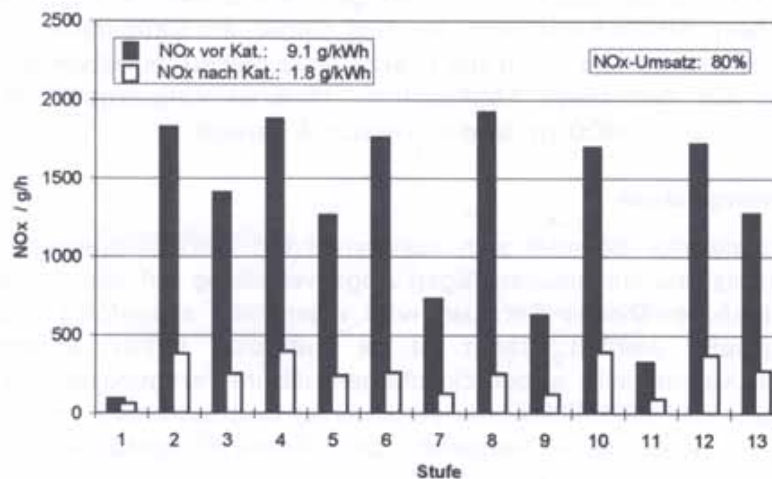


BILD 3 NOx-EMISSION IM STATIONÄRTEST (ESC) VOR UND NACH KATALYSATOR $V_{KAT} = 30$ LTR)

Gleichzeitig wurde mit dieser Kombination aus Motor und SINOx-System mit einem Teilstromverdünnungsverfahren im ESC-Test auch eine Verminderung der Partikelmasse um mehr als 50% durch das SINOx-System ermittelt.

Entsprechend der zukünftigen Gesetzgebung ab 2000 umfaßt die Zertifizierung eines Motors mit Abgasnachbehandlung aber auch den europäischen Transienttest (ETC). BILD 4 zeigt die Ergebnisse in diesem Test für NO_x vor und nach SINO_x-System. Wegen der verwendeten Prüfstandstechnik sind die Schubphasen durch Leerlauf ersetzt.

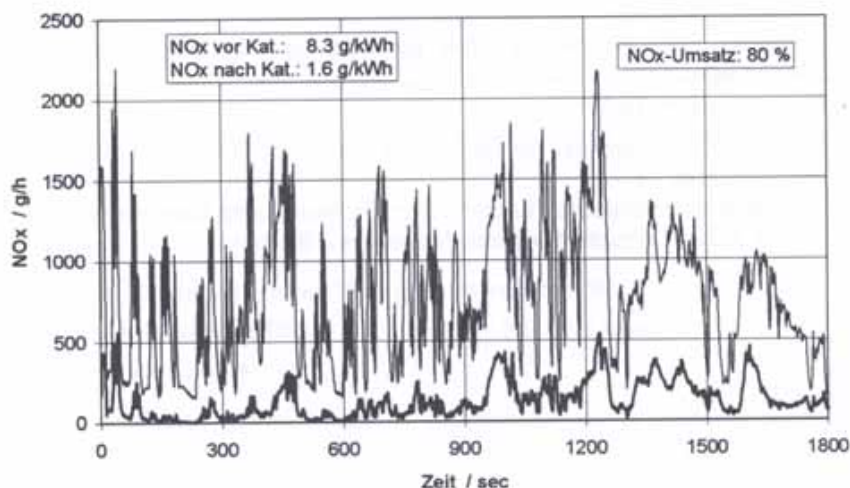


BILD 4 NO_x-EMISSION IM TRANSIENTTEST (ETC) VOR UND NACH KATALYSATOR-SYSTEM ($V_{\text{KAT}} = 30 \text{ LTR}$)

Auch im dynamischen Betrieb wird ein NO_x-Umsatz von 80 % erreicht. Hinsichtlich der Stickoxide sind damit bereits mit heutiger Motorentechnik die niedrigsten der bisher vorgeschlagenen Grenzwerte zu erfüllen. Der Kraftstoffverbrauch bleibt gegenüber demjenigen des Euro-2 Motors unverändert.

5 Zusammenfassung und Ausblick

In ausgedehnten Fahrversuchen mit Speditionsfahrzeugen konnte die Serienreife des Katalysators bestätigt werden. Dabei konnte gleichzeitig das Alterungsverhalten im realen Fahrbetrieb bestimmt und somit die Datenbasis für Serienauslegungen erheblich erweitert werden. Die jüngsten Grenzwertvorschläge machen zunächst die Anwendung eines Partikelfiltersystems erforderlich. Infolge der Verkleinerung und Gewichtsreduzierung ist das gezeigte SINO_x-System auch in Verbindung mit einem Partikelfiltersystem einsetzbar. Ein NO_x-Grenzwert von 2.0 g/kWh ist aus heutiger Sicht ohne SCR-System nicht zu erreichen. Abhängig von den Regelungen zur finanziellen Förderung wird dieser Wert jedoch ab 2005 vom Kunden gefordert und spätestens ab 2008 zwingend vorgeschrieben werden. Für den Endkunden stellt das SINO_x-System dasjenige System dar, das bei hoher Wirtschaftlichkeit, d. h. bei niedrigem Kraftstoffverbrauch, die Forderungen nach niedrigen Stickoxidemissionen dauerhaft erfüllt.

6 Literatur

- [1] *Fränkle, G., Havenith, C., Chmela, F.:* Zur Entwicklung des Prüfzyklus EURO 3 für Motoren zum Antrieb von Fahrzeugen über 3,5 t Gesamtgewicht, 5. Aachener Kolloquium Fahrzeug- und Motorentechnik 1995
- [2] *Fränkle, G., Held, W., Hosp, W., Knecht W., Hofmann, L., Mathes, W., Neufert, R., Zürgb, J.:* SINOx - Ein Abgasreinigungssystem für Nutzfahrzeuge, Wiener Motoren symposium 1997
- [3] *Hofmann, L., Mathes, W., Fischer, S.:* Die Entwicklung des SINOx-Systems für Nutzfahrzeuge zur Serienreife, Wiener Motorensymposium 1999
- [4] *Dölling, W., Mathes, W.:* Pilotprojekt Diesel-DeNOx-Katalysator mit 8 mit GDK-Systemen der Fa. Siemens ausgerüsteten Lkw, Vom Bayerischen Staatsministerium für Landesentwicklung und Umweltfragen gefördertes Vorhaben Nr. 8014-7/32A, Abschlußbericht, November 1998

Verfasser

Dr. Jürgen Zürgb,
Siemens AG, Redwitz

Stickstoffdioxid, NO₂ :

Schlüsselmolekül zur Erfüllung von Euro 4-Normen

Key molecule to meet Euro 4 levels

von Eberhard Jacob

NO₂ ist reaktiver als NO und O₂ und durch katalytische Oxidation von NO in O₂-haltigen Dieselabgasen zu erzeugen.

Es wird über drei Nachbehandlungsverfahren nach dem Prinzip „Oxidation vor Reduktion“ berichtet, bei denen NO₂ eine Rolle als Schlüsselmolekül zukommt:

1. Kontinuierliche Oxidation von Kohlenstoffpartikeln mit NO₂
2. Beschleunigte katalytische Reduktion von NO / NO₂ mit Harnstoff
3. NO_x-Sorptionstechnologie

Die kombinierte Anwendung von 1. und 2. eröffnet die bisher aussichtsreichste Lösung, die für Nutzfahrzeug-Dieselmotoren erheblich verschärfte Euro 4-Grenzwertvorschläge zu erreichen.

Sämtliche Verfahren erfordern einen praktisch schwefelfreien (S < 10 ppm) und wasserstoffreichen (C/H < 6) Dieseldieselkraftstoff.

NO₂ is more reactive than NO and O₂ and attainable by catalytic oxidation of NO in O₂ containing diesel exhaust gases.

Three aftertreatment methods according to the principle „Oxidation before reduction“, with NO₂ acting as a key molecule, are presented:

1. Continuous carbon particle oxidation with NO₂
2. Enhanced catalytic reduction of NO / NO₂ with urea
3. NO_x trap technology

The combined application of 1) and 2) is the most promising solution to meet the proposed very demanding Euro 4 emission levels for HD diesel engines.

However, practical application of these technologies depends on the availability of almost sulfur free (S < 10 ppm) and hydrogen rich (C/H < 6) fuel.

1 Euro 4 - Abgastechnologie für Fahrzeuge mit Dieselmotoren

1.1 Anforderungen

Für schwere Nutzfahrzeuge liegt ein Euro 4 - Grenzwertvorschlag vom 21.12. 1998 vor, der einen extrem niedrigen Partikelgrenzwert vorsieht und damit dem Stand der Partikelminderungstechnologie weit vorausseilt. Die in 2 Stufen angedachte Absenkung des NO_x-Grenzwerts erfordert eine NO_x-Verminderung durch Abgasnachbehandlung. Die Euro 4 - Grenzwerte können rein theoretisch durch eine Kombination von Partikelfilter und NO_x-Abgasnachbehandlung erreicht werden. In der Praxis bedarf eine derartige Kombination einer erheblichen technischen Verbesserung, um Fahrzeugtauglichkeit und Wirtschaftlichkeit auf einen Nfz-spezifischen Entwicklungsstand anzuheben, der verschärfte Grenzwerte für die Geräuschemission, eine Verbesserung des Leistungsverhaltens, eine Verringerung von Kraftstoffverbrauch und CO₂-Emission berücksichtigt.

Euro 4-Grenzwerte (NEFZ) für schwere Pkw und leichte Nfz sind ohne Partikelfilter mit einem Abgasnachbehandlungssystem zur NO_x-Verminderung erreichbar.

1.2 O₂ als Schlüsselmolekül zur Erfüllung von Euro 4 - Normen

Die Verminderung der Partikel- und NO_x-Emission wird durch partielle Oxidation des NO zu NO₂ nach dem Prinzip „Oxidation vor Reduktion“ [1, 2, 3] wesentlich erleichtert. Die erheblich höhere Reaktivität des NO₂ im Vergleich zu der von NO und des im Dieselabgas reichlich vorhandenen Sauerstoffs, eröffnet einer Lösung der Euro 4 – Grenzwertproblematik neue Chancen. NO₂ kann in dreifacher Weise als Schlüsselmolekül für Euro 4 betrachtet werden, da es folgende Reaktionen ermöglicht:

- Kontinuierliche Oxidation der an Filtern abgeschiedenen Rußpartikel (> 270°C)
- Beschleunigte katalytische NO_x-Reduktion mit Harnstoff
- Diskontinuierliche NO_x-Sorption

1.3 NO₂ - Erzeugung durch katalytische Oxidation von NO

NO wird in der Matrix Dieselabgas leicht an Al₂O₃-getragenen Platinkatalysatoren teilweise zu NO₂ oxidiert. Die NO-Oxidationsaktivität wird in Gegenwart von SO₂ vermindert. [4]. Platinkatalysatoren auf SiO₂-Basis (Degussa-Hüls) erlauben hierbei hohe Raumgeschwindigkeiten [3] und werden in ihrer NO-Oxidationsaktivität kaum durch SO₂ inhibiert.

Sämtlichen Typen von NO-Oxidationskatalysatoren ist eine hohe Aktivität gegenüber SO₂ gemeinsam. Die Konversion von SO₂ zu SO₃/H₂SO₄ liegt bei > 80%. Dies führt zu einer Erhöhung der Partikelemission durch Abscheidung von hydratisierter H₂SO₄ auf dem Meßfilter. Bei einem S-Gehalt von 13 ppm im Dieselkraftstoff wird damit der Euro 4-Partikelgrenzwert von 0,02 g/kWh erreicht.

2 Kontinuierliche Rußpartikeloxidation

2.1 Reaktion von NO₂ mit Kohlenstoff

NO₂ reagiert mit hochoberflächigem Kohlenstoff unter wesentlich mildereren Bedingungen als Sauerstoff [5]. Eine Anwendung von NO₂ zur kontinuierlichen Oxidation von an Filtern abgeschiedenen Rußpartikeln wurde von *Johnson-Matthey* als CRT (Continuously Regenerating Trap) -Verfahren appliziert [6, 7]. Die Verflüchtigung der Kohlenstoffpartikel erfolgt gemäß



Die Reaktionsraten sind von Temperatur und NO₂-Partialdruck abhängig. Bei 75 °C findet eine rasche C-Oxidation mit nahezu unverdünntem NO₂ statt [8]. Ab 260-270°C erfolgt Oxidation mit stark verdünntem NO₂ in einer Dieselabgasmatrix [7].

2.2 Prüfstands- und Fahrzeuguntersuchungen

Prüfstandsuntersuchungen an mit CRT-System ausgerüsteten Euro 2 -Busmotoren ergeben eine Partikelverminderung um 80 % im Euro 2 -Prüfzyklus. Nachteilig ist eine an bestimmten Motorbetriebspunkten registrierte starke Geruchsentwicklung (chlorähnlicher Geruch nach nitrosen Gasen). Die kontinuierliche Partikeloxidation ist auch unter schwierigen Bedingungen gewährleistet [9].

Bei Fahruntersuchungen an Bussen wird ein kontinuierlicher Anstieg des Abgasgedrucks festgestellt. Eine regelmäßige Reinigung des Filters ist deshalb vorzusehen. Zum Einsatz eines CRT-Systems im Fernverkehr liegen bisher keine Erfahrungen vor. Für diesen Fall wird mit einer deutlichen Kraftstoffverbrauchserhöhung und einer häufigen Filterreinigung gerechnet [9].

2.3 Entwicklungsbedarf

Da der Einsatz von Rußfiltern bei Nfz im Fernverkehr nicht praxistauglich ist [10], sollte die Entwicklung eines filterlosen Verfahrens versucht werden. Eine Partikeloxidation durch NO₂ bedarf einer zumindest temporären Rußabscheidung, die sicher nur schwierig mit einem höheren Wirkungsgrad zu realisieren ist. Entwicklungsziel ist es, den Gegendruck des Abgassystems im verbrauchsneutralen Bereich zu halten.

Voraussetzung hierfür ist eine deutliche Absenkung der Partikelemission durch motorische Maßnahmen unter Verwendung von nahezu schwefelfreiem und wasserstoffreichem Kraftstoff.

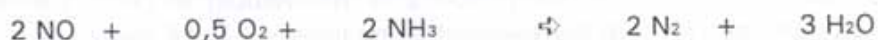
3 Beschleunigte, katalytische NO_x-Reduktion

3.1 Grundlagen

Die Reduktion eines NO/ NO₂ - Gemisches nach



läuft an Titandioxid - getragenen SCR - Katalysatoren bei 200 – 400 °C 4- bis 10- mal schneller ab, als die Umsetzung ohne NO₂ gemäß



Bereits NO₂-Anteile von 25 % führen zu einer bemerkenswerten Verbesserung der NO_x-Reduktionsaktivität, während NO₂-Anteile von 75 % negativen Einfluß auf Aktivität und NH₃-Verbrauch besitzen [2].

3.3 Gesteuerter Diesel – Katalysator für Nutzfahrzeuge (VHRO-System) [2,3]

Ein GD-KAT-System zur NO_x-Verminderung besteht aus einem Voroxidations-Katalysator (V-Kat) zur NO₂-Erzeugung, einem Harnstoffzersetzungs-Katalysator (H-Kat), dem SCR-Katalysator zur NO_x-Reduktion (R-Kat) und einem NH₃-Oxidationskatalysator (O-Kat).

Harnstoffwasser wird als Aerosol auf einem H-Kat aufgesprüht. Der H-Kat fungiert als ein verfahrenstechnisches Multifunktionselement: Verdampfen, Mischen und Hydrolysieren sind seine Hauptaufgaben. Je nach den eingesetzten Aktivkomponenten kann eine Reduktionsaktivität generiert werden, die 10 - 30 % des NO_x-Gesamtumsatzes erbringen kann. Größe, Geometrie, Trägerstruktur und Aktivkomponenten werden so ausgelegt, dass die Zersetzung des Harnstoffs weitgehend vollständig erfolgt.

Der angewandte Dosieralgorithmus für das Reduktionsmittel richtet sich nach dem Grundprinzip der Vermeidung der Speicherung von Reduktionsmittel und Wärme und wird durch die Verwendung hochzelliger Metallträgerkatalysatoren ermöglicht.

Am R-Kat wird nach den oben aufgeführten Reaktionsgleichungen das NO/NO₂-Gemisch zu N₂ reduziert.

Dem R-Kat ist ein NH_3 -Sperrkatalysator (O-Kat) nachgeschaltet, der eine Emission des toxischen NH_3 durch Oxidation unterbindet. Der Katalysator ist bezüglich seiner NO -Oxidationsaktivität (NO_2 -Bildung) inhibiert.

Eine Ausführungsform eines VHRO-Systems für den Fahrzeugeinsatz besteht aus einem V-Kat (4 Liter) in Motornähe. H-, R- und O-Kats (16 Liter) sind im Hauptschalldämpfer integriert. Mit einem System dieser Art werden in den Nfz-spezifischen Motorenzertifizierungstests (ESC, ETC) NO_x -Umsätze von ca. 70 % ohne meßbare Zusatzemission erzielt (Motordaten: 12 Liter Hubraum, 400 PS).

Die kompakte Bauweise des VHRO-Systems ermöglicht seine Integration in bestehende Abgasanlagen.

4 Diskontinuierliche NO_x -Reduktion (NO_x -Sorptionsstechnologie)

4.1 Grundlagen der Sorption und Regeneration

Das im Abgas enthaltene NO wird am Pt des Sorptionskatalysators in reversibler Reaktion durch O_2 zu NO_2 oxidiert, das aus dem Gleichgewicht mit NO und Sauerstoff durch Reaktion mit basischen Metalloxiden unter Metallnitratbildung entfernt wird. Die Sorption wird nach 30 Sekunden beendet und eine Regeneration eingeleitet, die in 2 bis 3 Sekunden mit H_2/CO -Gemisch in einem O_2 -freien Abgas realisiert werden kann. Häufig wird dem Sorptionskatalysator ein V-Kat vorgeschaltet, der unter anderem auch der Erhöhung des NO_2 -Anteils des NO_x dient.

4.2 Applikation

NO_x -Sorptionskatalysatoren werden vorzugsweise für den Einsatz im Pkw-Bereich entwickelt, bei Diesel-Pkw wird im NEFZ 50-55 % NO_x -Reduktion unter Verwendung eines Dieselmotorkraftstoffs mit 10 ppm Schwefelgehalt erreicht [1]. Der Einsatz eines nahezu schwefelfreien Kraftstoffs ist unbedingt Voraussetzung für die Vermeidung einer irreversiblen Desaktivierung durch Sulfatisierung des Sorptionskatalysators, die nur unter drastischen Bedingungen beseitigt werden kann.

Die Regenerationsphase des NO_x -Sorptionskatalysators ist für einen leicht erhöhten Kraftstoffverbrauch verantwortlich.

5 Schlußfolgerungen und Ausblick

Zur Erfüllung der vorgeschlagenen Euro 4-Grenzwerte für Nfz ist nach heutigem Entwicklungsstand nur ein Abgasnachbehandlungssystem denkbar, das Partikelfilter- und SCR-Technologie in Kombination beinhaltet. Mit der SCR-Technologie gelingt es wirkungsvoll, den Zielkonflikt zwischen NO_x - und Partikelemission sowie Kraftstoffverbrauch zu durchbrechen. Nahezu schwefelfreier und wasserstoffreicher ($\text{C}/\text{H} < 6$) Dieselmotorkraftstoff ist die Basis, um die strengen Vorgaben zu erfüllen [10].

Da die Anwendung von Partikelfiltern bei Nfz im Fernverkehr nicht praxistauglich ist, bedarf es der Ausschöpfung aller Möglichkeiten zur Herabsetzung der motorischen Partikelemission und der Entwicklung eines filterlosen Nachbehandlungssystems nach dem Prinzip der kontinuierlichen Oxidation temporär abgeschiedener Partikel durch NO_2 . Das als Oxidationsmittel für Partikel angewandte NO_2 darf keinesfalls emittiert werden, sondern ist ein willkommener Beschleuniger für eine anschließende katalytische NO_x -Verminderung.



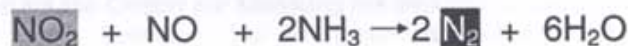
Stickstoffdioxid, NO₂

Schlüsselmolekül zur Abgasreinigung

Kontinuierliche Rußoxidation



Beschleunigte NO_x – Reduktion



Diskontinuierliche NO_x-Sorption



6 Literatur

- [1] E. Jacob „NO_x-Verminderung durch Abgasnachbehandlung“, 2. Dresdner Motorenkolloquium 15. und 16. Mai 1997
- [2] E. Jacob et. al., 19. Intern. Wiener Motorensymposium., Fortschritt-Berichte VDI Reihe 12, Nr. 348, Bd. 1 (1998) S. 366 - 386
- [3] E. Jacob in: A. Leipertz (Hrsg.) Motorische Verbrennung – aktuelle Probleme und moderne Lösungsansätze (IV. Tagung) BEV Heft 99.1, Erlangen 1999 S. 541 - 560
- [4] E. Jacob (MAN Technologie AG), BMFT-Abschlußbericht 01VQ294 (1988) S. 61/62
- [5] W. Becker, Dissertation TH Aachen 1976
- [6] B. J. Cooper, H. J. Jung, J. E. Thoss (Johnson Matthey), US Patent 4, 907, 487 (1988/90)
- [7] B. J. Cooper, J. E. Thoss, SAE 890404 (1998)
- [8] A. R. Chughtai, W. F. Welch, D. M. Smith, Carbon 28 (1990) 411-421
- [9] G. Emmerling, F.I. Zuther in: A. Leipertz (Hrsg) Motorische Verbrennung – aktuelle Probleme und moderne Lösungsansätze (IV. Tagung) BEV Heft 99.1, Erlangen 1999 S. 581 - 597
- [10] K. Schubert, Sonderheft 60 Jahre MTZ, Motortechnische Zeitschrift, März 1999, S. 86 - 89
- [11] M. Krämer, J. Abthoff, F. Duvinage, N. Ruzicka, B. Krutzsch, T. Liebscher, SAE-Paper 1999-01-1328

Verfasser

Dr. Eberhard Jacob
MAN Nutzfahrzeuge AG, Nürnberg

Dieselabgasreinigung mit einem Plasmaverfahren

von S. Müller, J. Conrads und W. Best

Im Beitrag wird ein neues Verfahren zur Abreinigung von Ruß aus Dieselabgasen vorgestellt. Bei dem Verfahren wird ein Plasmareaktor eingesetzt, bei dem das Prinzip einer dielektrisch behinderten Entladung genutzt wird. Die Konfiguration besitzt mindestens zwei Elektroden, von denen eine porös und gasdurchlässig ist.

The contribution relates to a new decomposition method for soot from Diesel engine exhaust. The suggested system comprises a plasma treatment unit based on dielectric barrier discharge, with a configuration containing at least two electrodes, one of which is a porous and gas-permeable electrode.

1 Einleitung

Vor dem Hintergrund zunehmender Umweltbelastungen sind Grenzwerte für Schadstoffemissionen avisiert, die weit über den Stand der Technik hinausgehen. Dies gilt besonders auch für Ruß, da sich nach bisherigen Erkenntnissen an diesem gesundheitsschädliche polyzyklische aromatische Kohlenwasserstoffe anlagern.

Neben den traditionellen Verfahren zur Beseitigung von giftigen Stoffen und von Ruß aus Verbrennungsprozessen ist bereits vorgeschlagen worden, giftige Abgase und Ruß in Niedertemperatur-Plasmen zu behandeln (siehe unter anderen diverse Beiträge in [1]), darunter auch in dielektrisch behinderten Entladungen (DBE). Ganz allgemein zeichnet dieses Plasma sich dadurch aus, daß es bei Umgebungsdruck und Umgebungstemperatur betrieben werden kann. Es sind damit großvolumige oder großflächige Plasmabehandlungen möglich. Durch die Entladungsparameter gesteuert, lassen sich mit gutem elektrischen Wirkungsgrad Ionisations- und Dissoziationsvorgänge durch Elektronenstoß herbeiführen, so daß chemische Verbindungen erzeugt oder vernichtet werden können.

2 Versuchsaufbau

Für die Untersuchungen konnten sowohl synthetische Gasgemische einschließlich Befeuchtung als auch Dieselabgase eingesetzt werden. Das Dieselabgas wird von einem Notstromaggregat bereitgestellt. Dieses ist mit einem luftgekühlten 4-Takt-Einzylinder-Dieselmotor von YANMAR ausgestattet. Der Hubraum beträgt 0,406 l mit einer maximalen Leistung von 6,6 kW und Umdrehungszahl von 3600 U/min. Die dargestellten Ergebnisse beziehen sich auf eine Last von 3 kW und Umdrehungen von 3050 U/min. Für die Plasmabehandlung sind dabei die Abgaszusammensetzung, der Volumenstrom und die Abgastemperatur die wichtigen Parameter. Um Temperaturschwankungen des Abgases etwas ausgleichen zu können, ist ein Thermostat mit einem Wärmeaustauscher dem Reaktor vorgeschaltet. Am Ein- und Ausgang des Reaktors wurden die Temperatur T und der Druck p gemessen; ausgangseitig zusätzlich der Volumenstrom V_s bzw. die Strömungsgeschwindigkeit v . Zur Plasmaerzeugung kam eine Energieversorgung mit sinusförmigen Wechselspannungen im Frequenzbereich von einigen kHz zum Einsatz. Die Energieversorgung gestattet ferner einen Betrieb mit variablen Puls-Pausenverhältnissen. Auf diese Weise ist u. a. eine Leistungsvariation und Anpassung an die Motorlast möglich. Über ein breitbandiges Digitaloszilloskop wurden die anliegende Spannung bzw. die in den Reaktor oder das Entladungsgefäß eingespeiste Leistung gemessen. Neben einem Reaktor bestand die Möglichkeit, mit einer kleinen Entladungskonfiguration zu arbeiten. Dabei wurden verschiedene Bauformen untersucht. Im Reaktorweig liegt zur Regulierung des Volumenstromes ein Bypass.

Für die Analyse der verschiedenen Abgaskomponenten sowohl vor als auch nach einer Behandlung im Plasma kamen ein Quadrupol-Massenspektrometer (QMS) und zwei Gerätesysteme, bestehend aus NDIR (nichtdispersive Infrarotabsorption) und elektrochemischen Meßzellen, zum Einsatz. Eine Analyse von Ruß wurde mit einem Gravimeter vorgenommen.

Für die Untersuchung einiger schwerer Plasmakomponenten war auch ein Plasmamonitor in den Versuchsaufbau integriert.

Die Komponenten NO, NO₂, NO_x, CO, HC und SO₂ können beim vorrangig eingesetzten System NDIR/elektrochem. Meßzelle im ppm-Bereich und CO₂ und O₂ im %-Bereich bestimmt werden.

Der Meßeffect beim NDIR beruht auf der Absorption infraroter Strahlung durch entsprechende Gase in den Wellenlängenbereichen, die für jedes Gas charakteristisch sind. Das von einer Strahlungsquelle ausgehende Licht wird dabei nicht spektral zerlegt. Als Strahlungsquellen dienen Infrarotstrahler, deren gebündelte Strahlung eine Meß- und Vergleichsküvette durchläuft. Beim Durchstrahlen einer Meßküvette wird mit zunehmender Konzentration mehr IR-Strahlung absorbiert und damit das Signal des IR-Detektors verringert. Hinzu kommen eine Temperatur- und Druckkompensation.

Probleme bereiten dabei Querempfindlichkeiten zu anderen Gaskomponenten, insbesondere zu unbekanntem; so daß zur Fehlerminderung verschiedene Meßsysteme eingesetzt wurden.

Für Sauerstoff und CO besteht die Option zur Messung mit elektrochemischen Sensoren. Dabei werden durch eine chemische Reaktion des Prüfgases an einer Elektrodenoberfläche entsprechende Ionen erzeugt. Der Transport dieser Ionen in einer elektrolytischen Flüssigkeit wird als Stromfluß registriert und der Konzentration zugeordnet.

Der Ruß wird über eine isokinetische Sonde auf einem Filter abgeschieden und optisch (Schwärzung) oder durch wiegen einer entsprechenden Konzentration zugeordnet. Auch eine weitergehende chemische Analyse ist damit möglich.

3 Reaktorentwicklung und Ergebnisse

Im Rahmen der Untersuchungen zum Abgasbehandlungssystem für reale Dieselabgase wurden Messungen an kleineren Entladungskonfigurationen, wie im Versuchsaufbau dargestellt, vorgenommen und synthetische Abgasgemische sowie kleinere Volumenströme von Dieselabgas einbezogen. Dabei kamen u. a. Entladungs-Systeme zum Einsatz, die nach einer konventionellen Anordnung von DBE aufgebaut waren. Prinzipiell besteht eine solche Entladungskonfiguration aus zwei Elektroden, von denen mindestens eine mit einer Isolierstoffschicht versehen sein muß, um den Entladungsstrom zu begrenzen. Die Formgebung kann planar oder coaxial sein, wobei zwischen den beiden Elektroden ein Abstand von einigen zehntel bis zu einigen mm bestehen kann. Der Behandlungsraum befindet sich zwischen den beiden Elektroden, wo ein Plasma ausgebildet wird. Zur Behandlung strömt das Abgas an einem Ende des Behandlungsraumes ein und an dem anderen Ende aus. Es hat sich nun gezeigt, daß bei solch einer konventionellen Anordnung für eine erfolgreiche Plasmabehandlung von Ruß die Verweildauer im Plasma viel zu kurz ist. Das hätte bei solcher Konfiguration zu einer unangemessenen Vergrößerung der Reaktorgeometrie mit verschiedenen anderen Nachteilen geführt. Zur Lösung des Problems wurde eine Anordnung entwickelt, bei der Elemente der Filtertechnik in das Prinzip der DBE einbezogen wurden. Ein solcher Aufbau ist in BILD 1 schematisch dargestellt. Von den beiden den Behandlungsraum ausbildenden Elektroden ist eine porös. Das Abgas strömt an einem Ende des durch die zwei Elektroden gebildeten Behandlungsraumes ein, wobei das andere Ende verschlossen ist, und durch die poröse Elektrode aus. Die poröse Elektrode ist so gestaltet, daß sie für gasförmige Bestandteile durchlässig ist, aber für die Rußpartikel als Filter wirkt und diese zurückhält. Im Behandlungsraum wird mit einer Wechselspannungsversorgung ein Plasma unterhalten.

Die poröse Elektrode besteht in der praktischen Ausführung aus einem elektrisch leitfähigen Siliziumkarbid der Fa. Th. J. Heimbach GmbH & Co. Dabei handelt es sich um Filterelemente, die eine sehr hohe Temperatur-, Korrosions- und Thermoschockbeständigkeit besitzen. Die Elemente haben zudem eine hohe Porosität, so daß eine sehr gute Durchströmbarkeit gewährleistet ist. Die Porenverteilung ist in BILD 2 dargestellt. Der Reaktor besitzt 47 parallel betriebene Kanäle, die den Behandlungsraum bilden. Die entsprechenden Gegenelektroden zum SiC bestehen aus Metallstäben mit einer Aluminiumoxid-Keramik als Dielektrikum. Das Plasma wird mit einer sinusförmigen Wechselspannungsversorgung bei 9 kHz und mit variablem Puls-Pausenverhältnis betrieben. So kann die in das Plasma eingespeiste Leistung gut angepaßt werden.

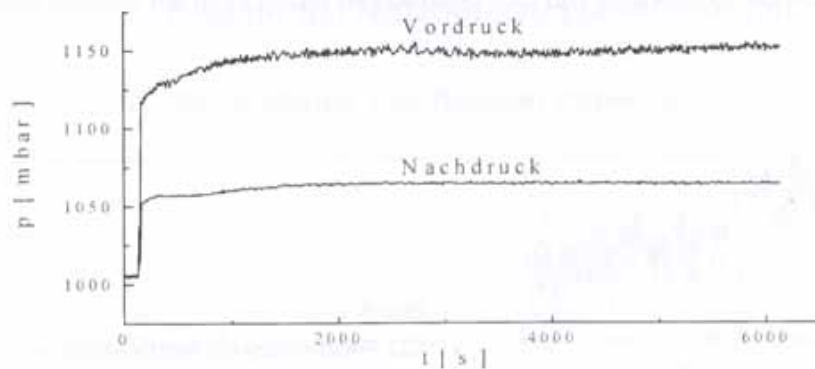


BILD 3 VERLAUF DES DRUCKES BEI PLASMABEHANDLUNG IM DIESELABGAS

In BILD 4 ist die CO-Konzentration für drei unterschiedliche Verhältnisse mit der Rohemission dargestellt. Darin wird die Erzeugung von CO als auch die Steuerbarkeit des Abbaus deutlich.

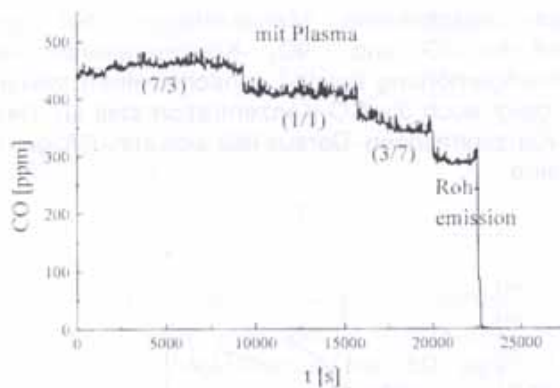
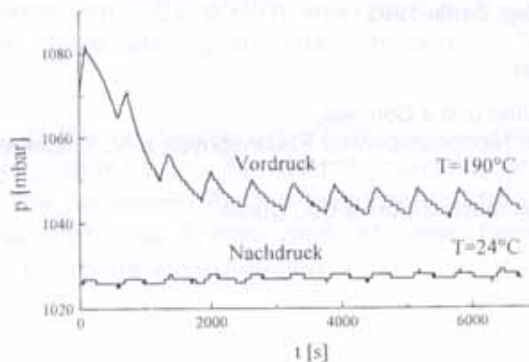


BILD 4
CO-KONZENTRATION BEI UNTERSCHIEDLICHEN
PULS-PAUSENVERHÄLTNISSEN MIT PLASMA-
BEHANDLUNG IM ABGAS

Inwieweit bei der Plasmabehandlung im Dieselabgas auch CO_2 entsteht, läßt sich anhand der gemessenen Konzentrationen schwer entscheiden, da die vom Motor abgegebene Konzentration im %-Bereich liegt. Zur Klärung solcher Fragen und zum Verständnis des Abbauprozesses wurden weitere Versuche zur Abreinigung eines bereits mit Ruß beladenen Reaktors durchgeführt. Durch den Reaktor strömt in diesem Fall Luft aus einer Kompressorstation (mit schwankendem Druck). BILD 5 zeigt den Abreinigungseffekt anhand der Druckverläufe. Nach relativ kurzer Zeit kann ein konstanter Vordruck nach Abreinigung verzeichnet werden.

BILD 5
VERLAUF DES DRUCKES BEI PLASMA-
BEHANDLUNG IN LUFT – BELADENER
REAKTOR



Die Dauer der Abreinigung hängt dabei vom Beladungszustand des Reaktors vor der Behandlung ab. Es eröffnet sich damit auch die Möglichkeit einer Abreinigung an der Umgebungsluft. Als Zersetzungsprodukt konnte bei der Abreinigung mit Luft wiederum CO nachgewiesen werden. Zusätzlich wurde die Entstehung von CO₂ beobachtet. BILD 6 zeigt ein solches Beispiel.

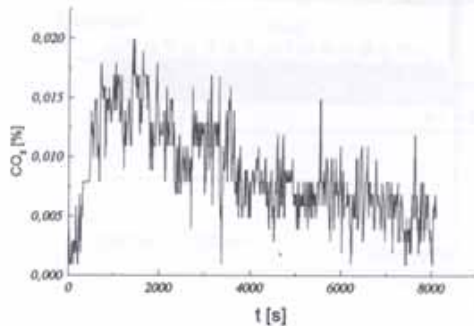


BILD 6
CO-PRODUKTION BEI ABREINIGUNG IN LUFT

Wegen der auf den Prozentbereich ausgelegten Meßeinrichtung erscheinen die Signale stark verrauscht. Es sind aber deutlich Konzentrationen im Bereich von 100 ... 150 ppm erkennbar, die damit im gleichen Bereich wie die CO-Konzentrationen liegen. Es ist anzunehmen, daß dies auch im Fall der direkten Behandlung im Abgas so ist, aber im starken Signal der Rohemission überdeckt wird.

Zur Klärung des Abbauprozesses wurden verschiedene Manipulationen bei der Plasmabehandlung ausgeführt. In BILD 7 sind die CO- und NO₂-Konzentrationen bei Spannungsmanipulation dargestellt. Eine Spannungserhöhung bewirkt zunächst einen steilen Anstieg der NO₂-Konzentrationen; gleichzeitig steigt auch die CO-Konzentration steil an. Das führt wiederum zu einem starken Abfall der NO₂-Konzentrationen. Daraus läßt sich schlußfolgern, daß am Rußabbau Reaktionen mit NO₂ beteiligt sind.

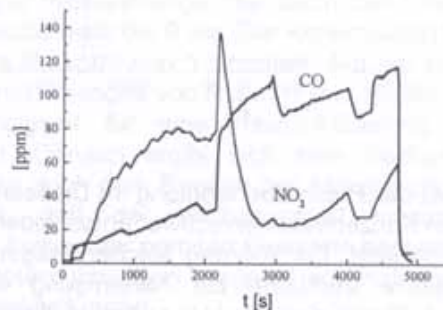


BILD 7
DIE CO- UND NO₂-KONZENTRATIONEN
BEI SPANNUNGSERHÖHUNG

Literatur

- [1] *Penetrante, B. und S. Schultheis*, "Non-Thermal Plasma Techniques for Pollution Control", Springer-Verlag, Berlin 1993

Verfasser

Dr. S. Müller und J. Conrads,
Institut für Nieder temperatur-Plasmaphysik e. V., Greifswald

W. Best,
Th. J. Heimbach GmbH & Co., Düren

Das SCRT[®] System - Die Kombination Partikelfilter mit SCR-Katalysator - ermöglicht die gleichzeitige Verminderung der Partikel- und NO_x-Emission bei Nutzfahrzeugdieselmotoren

von Georg Hühwohl, Bernd Maurer und Gennadi Zikoridse

1 Einleitung

Der EU-Umweltrat hat sich am 21.12.1998 auf neue Grenzwerte für schwere Nutzfahrzeuge geeinigt. Dieser Vorschlag der Kommission stimmt in wesentlichen Punkten mit den Vorstellungen des Parlamentes überein. Hierbei werden die Emissionsgrenzwerte für Stickoxide (NO_x) und Partikel in 2 Stufen abgesenkt. Als Testzyklen werden der neue Europa Stationärzyklus (ESC = European Steady Cycle) und für Fahrzeuge mit Abgasnachbehandlungssystemen zusätzlich der neue Europa Transient Test (ETC = European Transient Cycle) herangezogen.

TABELLE 1 GRENZWERTVORSCHLAG DER EUROPÄISCHEN KOMMISSION VOM 21.12.1998

Jahr	Standard	Zyklus	Partikel (PM in g/kWh)	Stickoxide (NO _x in g/kWh)
2005	EURO IV	ESC	0,02	3,5
		ETC	0,03	3,5
2008	EURO V	ESC	0,02	2,0
		ETC	0,03	2,0

Zur Einhaltung der in TABELLE 1 aufgeführten Grenzwerte wurde aus dem AUTO Oil Programm eine verbesserte Kraftstoffqualität für die EU definiert. Hierbei liegt der maximale Schwefelanteil bei 50 ppm. Leider war bei der Entscheidung zu den Kraftstoffqualitäten noch nicht die Entscheidung der Emissionsgrenzwerte für Nutzfahrzeuge bekannt. Die definierte Kraftstoffqualität paßt eindeutig nicht zu den geforderten Emissionswerten. So wird der im Kraftstoff enthaltene Schwefel beim Einsatz hochaktiver Oxidationskatalysatoren, wie sie beispielsweise im CRT[®]-System Verwendung finden, vollständig zu Sulfaten oxidiert. Die Sulfate wiederum führen zusammen mit dem angelagerten Wasser zur Erhöhung der Partikelmasse. Diese nur durch die Kraftstoffqualität zu beeinflussenden Komponenten führen zwangsläufig zu Emissionswerten, die oberhalb des geforderten Partikelemissionsgrenzwertes liegen. Bei der quantitativen Umsetzung des Schwefels wird bereits bei einem Schwefelgehalt von 14 ppm im Kraftstoff wird der Grenzwert von 0,02 g/kWh erreicht. Ein Ausweg aus dem Dilemma könnte in zwei von der Gesetzgebung zu verabschiedenden Schritten liegen:

- Die Zertifizierung wird langfristig zugelassen mit einer gegenüber der auf dem Markt befindlichen verbesserten Kraftstoffqualität, d. h. der Zertifizierungskraftstoff hat einen Schwefelgehalt von 10 ppm. Die bei realem Betrieb erzeugten Sulfate werden somit nicht im vollen Maße berücksichtigt. Das System muß im realen Betrieb aber auch bei größeren Schwefelgehalten funktionssicher arbeiten.

- Die EU einigt sich auf einen gegenüber dem derzeitigen Beschluss verschärften Grenzwert von 10 ppm für den Schwefelgehalt. Die Umsetzung in den Raffinerien erscheint möglich, denn schon heute gibt es in vielen Ländern diese Qualität. Jedoch ergibt sich hieraus ein hohes Investitionsvolumen für die Mineralölwirtschaft.

Die heutigen Partikelmessverfahren unterscheiden nicht zwischen den festen Rußteilchen und den übrigen Bestandteilen, die zur Partikelmasse beitragen. Die Angabe der undifferenzierten Partikelmasse hat zur Folge, dass beispielsweise das der Schwefelsäure angelagerte Wasser, das zu über 50 % zur Schwefelsäuremasse beiträgt, hinsichtlich des Gefährdungspotentials ebenso kritisch bewertet wird, wie der als krebserregend eingestufte Ruß. Um dieser Fehlbewertung zu begegnen, sollte das Messverfahren neu überdacht werden.

Um die neuen Grenzwerte einhalten zu können, ist nach dem derzeitigen Stand der Technik im Jahre 2005 die Einführung des Partikelfilters und im Jahre 2008 die zusätzliche Einführung eines Systems zur NO_x-Verminderung erforderlich. Dies bedeutet für die Abgasnachbehandlung im Nutzfahrzeug einen ähnlichen Durchbruch wie die Einführung des geregelten Drei-Wege-Katalysators beim Pkw. Diese Entwicklung ist eindeutig politischer Wille [1]. Für die Fahrzeug- und Zulieferindustrie ist es eine große Herausforderung.

2 Antriebssysteme im ÖPNV

Vorreiter für diese Technologien sind die im Innenstadtbereich betriebenen Fahrzeuge, hier insbesondere die Stadtbusse. In diesem Bereich wird seit langem versucht, die Partikelemission deutlich zu vermindern. Da der öffentliche Nahverkehr durch die Länder und Kommunen finanziert wird, ist hier durch entsprechende Förderrichtlinien die Einführung dieser Technologie möglich. Nach dem im wesentlichen durch noch nicht ausgereifte Technologien weitgehend fehlgeschlagenen Rußfiltergroßversuch des Umweltbundesamtes wurde 1995 das CRT[®] System – basierend auf der Technologie des Katalysatorherstellers Johnson Matthey - in Deutschland durch HJS eingeführt [2].

Das CRT[®]-System besteht aus einem speziellen sehr aktiven Oxidationskatalysator und einem nachgeschalteten Partikelfilter. In dem Oxidationskatalysator wird das vom Motor emittierte NO teilweise zu NO₂ oxidiert. Dieses NO₂ wiederum ist Oxidationsmittel für den im Filter eingespeicherten Ruß. Das CRT[®]-System ist somit ein kontinuierlich arbeitendes passives Partikelfiltersystem, das ohne jegliche Elektronik auskommt. Das gesamte System wird im Gehäuse des Serienschalldämpfers in der Abgasanlage integriert. Der gegenüber dem Serienschalldämpfer leicht erhöhte Abgasgedruck ist zumindest bei dem überwiegend niedriglastigen Stadtbuseinsatz auch im Kraftstoffverbrauch nicht messbar nachteilig [2].

Zum Betrieb der Fahrzeuge mit CRT[®]-System wurde eine schwefelarme Kraftstoffqualität als Sonderkraftstoff bereitgestellt. Der Schwefelgehalt betrug zunächst 10 ppm. Mit dieser Kraftstoffqualität liegen nunmehr Betriebserfahrungen mit dem CRT[®]-System über nahezu 4 Jahre vor. Es wurden allein in Deutschland mehr als 1000 Stadtbusse ausgerüstet. Der überwiegende Anteil der Fahrzeuge wird jedoch in Skandinavien betrieben, wo der als Randbedingung erforderliche schwefelarme Kraftstoff als City Diesel flächendeckend verfügbar ist (Sweden Class 1).

Mit dem CRT[®]-System lassen sich schon heute die Partikelemissionsgrenzwerte einhalten, wie sie für EURO IV gefordert werden, wenn entsprechender Kraftstoff verwendet wird. Bei Messungen auf dem Motorenprüfstand lassen sich entsprechend niedrige Emissionen auch bei höheren Schwefelgehalten nachweisen. Dies ist jedoch auf einen Speichereffekt im System zurückzuführen. Die im Katalysator gebildeten Sulfate

können bei einem neuen System über wenige Stunden im Filter gespeichert werden. Somit wird auch bei höherschwefeligem Kraftstoff der Partikelemissionsgrenzwert eingehalten. Doch eine Erfüllung von Grenzwerten über nur wenige Stunden kann nicht das politische Ziel sein.

Der ÖPNV forderte jedoch schon frühzeitig, auch mit Dieselmotoren die hervorragenden Emissionswerte einzuhalten, wie sie von Gasbussen erreicht werden. Dies lässt sich bei einem dieselmotorischen Antrieb jedoch nur durch die Kombination eines Partikelfilters mit einem SCR-Katalysator erreichen. Die Kombination SCR-Katalysator und Partikelfilter wird als **SCRT[®]**-System bezeichnet. Dieses System – wie es nach derzeitigem Stand in ähnlicher Form für jedes NFZ ab 2008 notwendig sein wird – wurde durch HJS bereits vor einem Jahr im Feldversuch getestet.

3 Beschreibung des SCRT[®] Systems

Das SCRT[®]-System sollte für den Einsatz im Stadtbus zusätzlich zur Funktion des Rußfilters auch noch eine Entstickung beinhalten. Schon der Einsatz von SCR-Katalysatoren im Fahrzeug stellt eine heute noch nicht für die Serie gelöste Aufgabe dar. Die derzeitigen SCR-Katalysatoren lassen sich nicht in dem Bauvolumen der heutigen Stadtbusse unterbringen [4]. Ungleich schwieriger ist es, hier zusätzlich noch einen Partikelfilter zu integrieren. Dies erforderte neue Lösungsansätze hinsichtlich des Entstickungsverfahrens.

Bei den heute meist verwendeten Systemen wird als Reduktionsmittel Harnstoff in wässriger Lösung eingesetzt. Das Reduktionsmittel wird meist durch Luft unterstützt in das Abgassystem eingeblasen. Hier muss sich der Harnstoff unter Bildung von Ammoniak zersetzen. Zur Unterstützung dieser Reaktion wird vielfach ein zusätzlicher Hydrolysekatalysator eingesetzt. Verzichtet man auf den Hydrolysekatalysator, so findet die Harnstoffzersetzung direkt auf der SCR-Katalysatoroberfläche statt.

Um das erforderliche Bauvolumen zu vermindern, wird bei dem HJS SCRT[®]-System Ammoniak außerhalb des Abgassystems mit einem Ammoniakgenerator hergestellt. Ausgangsstoff hierfür ist Ammoniumcarbamat. Das gasförmige Ammoniak kann über eine Ringdüse direkt vor dem Filter eingebracht werden. Der Rußfilter des CRT Systems wurde mit SCR-aktivem Material imprägniert. Hierdurch wird schon das Volumen des Rußfilters für die SCR-Reaktion genutzt. Demzufolge muss nur noch ein verhältnismäßig kleiner SCR-Katalysator nachgeschaltet werden. Hier wird ein beschichteter Trägerkatalysator von Johnson Matthey eingesetzt. Nachgeschaltet ist bei dem derzeitigen Aufbau ein kleiner Oxidationskatalysator als „Polizeikatalysator“, der den bei dem noch nicht optimal abgestimmten System eventuell auftretenden Ammoniakslupf nach dem SCR System oxidiert. Der schematische Aufbau des Systems ist in BILD 1 dargestellt.

Die Auslegung des Systems zeigt TABELLE 2. Die hier aufgeführten Volumina gestatten den Einbau des kompletten Systems im Serienschalldämpfer des Citaro, der neuesten Stadtbusgeneration von DaimlerChrysler.

TABELLE 2: AUSLEGUNG DES SCRT[®]-SYSTEMS FÜR DEN MOTOR OM 447 HLA, 12 L, 184 kW

Einheit	Abmessungen	Volumen
Oxidationskatalysator 1	10,5" x 4,5"	6,375 l
→ Ammoniak Eindüsung		
Filter	11,25" x 12"	19,5 l
SCR Katalysator	10,5" x 6"	8,5 l
Oxidationskatalysator 2	10,5" x 3"	4,25 l

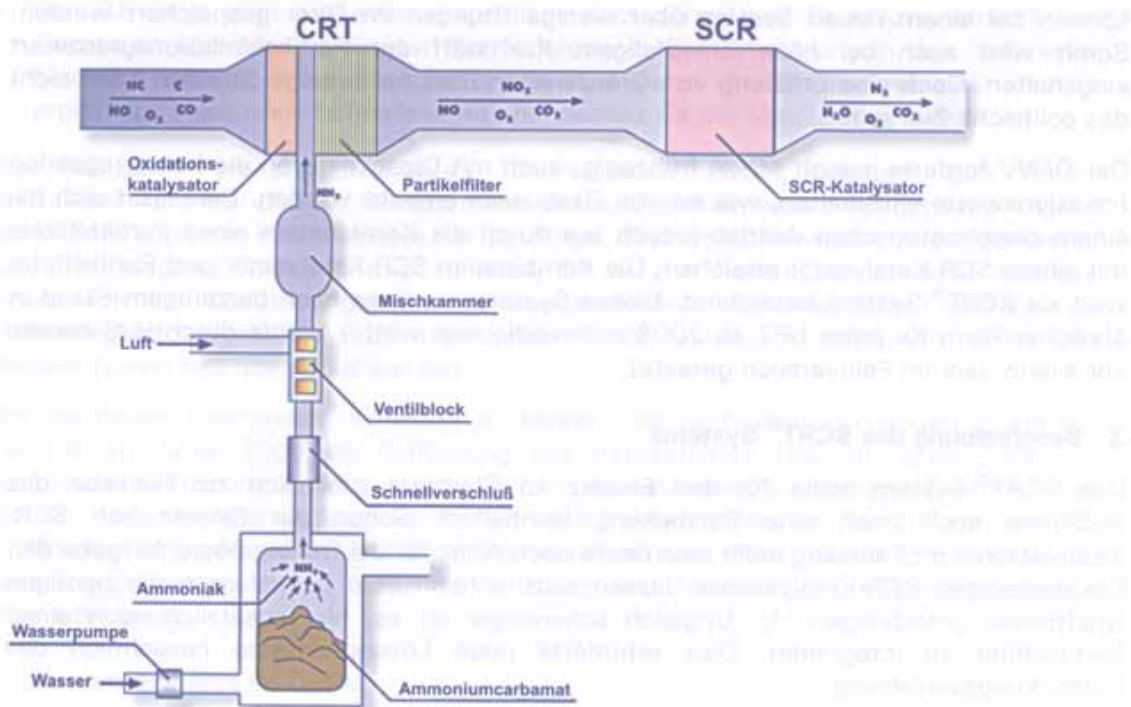


BILD 1 SCHEMATISCHER AUFBAU DES SCRT®-SYSTEMS
(DER DEM SCR-KAT NACHGESCHALTETE OXI-KAT IST HIER NICHT DARGESTELLT)

Der Ammoniakgenerator ist ein vom Motorkühlwasser beheizter Reaktor, in dem Ammoniumcarbamat zersetzt wird. Ammoniumcarbamat zerfällt bei Temperaturen oberhalb von 60 °C vollständig und rückstandsfrei in die gasförmigen Komponenten CO₂ und NH₃. Bei einer Temperatur von 85 °C, die sich in den Motorkühlwassersystemen üblicherweise einstellt, entsteht in dem Generator ein Gasdruck von 3,5 bar. Aus dem Ammoniakgenerator wird das Reduktionsmittel nun mit Hilfe eines Taktventils in das Abgasystem dosiert. Die Dosiereinheit ist in seiner letzten Variante sehr kompakt. Die Abmessungen betragen 50 x 50 x 150 mm. Die Dosierung erfolgt kennfeldabhängig unter Berücksichtigung der Katalysatoraktivität.

Da die Gase NH₃ und CO₂ bei Temperaturen unterhalb der zu dem jeweiligen Druck gehörenden Gleichgewichtstemperatur wieder zu dem Feststoff rekombinieren, ist es erforderlich, die gesamte Dosiereinheit zu beheizen. Dies erfolgt elektrisch. Nach der Dosierung der jeweils erforderlichen Menge wird das CO₂/NH₃-Gemisch in einer Mischkammer mit Luft verdünnt. Hierdurch wird die Rückreaktion zum Feststoff unterbunden, und das Reduktionsmittel kann durch eine unbeheizte Dosierleitung zum Abgasstrang geleitet werden. Die Luftunterstützung verkürzt zudem die Gaslaufzeiten im System, so dass die Dosiereinheit nicht in direkter Nähe des SCR Katalysators angeordnet sein muß.

Vergleicht man die beiden Reduktionsmittel Ammoniumcarbamat und Harnstoff, so kann man beide Stoffe hinsichtlich der Umweltgefährdung als unbedenklich einstufen. Festes Ammoniumcarbamat riecht jedoch schon bei Umgebungstemperaturen stark nach Ammoniak.

Gegenüber dem Einsatz von Harnstoff in wässriger Lösung ergeben sich für Ammoniumcarbamat zudem die folgenden Vorteile:

- Ammoniumcarbamat hat einen um den Faktor 1,8 höheren Gehalt an Ammoniak (volumetrisch), so dass das Volumen des Reduktionsmitteltanks entsprechend kleiner ausfallen kann.
- Harnstoff-Wasserlösung gefriert bei einer Temperatur von -11 °C , dies macht Abhilfemaßnahmen für den Winterbetrieb erforderlich.

4 Prüfstandsuntersuchungen

Im Vorfeld zum Fahrzeugeinsatz des SCRT[®]-Systems waren Prüfstandsuntersuchungen erforderlich. Das SCRT[®]-System sollte an einem EURO II Stadtbusmotor abgestimmt werden. In erster Linie war die Ammoniakdosierung an das NO_x-Kennfeld des Motors anzupassen. Die Abstimmung des Systems erfolgte unter der Randbedingung, dass nach dem SCRT[®]-System kein Ammoniakdurchbruch auftritt.

Auf einem Motorenprüfstand des Forschungsinstituts Fahrzeugtechnik wurden zunächst Kennfelder der Rohemissionen aufgenommen.

Nach Inbetriebnahme des SCRT[®]-Systems wurde für die genannten Betriebspunkte die Reduktionsmittelzufuhr angepasst. Durch geeignete Abgasanalytik wurde der optimale Katalysatorwirkungsgrad ermittelt, wobei sichergestellt werden musste, dass kein Ammoniakdurchbruch auftritt. Es ist notwendig, dass diese Eigenschaft des Systems auch im instationären Motorbetrieb (Last- und Drehzahlsprünge) erhalten bleibt. Dies sollte anhand entsprechender Motorenprüfstandsversuche und der anschließenden Fahrzeugerprobung des SCRT-Systems nachgewiesen werden. Die durch diese Untersuchungen gewonnenen Ergebnisse sollten für die Grundeinstellung der Systemsteuerung verwendet werden.

4.1 Versuchsaufbau

Das SCRT[®]-System wurde am Motorenprüfstand aufgebaut. BILD 2 zeigt das im Abgasstrang des Versuchsmotors installierte SCRT[®]-System. Auf dem Bild sind beide Teilsysteme CRT und SCR zu sehen. Die Einbindung des Systems in den Abgasstrang erfolgte unter Berücksichtigung der Einbauverhältnisse im Versuchsfahrzeug.

Die Versuche wurden an einem Dieselmotor, Typ OM 447 hLA-EURO II durchgeführt. Dieser ist ein Basismotor für die Mercedes-Benz Stadtlinienbusse.

MOTORDATEN:

Zylinderzahl:	6
Bohrung:	128 mm
Hub:	155 mm
Hubraum:	11 967 cm ³
Nennleistung:	184 / 2200 kW/min ⁻¹
Nenn Drehmoment:	1100 / 1100 Nm/min ⁻¹

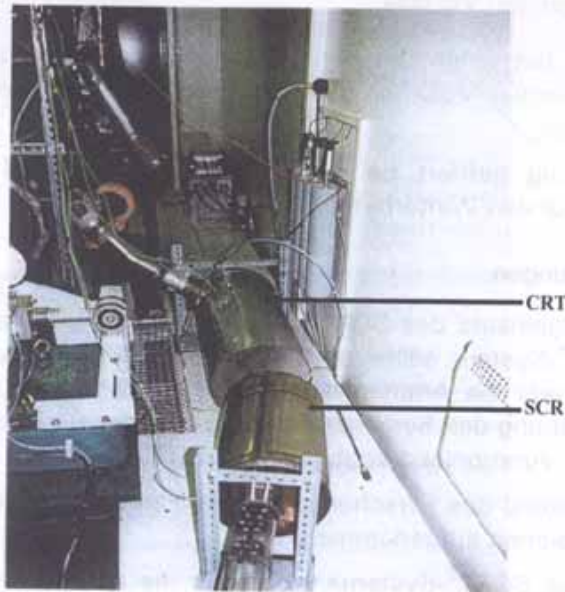


BILD 2 DAS SCRT®-SYSTEM AM MOTORENPRÜFSTAND

Für alle Untersuchungen mit dem SCRT®-System wurde Dieselkraftstoff mit einem Schwefelgehalt von weniger als 10 ppm verwendet.

Bei allen Messungen wurden generell die wichtigen Motordaten wie Drehzahl, Drehmoment, Leistung, Abgastemperatur, Kraftstoffverbrauch, Ladedruck, Ladetemperatur, Abgasgegendruck usw. aufgenommen. Im Abgas erfolgte die Messung der Konzentration von Stickoxiden, Kohlenwasserstoffen, Kohlenmonoxid, Kohlendioxid, Sauerstoff und Partikeln. Nach SCRT®-System wurde der Ammoniak schlupf bestimmt.

4.2 Bestimmung der Rohemissionen des Prüfmotors

Auf dem Motorenprüfstand wurden zunächst Kennfelder der Rohemission des Motors aufgenommen. Die Kennfelder wurden durch 60 Betriebspunkte (jeweils 5 Lastpunkte bei 12 Drehzahlen) gebildet. Für die Kennfeldabstimmung der Ammoniakdosierung in das SCRT®-System war in erster Linie das NO_x - Kennfeld von Interesse. Andere Schadstoffkomponenten und Motorparameter wurden bei dieser Untersuchung ebenfalls gemessen, um Ausgangsinformationen für die Systemoptimierung zu haben.

Bei der Ermittlung der Wirksamkeit des SCRT®-Systems dienen die Rohemissionen als Vergleichsgrundlage. Deshalb wurden diese nach dem derzeit gültigen 13-Stufentest nach ECE R49 ermittelt.

TABELLE 3 zeigt die Ergebnisse des 13-Stufentests des Prüfmotors im Vergleich mit EURO II- und EURO III-Grenzwerten.

TABELLE 3: ROHEMISSIONEN DES VERSUCHSMOTORS IM 13-STUFENTEST NACH ECE R49

	EURO II-Grenzwert [g/kWh]	EURO III-Grenzwert [g/kWh]	Rohemission [g/kWh]
NO _x	7,0	5,0	6,68
CO	4,0	2,5	0,59
PM	0,15	0,1	0,116
HC	1,1	0,7	0,47

4.3 Messung der Emissionen des Prüfmotors mit SCRT[®]-System

Die Emissionen des Versuchsmotors OM 447 hLA mit SCRT[®]-System wurden ebenfalls nach ECE R49 ermittelt. Gleichzeitig wurden Ammoniakschlupfmessungen durchgeführt. In jedem untersuchten Betriebspunkt wurden die Emissionen jeweils mit und ohne NH₃-Dosierung gemessen. Dadurch konnte sowohl die Reduzierung der Abgas-komponenten durch jedes der beiden Teilsysteme (CRT und SCR) als auch die Wirksamkeit des gesamten SCRT[®]-Systems untersucht werden.

Die Optimierung der Reduktionsmittelzufuhr wurde sowohl im stationären als auch im instationären Motorbetrieb (Last- und Drehzahlsprünge) durchgeführt. Ziel der Optimierung war ein maximaler Systemwirkungsgrad bei sicherer Vermeidung eines Ammoniak-durchbruchs.

Am Motorenprüfstand wurden unterschiedliche Last- und Drehzahlsprünge im Kennfeld des Motors durchgeführt. Bei diesen Untersuchungen wurde einerseits die Reaktionszeit des Katalysators auf die schnell veränderlichen Abgasparameter (Abgasmenge, Zusammensetzung, Temperatur usw.) und andererseits die Möglichkeit des Ammoniak-schlupfes untersucht.

Mit Einführung der Euronorm III soll auch ein neuer Testzyklus eingeführt werden. Er besteht aus 13 Stufen mit einer Stufenzeit von jeweils 120 Sekunden. Neben dem Leerlauf wird dieser ESC-Test (European Steady Cycle) in drei verschiedenen Drehzahlen mit unterschiedlichen Laststufen gefahren. Für die Beurteilung des SCRT[®]-Systems wurden auch Untersuchungen nach ESC durchgeführt.

4.4 Auswertung der Messergebnisse

Das SCRT[®]-System vermindert die Emission von Kohlenmonoxid, Partikeln, Kohlen-wasserstoffen und Stickoxiden. Anhand der gewonnenen Ergebnisse wurde der Wirkungsgrad des SCRT[®]-Systems bewertet. TABELLE 4 zeigt die Wirkungsgrade in den einzelnen Stufen des 13-Stufentestes nach ECE R49. Es ist zu sehen, dass bei den CO-Emissionen teilweise die Nachweisgrenze erreicht wurde. Deshalb werden die entsprechenden Wirkungsgrade mit 100 % angegeben [5].

TABELLE 4: WIRKUNGSGRAD DER EINZELNEN STUFEN DES 13-STUFEN-TESTES NACH ECE R49

Stufe Nr.	Drehzahl [U/min]	WG_PM [%]	WG_NOx [%]	WG_THC [%]	WG_CO [%]
1	560	72,12	0,00	58,82	43,14
2	1320	73,53	11,11	64,58	93,59
3	1320	94,96	58,48	91,49	98,70
4	1320	97,31	75,73	95,24	100,00
5	1320	99,31	60,75	98,96	100,00
6	1320	99,47	47,82	98,89	98,28
7	560	99,29	78,63	98,92	98,04
8	2200	99,76	27,56	99,17	100,00
9	2200	99,68	46,41	99,12	100,00
10	2200	99,07	65,29	97,67	100,00
11	2200	99,74	61,43	99,32	100,00
12	2200	99,72	32,24	99,40	100,00
13	560	95,89	77,10	93,88	98,04
Testergebnis ECE R49		97,58	47,72	94,52	97,91

In der TABELLE 5 ist ein Vergleich der Untersuchungsergebnisse nach ECE R49 und ESC mit den derzeit gültigen und den zukünftigen Emissionsgrenzwerten dargestellt.

TABELLE 5: VERGLEICH DER UNTERSUCHUNGSERGEBNISSE MIT DEN GRENZWERTEN

Emission [g/kWh]	Grenzwerte EURO II	Grenzwerte EURO III	Grenzwerte EURO IV	Rohemission OM 447 hLA	SCRT®-System	Wirkungsgrad [%]	Rohemission OM 447 hLA	SCRT®-System	Wirkungsgrad [%]
	ECE R49	ESC	ESC	ECE R49	ECE R49		ESC	ESC	
NO _x	7,0	5,0	3,5	6,68	3,49	47,72	7,85	3,47	55,79
CO	4,0	2,1	1,5	0,59	0,0123	97,91	0,45	0,005	98,88
PM	0,15	0,1	0,02	0,116	0,0028	97,58	0,103	0,006	94,17
HC	1,1	0,66	0,46	0,47	0,0258	94,52	0,43	0,06	86,05

Die Wirkungsgrade des SCRT®-Systems nach ECE R49 und ESC sind im BILD 3 zu sehen.

Durch das SCRT®-System wird eine Absenkung der Partikel-Emissionen (PM) im 13-Stufentest nach ECE R49 um 97,58 % und nach ESC um 94,17 % erreicht. Die CO-Emission wird um 97,91 % (ECE R49) bzw. 98,88 % (ESC), die Kohlenwasserstoffemission (THC) um 94,52 % (ECE R49) bzw. 86,05 % (ESC) verringert. Die Verminderung der Stickoxidemission beträgt 47,72 % (ECE R49) bzw. 55,79 % (ESC). Die Untersuchungen haben gezeigt, dass mit dem SCRT®-System nicht nur die EURO III-Norm, sondern auch die EURO IV-Norm erfüllbar ist. Die NO_x-Emission nach dem SCRT®-System ist sehr knapp unterhalb dieses Grenzwertes. Durch eine weitere Optimierung des Systems ist eine deutliche Verbesserung des NO_x-Umsatzes zu erwarten, so dass auch die EURO V-Norm realisierbar wäre.

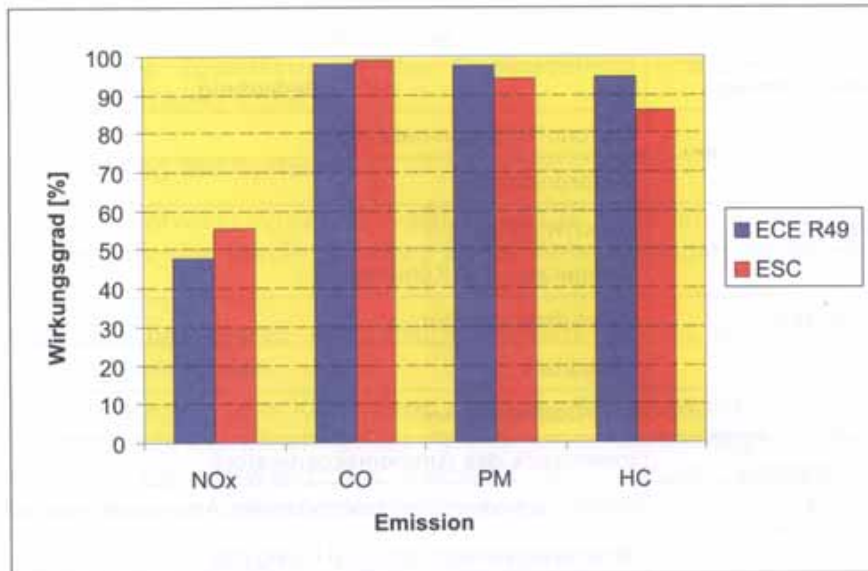


BILD 3 WIRKUNGSRADE DES SCRT[®]-SYSTEMS NACH ECE R 49 UND ESC

Das SCRT[®]-System wurde bezüglich des Ammoniakchlupfes auf dem Motorenprüfstand optimiert. Die Ammoniakdosierung wurde so abgestimmt, daß ein Ammoniakdurchbruch nicht auftreten kann. Die umfangreichen Prüfstandsuntersuchungen mit optimierter NH₃-Dosierung haben dies bestätigt. Die Fahrzeugerprobung soll die Optimierungsergebnisse bestätigen.

5 System Einsatz im Stadtbus

Nach Abschluss der Prüfstandsuntersuchungen wird das SCRT[®]-System im täglichen Linienbetrieb in einem Mercedes-Benz Stadtlinienbus bei den Verkehrsbetrieben in Leipzig erprobt. Dieses Fahrzeug ist mit dem gleichen Motor ausgestattet, der auch wie für die Prüfstandsuntersuchungen verwendet wurde (OM 447 hLA).

Zur Überwachung des Systems wurde eine Messdatenerfassung eingebaut, die Messdaten werden regelmäßig ausgelesen und analysiert.

Aus den Daten können auch Aussagen über die Einsatzcharakteristik des Busses (Fahrzeiten, mittlere Geschwindigkeit usw.) abgeleitet werden, wodurch Zusammenhänge zwischen der Nutzung des Fahrzeugs und dem Ammoniakverbrauch deutlich werden.

In TABELLE 6 sind die derzeitig konfigurierten Messkanäle dargestellt.

Die Messgrößen werden mit 10 ms abgetastet und einmal je Sekunde gespeichert.

BILD 4 zeigt den prinzipiellen Aufbau der Messanordnung. Die Einheit zur Messdatenerfassung erhält ihre Informationen aus dem Motorsteuergerät (EDC) über die Diagnoseschnittstelle (K-Line) sowie direkt als Analog- oder Digitalwert aus dem SCRT[®]-Steuergerät bzw. von den entsprechenden Sensoren.

TABELLE 6: MESSKANÄLE IM VERSUCHSFAHRZEUG

Messkanal-Bezeichnung	Bedeutung
Menge ist	Kraftstoffmengenmessung
Drehzahl	Motordrehzahl
Geschwindigkeit	Geschwindigkeit
Kühlwasser	Temperatur des Kühlwasser
Ladelufttemperatur	Ladelufttemperatur
Ladedruck	Ladedruck
PWM	NH ₃ -Dosierung
NH ₃ -Druck	Innendruck des Ammoniakgenerators
NH ₃ -DRM-Druck	Druck nach dem Druckminderer am Ammoniakgenerator
H ₂ O-EIN	Wassertemperatur am SCRT-Eingang
H ₂ O-AUS	Wassertemperatur am SCRT-Ausgang
KAT-Temperatur	Abgastemperatur vor SCR-Katalysator
ABGAS-Druck	Abgasgegendruck vor der gesamten SCRT®-System

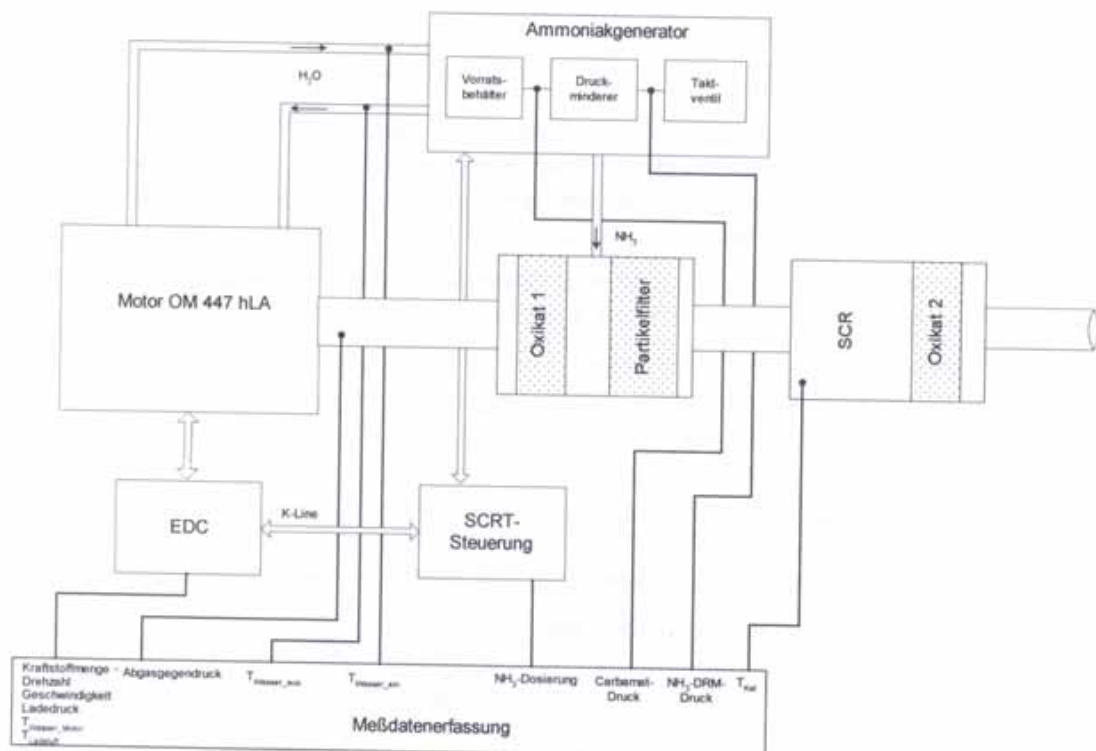


BILD 4 PRINZIPDARSTELLUNG DER MESSANORDNUNG IM VERSUCHSFAHRZEUG IN LEIPZIG

Die Fahrzeugerprobung und die Systemoptimierung wird bis Ende '99 abgeschlossen sein. Danach werden statistisch abgesicherte Informationen über den Streckenverbrauch des Ammoniaks, die Zuverlässigkeit des Dosiersystems und die Reichweite einer Ammoniumcarbamatzuführung vorliegen.

6 Weiterentwicklung des Systems

Auf dem heutigen Entwicklungsstand weist das SCRT[®]-System im wesentlichen zwei Schwachpunkte auf, die durch entsprechende Verbesserungen ausgemerzt werden sollen:

- a) Das Nachfüllen des festen Ammoniumcarbamats ist mit einem vergleichsweise hohen Aufwand verbunden.
- b) Die Wärmeübertragung vom Kühlwasser durch die Behälterwand auf den Feststoff verschlechtert sich mit abnehmender Ammoniumcarbamatzuführung im Behälter, weil sich zwischen Behälterwand und Feststoff ein Gasraum ausbildet, der einen zusätzlichen Widerstand für die Wärmeübertragung darstellt.

Beim Nachfüllen des Feststoffes kommt der Umstand hinzu, dass der an Bord des Fahrzeugs installierte Vorratsbehälter unter Druck steht, das Entweichen von NH_3 während des Tankvorgangs aber unbedingt verhindert werden muß. Da Ammoniumcarbamatzuführung schon bei Umgebungstemperatur eine gewisse Tendenz zur Freisetzung von NH_3 aufweist, müsste das Reduktionsmittel grundsätzlich in geschlossenen Kreisläufen gehandhabt werden.

Die naheliegende Lösung für diese Aufgabe ist die Verwendung von Wechselkartuschen. Dies ist bei Stadtbussen ein gangbarer Weg, da in den Betriebshöfen die Logistik sowie der Wartungsaufwand sichergestellt werden können.

Besser wäre jedoch, wenn der Vorratsbehälter, der ja auch gleichzeitig Reaktionsbehälter ist, an Bord des Fahrzeugs verbleiben könnte und nur das Reduktionsmittel selbst nachzufüllen wäre. Daher wurden alternative Lösungsansätze gesucht. Die derzeit favorisierte Lösung ist das Befüllen des Behälters mit Hilfe eines Trägermediums. Ammoniumcarbamatzuführung ist eine Substanz, die sich z. B. in Öl nicht löst. Das Ammoniumcarbamatzuführung bildet mit dem Öl eine Suspension, die in den Reaktor gepumpt werden kann. In dem Reaktor werden Öl und Ammoniumcarbamatzuführung durch einen Filter getrennt. Das Öl wird durch eine Rücklaufleitung der Befüllstation wieder zugeleitet. Das Öl wird nicht verbraucht. Somit ist auch das Befüllen eines unter Druck stehenden Generators problemlos möglich.

Die Verwendung eines flüssigen Trägermediums bietet zugleich den Vorteil, dass der zurückbleibende Ölanteil im Generator selbst als Wärmeüberträger zwischen der Behälterwand und dem Ammoniumcarbamatzuführung fungiert.

Mit Hilfe dieses Konzepts werden beide oben geschilderten Systemschwächen zugleich behoben.

7 Zusammenfassung

Das SCRT[®]-System ist auf dem Motorenprüfstand an einem typischen Stadtbusmotor untersucht worden. Als Messablauf wurde der momentan gültige 13-Stufentest nach ECE R49 für die Zertifizierung von Nutzfahrzeugen zugrunde gelegt.

Es wurden die im Rohabgas enthaltenen Komponenten Stickoxide (NO und NO_2), Kohlenwasserstoffe, Kohlenmonoxid und die Partikel gemessen. Diese sollten zum Vergleich auch nach Inbetriebnahme des SCRT[®]-Systems erfasst werden, wobei

zusätzlich die Ammoniakkonzentration aufzunehmen war. Bei den gasförmigen Schadstoffen lag das Hauptaugenmerk auf der Emission von Stickoxiden, Kohlenwasserstoffen und Kohlenmonoxid, da diese Abgaskomponenten durch die EURO-Grenzwerte limitiert sind und diese in Zukunft weiter verschärft werden.

Ohne NH₃-Dosierung werden allein durch die Komponenten des CRT[®]-Systems die Schadstoffe Kohlenmonoxid (CO) mit einem Gesamtwirkungsgrad von 97,91 % (nach ECE R49) bzw. 98,88 % (nach ESC), Partikel (PM) mit einem Wirkungsgrad von 97,58 % (ECE R49) bzw. 94,17 % (ESC) und Kohlenwasserstoffe (THC) mit einem Wirkungsgrad von 94,52 % (ECE R49) bzw. 86,05 % (ESC) reduziert. Die Werte verstehen sich jeweils als Wirkungsgrad über den gesamten 13-Stufentest.

Mit Beginn der NH₃-Dosierung setzt die Reduzierung der Stickoxide ein. Dadurch ist das Abgasnachbehandlungssystem in der Lage, alle derzeit limitierten Abgasbestandteile zu reduzieren. Der Katalysatorwirkungsgrad für die Stickoxide beträgt 48 % (nach ECE R49) bzw. 56 % (nach ESC) für den gesamten 13-Stufentest. Dabei kann es aber zu erheblichen Unterschieden zwischen den einzelnen Stufen kommen. Von 0 %, wegen unzureichender Katalysatortemperatur (keine NH₃-Dosierung) im Leerlauf (Stufe 1), bis zu 79 % sind die Wirkungsgrade weit gefächert. Der niedrigste Wirkungsgrad bei NH₃-Dosierung betrug 28 % bei Nenndrehzahl und Vollast, also bei der höchsten Raumgeschwindigkeit im SCRT-System. Der Wirkungsgrad für die Stickoxide kann durch eine weitere Optimierung der NH₃-Dosierung noch verbessert werden.

Durch eine weitere Optimierung des Systems ist eine deutliche Verbesserung des NO_x-Umsatzes zu erwarten, so dass zukünftig auch die EURO V - Norm mit EURO II Motorabstimmung eingehalten werden kann. Die derzeitige Praxiserprobung wird weitere Optimierungsansätze liefern.

8 Literatur

- [1] EU-Umweltrat beschließt Katalysator und Rußfilter für schwere Nutzfahrzeuge. BMU-Pressemitteilung, 21.12.1998
- [2] G. Hühthwohl, R. Christ: Das CRT-System – Beitrag zur Luftreinhaltung im innerstädtischen Verkehr. In: Tagungsband 1. Nahverkehrsforum Paderborn, 1997
- [3] G. Hühthwohl: Der Dieselmotor - Ein gleichzeitig wirtschaftliches und umweltfreundliches Antriebsaggregat durch Abgasreinigung. In: Umweltgerecht und Bezahlbar – Antriebskonzepte des Nahverkehrs mit Zukunft, Tagungsband 2. Nahverkehrsforum Paderborn, 11.-12. 03. 1998
- [4] K.J. Marquardt, T. Braun, K. Binder: Ein Abgasnachbehandlungssystem für Dieselmotoren auf Basis der SCR-Technologie. In: Kraftfahrwesen und Verbrennungsmotoren, Tagungsband 3. Stuttgarter Symposium 23.- 25. 02. 1999
- [5] G. Zikoridse, U. Hofmann: Abstimmung eines SCRT-Systems an einem EURO II Stadtbusmotor auf dem Motorenprüfstand. Untersuchungsbericht, HTW Dresden, April 1999.

Verfasser

Dr.-Ing. Georg Hühthwohl und Dr. rer. nat. Bernd Maurer,
HJS Fahrzeugtechnik

Dr.-Ing. Gennadi Zikoridse,
HTW Dresden, Forschungsinstitut Fahrzeugtechnik

Ein Beitrag zur Untersuchung des dynamischen Verhaltens von Stahlrohtürmen - Experimente und Berechnungen

von Fritz Böhme, Frank Wolf und Andreas Segler

1 Einleitung und Zielsetzung

Die Hauptbeanspruchungen von höheren Bauwerken werden in erster Linie durch den angreifenden Wind hervorgerufen, wobei sich die Betrachtungen vorrangig auf die Wirkungen in Windrichtung beschränken. Handelt es sich um sehr schlanke Konstruktionen (Bild 1), sind auch Fragen zum dynamischen Verhalten zu berücksichtigen.



Bild 1 Stahlrohturm in Gera

In den gegenwärtigen Normen für derartige Bauten [6, 7, 8] werden dabei im wesentlichen die zusätzlichen Beanspruchungen infolge der Bögigkeit des Windes durch einen Erhöhungsfaktor (Böenreaktionsfaktor) abgegolten.

Hierfür ist es ausreichend, näherungsweise die erste Eigenfrequenz zu ermitteln und daraus nach Formel (1) den Böenreaktionsfaktor zu berechnen.

$$\varphi_{BO} = 1 + (0,042 \cdot T - 0,0019 \cdot T^2) \delta_B^{-0,61} \quad (1)$$

mit

T Schwingungsdauer der Bauwerksgrundschwingung

δ Rechenwert des logarithmischen Dämpfungsdekrementes bei Böenbelastung

Mit diesem Wert wird dann die eigentliche Größe des Staudruckes vervielfacht, um die Wirkung der Massenkräfte zu berücksichtigen.

Es gibt aber auch verschiedene konstruktive Besonderheiten, wo aufgrund der Gestaltung des von der Luft umströmten Körpers Wechselwirkungen zwischen Luft und Bauwerk hervorgerufen werden [1]. Die Erfassung derartiger Einflüsse erfordert genauere dynamische Untersuchungen der Konstruktion. Insbesondere bei kreisförmigen oder kreisähnlichen Querschnitten mit weitestgehend glatten Oberflächen kann das Querschwingungsverhalten unter Umständen beachtliche Wirkungen verursachen. Bei Rohrtürmen fordern die gültigen Normen dementsprechend auch sogenannte Querschwingungsuntersuchungen.

Bei der Anströmung von kreisförmigen oder kreisähnlichen Querschnitten können sich unter bestimmten Bedingungen beidseitig Wirbel ablösen und es entsteht im Nachlauf der Strömung eine nach *Theodore Karman* benannte KARMAN-sche Wirbelstraße. Gleichzeitig treten damit wechselnde Seitenkräfte auf. Liegt deren Frequenz in der Nähe einer Eigenfrequenz des Bauwerkes, sind die Resonanzbedingungen eingehalten und es sind nicht ganz unkritische Beanspruchungen denkbar. Bezüglich der genaueren Zusammenhänge wird auf die einschlägige Fachliteratur [1, 2, 3] verwiesen.

Zur Untersuchung derartiger Prozesse sind einerseits die Kenntnis der Eigenfrequenzen und Eigenformen, aber auch Informationen über das Dämpfungsverhalten erforderlich.

Die theoretische Ermittlung der Eigenformen ist mit dem gegenwärtigen Stand der Technik problemlos möglich (z. B. [4, 5]). Schwieriger erweist sich dabei schon die Berücksichtigung des Dämpfungsverhaltens. In den Vorschriften sind verhältnismäßig grob gefasste Näherungen angegeben [6, 7, 8, 9].

Aber weiß denn letztendlich die Konstruktion wirklich, was sie nach unserer Theorie zu machen hat?

An einem ca. 95 m hohem Stahlrohr-Antennen-träger (BILD 1) wurden hinsichtlich des Schwingungsverhaltens messtechnische und rechnerische Untersuchungen geführt. Die Hauptabmessungen und technischen Kenngrößen sind in BILD 2 dargestellt.

Die Konstruktion ist schwach konisch verlaufend und besitzt drei Antennenpodeste und ein zusätzliches Wartungspodest in ca. 85 m Höhe. Zur Gründung wurde ein Schwergewichtsfundament gewählt. Die Belegung mit Antennen war zum Zeitpunkt der Untersuchung noch weit unter der gemäß Projekt vorgesehenen Bestückung, so dass kaum störende Einflüsse auftreten.

Der für die Untersuchungen ausgewählte Fernmeldeturm zeichnet sich somit durch einen klaren konstruktiven Aufbau, weitgehend bekannte Massen und die Möglichkeit einer einfachen Modellierung aus. Er war damit für ein Experiment mit begleitender rechnerischer Betrachtung sehr gut geeignet. Der gewählte Turm ließ außerdem bei einfacher Schwingungserregung noch gut messbare Verformungen und Beschleunigungen erwarten.

Die Untersuchungen wurden hinsichtlich der Erkenntnisse in drei Richtungen angelegt:

- Aussagen zum Dämpfungsverhalten (Ermittlung des logarithmischen Dekrementes),
- Ermittlung der maßgebenden Eigenfrequenzen durch Messung und Berechnung mit Einschränkungen und Wertungen der Differenzen,
- Versuch der Ermittlung der Beanspruchung an ausgezeichneten Punkten des Tragwerkes bei gemessener Windgeschwindigkeit.

Mit den gewonnenen Resultaten können dann die Aussagen der vorhandenen statischen Berechnung untersetzt werden.

2 Beschreibung der Experimente

2.1 Versuchsprogramm für die messtechnischen Untersuchungen

2.1.1 Zu ermittelnde baumechanische Größen

Die in der Zielstellung sehr kurz formulierten Aufgaben umfassen im einzelnen:

- Ermittlung der Dämpfung: Als mögliche Kenngröße für die Dämpfung wird das logarithmische Dekrement gewählt und damit von geschwindigkeitsproportionaler Dämpfung ausgegangen. Die Messergebnisse sind in diesem Sinne auszuwerten.

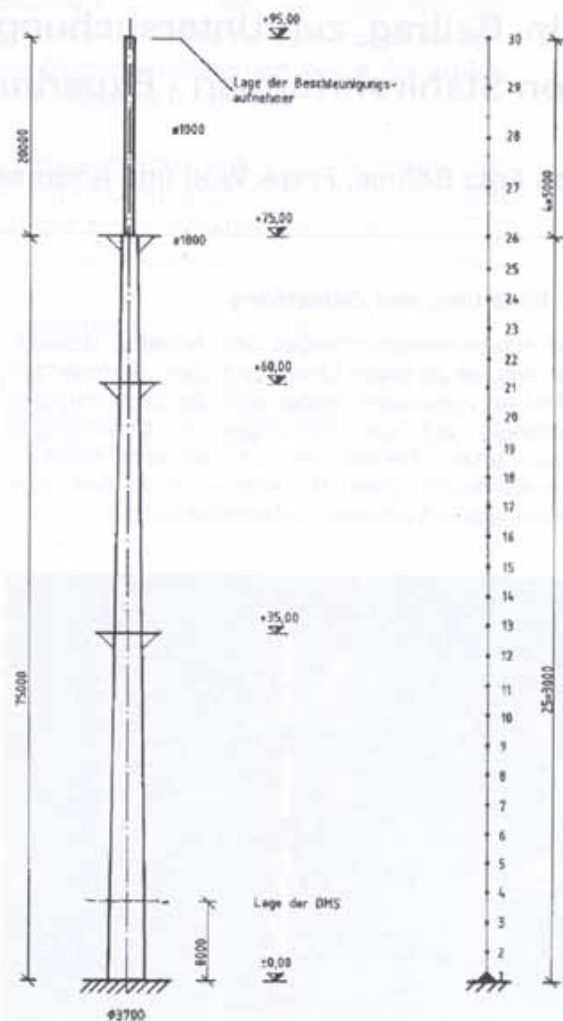


Bild 2 Übersicht mit statischem System und Lage der Messstellen

- Ermittlung der Eigenfrequenzen: Die Messergebnisse sind mit Berechnungsergebnissen zu vergleichen. Die Erregung des Bauwerkes wurde dieser Zielstellung angepasst.
- Ermittlung der Schwingwege: Sie lassen sich durch zweifache Integration aus den gemessenen Beschleunigungen oder mit speziellen Messanordnungen zur Wegmessung bestimmen. Die Schwingwege werden im folgenden nur im Sinne eines Tests untersucht, da sich die in der Zielstellung formulierten Fragen bereits mit den gemessenen Beschleunigungszeitreihen beantworten ließen.

2.1.2 Angewendete Messverfahren und Messgeber; Lage der Messstellen

Als Messgröße zum Ermitteln der Spannungen wurde die DEHNUNG gewählt. Bei der in 2. formulierten Fragestellung - Erfassung der Beanspruchungen des Bauwerkes unter zeitlich veränderlicher Belastung - stellen die hier gewählten Dehnungsmessstreifen (DMS) eine optimale Lösung dar. Bei Schwingungsbeanspruchung folgen sie nahezu trägheitslos den Dehnungen der Tragwerksoberfläche.

Die Anordnung der DMS in Richtung der Achse des Turmschaftes und senkrecht dazu (also in Richtung des Umfanges) erlaubt die Berechnung der orthogonalen Normalspannungen entsprechend der gewählten Orientierung der DMS.

Die einzelnen Messstellen, bestückt mit je 2 DMS (unter einem Winkel von 90° aufgebracht), sind zu 8 Paaren in den Achtelpunkten des Umfanges angeordnet. Je 2 Paare sind in Nord - Süd - bzw. Ost - West - Richtung orientiert.

Der Messschnitt befindet sich in ca. 9 m Höhe über der Fundamentoberkante, 920 mm unterhalb eines Maststoßes (BILD 2).

Als Messanlage standen 2 DMC der Fa. Hottinger mit 24 Messverstärkern und Rechnersteuerung zur Verfügung. Die Digitalisierung der Zeitfunktionen erfolgte mit einer Abtastfrequenz von 50 Hz bei einer Messdauer von 75 s. Mit diesen für die Abtastung festgelegten Parametern erhält man eine Zeitreihe, die eine brauchbare Auflösung im Zeit- und Frequenzbereich erlaubt.

Als zweite ausgewählte Messgröße wurde die horizontale SCHWINGBESCHLEUNIGUNG in zwei zueinander senkrechten Richtungen an der Turmspitze mit piezoelektrischen Wandlern gemessen (BILD 2).

Ihre Orientierung erfolgte in den Richtungen Nordost bzw. Südost.

Die Messausrüstung bestand aus einem auf PC-Basis arbeitenden vierkanaligen Spektrumanalysator und einem ebenfalls vierkanaligen Vorverstärker. Das analoge Messsignal wird wie bei der Dehnungsmessanlage durch Diskretisierung (Analog-Digital-Wandlung) in eine Zeitreihe umgewandelt und vom Rechner verarbeitet. Die Abtastrate betrug 160 Messwerte pro Sekunde bei Messzeiten bis zu 51,2 s.

Zur qualitativen Kontrolle der Dehnungs- und Beschleunigungsmessungen wurde ein Laserlot auf dem Turmfundament aufgesetzt und dessen Lichtpunkt auf transparentes Millimeterpapier gelenkt, das in etwa 75 m Höhe im Bereich der Achse des Turmes befestigt war und die Bewegungen dieses Lichtpunktes auf dem Millimeterpapier mit einem Videorecorder registriert (BILD 3).

An Stelle des Millimeterpapiers ist auch ein ortsempfindlicher Detektor verwendbar, der die Automatisierung der Messung bei gleichzeitiger Steigerung der Empfindlichkeit ermöglicht.

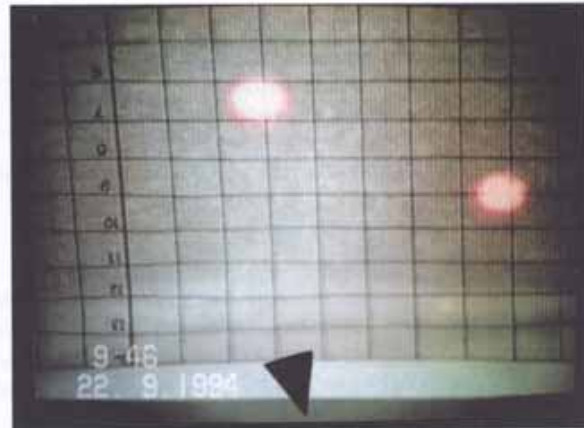


Bild 3 Mit Videokamera aufgenommene scheinbare Bewegung des Laserstrahles, hier Standbild in den beiden Endlagen

2.1.3 Auswertung der Meßdaten

Ermitteln der Eigenfrequenzen

Die Frequenzspektren wurden mit Hilfe der schnellen Fouriertransformation ermittelt. Weitergehende Ausführungen würden diesen Rahmen sprengen, es ist auf die umfangreiche Spezialliteratur zu verweisen, u.a. [12].

Ermitteln der Normalspannungen

$$\sigma_{l,q} = \frac{E}{1-\mu^2} (\varepsilon_{l,q} + \mu \cdot \varepsilon_{q,l}) \quad (2)$$

Die Indizes l und q stehen für die Richtung der Turmachse und senkrecht dazu. Für E und μ sind die Konstanten von Stahl einzusetzen.

Berechnung des logarithmischen Dekrementes:

$$\mathcal{D} = \ln(X_n / X_{n+1}) \quad (3)$$

mit

$$X_n = n - te \text{ Amplitude}$$

2.1.4 Schwingungserregung des Bauwerkes

Für die Ermittlung der Eigenfrequenzen, der Dämpfung und der Spannungen ist das Bauwerk auf unterschiedliche Art zu Schwingungen anzuregen.

Es wurden als Anregungsarten gewählt:

- Stoßerregung durch plötzliche Entlastung,
- Erregung durch Aufschaukeln und
- Winderregung.

Zur Auslösung der Schwingungen nach dem ersten Prinzip war eine Schrägabspannung mit einem an der Turmspitze befestigten Stahlseil installiert. Das Stahlseil war am unteren Ende durch ein Hanfseil verlängert, um hier das Kappen zu erleichtern. Das Spannen des Seiles erfolgte mit einer Winde.

Unter Verwendung eines elektronischen Taktgebers gelang es zwei Personen an der Turmspitze, durch rhythmisch horizontale Bewegungen ihres Körpers (Aufschaukeln) die ersten beiden Eigenformen anzuregen. Schwierig war das vor allem bei der 1. Eigenfrequenz von ca. 0,4 Hz, die Anregung der 2. Eigenform (ca. 1,4 Hz) war unproblematisch.

Zur Windanregung wäre ein ordentlicher Sturm wünschenswert gewesen. Am nach Wettervorhersage festgelegten Messtag betrug jedoch die maximalen Windgeschwindigkeiten nur ca. 20 m/s statt der "versprochenen" 35 m/s.

2.1.5 Darstellung einiger Ergebnisse

Zeitreihen

Die Oszillogramme weisen je nach Erregungsart sehr unterschiedliche Verläufe auf und sind damit auch nicht in jedem Falle für die Auswertung entsprechend den unterschiedlichen Fragestellungen geeignet.

Das Diagramm (BILD 4) zeigt den Verlauf der Schwingbeschleunigung bei einem Entlastungsstoß, der die Anregung verschiedener Eigenformen bewirkt.

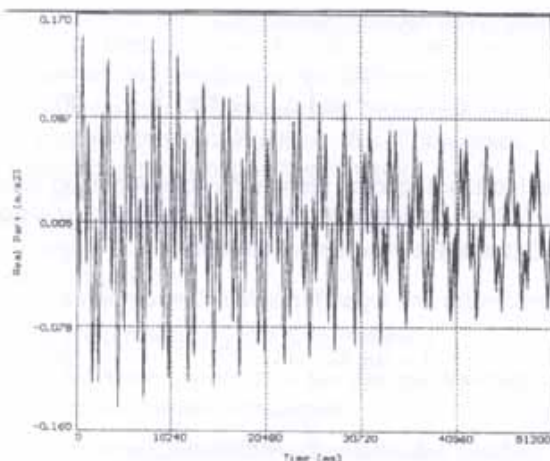


Bild 4 Zeitfunktion – Ausschwingvorgang nach Entlastungsstoß

Eigenfrequenzen

In TABELLE.1 sind die Ergebnisse der Auswertung der Beschleunigungszeitreihen, d. h. bei Anregung durch Entlastungsstoß, Wind und Aufschaukeln, zusammengestellt.

Tabelle 1 Mittlere Eigenfrequenzen, aus Beschleunigungsreihen ermittelt

Nr. der Eigenfr.	Eigenfr. in Hz (Mittelw.)	Zahl der Werte	Vertrauensintervall in Hz*
1.	0,392	20	+/- 0,002
2.	1,446	24	+/- 0,003
3.	2,840	23	+/- 0,019
4.	5,755	14	+/- 0,071
5.	10,143	17	+/- 0,066

* Das Vertrauensintervall wurde für 95 % Erwartungswahrscheinlichkeit berechnet

Die kleineren Amplituden der höheren Eigenfrequenzen weisen erwartungsgemäß die größeren Streuungen auf (BILD 5).

Die Übereinstimmung der mit verschiedenen Messverfahren erhaltenen Eigenfrequenzen war gut. In der Prägnanz der die Eigenfrequenzen charakterisierenden Spitzen treten durchaus Unterschiede zwischen den verschiedenen Mess- und Anregungsverfahren auf.

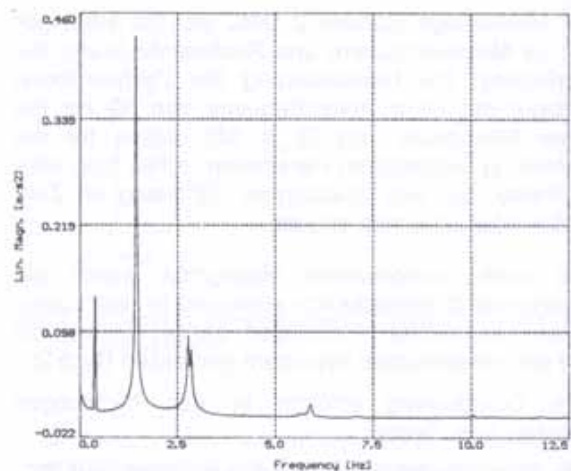


Bild 5 Frequenzspektrum – aus Ausschwingvorgang nach Entlastungsstoß ermittelt

Dämpfung

Zur Ermittlung des logarithmischen Dekrements wurden 5 Experimente ausgewertet. Durch die Anregung mehrerer Eigenfrequenzen, Windeinwirkung und Drehung der Schwingungsebene, und damit auch Drehung des Verschiebungsvektors, waren die Beträge aufeinander folgender Amplituden bei den meisten Zeitreihen sehr unterschiedlich und deshalb teilweise nicht verwertbar. Die Ergebnisse zeigt TABELLE 2.

leuni-

rauens-
ervall in
Hz*
-0,002
-0,003
-0,019
-0,071
-0,066

artungs-

igenfre-
rößeren

iedenen
en war
uenzen
urchaus
Mess-



gang

ements
ch die
/indein-
re, und
rektors,
Ampli-
unter-
vertbar.

Tabelle 2 Gemessene Logarithmische Dekremente

Messgröße	Zahl der Werte	Dämpfung	Vertrauensintervall	Eigenform
Beschleunigung	27	0,015	+/- 0,001	2.
Dehnung	19	0,012	+/- 0,001	1.
Dehnung	20	0,014	+/- 0	1.
Dehnung	19	0,015	+/- 0,002	1.
Beschleunigung	19	0,014	+/- 0,006	1.

Die zuverlässigsten Ergebnisse lieferten die Abklingkurven, die auf das Aufschaukeln folgten.

Spannungen

Die Dehnungen wurden, wie vorgestellt, bereits bezüglich der Frequenzen und der Dämpfung ausgewertet. Es sind nun noch einige Worte zum Betrag der gemessenen Dehnungen bzw. der Spannungen zu sagen.

Bei allen genannten Belastungsarten sind die gemessenen Extremwerte der Spannungen sehr klein. Der Entlastungsstoß mit einer statischen Auslenkung von 8 cm verursachte z. B. eine maximale Spannungsamplitude von 3,74 N/mm². Eine Überslagsberechnung für diese Auslenkung bestätigte die Größenordnung des Messergebnisses.

Die Dehnungen, die sich unter Einwirkung der bereits erwähnten Windbelastung ergaben, weisen dieselbe Größenordnung wie oben auf. Hier ist noch einmal auf die verhältnismäßig geringen Windgeschwindigkeiten hinzuweisen. Der Größtwert der gemessenen Amplitude beträgt ca. 3,4 N/mm². Diese Spannung tritt innerhalb eines Schwingungsspieles auf. Es ist zu bemerken, daß damit nur ein Teil des momentanen Spannungswertes gemessen wird. Der quasistatische Anteil infolge des sich ändernden Staudruckes läßt sich nur ermitteln, wenn sich der Nullpunkt der verschiedenen Messgeber vor Beginn der Windeinwirkung einstellen läßt oder zwischenzeitlich eine Flaute eintritt. Das war unter den gegebenen Bedingungen nicht möglich.

3 Rechnerische Untersuchungen und Vergleichsbetrachtungen

3.1 Ermittlung der Eigenfrequenzen und Eigenformen

In Korrespondenz mit den dargestellten messtechnischen Untersuchungen erfolgte gleichzeitig eine theoretische Berechnung der ersten 8 Eigenfrequenzen und Eigenformen nach zwei unterschiedlichen Berechnungsverfahren [4] und [5].

Die Konstruktion wird dabei als eingespannter Stab modelliert. Auf der Grundlage des Reduktionsverfahrens erfolgt eine inkrementelle Frequenzsteigerung. Wird die Matrix singular, dann ist der

angesetzte Wert eine Eigenfrequenz [4]. Bei der Anwendung der Deformationsmethode ergeben sich die Eigenfrequenzen aus den Eigenwerten der Gesamtmassenmatrix der Konstruktion. Werden aufgrund des mathematischen Ansatzes beim Reduktionsverfahren nur Schwingungen quer zur Stabachse betrachtet, erhält man nach der Deformationsmethode auch die Eigenformen in Stablängsrichtung.

BILD 6 zeigt die nach der zweiten Methode ermittelten Eigenfrequenzen 1 bis 5 unter verschiedenen Berechnungsannahmen. Im BILD 7 sind einige dazugehörige Eigenformen dargestellt.

Als erste Näherung wurde lediglich das Tragrohr mit seiner Eigenmasse ohne jegliche Anbauten betrachtet. Man erkennt, dass sich durch die geringeren Massen die jeweils größten Werte der Eigenfrequenzen ergaben.

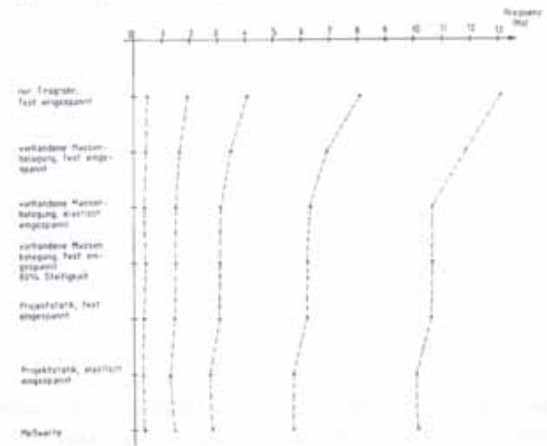


Bild 6 Berechnete und gemessene Eigenfrequenzen

Die Berechnungen in der Projektstatik erfolgen mit Ansatz derjenigen Massenverteilung, die im vollen Antennenbelegungszustand des Turmes auftritt.

Dieser Fall war zum Zeitpunkt der Messung nicht gegeben. Die zum Zeitpunkt der Messung etwa real vorhandene Massenverteilung wurde dann ebenfalls in zwei Varianten betrachtet.

Man erkennt in BILD 6, daß die beste Übereinstimmung der Frequenzwerte zwischen Messung und Rechnung bei voller Massenbelegung als fest eingespannter Träger erzielt wird. Diese gute Übereinstimmung bleibt auch bei den höheren Eigenfrequenzen erhalten.

Hingegen zeigen die Resultate unter Ansatz der annähernd realen Massenverteilung, insbesondere bei den höheren Frequenzen, deutlichere Abweichungen. Für die Modellierung einer festen Einspannung ergeben sich in allen Formen etwa 16 % höhere Werte (Faktor 1,16).

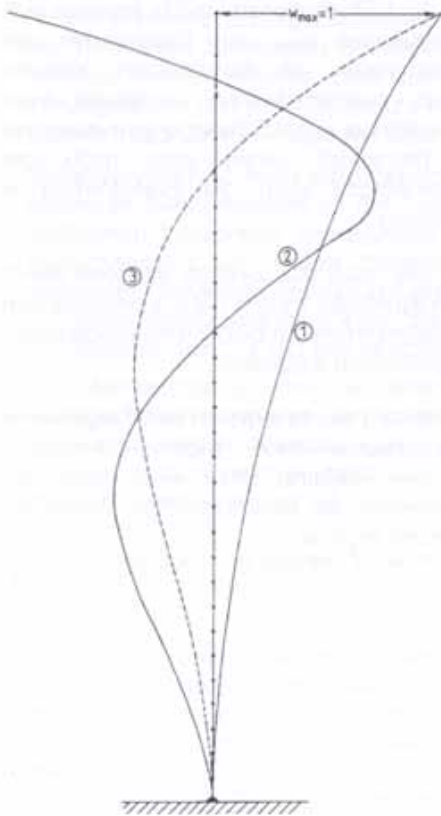


Bild 7 Erste bis dritte Eigenform

Bei elastischer Einspannung hingegen ist kein derartig klarer Zusammenhang erkennbar. Die Unterschiede liegen hier frequenzabhängig zwischen 0 und ca. 15 % für die 5. Eigenfrequenz.

Die besten Werte ergeben sich somit unter Ansatz nachweislich zu hoher Massen. Da die Steifigkeit bei Kragträgern einen etwa gleichen Einfluss auf das Schwingverhalten hat wie die Massenbelegung, ist davon auszugehen, dass hier grundsätzlich mit zu großen Steifigkeiten (Querschnittswerte und / oder Elastizitätsmodul) gerechnet wurde. Zum Vergleich erfolgte ebenfalls eine Rechnung mit 80 % der Steifigkeit (Reduzierung des Elastizitätsmoduls von 21000 kN/cm² auf 16800 kN/cm²).

Die Werte zeigt ebenfalls Bild 6. Es tritt hierbei eine sehr gute Übereinstimmung mit den messtechnisch erhaltenen Resultaten auf. Es muss aber angemerkt werden, dass eine derartige Verminderung des E-Moduls praktisch kaum möglich sein dürfte. Steifigkeitsunterschiede können aber mehrere Ursachen besitzen. Die Querschnitte sind sehr dünnwandig im Verhältnis zu den Hauptabmessungen (20 mm Wanddicke bei 3,70 m Durchmesser).

Weiterhin wurde die Konstruktion schussweise durch Flansche verschraubt, was ebenfalls lokale Steifigkeitsabfälle mit sich führen kann.

Zur Vereinfachung des Rechenaufwandes wurde in vergangener Zeit häufig ein Schwingungssystem mit kontinuierlicher Massenbelegung auf Einmassensysteme unter Einhaltung der Energiegleichheit zurückführt. Man erhält damit für jede Eigenform eine sogenannte generalisierte Masse, die deren Energiepotential widerspiegelt. Bei Kragträgern mit kontinuierlicher Massenverteilung steigt die generalisierte Masse mit jeder höheren Eigenform. Ist jedoch die Massenverteilung insbesondere durch vorhandenen Punktmassen sehr unregelmäßig, kann der Fall eintreten, daß eine Masse in der Nähe einer Nullstelle der Eigenform liegt. Dadurch wird kaum Bewegungsenergie notwendig, so dass letztendlich die höhere Eigenform eine geringere generalisierte Masse ergeben kann. Durch die Podestzusatzmassen war am untersuchten Turm dieser Fall gegeben. Für die Modellierung mit etwa der Massenverteilung zum Zeitpunkt der Messung ergeben sich die generalisierten Massen nach TABELLE 3:

Tabelle 3 Generalisierte Massen der Eigenformen 1 - 5

Nr. der Eigenform	Generalisierte Masse für feste Einspannung	Generalisierte Masse für elastische Einspannung
1	15,197	17,472
2	6,009	6,426
3	9,146	8,430
4	13,119	13,466
5	5,129	6,827

Man erkennt deutlich, daß die Eigenformen 2 und 3 viel geringere generalisierte Massen ergeben als der Grundton. Dieses Verhalten wurde beim Anregen durch manuelles Aufschaukeln direkt spürbar. Die zweite Eigenform konnte problemlos angeregt werden. Das Finden des Grundtones wurde neben der ungünstigeren Frequenz aber auch wesentlich durch den größeren notwendigen Energieaufwand erschwert. Die dritte Eigenform war mit etwa 3 Hz Eigenfrequenz manuell kaum anzuregen.

Betrachtet man andererseits die Anregung durch Entlastungsstöße, stellt sich im Frequenzspektrum mit mehr oder minder großem Abstand in jedem Fall der 2. Ton als Maximum ein. Dadurch wird ebenfalls die Schwingungsfreudigkeit dieser Eigenform untermauert.

3.2 Eingangsgrößen für die Projektierungsarbeiten

Die erhaltenen Eigenfrequenzen gehen bei der eigentlichen Projektbearbeitung sowohl in die Windlastannahmen als auch in die Querschwingungsbeziehung ein.

Der Böenreaktionsfaktor für die Windlastannahmen errechnet sich nach Formel (1) nur aus der Schwingungsdauer des Grundtones.

Die Werte würden hier für die rechnerisch und messtechnisch ermittelten Werte in den Grenzen zwischen 1,395 für 0,403 Hz und 1,345 für 0,463 Hz schwanken. Baupraktisch sind diese Abweichungen relativ unbedeutend.

Für eine genauere Querschwingungsuntersuchung wären für die untersuchte Konstruktion aufgrund der Geometrie lediglich die Eigenformen 1 bis 3 heranzuziehen. Höhere Eigenformen werden nach den geltenden Vorschriften [6] bis [9] nicht benötigt. In den Ergebnissen treten hier im ungünstigsten Fall Differenzen von 16 % auf (3. Eigenfrequenz). Die infolge dieser Frequenz hervorgerufenen Beanspruchungen für den Dauerfestigkeitsnachweis sind allerdings bei weitem nicht maßgebend. Einem Betrag von 232 kNm beim Einspannmoment steht ein Betrag von 5889 kNm aus der zweiten Eigenform gegenüber.

3.3 Vergleiche mit statischen Berechnungen

Aus den Dehnungsmessungen am Turmfuß konnten problemlos Spannungen im Turmmantel ermittelt werden. Allerdings war eine exakte Zuordnung zu den Beanspruchungen nicht möglich, dennoch lassen sich sehr gut einige tendenzielle Aussagen ableiten.

Zur Vorbereitung der Untersuchungen erfolgten theoretische Betrachtungen hinsichtlich einer maximal zulässigen Auslenkung der Turmspitze. Aus Sicherheitsgründen sollten im Messschnitt infolge der Zwangsauslenkung maximal Spannungen von 50 N/mm² auftreten. Daraus ergab sich eine theoretische Auslenkung der Spitze von maximal 102 cm. Aufgrund der begrenzten Möglichkeiten zur Krafteinleitung konnte in situ aber lediglich eine Auslenkung von 8 cm erreicht werden. Für diese Auslenkung traten im Messschnitt für die DMS maximale Spannungen von 3,74 N/mm² auf. Für die theoretischen Werte ergibt sich nach Rückrechnung auf 8 cm Auslenkung

$$\sigma = 8/102 \cdot 50 = 3,92 \text{ N/mm}^2.$$

Beide Größen korrespondieren sehr gut.

Bei realer Windanregung wurden sehr kurzzeitige Spitzengeschwindigkeiten von 20 m/s gemessen. Die Werte schwanken aber im allgemeinen etwa um 15 m/s. Zur Bemessung des Turmes wurde auf Grundlage der gültigen Vorschriften [6] eine Ersatzwindgeschwindigkeit von 51,8 m/s angesetzt.

Da die Windgeschwindigkeit im Quadrat in den Staudruck eingeht, müssen sich die Spannungen hier etwa im Verhältnis

$$51,8^2 : 15^2 = 2683 : 225 = 12 : 1$$

bewegen.

Gemäß statischer Berechnung [10] ergeben sich (bei voller Antennenbelegung!) im Messschnitt Spannungen von 129,6 N/mm². Die Maximalwerte der gemessenen Dehnungen führten Spannungen von etwa 6,2 N/mm². Setzt man diese Werte ins Verhältnis, erhält man

$$129,6 : 6,2 = 20,9 : 1$$

Die Relationen korrespondieren hier nicht so gut. Einerseits liegen aber bezüglich der Antennenbelegung unterschiedliche Voraussetzungen vor und weiterhin werden die Windlastbeiwerte für die statischen Berechnungen in den meisten Fällen etwas zu ungünstig gewählt. Dadurch ist dieses größere Verhältnis erklärbar.

4 Wertung der Ergebnisse

Die messtechnischen Untersuchungen bestätigen grundsätzlich sämtliche theoretisch ermittelten Werte. Die Eigenfrequenzen und die Dämpfungskoeffizienten sowie auch die Spannungsgrößen dokumentieren, dass eine Projektbearbeitung auf der Grundlage der gegenwärtig gültigen Vorschriften das Bauwerksverhalten richtig beschreibt.

Dennoch ist und bleibt es Sache des bearbeitenden Ingenieurs, verschiedene Annahmen abzuwägen und Entscheidungen eigenverantwortlich zu treffen. Es wurde versucht, die Wertigkeit einzelner Faktoren etwas detaillierter darzulegen.

5 Zusammenfassung

Stahlrohrtürme finden als Antennenträger im Bereich der Telekommunikation verbreitete Anwendung. Sie stellen meist sehr schlanke Konstruktionen mit kreisförmigem Querschnitt dar, deshalb sind bei ihrer Konzipierung neben dem Staudruck in Windrichtung auch die Wirkung von Querschwingungen nach KARMAN zu berücksichtigen.

Dazu ist die Kenntnis von Eingangsgrößen, wie Eigenfrequenzen, Eigenformen und Dämpfungsdekrement, notwendig.

Die messtechnischen Untersuchungen an dem beschriebenen Stahlrohrmast bestätigen sämtliche theoretisch ermittelten Werte. Die gemessenen Eigenfrequenzen und die Dämpfungsdekremente sowie auch die Spannungsgrößen dokumentieren, dass eine Projektbearbeitung auf der Grundlage der gegenwärtig gültigen Vorschriften das Bauwerksverhalten richtig beschreibt.

6 Literatur

- [1] *Ruscheweyh, H.*; Dynamische Windwirkung an Bauwerken, Band 1 und 2, Bauverlag GmbH, Wiesbaden und Berlin, 1. Auflage, 1982.
- [2] Richtlinie für die Berechnung und bauliche Durchbildung hoher schlanker Tragwerke unter wind-erregter Querschwingungsbeanspruchung, Kammer der Technik der DDR, Fachausschuss Hohe Bauwerke, März 1982.
- [3] *Petersen, C.*; Abgespannte Maste und Schornsteine, Bauingenieurpraxis, Heft 36, Verlag Wilhelm Ernst & Sohn, Berlin, 1970.
- [4] Programm QUERTUMA, Programm zur Querschwingungsuntersuchung von Turm- und Mastkonstruktionen, IBBT Hermsdorf, 1994 (unveröffentlicht).
- [5] Programmsystem RSTAB, Version 4, Dlubal Software GmbH, Tiefenbach 1996.
- [6] DIN 4131, Antennentragwerke aus Stahl (11/90).
- [7] DIN 4133, Schornsteine aus Stahl (11/90).
- [8] DIN 1056, Freistehende Schornsteine in Massivbauart (10/84).
- [9] DIN 4228, Werksmäßig hergestellte Betonmaste (02/89).
- [10] *Jakob Kaiser*, Stahl- und Maschinenbau GmbH, Regensburg; Statische Berechnung des Stahlrohrturmes der FuÜSt Gera, Regensburg 1991.
- [11] Studiengesellschaft Stahlanwendung e.V.; Stahlschornsteinbau - fortschrittliche Lösungen, Vulkan Verlag Essen, 1992.
- [12] *J. Heymann und A. Lingener*; Experimentelle Festkörpermechanik, VEB Fachbuchverlag 1986.

Verfasser

Prof. Dr.-Ing. Fritz Böhme,
Hochschule für Technik und Wirtschaft Dresden (FH)
Fachbereich Bauingenieurwesen/Architektur

Dr.-Ing. Frank Wolf,
Dipl.-Ing. Andreas Segler,
IBBT Segler & Wolf Hermsdorf

AUS DEM HOCHSCHULLEBEN

3. Schienenfahrzeugtagung „RAD '99“ mit breiter Resonanz

Vom 24. Bis 26. Februar 1999 fand an der Hochschule für Technik und Wirtschaft Dresden zum dritten Male die traditionelle Schienenfahrzeugtagung statt.

Ausrichter waren erneut der Fachbereich Maschinenbau/Verfahrenstechnik der Hochschule, das sächsische Unternehmen IKB - Ingenieur- und Konstruktionsbüro GmbH Bautzen, die Fakultät für Verkehrswissenschaften ‚Friedrich List‘ der TU Dresden und der Tetzlaff Verlag Hamburg.

Die Tagung richtete sich an Fachleute aus den Bereichen Entwicklung, Herstellung und Einsatz von Schienenfahrzeugen.

Zur Eröffnung sprachen der Rektor, der Dekan des Fachbereiches Maschinenbau/Verfahrenstechnik und ein Pepräsentant der Gastgeberstadt Dresden.

In der Plenarveranstaltung nahmen profilierte Vertreter der Siemens AG, des Verbandes Deutscher Verkehrsunternehmen und der Deutschen Bahn AG zu aktuellen Fragen der Schienenfahrzeugtechnik und der Verkehrspolitik das Wort.

Die sich anschließenden drei Tagungssektionen behandelten Probleme aus den Komplexen

- Rad – Schiene,
- Projektierung, Berechnung und Konstruktion von Schienenfahrzeugen sowie
- Fertigung, Instandhaltung und Kostenbewertung von Schienenfahrzeugen

Besonderes Augenmerk galt der Klimatisierung von Fahrzeugen.

Workshops und eine Ausstellung des Tetzlaff Verlages rundeten das Vortragsprogramm ab.

Die 3. Schienenfahrzeugtagung hat die von den Veranstaltern erwartete breite Resonanz gefunden

Mehr als 450 Fachleute, unter ihnen Experten aus Belgien, Finnland, Frankreich, Kroatien, den Niederlanden, aus Österreich, Rumänien, Schweden, der Schweiz und der Slowakei sowie aus Tschechien und Ungarn nahmen teil.

Understanding the Time-arrow in Structural Mechanics

Part II: Buckling of a Thin Elastic Beam Column

By Mirko Slavik

1 Introduction

This article follows report [1] as a separate issue. The basis of the mathematical solution is again the recursive use of simple difference functions according to the principle of fractal geometry. These recurrence equations are iterative finite difference equations.

2 List of symbols

$F(t)$	axial force
$V_A(t), V_B(t)$	supporting forces at pin A and roller B
L	length of the member
w	deflection of the beam column upright to its neutral axis – transverse displacement
u	axial displacement of the beam
φ	angel of inclination of the deformed column
N	internal force
Q	shear force
M	bending moment
μ	uniformly distributed mass (mass density)
AR	cross-sectional area
ML	modulus of elasticity or YOUNG's Modulus
SM	second moment of area
\tilde{x}, \tilde{z}	transformed coordinates x, z dependent on φ

3 Basic description

We consider a pin-ended column subjected to a compressive axial load. The beam column is initially assumed to be a straight homogeneous prism. The buckling of this thin elastic beam can be described by Figures 1 and 2. The mass of the beam should be neglected. So we can write for the static conditions of equilibrium at $(x+u)$ and in case of $V_A(t) = V_B(t) = 0$:

$$\sum K_{\tilde{x}} = 0 = N + F \cdot \cos \varphi \quad (1)$$

$$\sum K_{\tilde{z}} = 0 = Q - F \cdot \sin \varphi \quad (2)$$

$$\sum M = 0 = M - F \cdot w \quad (3)$$

The relations between the deflections u, w and the strain ε or the angel of inclination φ are according to the precise constituent connections

$$\varepsilon = \sqrt{(1+u')^2 + w'^2} - 1 \quad (4)$$

$$\tan[\varphi] = \frac{w'}{1+u'} \quad (5)$$

The relations between stress and bending moment or internal force lead us to the well-known laws of elasticity

$$N = ML \cdot AR \cdot \varepsilon \quad (6)$$

$$M = -ML \cdot SM \cdot \varphi' \quad (7)$$

According to Fig. 2 we can write for $\sin[\varphi]$

$$\sin[\varphi] = \frac{dw}{d\tilde{x}} \frac{dx}{dx} = w' \frac{1}{1+\varepsilon} \quad (8)$$

with

$$\varepsilon = \frac{d\tilde{x} - dx}{dx} = \frac{d\tilde{x}}{dx} - 1 \quad (9)$$

After solving the simultaneous equations (1) (3) (6) (7) and (5) (8) by eliminating of ε we obtain the..functions

$$u' = \cot[\varphi] \left\{ \sin[\varphi] - \frac{F \cdot \cos[\varphi] \cdot \sin[\varphi]}{AR \cdot ML} - \tan[\varphi] \right\} \quad (10)$$

$$w' = \frac{\{AR \cdot ML - F \cdot \cos[\varphi]\} \sin[\varphi]}{AR \cdot ML} \quad (11)$$

Finally the following important *recurrence equations* can be calculated by using the central differences of u', w' and φ'' as stated the simple difference method [1]

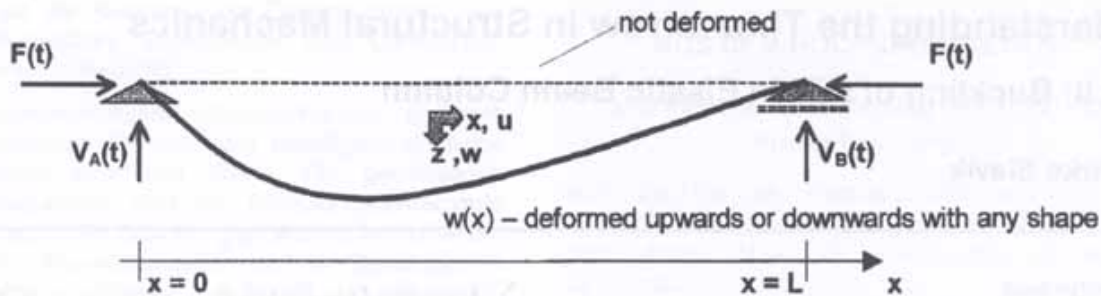


Fig. 1 Basic description of the non-linear problem of a simple member under a compressive load

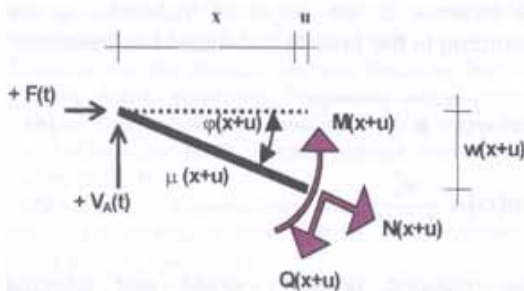


Fig 2 Passing a section through around the pin A

$$\varphi[k+1] = f(\varphi[k], \varphi[k-1])$$

$$u[k+1] = f(\varphi[k], u[k-1]) \quad (12)$$

$$w[k+1] = f(\varphi[k], w[k-1])$$

If we were successful in determining the inclination angle φ we would be able to display the process of buckling the thin elastic beam column.

4 Traditional solution

The buckling of a thin elastic beam column is a classical nonlinear, multiple equilibrium state problem. The case of a perfectly aligned beam without any eccentricity $w(x) = 0$ resides in the problem of *stability*. If there were a curved beam with $w(x) \neq 0$ we would only have a *strain or stress problem* with steady force-displacement-relations [2]. In the case of stability there is more than one solution. The stability of a structure is the ability to support a given load without experiencing a sudden change in its configuration. If the equilibrium of the straight column structure is disturbed by a certain *temporary deformation* $w(x) \neq 0$, the system will return to its original equilibrium position as long as

the axial force $F(t)$ does not exceed a certain critical value, for instance the well-known *first EULER crippling load*. However, if $F(t) > F_{critical}$, the system will move away from its original position and settle in a new position of equilibrium [3]. In the first case, the system is said to be *stable*, and in the second case, it is said to be *unstable*.

The traditional solution of equations (10) and (11) can be founded in [4], [5] or [6] by using elliptic integrals. So a sufficient precise computation in terms of the elliptic integrals has been obtained by MATHEMATICA® [7]. Figures 3a, b, c display the function of the incline, the axial displacement and the transverse displacement for a well-chosen example. The present axial force of $F(t) = 25$ kN is bigger than the first EULER crippling force $F_{critical} = 19,74$ kN. The other arguments of this example are $ML = 1 \cdot 10^7$ kN/m², $AR = 0,024$ m², $SM = 2 \cdot 10^{-5}$ m⁴ and $L = 10$ m. The related maximal angle of inclination is $\varphi_{max} = 1.34$.

The relation between the transverse displacement $w(x)$ at $x = L/2$ and the axial force $F(t) > F_{critical}$ is shown in Fig. 4. The maximum of $w(L/2) = 4,03$ m is obtained at $F(t) = 34,5$ kN. An increase of $w(L/2)$ from zero up to 1,02 m already takes place in the range between $F(t) = 19,74 \dots 20,00$ kN.

The traditional method bases on equilibrium states of the deformed member. But it does not say anything about the time-process of the deformation from the stable to the unstable state. Yet, nature does not know "elliptic integrals". So what are the initiators for attracting and repelling towards different equilibrium points? How does nature work near to a bifurcation point in reality?

5 Another approach by using recurrence equations

According to the traditional solution the well-known first pitchfork bifurcation occurs at the level of the EULER crippling force. One equilibrium state changes to two new stable equilibrium states. That means, for the two-dimensional problem of Fig. 1, we can find three *attractors* – the straight column and two one-sided symmetrically curved beams.

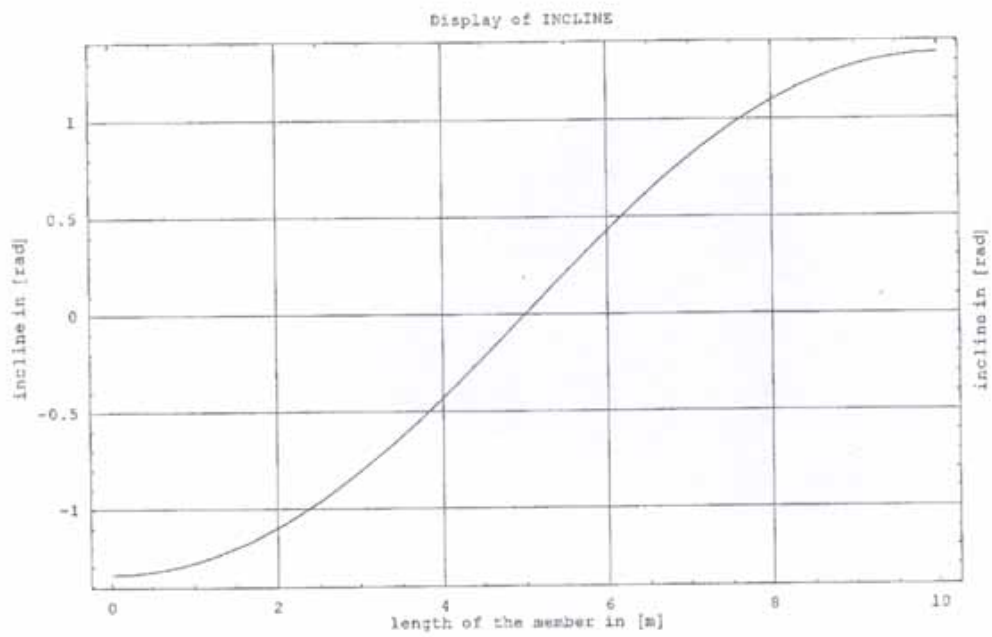


Fig. 3a Incline of the cross-section

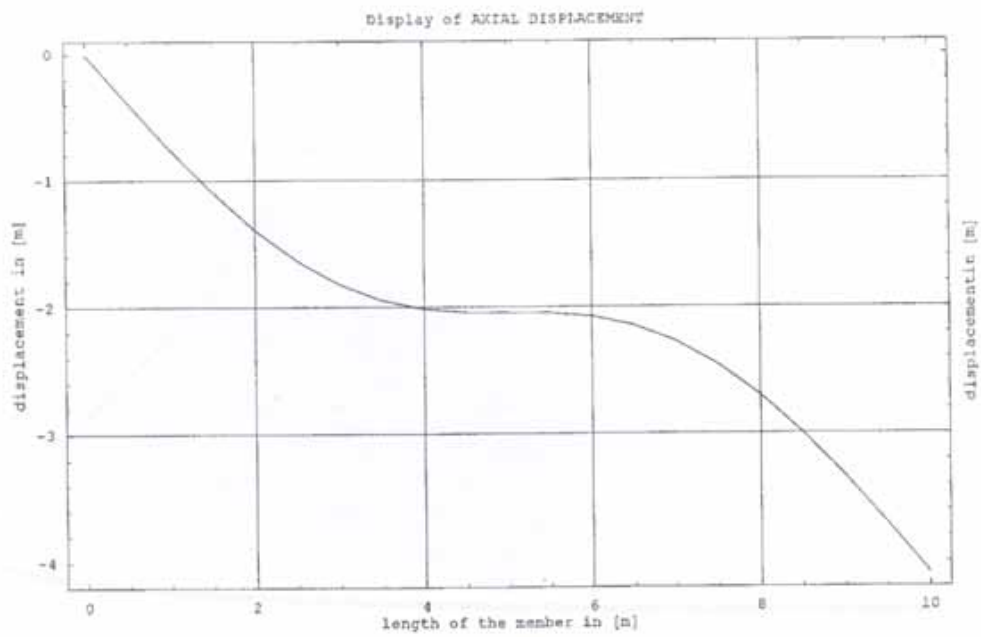


Fig. 3b Axial displacement of the cross-section

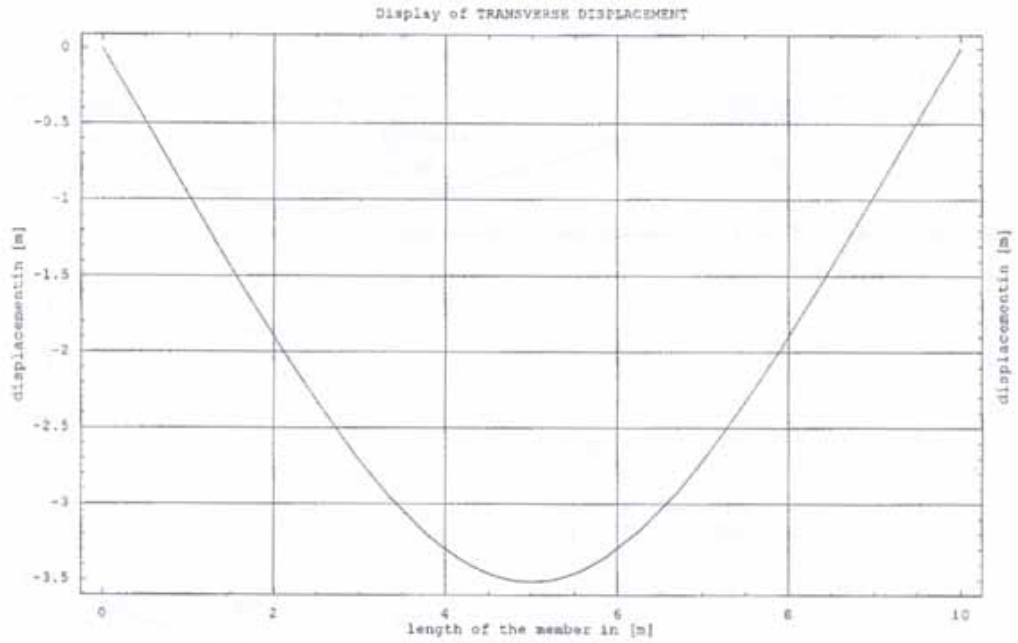


Fig 3c Transverse displacement of the cross-section

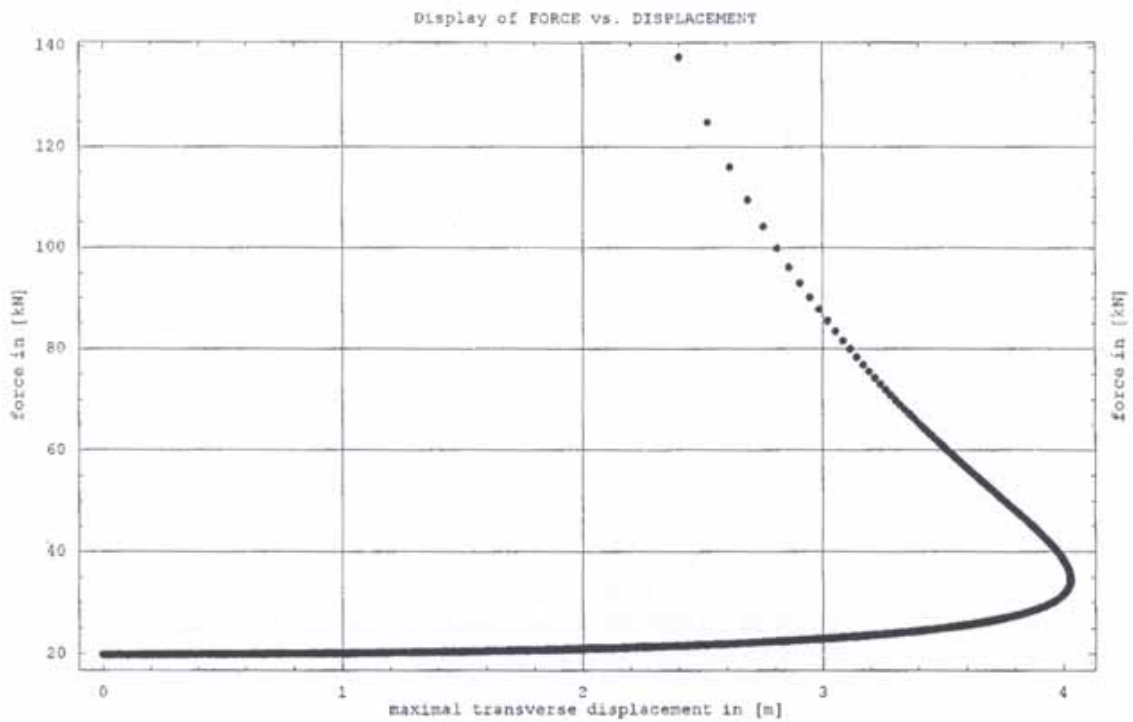


Fig 4 Transverse displacement $w(x = L/2)$ vs. The axial force $F(t) > F_{critical}$

The range of values of a certain input (force or displacement) for which the "quasi-static" motion tends toward a given attractor is called the *basin of attraction* (see [1]).

Let us have a look at Fig. 4 once more. An increase in 0,001 % of the EULER crippling force causes a transverse displacement of the column at point $x = L/2$ in 0,25 % of its length or a change of 0,013 %

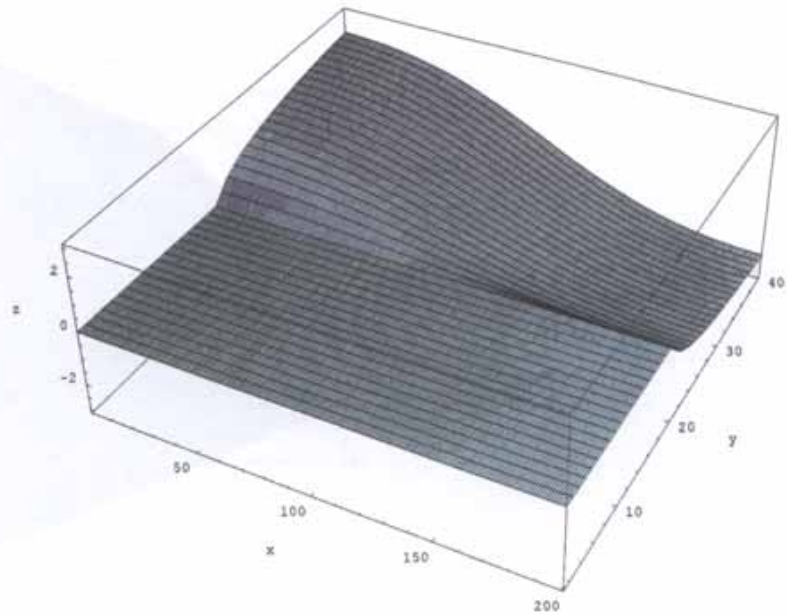


Fig 5a Development of the inclination
 x-axis: 100 points are related to a span of 5 m
 y-axis: 10 points are related to a force of 10 kN
 z-axis: 1 point is related to an inclination of 1 rad

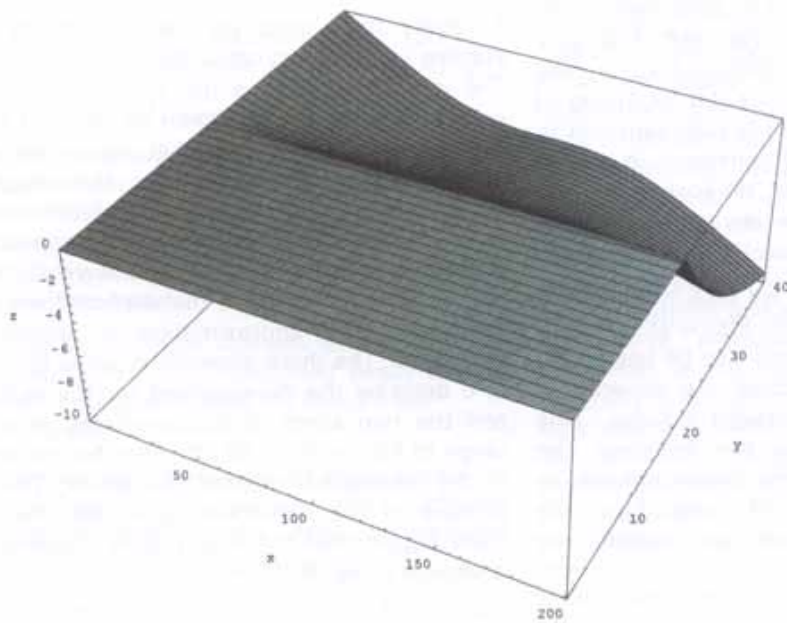


Fig 5b Development of the axial displacement
 x-axis: 100 points are related to a span of 5 m
 y-axis: 10 points are related to a force of 10 kN
 z-axis: 1 point is related to an axial displacement $u(x)$ of 1 m

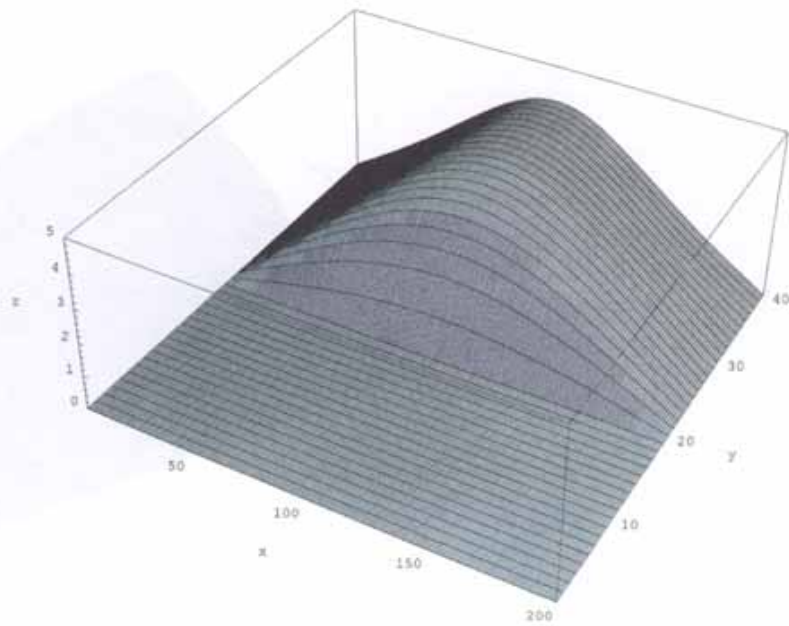


Fig 5c Development of the transverse displacement
 x-axis: 100 points are related to a span of 5 m
 y-axis: 10 points are related to a force of 10 kN
 z-axis: 1 point is related to a transverse displacement $w(x)$ of 1 m

of the EULER force is related to a rise in 1 % of the beam length. The latter is in accordance with normal deflections of structures, but it is very difficult to generate or to measure such a very little forc-changing in praxis. As the beginning of the first EULER buckling itself is high-sensitive to changes in force, a stage of constancy in time is not conceivable near to a bifurcation at all. Consequently seen we have always to consider the buckling as a time-process.

For the further investigation we take into account a very slow load process from $F(t) = 0$ to $F(t) > F_{critical}$, so the inertia of mass can be neglected. Additional to the load process we generate a initial disturbance of the straight column. This initial disturbance is called the initiator. The quasi-static behavior of the beam column is described by Eq. (10), (11) and Eq. (12) respectively. This equations are called the generator.

5.1 The first scenario

At every force step we begin with the same starting angle of inclination for $x = 0$. The initiator is then $\varphi [0] = \varphi [1] = \text{starting value}$. By using the generator of Eq. (12) we are able to compute all the other values for incline and displacement. Normally the angle of inclination φ for $x = L$ does not coincide with the starting value. Therefore, we repeat the procedure with the last value backwards. We do this as long as we have the expected necessary symmetry. The approximation is astonishingly very good. The three-dimensional plots of Fig. 5a, b, c describe the development for the inclination and the two kinds of displacements at a force range of $F(t) = 0 \dots 40$ kN. All other parameters of the mechanical system see above. The time-process of the non-linear beam deformation of loads bigger than the first EULER crippling force is shown in Fig. 6.

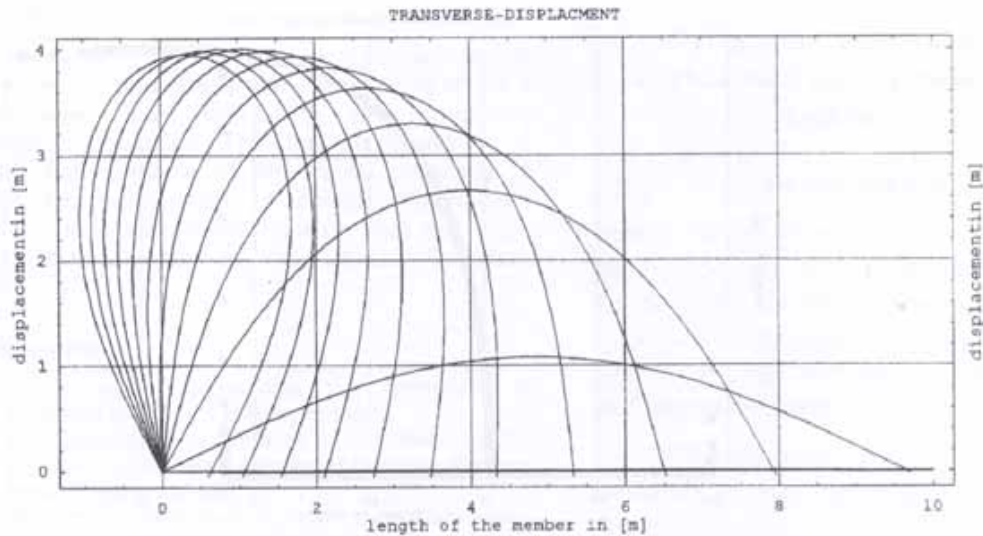


Fig 6 Time-process of non-linear beam deformation

5.2 The second scenario (w-F-w-scenario)

We want to simulate the deformation process how it probably takes place in reality. The *generator* is again the recursive functions of Eq. (12). However, the *initiator* represents following scenario now:

1. An axial force acting on the beam is starting with any value $F_{start} < F_{critical}$. At the same time the beam column has a given very small sinusoidal pre-deformation $w_{start}(x)$
2. The axial force F_{start} causes a bending load $M(x)$ along the pre-deformed beam (see Fig.1)

$$M(x) = w_{start}(x) \cdot F_{start} \quad (13)$$

The bending moment $M(x)$ represents the input for the *generator* according to a convenient recursive difference relation of Eq. (7) now. We compute a new deformation $w(x)$ that is the input for the next force step $F(t) = F_{start} + \Delta F$, and so on. Following results could be found:

1. As long as the force sustains smaller than the crippling force the pre-deformed beam column always converges towards the straight line (Fig. 7 and 8).
2. The smaller ΔF the better is the approximation of the w-F-w-scenario towards the traditional solution as long as the axial displacement $|u(x=L)| < L$ (compare Fig. 7 and 8).
3. In the case $|u(x=L)| > L$ some new bifurcations occur in the w-F-w-scenario. The smaller ΔF the earlier the first one of this new bifurcation group happens.

What is the reason for this new bifurcations that do not exist according to the traditional solution?

As long as $|u(x=L)| < L$ we have obviously a very strong stable system where the law of symmetry rules. By the way, the used algorithm is based on this principle. As the beam column has only one support at the point $|u(x=L)| = L$ the system is unstable again. Exactly seen the system has one freedom coefficient - it has the freedom of movement about the two identical supports. The state $|u(x=L)| > L$ is only theoretical possible in the case of a plane model because of the conservation of the beam shape. In reality the overlapping of the supports account for twisting. This happening would need a spatial beam model [9]. Besides this fact, there obviously exists more than only one equilibrium state. The beam has now the tendency to snap-through into the straight tension state by changing the position of the two supports towards the starting state. The traditional solution does not tell us anything about the snap-through problem. The above mentioned bifurcations might be interpreted as the mathematical sign for the high sensitivity of the system to change the former stable state into a "chaotic" snap-through process. The new bifurcation group is very similar to the well-known FEIGENBAUM scenario [8]. The displays of the displacements show before the first bifurcation an increasing trembling of the lines. We have been able to observe at our model (Fig. 1) that the starting point of the w-F-w-scenario with an incline of $\varphi(x=L/2) = 0$ had been slipped to left, in direction of the roller, what could be a sign of turning the beam column clockwise into the stable tension state by snapping-through. Besides the chaotic tremble

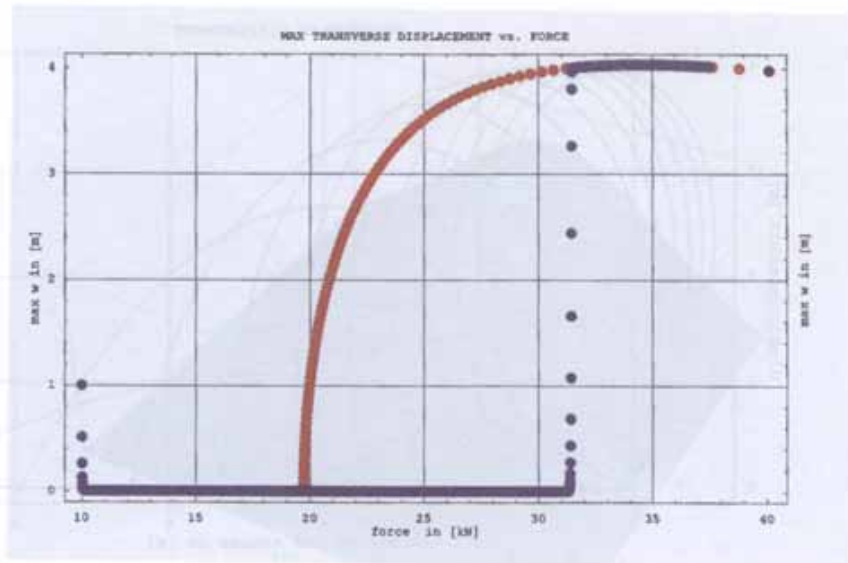


Fig. 7 Time process of the maximal deformation at $x = L/2$
 red line: represents the traditional solution
 blue line: represents the w-F-w-scenario
 start displacement: 1 m
 start time-step ΔF of the force process: 0,01 kN



Fig 8 Time-process of the maximal deformation at $x = L/2$
 red line: represents the traditional solution
 blue line: represents the w-F-w-scenario
 start displacement: 1 m
 start time-step Δf of the force process: 10^{-13} kN

lines, some steady forms also occur. But they are only symmetrical geometric lines without a mechanical correspondence. So the happening of the FEIGENBAUM scenario is just only a mathematical sign of the snap-through instability.

For the mathematical description of the snap-through time process itself we need another w-F-w-algorithm than the used.

6 Abstract

The article is concerned with the approach to the well-known simple problem of rod buckling under a compressive load by using the so-termed recurrence equations. This method based on a construction principle of the fractal geometry is useful for examination of definite determinate mechanical problems like buckling that are high-sensitive to changes in initial and/or boundary conditions.

7 References

- [1] *Slavik, M.:* Understanding the time-arrow in Structural Mechanics of bridges, Part I: An Approximate Solution of a Non-linear SDOF. University of Applied Sciences at Dresden, Reports and Information 2/1997
- [2] *Rothert, H.; Gensichen, V.:* Nichtlineare Stab- statik. Springer Verlag, Berlin Heidelberg New York 1997
- [3] *Steinhardt, O.:* Über die Anwendung der Energie- Methode auf Stabtragwerke. Aus Theorie und Praxis des Stahlbetonbaues. Verlag W. Ernst & Sohn, Berlin München 1969
- [4] *Bürgermeister, G.; Steup, H.:* Stabilitätstheorie Teil I, Akademie – Verlag, Berlin 1957
- [5] *Pflüger, A.:* Stabilitätsprobleme der Elasto- statik. Springer Verlag, Berlin Heidelberg New York 1975
- [6] *Oberhettinger, F.; Magnus, W.:* Anwendung der elliptischen Funktionen in Physik und Technik. Springer Verlag, Berlin Göttingen Heidelberg 1949
- [7] *Wolfram, St.:* Mathematica - A System for Doing Mathematics by Computer. Addison-Wesley Publishing Company, Reading (Massachusetts) 1991
- [8] *Moon, F.C.:* Chaotic and Fractal Dynamics. John Wiley & Sons Inc., New York 1992
- [9] *El Nashie, M.S.:* Stress, stability and chaos in structural engineering. McGraw-Hill Book Company (UK) 1990

The Author / Verfasser

Prof. Dr.-Ing. habil. Mirko Slavik
Hochschule für Technik und Wirtschaft Dresden (FH)
University of Applied Sciences
Fachbereich Bauingenieurwesen/Architektur
Faculty of Civil Engineering/Architecture

Weiterbildungsaktivitäten am Fachbereich Bauingenieurwesen/ Architektur

Betonseminare

Bereits zum 8. Male fanden im Februar 1999 am Fachbereich Bauingenieurwesen/Architektur der HfV Dresden gemeinsam mit dem Bundesverband der Deutschen Zementindustrie e. V., Bauberatung Ost, ausgestaltete BETONSEMINARE statt.

Die Zielgruppe waren Studenten und leitende Baufachleute aus der Region Dresden und Ostsachsen.

Für das Thema "Industrieböden und Estriche" (Beanspruchungsbedingungen, Planung, Bemessung, Konstruktion und Ausführung) gab es 200 Interessenten. Für "Beton mit gestalteten Oberflächen" (Sichtbeton) interessierten sich 150 Teilnehmer.

Erdbautechnisches Seminar

Moderne Verfahren zum Neubau und Ausbau von Eisenbahnstrecken" stehen im Mittelpunkt eines 'ERDBAUTECHNISCHEN SEMINARS', das der Fachbereich Bauingenieurwesen/Architektur in Zusammenarbeit mit dem Aus- und Weiterbildungsförderverein e. V. an der HTW Dresden und dem Projektzentrum Dresden der Planungsgesellschaft Bahnbau Deutsche Einheit im Sommersemester 1999 durchführt.

Es werden behandelt:

- Bemessung des Tragsystems von Eisenbahngleisen auf Frost und Tragfähigkeit
- Moderne Verfahren zur Ertüchtigung des Unterbaues bestehender Eisenbahnstrecken
- Moderne Verfahren zur Ertüchtigung der Erdbauwerke bestehender Eisenbahnstrecken
- Herstellung des Regelprofils beim Ausbau bestehender Eisenbahnstrecken.

Einrichtung eines Frequenzmessplatzes im Labor Vermessungstechnik der Hochschule für Technik und Wirtschaft Dresden (FH)

von Olaf Wedekind

Gegen Ende des Jahres 1998 konnte im Labor Vermessungstechnik der Hochschule für Technik und Wirtschaft Dresden (FH) ein Frequenzmessplatz zur Bestimmung der aktuellen Oszillatorfrequenz für den Feinmaßstab elektronischer Distanzmesser mit Unterstützung des Geodätischen Institutes der Rheinischen Friedrich-Wilhelm-Universität Bonn aufgebaut und in Betrieb genommen werden. Damit wurden Voraussetzungen geschaffen, um die aufwendige Bestimmung der Maßstabsverbesserung elektronischer Distanzmesser / Tachymeter effektiver zu gestalten.

Der § 1 des Gesetzes über das Mess- und Eichwesen (Eichgesetz) in der Fassung vom 23. März 1992 enthält die Regelung, dass Messgeräte, die im geschäftlichen oder amtlichen Verkehr verwendet werden, zugelassen und geeicht sein müssen. Welche Messgeräte das sind und wie diese zu eichen sind, wird im Eichgesetz nicht gesondert ausgeführt. Dieses wird speziellen Vorschriften in der Regel der jeweilig zuständigen Fachminister des Bundes vorbehalten, bzw. es kann gemäß § 26 Eichgesetz das Fortbestehen anderer Vorschriften sanktioniert werden. Das trifft u. a. auch auf die Messgeräte zu, die im öffentlichen Vermessungswesen sowie im Markscheidewesen eingesetzt werden, d. h. diese Messgeräte unterliegen nicht der Eichpflicht.

Das bedeutet jedoch nicht, dass diese Instrumente nicht auf der Grundlage spezieller Vorschriften regelmäßig und/oder nach besonderen Ereignissen, z. B. Reparaturen, hinsichtlich der Einhaltung besonderer Bedingungen zu prüfen sind. Die in den vergangenen Jahren eingetretenen immensen Fortschritte bei der Miniaturisierung elektronischer Bauelemente und der damit verbundenen Integration leistungsfähiger Mikroprozessoren bei der Signalaufbereitung und Auswertung von Sensordaten ermöglichen heute, ohne technischen Eingriff in ein digitales Messgerät, systematische Maßabweichungen vom richtigen oder als richtig geltenden Wert am geschlossenen Messgerät zu bestimmen und daraus Korrekturen für die Messwerte abzuleiten. Dieser Vorgang, als Kalibrierung bezeichnet, muß nicht zwingend von den Laboratorien des Deutschen Kalibrierdienstes ausgeführt werden, soweit keine amtliche Zertifizierung der

Ergebnisse aufgabenabhängig erforderlich ist. Die Kalibrierung sollte jedoch innerhalb der von der jeweiligen Prüfeinrichtung realisierbaren bzw. erforderlichen Genauigkeit den Anschluß an die gesetzliche Maßeinheit herstellen und ist in der entsprechenden Geräteakte zu dokumentieren.

Bei den modernen elektronischen Distanzmessern / elektronischen Tachymetern wird die äußere Genauigkeit der Distanzmessung wesentlich von drei gerätespezifischen Parametern beeinflusst : [1]

- von der auf den (Fein-)Maßstab bezogenen multiplikativen Abweichung (Maßstabskorrektion)
- von der auf den (Fein-)Maßstab bezogenen zyklischen Abweichungen und
- von der additiv wirkenden Abweichung (Additionskorrektion).

Diese drei Parameter verursachen, soweit sie zeitabhängigen Veränderungen unterliegen, systematische Verfälschungen der Messwerte, die bei regelmäßigen Instrumentenprüfungen zu bestimmen sind.

Der neu installierte Frequenzmessplatz dient der laborativen Bestimmung der Maßstabskorrektion im Sinne der DIN 1319 - 1 Grundlagen der Messtechnik - Teil 1 bezogen auf den Sollwert der Modulationsfrequenz des Feinmaßstabes ohne Berücksichtigung der von den konkreten meteorologischen Verhältnissen abhängigen Ausbreitungsgeschwindigkeit der Trägerfrequenz zwischen Anfangs- und Endpunkt einer zu messenden Strecke.

Bei den elektrooptischen Distanzmessern unterscheidet man drei grundlegende Varianten, den Maßstab auf den Lichtstrahl / Infrarotstrahl zu bringen.

Sie arbeiten mit

- a) kontinuierlich moduliert abgestrahltem Lichtsignal
- b) nur über mehrere Perioden moduliertem Lichtsignal und
- c) rein gepulstem Lichtsignal.

Der Maßstab wird bei den Distanzmessern, die nach dem Prinzip der Phasenmessung arbeiten und auf

auf die Verfahren a) oder b) zurückgreifen, durch die Modulationsfrequenz f_M der Feinmessung festgelegt." [1], S. 421.

Weicht die vom Oszillator tatsächlich erzeugte Modulationsfrequenz f von der Bezugsfrequenz f_M ab, so ergibt sich daraus die gerätetechnisch bedingte Maßstabskorrektur K_M .

$$K_M = \frac{f_M - f}{f} \cdot D_g \quad (1)$$

D_g = gemessene Distanz im km

Die vom Oszillator erzeugte Modulationsfrequenz f unterliegt Änderungen infolge von

- a) systematischen Frequenzverschiebungen wegen Alterung des Quarzes.
Sie sind die eigentliche Prüfgröße, für die die Korrektur zu bestimmen ist.
- b) Veränderungen der Schwingungseigenschaften des Quarzes auf Grund ihrer Temperaturabhängigkeit.

Letztgenanntem Effekt begegnen die Gerätehersteller in unterschiedlicher Weise, entweder mittels spezieller schaltungstechnischer Konzepte, sogenannter TCXO-Oszillatoren, oder mittels rechnerischer Lösungen mit Hilfe einer Frequenztemperaturkurve über den relevanten Arbeitsbereich von $-20\text{ }^\circ\text{C}$ bis $+50\text{ }^\circ\text{C}$. Daraus ergibt sich, dass bei der Prüfung der EDM die gerätespezifische Art der Temperaturkompensation berücksichtigt werden muß, um die bei der Messung am Messstrahl bestimmte Systemabweichung korrigieren zu können. Zur Gewährleistung der Vergleichbarkeit von Folgemessungen an ein und demselben Instrument sollte deshalb auch darauf geachtet werden, die Instrumentenprüfung jeweils bei gleicher Umgebungstemperatur durchzuführen.

Mittels der installierten Prüfeinrichtung für die Bestimmung der temperaturabhängigen Maßstabskorrektur wird die tatsächliche Modulationsfrequenz f des Feinmaßstabes ohne Öffnung des Gerätes mit einer Genauigkeit von $s = 0,1$ bis $0,2$ ppm bestimmt. Hierbei wird die Frequenz f aus dem abgestrahlten maßstabsmodulierten Lichtsignal des Distanzmessers über eine Sammellinse, eine Photodiode und einen Verstärker für den Frequenzbereich von 1 MHz bis 75 MHz gemessen. Voraussetzung für das Erreichen der hohen Genauigkeit ist die Kalibrierung des Frequenzzählers gegen einen Normalfrequenzempfänger für den amtlichen Zeitsender DCF 77, um die Kalibrierung an das internationale Längennormal Meter anzuschließen.

Der aus dem maßstabsmodulierten Lichtsignal des Distanzmessers ermittelte "Rohwert" für die Maßstabskorrektur ist anschließend rechnerisch um die gerätetypabhängige Temperaturkompensation und weitere im Konstantenspeicher des Distanzmessers herstellerseitig abgelegten Größen zu korrigieren. Sind diese Größen nicht bekannt und können sie vom Hersteller auch nicht beschafft werden, ist es falsch, die messtechnisch zwar korrekt bestimmte Frequenzkorrektur der Maßstabskorrektur gleichzusetzen. Damit wäre eine solche Kalibrierung wertlos.

Die Bestimmung der Maßstabskorrektur mittels Frequenzmessung am abgestrahlten maßstabsmodulierten Lichtsignal des elektronischen Distanzmessers ist mit einem Zeitaufwand von ca. 45 min pro Gerät wesentlich effektiver und genauer als die Durchführung eines Sollstreckenvergleiches auf einer Vergleichsbasis, z. B. der Vergleichsbasis Herkulesallee im Großen Garten Dresdens. Notwendige Voraussetzung ist jedoch die Kenntnis der geräteabhängigen internen Verfahren der Temperaturkompensation sowie weiterer aktueller im Konstantenspeicher herstellerseitig abgelegter temperaturabhängiger und temperaturunabhängiger Größen für die exakte Bestimmung der Maßstabskorrektur.

Die Bestimmung der auf den Feinmaßstab bezogenen zyklischen Abweichungen kann in bewährter Kooperation mit dem Messtechnischen Labor des Fachbereiches Maschinenbau/ Verfahrenstechnik der Hochschule am dort installierten und zertifizierten Laserinterferometer erfolgen; für die Bestimmung der Additionskorrektur ist weiterhin die Nutzung der Vergleichsbasis im Großen Garten Dresdens, wenn auch nur in halber Länge, erforderlich. Hier sollte gemeinsam mit dem Landesvermessungsamt Dresden nach einer aktuelleren und effektiveren Lösung (Pfeilerstrecke) gesucht werden.

Literatur

- [1] Schauerte, W. und Faßbender, H.: Anpassung der Maßstabskalibrierung auf "rechnende" EDM-Instrumente. VR 59/8 (Dezember 1997).
- [2] DIN 1319-1 - Grundlagen der Meßtechnik - Teil 1: Grundbegriffe. Deutsches Institut für Normung, Beuth Verlag, Berlin 1995-01.
- [3] Witte, B.: Zur Problematik der "inneren" und "äußeren" Genauigkeit elektrooptischer Distanzmessers. AVN 93, S. 18

Verfasser:

Prof. Dr.-Ing. Olaf Wedekind
Hochschule für Technik und Wirtschaft Dresden (FH)
Fachbereich Vermessungswesen/Kartographie

...studieren?

Jean Velek,
Medieninformatik

HOCHSCHULE
FÜR TECHNIK
UND WIRTSCHAFT
DRESDEN (FH)



0351 / 462 35 19

01069 Dresden – Friedrich-List-Platz 1

an der HTW in Dresden!

Hochschule für Technik und Wirtschaft Dresden (FH)
Fachbereich Maschinenbau/Verfahrenstechnik
Forschungsinstitut Fahrzeugtechnik

Nachtrag zum Tagungsband
des 3. Dresdner Motorenkolloquiums

„Wege zur Erfüllung der EURO 4 – Norm bei Nutzfahrzeug-
Dieselmotoren“

20. und 21. Mai 1999

RUDOLF MAIER / ULRICH PROJAHN / WOLFGANG ALBRECHT/ ROGER POTSCHIN /
KARSTEN STORBECK

Unit Injector / Unit Pump

Effiziente Einzelpumpensysteme mit hohem Potential für künftige
Emissionsforderungen

UWE LEUTERITZ / ERNSTWENDELIN BACH

Die elektrostatisch unterstützte Einspritzung – eine Möglichkeit zur
zusätzlichen Beeinflussung der Kraftstoffzerstäubung

Unit Injector/Unit Pump

Effiziente Einzelpumpensysteme mit hohem Potential für künftige Emissionsforderungen

Von Rudolf Maier, Ulrich Projahn, Wolfgang Albrecht, Roger Potschin und Karsten Storbeck

Der Dieselmotor ist wegen seiner Wirtschaftlichkeit und Robustheit das bevorzugte Antriebskonzept für den Nutzkraftwagen-Bereich. Die fortschreitende Emissionsgesetzgebung der letzten Jahre bewirkte einen Generationswechsel bei der Einspritzrüstung. Die bisherige Reiheneinspritzpumpe wurde zunehmend durch die magnetventilgesteuerten Einzel-Einspritzsysteme Unit Injector System (UIS) und Unit Pump System (UPS) sowie durch das Common Rail System (CRS) abgelöst. Vor allem bei schweren Nutzkraftwagen sind das Unit Injector und das Unit Pump System vorherrschend.

Mit der Optimierung der Einspritzverlaufscharakteristik verfügen diese Hochdruck-Einspritzsysteme über weiteres Potential, um zusammen mit den entsprechenden Motorkonzepten die vorgeschlagenen Emissionsgrenzwerte Euro IV/V zu erfüllen.

Ausgehend von den Motorerfordernissen werden die aktuellen Entwicklungsaktivitäten für diese neuen Einspritzsysteme dargestellt.

1 Emissionsgesetzgebung

In den letzten Jahren wurden, eingeleitet durch entsprechende Gesetzgebungen, große Fortschritte in der Abgasemission von Dieselmotoren erreicht (BILD 1). Durch die Entwicklung neuer Brennverfahren und Hochdruckeinspritzsysteme mit elektronischer Zumessung konnten dabei die Emissionsgrenzwerte bis Euro III mit innermotorischen Maßnahmen erreicht werden. Seit Anfang dieses Jahres liegen Vorschläge für die Grenzwerte Euro IV und V vor. Diese bedeuten vor allem bezüglich Partikelemissionen einen Quantensprung, der sich außer durch eine weitere Optimierung der Verbrennung nur durch zusätzliche Verfahren der Abgasnachbehandlung erreichen lässt.

Es ist davon auszugehen, dass zur Darstellung der Euro IV-Werte Abgasrückführung in Verbindung mit einem Partikelfilter erforderlich sein wird. Zur Realisierung der noch schärferen NO_x-Werte für Euro V ist aus heutiger Sicht die Notwendigkeit eines NO_x-Katalysators wahrscheinlich. Zudem besteht die Notwendigkeit, den Schwefelgehalt des Kraftstoffs auf unter 10 ppm zu reduzieren.

Trotz der zwingend erforderlichen Abgasnachbehandlung wird es jedoch unumgänglich sein, auch das Einspritzsystem weiter zu optimieren, um in der spezifischen Abstimmung mit dem Motor und dem Abgasnachbehandlungs-System jeweils das Optimum bezüglich Emission, Verbrauch und Fahrverhalten zu erreichen.

2 Einfluß des Einspritzverlaufs auf das Emissionsverhalten

Der Einspritzverlauf, das heißt die zeitliche Einbringung von Kraftstoffmenge und Druck während einer Einspritzperiode, ist für das Einspritzsystem der entscheidende Parameter, um über die Strahlaufbereitung und Energiefreisetzung Einfluss auf die Gemischbildung und damit den Verbrennungsablauf zu nehmen.

An Versuchsmotoren wurden bei der Robert Bosch GmbH eine Vielzahl von Grundsatzuntersuchungen durchgeführt mit dem Ziel, den Einfluss unterschiedlicher Einspritzverläufe auf das Motorverhalten zu ermitteln.

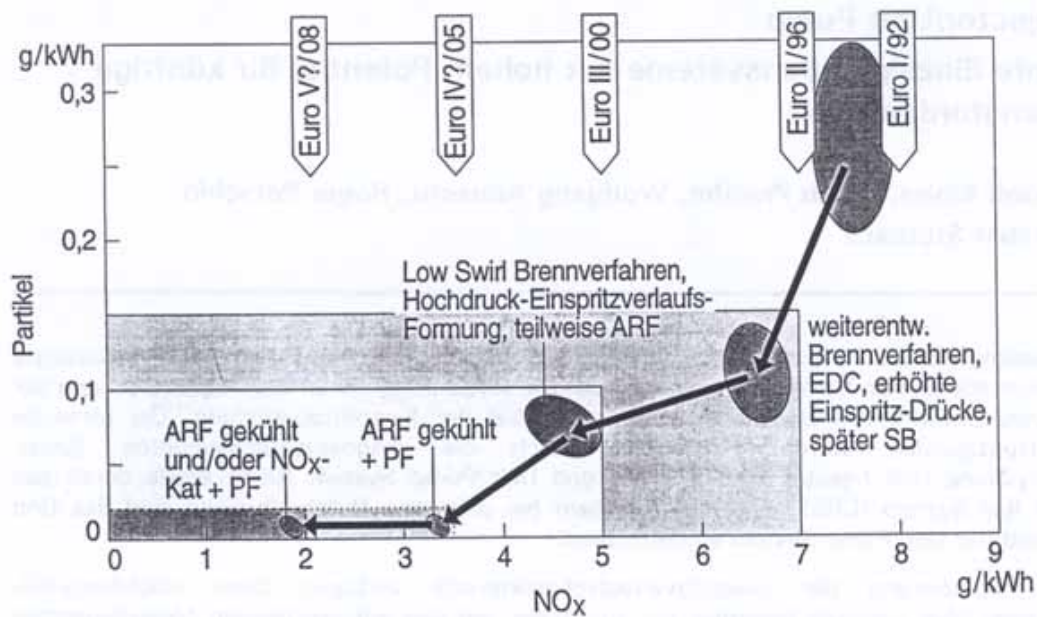


BILD 1 EMISSIONEN NKW-DIESELMOTOR

Im folgenden wird auf einige dieser Ergebnisse eingegangen, um daraus die Anforderungen an ein verbessertes Einspritzsystem abzuleiten.

An einem Einzylinder HD-Motor mit einem Hubraum von ca. 1,1 l wurden Emissionsversuche mit einem flexiblen Entwicklungstool durchgeführt, das es erlaubt, den Einspritzverlauf weitgehend frei zu gestalten.

In BILD 2 werden beispielhaft 3 grundsätzlich verschiedene Einspritzverläufe miteinander verglichen.

- Ein "rechteckiger" Einspritzdruckverlauf, wie beim heutigen Common Rail System, bei dem ab Beginn der Einspritzung der volle Einspritzdruck zur Verfügung steht.
- Ein "dreiecksförmiger" Einspritzdruckverlauf, wie bei klassischen nockengetriebenen Systemen, bei denen der Druckaufbau während der Hubphase des Kolbens erfolgt.
- Eine dem Dreiecksdruckverlauf zusätzlich vorgelagerte "Boot-Injection", d. h. einer Phase, in der der Einspritzdruck über eine definierte Zeit auf relativ niedrigem Niveau weitgehend konstant gehalten wird.

Für diese drei Druckverläufe ist der $\text{NO}_x/\text{Ruß}$ Trade-off dargestellt. Der dreiecksförmige Druckverlauf zeigt deutliche Vorteile gegenüber dem rechteckigen Verlauf. Eine weitere Verbesserung lässt sich durch die Boot-Injection erreichen. Die Ursache für diese unterschiedliche Verhaltensweise liegt in der Art der Strahlaufbereitung an der Einspritzdüse.

Bei Zwangsnadelhubsteuerung mit relativ viel Sitzdrosselung entsteht eine Strahlcharakteristik, die zu einem ungünstigen Trade-off $\text{SZ} = f(\text{NO}_x)$ führt.

Beim druckgesteuerten dreiecksförmigen Verlauf und "frei beweglicher" Düsennadel ist der Druck in der ersten Phase der Einspritzung relativ niedrig, so dass aufgrund der "schlechteren" Gemischbildung und der geringen Menge am Anfang weniger NO_x entsteht. Dagegen erreicht der Druck am Einspritzende hohe Werte, wodurch der Ruß verbrannt werden kann. Insgesamt lässt sich bei niedrigem NO_x und dadurch möglichen früheren Spritzbeginnen ein besserer Trade-off erreichen.

Einzyylinder HD-Motor, 1,1 l
 $n = 1400 \text{ min}^{-1}$
 Last = 100 %

Einspritzung:
 × hubgesteuert
 ● druckgesteuert, linear
 ▲ druckgesteuert, bootartig

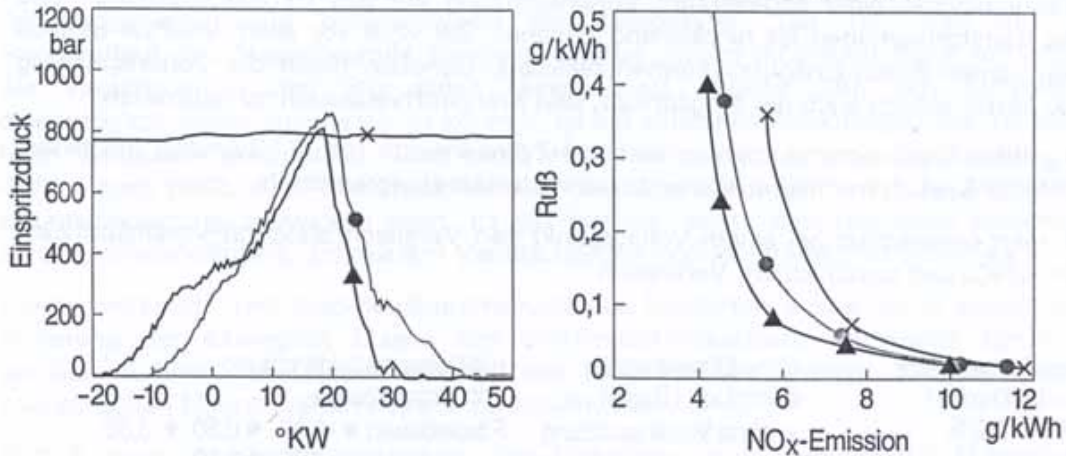


BILD 2 HUB- UND DRUCKGESTEUERTE EINSPRITZUNG

Durch die Boot-Phase wird konsequenterweise die Wärmefreisetzung und damit die NO_x -Erzeugung in der Anfangsphase der Verbrennung weiter reduziert, so dass nochmals frühere Spritzbeginne darstellbar sind, die den Verbrauch verbessern.

Neben einer Optimierung des NO_x /Partikel Trade-offs ist mit einem dreiecksförmigen Einspritzverlauf und angelagerter Boot-Injection auch eine Reduktion des spezifischen Verbrauchs möglich. BILD 3 zeigt dies anhand der CO_2 -Emission.

Einzyylinder HD-Motor, 1,1 l
 $n = 1400 \text{ min}^{-1}$
 Last = 100 %

Einspritzung:
 × hubgesteuert
 ● druckgesteuert, linear
 ▲ druckgesteuert, bootartig

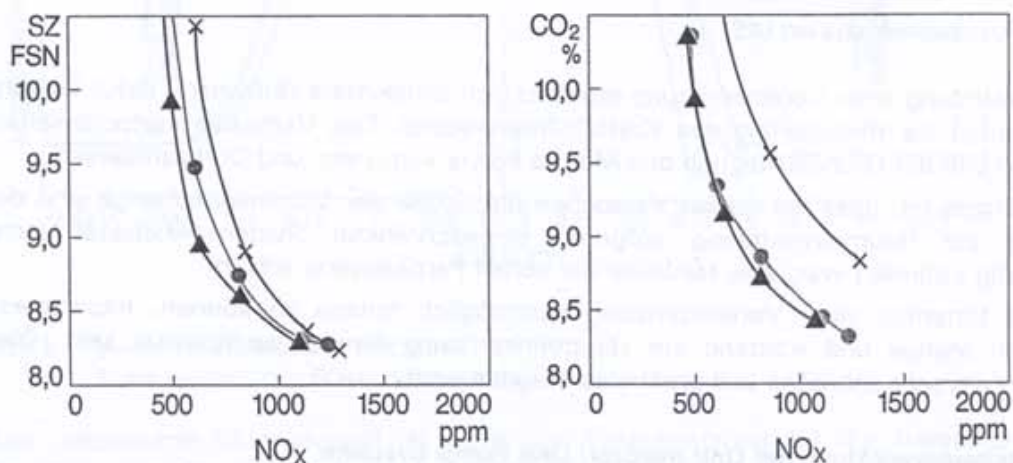


BILD 3 HUB- UND DRUCKGESTEUERTE EINSPRITZUNG

Je nach Last- und Drehzahlbereich sowie Applikationsstand des Motors sind Einsparungen im Kraftstoffverbrauch in der Größenordnung von ca. 1 bis 3,5 Prozentpunkten möglich. Zudem besteht ein Potential zur Verringerung des Verbrennungsgeräusches.

Die Wirkungsweise einer abgesetzten Voreinspritzung auf das Geräuschverhalten und auf das Kaltstartverhalten ist hinreichend bekannt. Sie wird vor allem im Pkw-Bereich mit allen neuen Bosch-Einspritzsystemen realisiert. Daneben bietet die Voreinspritzung im Nkw-Motor jedoch auch die Möglichkeit, den Kraftstoffverbrauch zu reduzieren.

Die folgenden Ergebnisse wurden an einem 4-Zylindermotor (ca. 2 l/Zylinder) mit einem Unit Injector System mit hydraulischer Düsennadeldämpfung ermittelt.

BILD 4 zeigt beispielhaft bei einem Vollastpunkt den Vergleich ohne/mit Voreinspritzung bzgl. Ruß/NO_x und spezifischem Verbrauch.

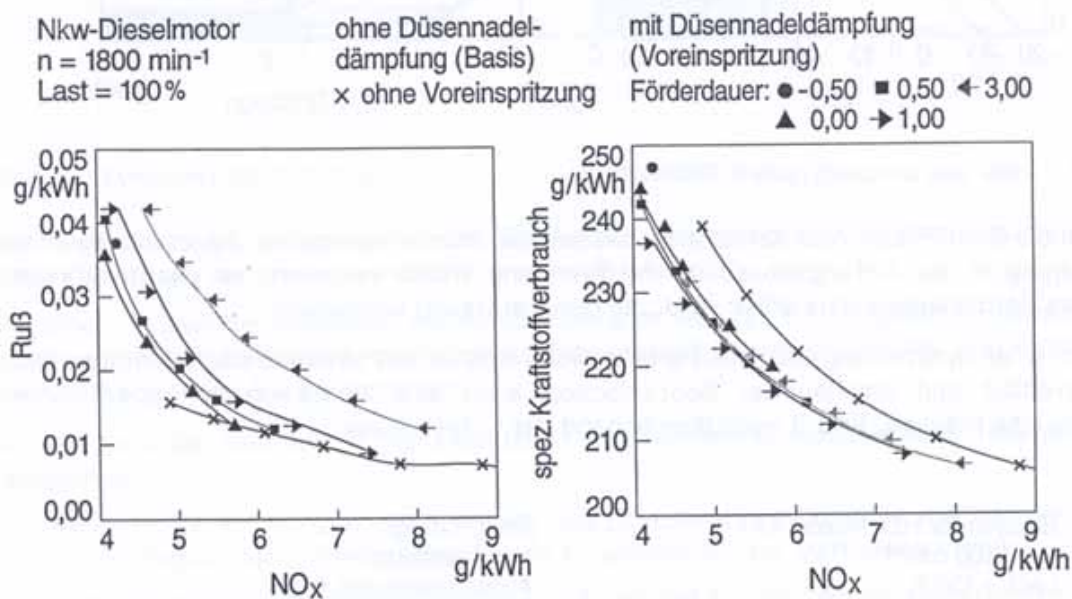


BILD 4 VOREINSPRITZUNG MIT UIS

Bei Verwendung einer Voreinspritzung ergeben sich schlechtere Rußwerte, dafür besteht ein Potential zur Reduzierung des Kraftstoffverbrauchs. Das Verbesserungspotential ist abhängig von der Grundauslegung des Motors sowie vom Last- und Drehzahlbereich.

Zu erwähnen ist, dass bei diesen Versuchen die Größe der Voreinspritzmenge und der Abstand zur Haupteinspritzung aufgrund eingeschränkter System-Flexibilität nicht vollständig optimiert war, was teilweise die hohen Partikelwerte erklärt.

Um das Potential einer Voreinspritzung bestmöglich nutzen zu können, muss diese bezüglich Menge und Abstand zur Haupteinspritzung flexibel applizierbar sein. Dies erfordert ein sehr schnelles und prellfreies Magnetventil.

3 Weiterentwicklung der Unit Injector/ Unit Pump Systeme

3.1 Optimierte Magnetventil

Zur Realisierung der oben genannten Einspritzverlaufsformen kommt dem dynamischen Verhalten des Magnetventils eine entscheidende Bedeutung zu.

Wesentliches Element bei der Systemauslegung von magnetventilgesteuerten Einspritzsystemen bei Bosch ist die Realisierung einer Magnetventil-Schließzeitpunkt detektierung, der sogenannten BIP-Regelung (begin of injection period). Dadurch können Exemplar/Exemplar-Unterschiede der einzelnen Injectoren ebenso ausgeregelt werden wie unterschiedliches Driftverhalten über der Lebensdauer oder der Einfluss sonstiger Randbedingungen wie beispielsweise der Temperatur. Der BIP wird aus dem Stromverlauf des Magnetventils ermittelt, dessen zweite Ableitung beim Aufschlagen der Ventilmadel in den Sitz einen Maximalwert erreicht. Um den Stromverlauf diesbezüglich sicher auswerten zu können, ist ein schnelles Aufschlagen der Ventilmadel beim Schließen erforderlich. Das bewirkt andererseits, dass die Ventilmadel beim Aufschlagen prellt, d. h. nochmals leicht öffnet, was sich negativ auf die Stabilität der Haupteinspritzung auswirken kann. Es gilt deshalb, einen bestmöglichen Kompromiss zwischen Schnelligkeit, definiertem Ventilschließen und Prellfreiheit zu erreichen.

Durch Werkstoff- und Geometrieoptimierung des Magneten sowie durch deutliche Reduzierung der bewegten Masse des Ventilmadel/Ankerplatte-Verbandes konnte ein deutlich verbessertes Gesamtverhalten des Magnetventils erreicht werden, ohne die hydraulischen Eigenschaften negativ zu beeinflussen.

BILD 5 zeigt die Gegenüberstellung des bisherigen zum verbesserten Magnetventil. Deutlich ist das schnellere Schließ- und Öffnungsverhalten erkennbar bei gleichzeitig wesentlich reduziertem Prellverhalten. Die BIP-Auswertung ist auch für das neue Magnetventil ohne Einschränkungen wie bisher möglich.

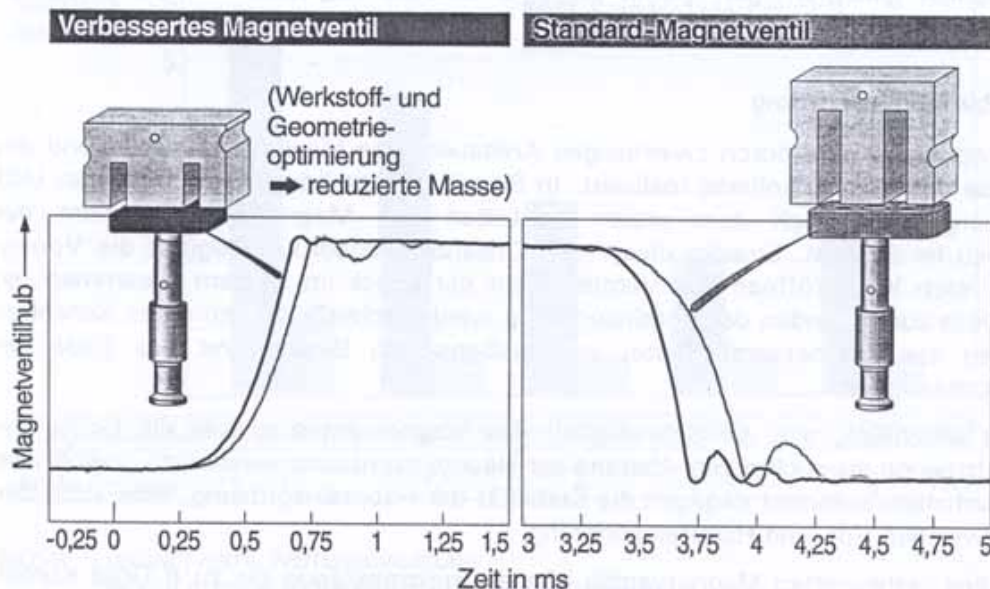
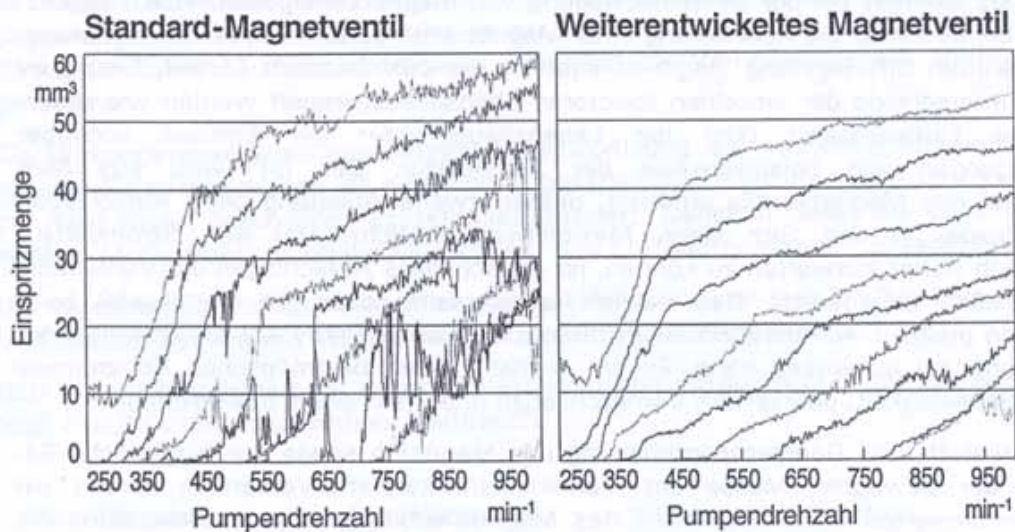


BILD 5 MAGNETVENTILWEITERENTWICKLUNG
STABILISIERUNG DES SCHALTVERHALTENS

Das verbesserte Magnetventil ist nicht nur Voraussetzung für die Darstellung einer flexiblen Voreinspritzung, sondern bewirkt aufgrund des merklich reduzierten Prellverhaltens auch ein deutlich stabileres Einspritzmengenkennefeld bei kleinen Mengen.

BILD 6 zeigt den Kennfeldvergleich mit bisherigem und verbessertem Magnetventil.



Parameter: Förderdauer $\alpha 4$ mit $1^\circ\text{KW} \leq \alpha 4 \leq 7,5^\circ\text{KW}$

BILD 6 MAGNETVENTILWEITERENTWICKLUNG
PUMPENFELD (KLEINE EINSPRITZMENGE)

Die Kennlinien gleicher Förderdauer sind vor allem bei hohen Drehzahlen und niedrigen Lasten deutlich gleichförmiger. Damit ist eine bessere Reglerabstimmung und eine verbesserte Laufruhe des Motors darstellbar.

3.2 Flexible Voreinspritzung

Die Voreinspritzung wird durch zweimaliges Ansteuern des Magnetventils während der Förderphase des Pumpenkolbens realisiert. In BILD 7 ist dies beispielhaft für einen Unit Injector dargestellt. Nach dem ersten Schließen des Magnetventils beginnt der Druckaufbau im System. Erreicht dieser den Düsenöffnungsdruck, beginnt die Voreinspritzung. Nach Wiederöffnen des Ventils bricht der Druck im System zusammen, so dass die Düse zum Beenden der Voreinspritzung wieder schließt. Ein erneutes Schließen und Öffnen des Magnetventils leitet anschließend den Beginn und das Ende der Haupteinspritzung ein.

Daraus ist ersichtlich, daß die Schnelligkeit des Magnetventils sowohl die Größe der Voreinspritzmenge als auch deren Abstand zur Haupteinspritzung wesentlich beeinflusst. Das Prellverhalten bestimmt dagegen die Stabilität der Haupteinspritzung, aber auch den Abstand zwischen Vor- und Haupteinspritzung.

Mit Hilfe des verbesserten Magnetventils können Spritzabstände bis zu 8 Grad Kurbelwinkel, bei maximaler Drehzahl, sowie minimale Einspritzmengen von unter 5 mm³/Hub sicher dargestellt werden.

BILD 8 zeigt die Verbesserung der Hub/Hub-Stabilität bei kleinen Einspritzmengen bedingt durch das reduzierte Prellverhalten des verbesserten Magnetventils.

Diese kleinen und stabilen Voreinspritzmengen sind jedoch nur durch zusätzliche Verwendung einer sogenannten Düsennadeldämpfung möglich. Hierzu ist am federseitigen Ende der Düsennadel eine hydraulische Dämpfungseinheit angebracht, die die Geschwindigkeit der Düsennadel in der Öffnungsphase reduziert. Bei einem Unit Pump System ist diese Dämpfungseinheit direkt im Düsenhalter integriert.

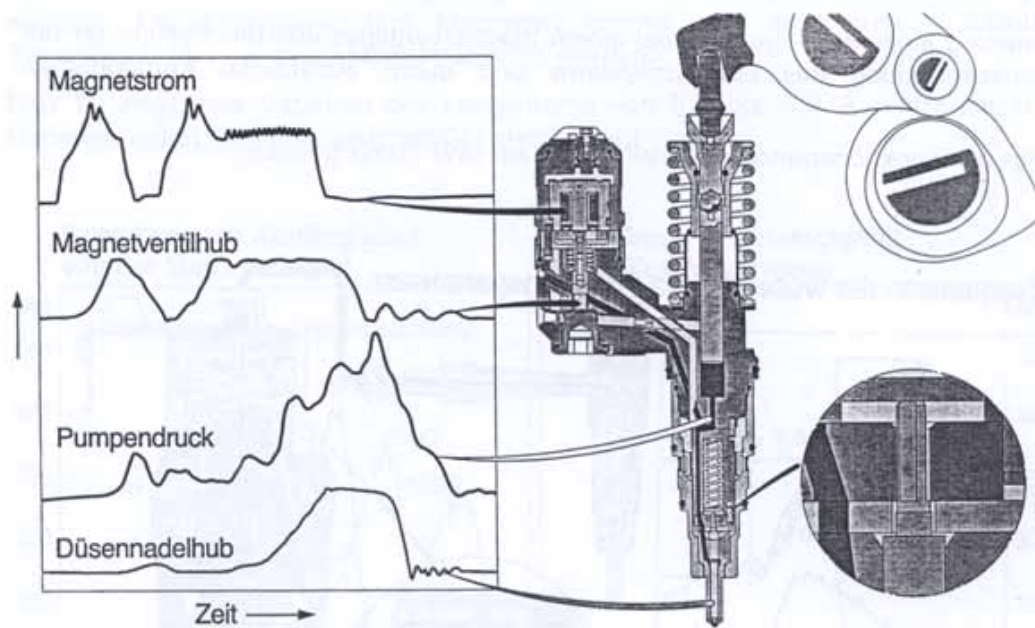


BILD 7 FUNKTIONSPRINZIP UPS/UIS MIT VOREINSPRITZUNG

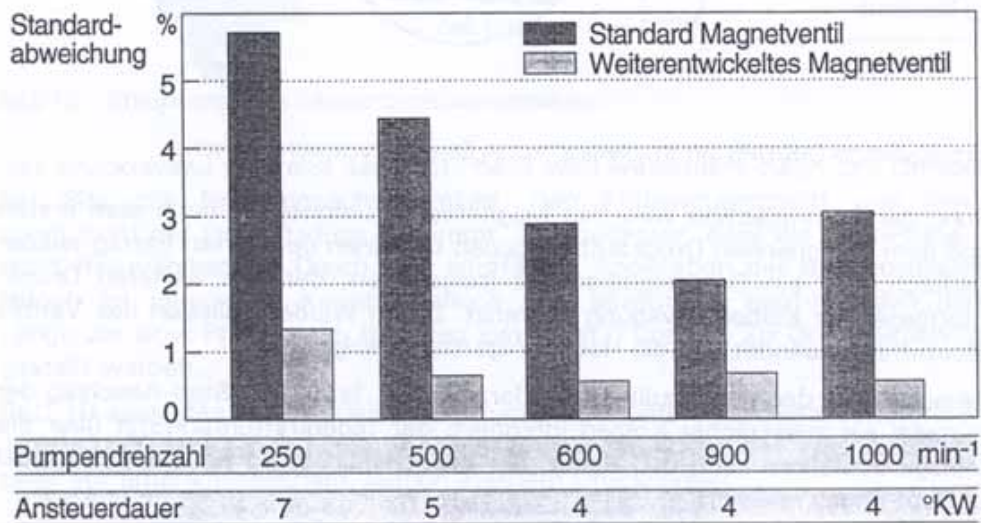


BILD 8 MAGNETVENTIL WEITERENWICKLUNG
HUB/HUB-STABILITÄT EINSPRITZMENGE (~ 20 mm³)

Zur Realisierung einer stabilen und flexiblen Voreinspritzung ist in jedem Einzelfall eine sorgfältige Detailapplikation der verschiedenen Parameter erforderlich. Insbesondere bei einem Unit Pump System ist eine exakte Abstimmung des Gesamtsystems (Nockengeschwindigkeit, Kolbenquerschnitt, Magnetventilhub, ...) notwendig, da bei diesem Einspritzsystem durch das vorhandene Leitungsvolumen leichter eine Überexpansion am Ende der Voreinspritzung möglich ist, was zu erheblicher Instabilität der Haupt einspritzmenge führt.

3.3 Einspritzverlaufsformung (Boot-Injection)

Die Realisierung einer Boot-Injection bei einem magnetventilgesteuerten System ist nur durch Neuabstimmung des Einspritzsystems und durch zusätzliche Komponenten möglich.

BILD 9 zeigt das Funktionsprinzip beispielhaft für ein Unit Pump System.

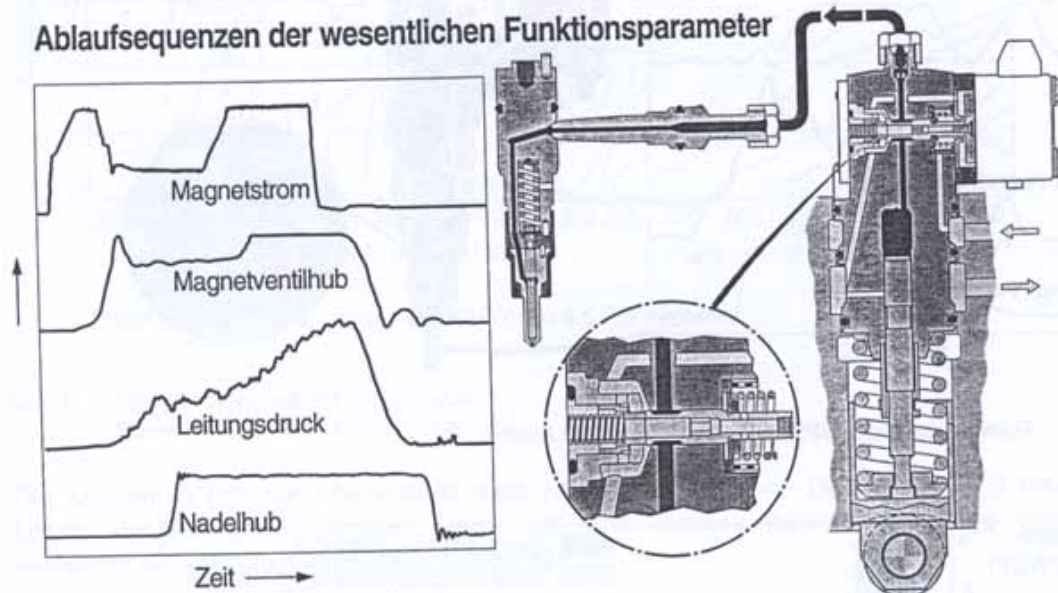


BILD 9 FUNKTIONSPRINZIP UIS/UPS MIT STROMGEREGELTER EINSPRITZVERLAUFSFORMUNG

Zur Darstellung der Boot-Injection wird das Magnetventil unmittelbar nach dem ersten Schließen und dem beginnenden Druckaufbau gezielt um einen definierten Betrag wieder geöffnet. Dadurch wird ein Drosselquerschnitt freigegeben, der den weiteren Druckanstieg bei fortgesetzter Kolbenbewegung begrenzt. Durch Wiederschließen des Ventils wird diese Boot-Phase beendet und die Haupteinspritzung eingeleitet.

Um diese Zwischenlage der Ventilsitzgeometrie sicher darzustellen, ist in den Stop-Anschlag der Magnetventilnadel ein zusätzlicher Kolben integriert, der federkraftunterstützt über die normale Stoplage ausfahren kann und damit den Zwischenanschlag für die Ventilsitzgeometrie während der Boot-Phase realisiert.

Nach Bestromen des Magneten schließt die Magnetventilnadel, wodurch der Druckaufbau während der Kolbenbewegung eingeleitet wird. Gleichzeitig hebt sich der Kolben im Stop-Anschlag und nimmt seine Zwischenposition ein. Zur Einleitung der Boot-Phase wird der aufgeprägte Strom im Magneten soweit reduziert, dass die Ventilsitzgeometrie öffnet und sich am Zwischenanschlag anlegt. Zum Beenden der Boot-Phase wird der Strom wieder erhöht und das Magnetventil für die Haupteinspritzung geschlossen. Die Haupteinspritzung wird beendet, indem der Magnet komplett entstromt wird. Dadurch öffnet die Magnetventilfeder die Ventilsitzgeometrie und überdrückt dabei auch die Feder für den Zwischenanschlag, so dass am Ventilsitz der maximale Durchflussquerschnitt freigegeben wird.

Voraussetzung für das Erreichen einer stabilen Boot-Phase an einem Vollmotor ist es, dass sich von Pumpe zu Pumpe gleiche Drosselquerschnitte darstellen lassen. Dazu sind zusätzliche Maßnahmen in der Gestaltung der Ventilsitzgeometrie erforderlich.

Durch eine sehr exakte Stromregelung und Einstellbarkeit des Haltestromes sowie eine spezielle Feinabstimmung des Magneten konnte eine sehr gute Hub/Hub sowie Temperatur- und Langzeitstabilität erreicht werden.

BILD 10 zeigt eine Variation des Haltestroms von 5,5 bis 6,8 A. Trotz dieser großen Variation ergibt sich eine gleichmäßig stabile Boot-Phase.

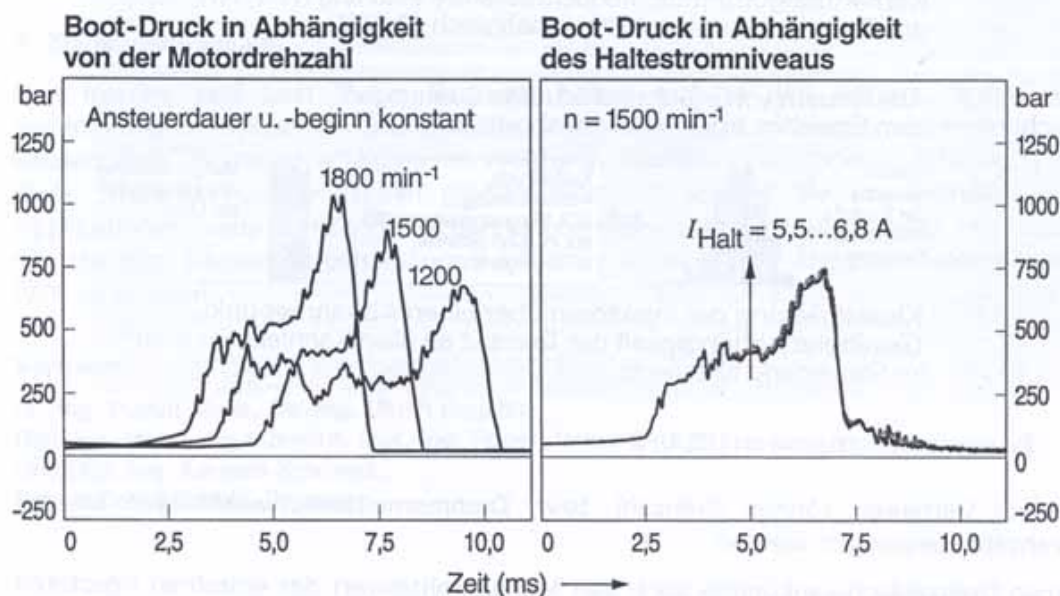


BILD 10 STROMGEREGELTE EINSPRITZVERLAUFSFORMUNG

Das Druckniveau während der Boot-Phase wird wesentlich durch den Drosselquerschnitt am Sitz, die Nockengeschwindigkeit, den Kolbenquerschnitt und den Durchflussquerschnitt der Einspritzdüse bestimmt. Das bedeutet, dass die Boot-Phase im Kennfeld nicht frei wählbar ist. Durch eine sorgfältige Applikation der Basisauslegung lässt sich jedoch im relevanten Kennfeldbereich eine akzeptable Boot-Injection darstellen. Die Länge der Boot-Phase kann dagegen zwischen 0 und ca. 25 Grad Kurbelwinkel frei eingestellt werden.

BILD 10 zeigt das Niveau des Boot-Druckes bei unterschiedlichen Motordrehzahlen von 1200, 1500 und 1800 1/min. Die Boot-Phasen liegen bei den verschiedenen Drehzahlen zwar auf unterschiedlichem, jedoch stabilem Druckniveau.

3.4 Zylindergleichstellung

Neben der oben beschriebenen Optimierung des Einspritzverlaufs wurden auch auf der Systemseite neue Funktionen entwickelt, um das Emissionsverhalten und den Fahrkomfort weiter zu verbessern. Eine dieser Funktionen ist die Zylindergleichstellung. Ziel dieser Funktion ist die Reduktion der Mengestreuerungen der Einzelinjectoren. Hierzu wurden zwei verschiedene Ansätze verfolgt (BILD 11):

Mit dem *dynamischen Abgleich* werden Drehungleichförmigkeiten des gesamten Antriebsstranges ausgeregelt. Hierzu wird das Drehzahlsignal mittels einer frequenzselektiven Filterung ausgewertet. Daraus werden dann für den folgenden Einspritzvorgang korrigierte Einspritzmengen für die einzelnen Injectoren ermittelt.

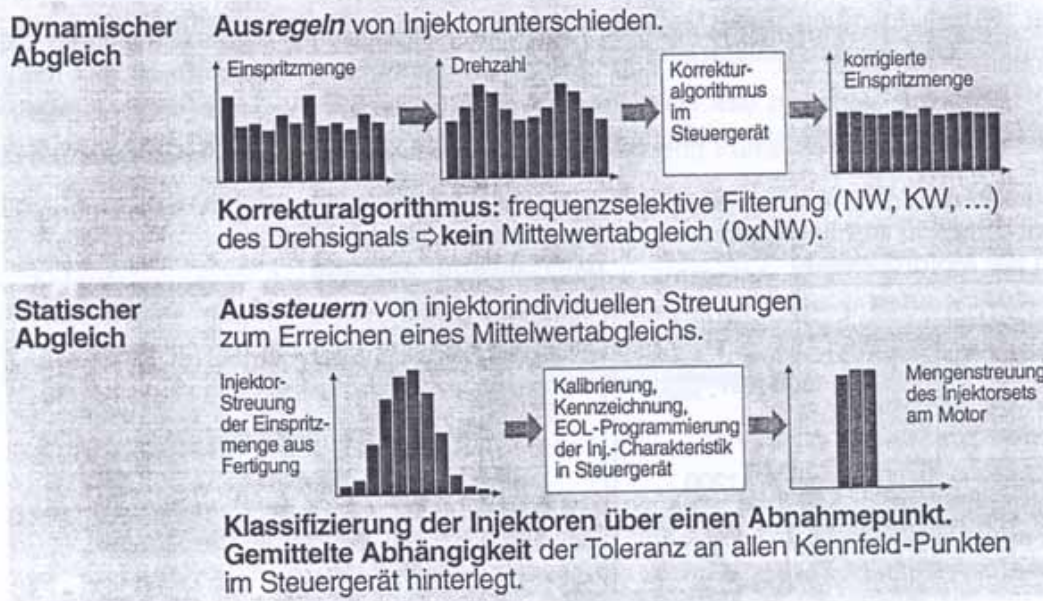


BILD 11 ZYLINDERGLEICHSTELLUNG BEI UIS/UPS

Mit diesem Verfahren können Drehzahl- bzw. Drehmomentenschwankungen bis zur Nenndrehzahl ausgeregelt werden.

Um neben Drehzahlschwankungen auch den Mengenmittelwert der einzelnen Injectoren korrigieren zu können, besitzt das Programmpaket noch einen sogenannten *statischen Abgleich*. Dieser verwendet die Kalibrierdaten der Injectoren und errechnet daraus korrigierte Einspritzmengen für jeden einzelnen Injector über alle Drehzahl- und Lastbereiche.

Beide Ansätze haben unterschiedliche Stärken, wie aus BILD 12 zu ersehen ist.

Prüfstandsergebnisse

Dynamischer Abgleich: Indizierter Mitteldruck an 6-Zyl.Reihenmotor, 12 l Hubraum, 310 kW, Vollast.

Statischer Abgleich: Mengenmessung an Pumpenprüfstand, UI 31, Vollast.
Maß: 3s-Streubereich bezogen auf Mittelwert vor \bullet und nach \bullet Abgleich.

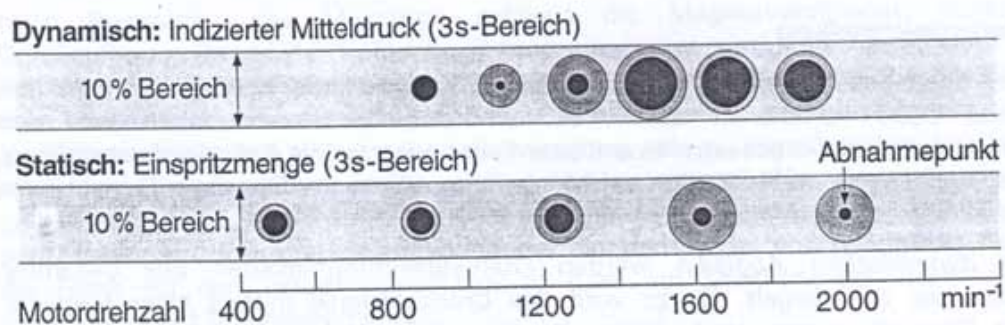


BILD 12 ZYLINDERGLEICHSTELLUNG BEI UIS/UPS - ERGEBNISSE

Der statische Abgleich wurde dafür konzipiert, vor allem an der Vollastkennlinie die Toleranzen zu reduzieren. Der dynamische Abgleich ist dort ebenfalls aktiv. Seine Stärken liegen allerdings mehr im Bereich kleiner Lasten und Drehzahlen, um dort die Laufruhe zu verbessern.

Die Funktion beider Programmpakete wurde statistisch abgesichert, sie können bei künftigen Applikationen oder Software-Updates implementiert werden.

4 Zusammenfassung

Unit Injector und Unit Pump Systeme haben sich in den letzten Jahren zu den dominierenden Systemen im Bereich schwerer Nutzkraftwagen entwickelt. Durch konsequente Weiterentwicklung in Richtung flexibler Einspritzverlaufsformung bieten diese Systeme auch weiterhin großes Potential, sowohl die anstehenden Euro III-Applikationen verbrauchsgünstig darzustellen als auch, in Verbindung mit dem entsprechenden Abgasnachbehandlungsverfahren, die künftigen Emissionsforderungen Euro IV/V zu erfüllen.

Verfasser

Dr.-Ing. Rudolf Maier, Dr.-Ing. Ulrich Projahn,
Dipl.-Ing. Wolfgang Albrecht, Dipl.-Ing. Roger Potschin
Und Dipl.-Ing. Karsten Storbeck,
Robert Bosch GmbH, Stuttgart

Die elektrostatisch unterstützte Einspritzung - eine Möglichkeit zur zusätzlichen Beeinflussung der Kraftstoffzerstäubung

von Uwe Leuteritz und Ernstwendelin Bach

In den Untersuchungen geht es um die zusätzliche, druckunabhängige Beeinflussung der Kraftstoffzerstäubung durch elektrostatische Kraftwirkungen. Dazu wurde ein stationärer Modellzerstäuber entwickelt, der die elektrostatische Aufladung des Fluides gestattet und im Druckbereich bis 300 bar mit Dieselmotoren betrieben werden kann. Es zeigt sich, dass der Hochspannungseinfluss bei Vorhandensein eines kompakten Kernstrahles zu seinem vorzeitigen Zerfall führt. Dabei sind schmalere Tropfengrößenspektren, eine Strahlhomogenisierung und größere Strahlkegelwinkel registrierbar. Endgültige Aussagen über die Anwendbarkeit des Verfahrens sind erst nach Versuchen unter motorrelevanten Randbedingungen möglich. Deshalb wurde ein Common-Rail-Injektor entwickelt, der in naher Zukunft eingesetzt wird.

The objective of the investigation is the development of an innovative fuel-injection technology for combustion engines based on electrostatic fluid atomisation. The investigation has been carried out on an atomizer model, which allows electrical charge injection in the fuel and a fuel pressure up to 300 bar. The influence of high voltage leads to a faster spray decay of the fuel jet. This results in the production of a narrower droplet size spectrum, in the improvement of the spray structure and in an increased spray-cone angle. Final conclusions could be drawn after investigating of the fuel injection at real engine conditions. Therefore an electrostatic common-rail-injector has been produced and is to be operated in the near future.

1 Einleitung

Zur Optimierung des Motorprozesses bezüglich Verbrauch, Leistung und Abgas- bzw. Geräuschemission bildet der Erfolg des Gemischbildungsvorganges eine wichtige Voraussetzung. Neben der Brennraumform, der Bewegung der Luftladung und der zeit- und mengengerechten Zumessung des Kraftstoffes wird die Gemischbildung insbesondere bei direkt einspritzenden Brennverfahren in hohem Maße von den sich aus der zeitlichen- und räumlichen Entwicklung der Kraftstoffzerstäubung ergebenden Parametern Tropfengröße, Strahlkegelwinkel, Strahleindringtiefe und Kraftstoffmassenverteilung im Strahl bestimmt.

Unter dem Szenario - festliegende Düsengeometrie, vorhandener Luftdrall und gegebene Einspritzmenge - werden diese wichtigen Zerstäubungsparameter in erster Linie über das Druckgefälle zwischen den Düsenbohrungen und dem Brennraum gesteuert. Darüber hinaus legt dieser Druckunterschied die Spritzdauer fest, die im Zusammenhang mit dem Einspritzbeginn für den Schwerpunkt der Verbrennung und damit für den Kraftstoffverbrauch eine bedeutende Rolle spielt. Die dadurch vorhandene Kopplung zwischen den Zerstäubungsparametern und der Spritzdauer führt bei der schadstoffoptimierten Abstimmung im Motorkennfeld zu unerwünschten Kompromissen.

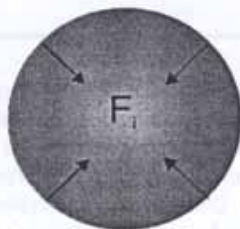
Zur Realisierung einer prozessspezifisch angepassteren Fluidzerstäubung wird deshalb im Forschungsinstitut Fahrzeugtechnik an der zusätzlichen, druckunabhängigen Beeinflussung der genannten Zerstäubungsparameter über elektrostatische Kraftwirkungen gearbeitet.

Das Ziel der Untersuchungen zur elektrostatisch unterstützten Kraftstoffeinspritzung besteht in der Überprüfung der Anwendungsmöglichkeit dieser Zerstäubungstechnologie auf den diesel- bzw. ottomotorischen Einspritzvorgang und in einer damit verbundenen Abschätzung des Aufwand-Nutzen-Verhältnisses.

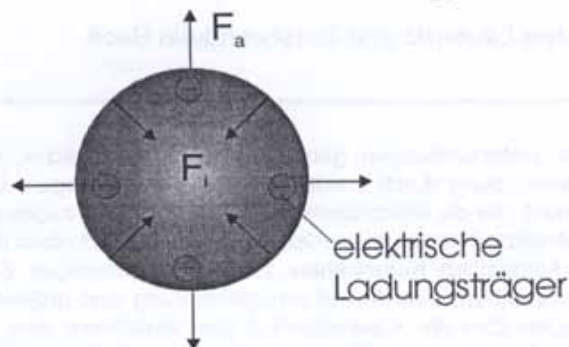
2 Grundlagen der elektrostatischen Fluidzerstäubung

Eine modellmäßige Vorstellung über das Wesen des elektrostatischen Zerstäubungsprozesses kann aus der Kräftebilanz an einem elektrisch aufgeladenen Flüssigkeitstropfen (in BILD 1 idealisiert als Kugel dargestellt) erfolgen.

Tropfen
unaufgeladen



Tropfen
elektrostatisch aufgeladen



Tropfenzerfall wenn $F_a \geq F_i$

BILD 1 MODELLVORSTELLUNG VOM ELEKTROSTATISCHEN ZERSTÄUBUNGSPROZESS

Übersteigen die nach außen gerichteten Abstoßungskräfte F_a gleichpoliger Ladungsträger die zum Kugellinneren gerichtete Kapillarkraft F_i , setzt der Zerfallsprozess in kleinere Tropfen ein.

Aufgrund dieser Kraftwirkung und unter dem Einfluss der Raumladungskomponente, die sich aus dem kollektiven Auftreten von unipolar geladenen Einzeltropfen ergibt, erscheint ein Einfluss der elektrostatischen Komponente auf den motorischen Zerstäubungsvorgang unter folgenden Gesichtspunkten interessant:

- Beeinflussung der entstehenden Tropfengrößenverteilung
- Eingriff in den unmittelbaren Strahlzerfall bei Düsenaustritt (Primärbreakup)
- Veränderung des Strahlkegelwinkels
- Beeinflussung der Sekundärzerstäubung (Tropfenneubildung, Tropfenzerfall)

In [11] werden Untersuchungen über das Verdunstungs- bzw. Verdampfungsverhalten von geladenen Tropfen beschrieben. Hieraus geht hervor, dass die elektrischen Ladungsträger im vorerst unverdampften Fluid verbleiben. Bei einer Verkleinerung des Tropfendurchmessers führt dies zu einem überproportionalen Anwachsen der nach außen gerichteten Kraftkomponente (siehe Modell), was unter motorischen Randbedingungen zu einem weiteren Tropfenzerfall und damit zu einer schnelleren Verdampfung führen kann.

Zur Initialisierung des elektrostatischen Zerstäubungsvorganges bildet die elektrische Aufladung des Fluides und somit dessen Anreicherung mit freien, gleichgepolten elektrischen Ladungsträgern eine wichtige Voraussetzung. Eine Beurteilung des Aufladungsgrades erfolgt anhand der spezifischen elektrischen Ladungsdichte ρ_e . Die nachfolgend dargestellte Beziehung zeigt, dass diese Größe messtechnisch indirekt erfasst werden kann.

$$\rho_e = \frac{I_F}{\dot{V}} \quad [\text{As} / \text{m}^3] \quad (1)$$

I_F = elektrische Stromstärke im zerstäubten Fluid

\dot{V} = Durchsatz

Die Wahl des elektrostatischen Aufladungsverfahrens wird in erster Linie durch die vorhandene elektrische Leitfähigkeit des zu zerstäubenden Fluides bestimmt. Herkömmliche Kraftstoffe (DK, Benzin) sind aufgrund ihrer elektrischen Leitfähigkeit im Bereich von $1 \cdot 10^{-10}$ S/m elektrische Isolatoren und nur mit einem äußerst geringen Anteil von fluideigenen freien elektrischen Ladungsträgern ausgerüstet. Die Erzeugung von Ladungsträgern im Fluid kann hier über ein starkes elektrisches Feld direkt zwischen dem zu versprühenden Kraftstoff innerhalb der Düse erreicht werden. Deshalb wurden die Untersuchungen darauf orientiert, dieses elektrische Feld während des Einspritzvorganges zwischen Düsennadel (Hochspannungselektrode) und Düsenkörper (Masseelektrode) anzulegen. Dieses Prinzip wird in BILD 2 dargestellt.

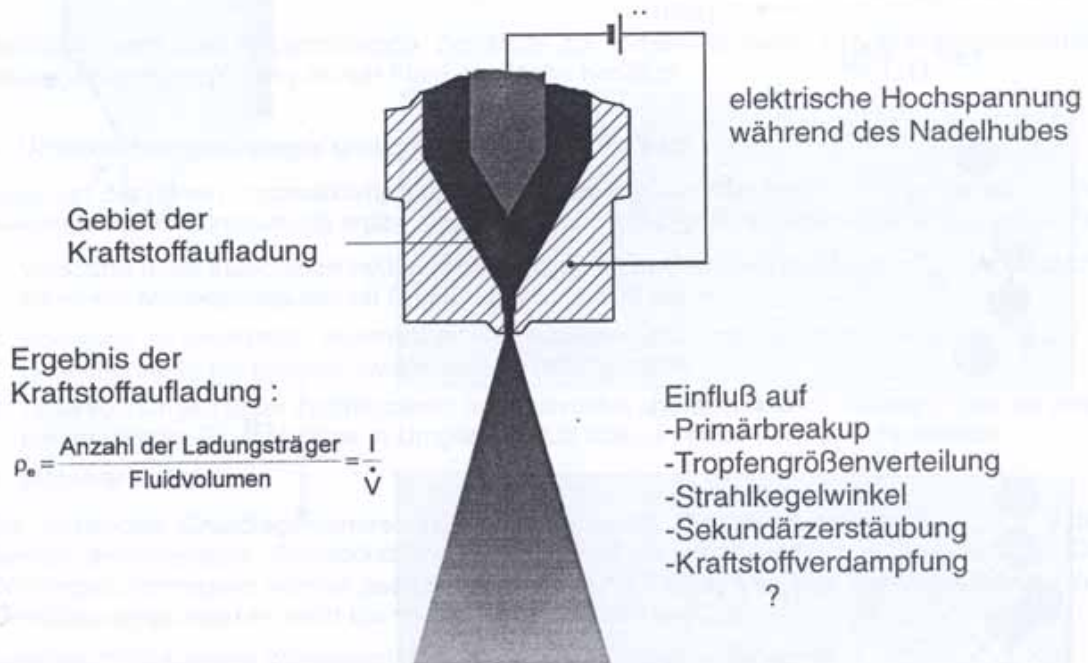


BILD 2 VORGANGSSZENARIO

Der bisherige Erkenntnisstand über den physikalischen Ablauf der Ladungsträgererzeugung im Fluid ist in [7] detailliert beschrieben und in BILD 3 vereinfacht wiedergegeben. Grundsätzlich wird über die Ausbildung der Elektrodengeometrie ein inhomogenes elektrisches Feld erzeugt, so dass der Betrag der elektrischen Feldstärke spannungs- und ortsabhängig ist. An der Spitze der Hochspannungselektrode werden die höchsten Feldstärken erzielt. Diese liegen im praktischen Betrieb über der elektrischen Durchschlagsfestigkeit des Kraftstoffes. Die lokale Überschreitung dieser Größe führt zur Initiierung von Teilentladungsvorgängen im Kraftstoff, wodurch fluideigene Ladungsträger gebildet werden. Positive Ionen und die negativen Elektronen wandern mit stark unterschiedlichen Geschwindigkeiten zur Elektrode der jeweils entgegengesetzten Polarität. Dabei wird der Verlauf des ursprünglichen Feldes geändert, so dass vor der Hochspannungselektrode eine zusätzliche Feldstärkeerhöhung eintritt. Überschreitet diese einen bestimmten Wert, dann können Elektronen aus dem Metall in das Fluid emittieren (Tunneleffekt). Aufgrund dessen werden laut [7] an der Grenzfläche zwischen Elektrode und Fluid über diffizile Wechselwirkungsmechanismen gleichgepolte Ionen bzw. Ionencluster gebildet, die mit einer geringen elektrischen Beweglichkeit ausgestattet sind und über die Strömungskomponente aus der Düse „getragen“ werden. Damit ist der elektrische Aufladungsvorgang abgeschlossen.

Der praktische Betrieb erfordert die Vermeidung des sich aus der räumlichen Ausbreitung der Teilentladungsvorgänge im Fluid entwickelbaren elektrischen Durchschlages zwischen den Elektroden. Dadurch wird die ständige Erhöhung der Hochspannung eingeschränkt.

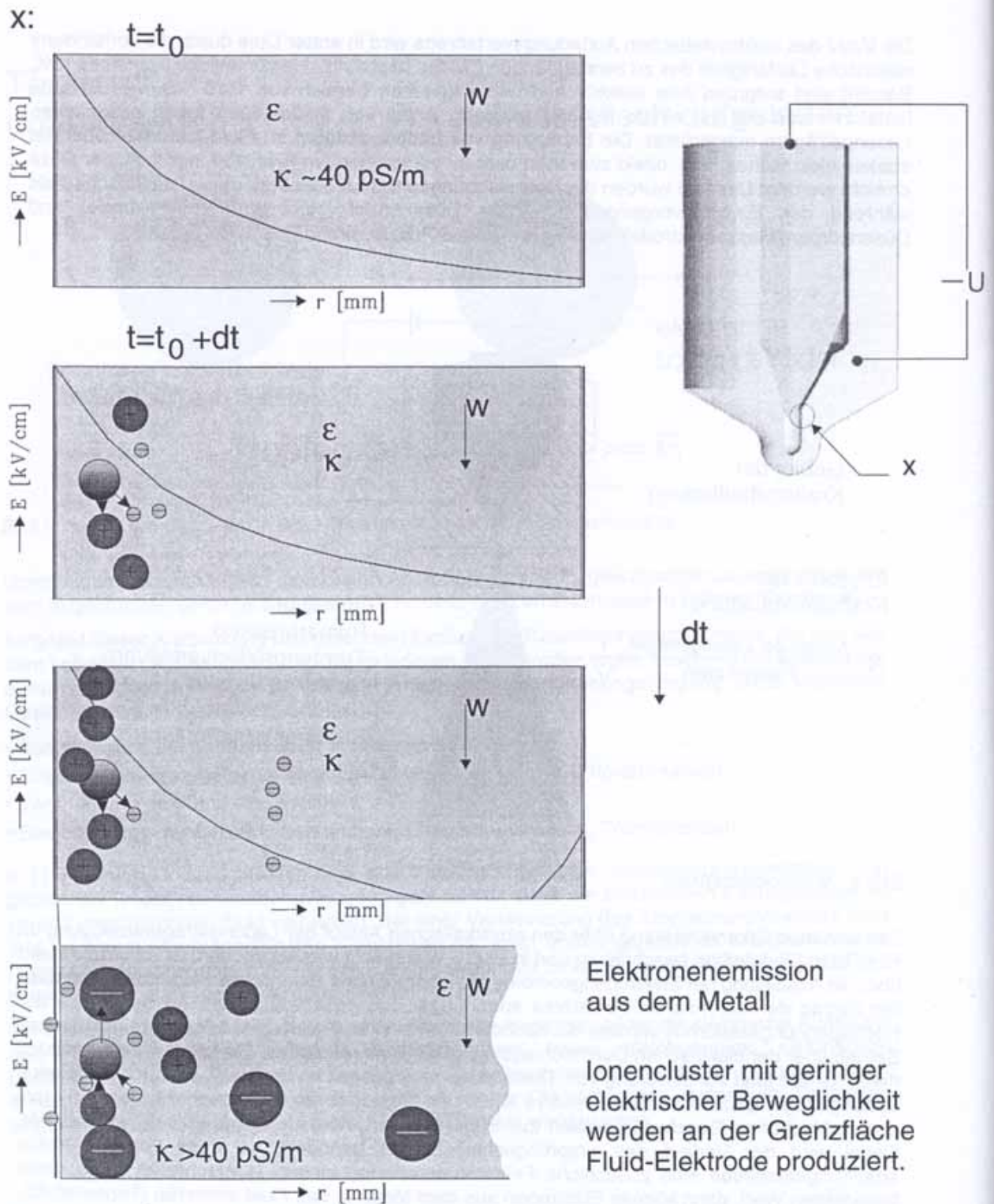


BILD 3 NÄHERUNGSWEISE DARSTELLUNG DES VORGANGES DER ELEKTROSTATISCHEN KRAFTSTOFFAUFLADUNG

Neben der Durchschlagsfestigkeit des Kraftstoffes begrenzt die Ionisation des Umgebungsmediums die maximal erreichbare spezifische Ladungsdichte. Die Ionisationserscheinungen werden bei Überschreitung der Ionisationsfestigkeit der Luft (30 kV/cm unter Umgebungsbedingungen) durch das vom aufgeladenen Kraftstoff erzeugte elektrische Feld hervorgerufen. Infolge der Entladungen im Umgebungsmedium wird der elektrostatische Zerstäubungsprozess instabil.

Die Zeitdauer der Gruppierung der Ladungsträger an der Fluidoberfläche (siehe Modell) wird durch die Relaxationszeit τ bestimmt.

$$\tau = \frac{\epsilon_0 \epsilon_r}{\kappa^*} \quad (2)$$

$$\epsilon_0 = \text{Dielektrizitätskonstante} = 8,854 \cdot 10^{-12} \frac{\text{As}}{\text{Vm}}$$

$$\epsilon_r = \text{relative Dielektrizitätskonstante (DK = 2,2)}$$

$$\kappa^* = \text{Fluidleitfähigkeit am Aufladungsort [S/m]}$$

Demnach wird eine entsprechende Zeitdauer zur Erhaltung einer zerstäubungsrelevanten Ladungsträgergruppierung an der Fluidoberfläche benötigt.

3 Untersuchungsstrategie und Experimenteller Aufbau

Aufgrund der hohen Prozesskomplexität, die sich aus der Kopplung von mechanischer- und elektrostatischer Zerstäubung ergibt, liegt den Untersuchungen die folgende Strategie zugrunde:

1. Versuche unter stationären hydraulischen und elektrischen Bedingungen in Umgebungsluft an einem Modellzerstäuber im Druckbereich bis 300 bar
2. Übergang zu getakteten, elektrischen Verhältnissen mit motorrelevanter Generierung der Hochspannung bei gleichen hydraulischen Bedingungen
3. Untersuchungen unter instationären, hydraulischen und elektrischen Bedingungen mit einer umgestalteten Einspritzdüse in Umgebungsluft bzw. an einer Verbrennungsbombe
4. Motorversuche

Die bisherigen Grundlagenuntersuchungen wurden mit Dieselmotorkraftstoff durchgeführt. Dabei fanden dieseltypische Sacklochdüsen in Ein- und Mehrlochausführung Verwendung. Die Bohrungsdurchmesser wurden zwischen 0,22 mm und 0,55 mm variiert. Zur Visualisierung des Zerstäubungsprozesses steht die folgende Technik zur Verfügung:

Nanolite-CCD-Kamera (Schattenrissverfahren)	: Strahlkegelwinkel
Laserlichtschnitt	: Strahlhomogenität, Strahlkegelwinkel
Dual-PDA	: Tropfengrößen, Tropfengeschwindigkeit

Der experimentelle Aufbau geht aus BILD 4 hervor. Während der Versuche unter definierten Umgebungsbedingungen wurden Druck und Temperatur des Kraftstoffes, Fluiddurchsatz, elektrische Spannung, die Stromstärke im austretenden Fluid und die Verluststromstärke in der Düse messtechnisch erfasst. Im folgenden wird über die wichtigsten Untersuchungsergebnisse der Arbeitspunkte 1 und 2 berichtet.

4 Versuchsergebnisse

4.1 Elektrostatischer Sprühprozess

Grundlegende Aussagen über den Ablauf der elektrostatischen Zerstäubung werden bei unterlegten mechanischen Abtropf-, Zertropf- und Zerwellvorgängen erhalten. Der Einfluss einer elektrischen Hochspannung zwischen Düsennadel und Düsenkörper auf den Fluidzerfall wird am Beispiel einer Düse 1 x 0,27 durch BILD 5 vermittelt. Mit steigender Systemspannung und dadurch anwachsender spezifischer Ladungsdichte kann der Fluidzerfall aus dem Gebiet des Zertropfens in den Bereich der Zerstäubung überführt werden. Dabei wird mit einer Erhöhung der spezifischen Ladungsdichte die Verkürzung der Breakuplänge L , eine Verkleinerung der erzeugten Tropfendurchmesser und eine Aufweitung des Strahlkegelwinkels festgestellt. Einer kontinuierlichen Steigerung der Ladungsdichte (und damit der Systemspannung bei festliegender Elektrodengeometrie) sind in diesem Druckbereich, infolge der Durchschlagsfestigkeit des Kraftstoffes, Grenzen gesetzt.

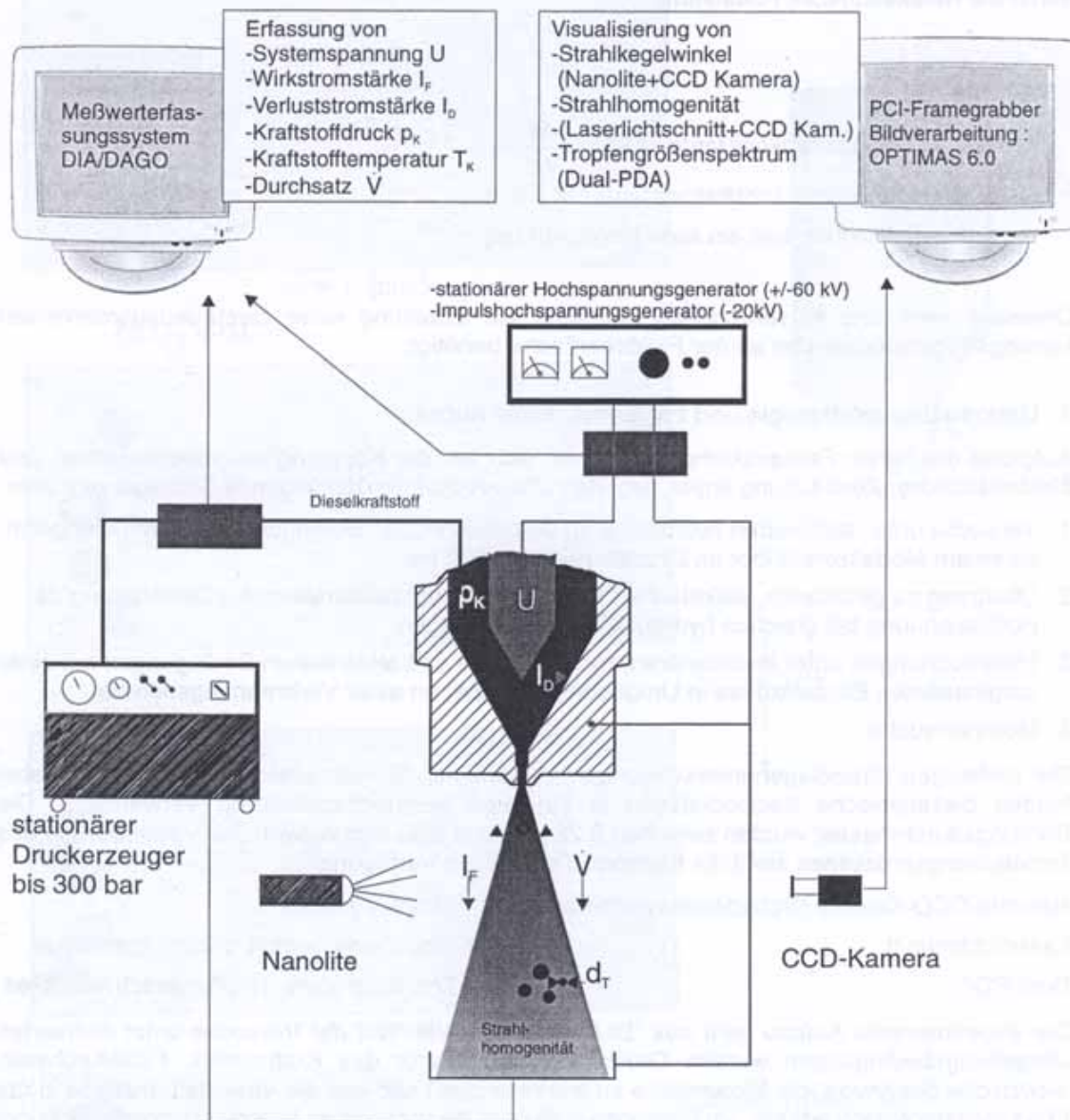


BILD 4 VERSUCHSAUFBAU

Eine genauere Analyse des Zerstäubungsvorganges zeigt, dass infolge der Kraftwirkung der elektrostatischen Komponente am austretenden Fluidstrahl über verschiedene Oberflächenwellen λ_i ein vorzeitiger Strahlaufbruch hervorgerufen wird. Die Veränderungen der Breakuplänge L und des mittleren Tropfendurchmessers d_T mit zunehmender spezifischer Ladungsdichte sind Bestandteil von BILD 6. Demnach ist bei der Prozessführung ein maximal erreichbarer Aufladungsgrad des Kraftstoffes anzustreben. Aus den bisher dargestellten Untersuchungen kann für die Änderung der Breakuplänge L folgender Zusammenhang angegeben werden:

$$L = \frac{K \dot{V}}{d^2 \left(\rho_s + \frac{I_D}{V} \right)} \quad \text{mit } K = \text{Konstante} [\text{As}^2 / \text{m}^3] \quad (3)$$

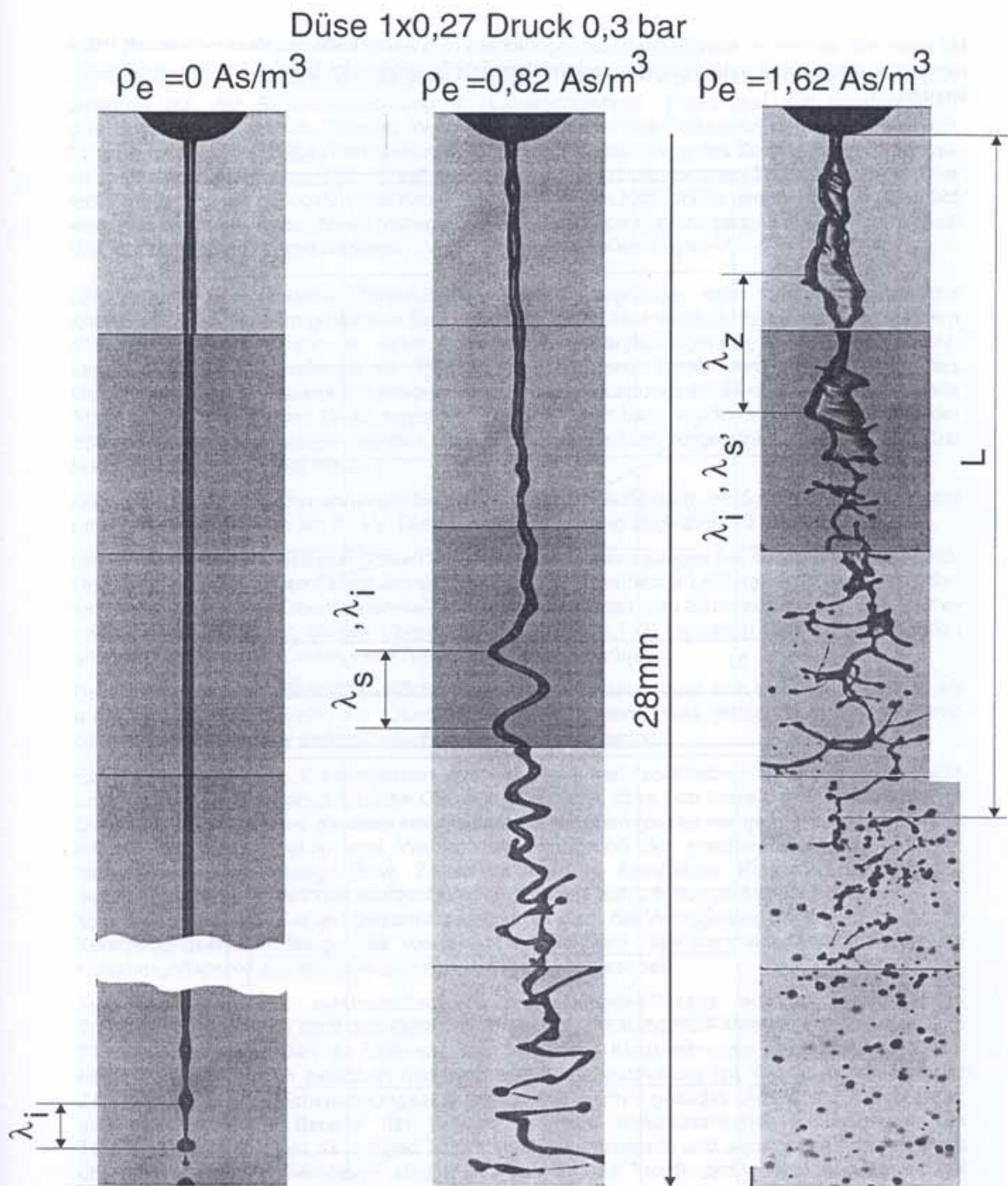


BILD 5 EINFLUSS DER HOCHSPANNUNG AUF DEN STRAHLZERFALL VON DIESELKRAFTSTOFF

Für die erzeugten mittleren Tropfengrößen gilt die in [6] entwickelte Gleichung :

$$d_T [\mu\text{m}] = \frac{83,9}{\sqrt{\rho_e [\text{As/m}^3]}} \quad (4)$$

Mit technisch sinnvollen spezifischen Ladungsdichten ($5-6 \text{ As/m}^3$) können demnach durch den rein elektrostatischen Zerstäubungsprozess mittlere Tropfengrößen im Bereich bis $35 \mu\text{m}$ erzeugt werden.

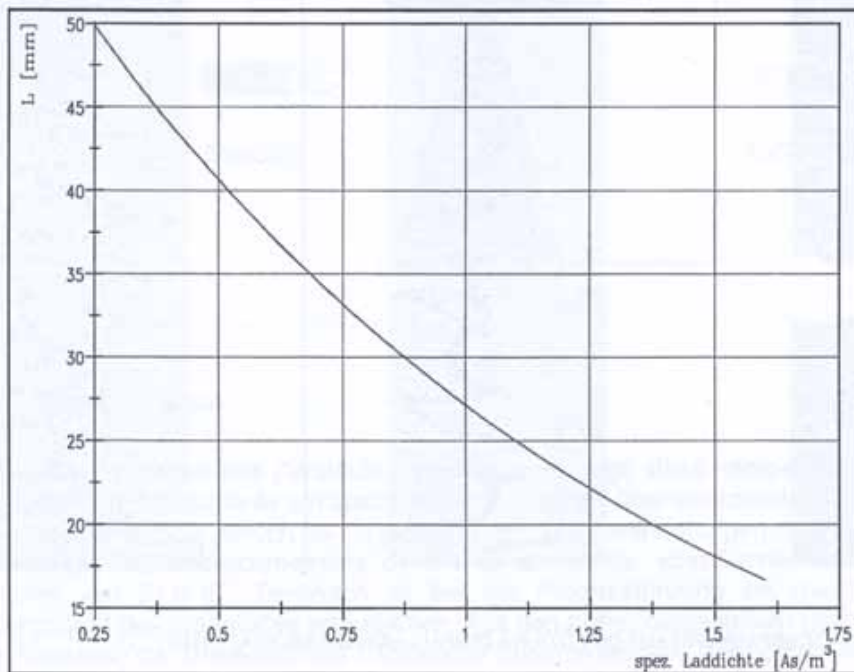
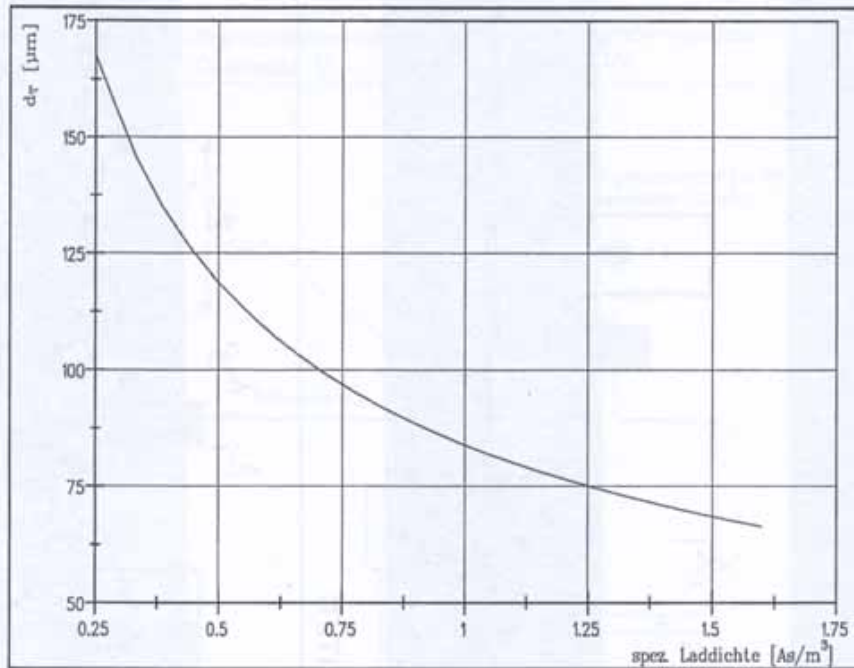


BILD 6 VERÄNDERUNG DER BREAKUPLÄNGE L UND DER MITTLEREN TROPFENDURCHMESSER MIT STEUENDEM AUFLAGUNGSGRAD DES KRAFTSTOFFES (DÜSE $1 \times 0,27$, $kP = 0,3 \text{ BAR}$)

4.2 Kombinierte Zerstäubung

Die wichtigsten Untersuchungsergebnisse werden in BILD 7 veranschaulicht. Die Aufnahmen basieren auf der Strahlbeobachtung im Laserlichtschnitt. Proportional zur empfangenen Streulichtintensität sind die Schwarz-Weiß-Aufnahmen über das Softwaresystem „OPTIMAS“ mit Falschfarben aus dem RGB-Farbspektrum belegt. Eine Betrachtung des Zerstäubungsvorganges im spannungslosen Zustand ($U = 0$ kV) zeigt, dass aufgrund der geringen Turbulenzintensität bei rohrförmigen Düsen ein bestimmter Anteil des austretenden Kraftstoffes aerodynamisch zerstäubt wird. Aus der damit verbundenen Verlagerung des Tropfenbildungsvorganges in düsenentfernere Gebiete resultiert das Vorhandensein eines „kompakten Kernstrahles“.

Liegt dieses mechanische Zerstäubungsverhalten zugrunde, kann der elektrostatische Zerstäubungseinfluss im gesamten Druckbereich beobachtet werden. Er äußert sich in einem düsennäheren Strahlauflbruch, einer verbesserten Strahlhomogenität, in größeren Strahlkegelwinkeln und in schmaleren Tropfengrößenspektren. Dabei wird die Zunahme des elektrostatischen Einflusses mit steigender spezifischer Ladungsdichte und seine tendenzielle Abnahme mit steigendem Druck registriert. Grundsätzlich kann von einer Überlagerung beider Sprühvorgänge ausgegangen werden. Die Aufweitung des Strahlkegelwinkels beträgt bei 40 bar bis zu 8° und bei 300 bar bis zu 3° .

Das erforderliche Hochspannungsniveau zur Kraftstoffaufladung ist durchsatzabhängig und bewegt sich im Bereich bis 20 kV. Die elektrische Leistung liegt unter 10 W.

BILD 8 beinhaltet Strahlnaufnahmen eines Zerstäubungsvorganges bei 40 bar im Schattenriss. Unter rein mechanischen Zerstäubungsbedingungen (spezifische Ladungsdichte $\rho_e = 0$) bilden sich bekanntermaßen Oberflächenwellen, deren Anwachsen zum Strahlzerfall führt. Die mathematische Beschreibung dieses Vorganges wird u. a. in [12] dargelegt und ist heute in den entsprechenden CFD-Codes wie KIVA oder FIRE eingearbeitet.

Bei Zuschaltung der elektrischen Hochspannung wird deutlich, dass sich sowohl die Periode als auch die Wachstumsrate der Oberflächenwellen ändern, was letztendlich den früheren Strahlzerfall infolge der elektrostatischen Kraftwirkung bewirkt.

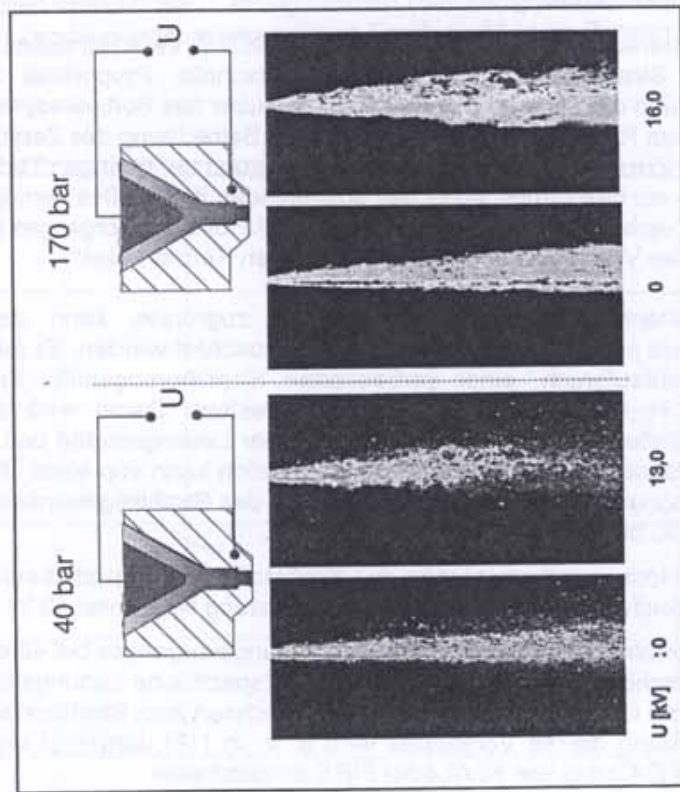
Ein Vergleich mit den Erkenntnissen aus dem rein elektrostatischen Zerstäubungsprozess bezüglich der Breakuplänge L (siehe Gleichung (3)) zeigt, dass sich diese Größe trotz 11-fachen Durchsatzes und in etwa gleichen elektrischen Parametern (ρ_e , l_D) nur geringfügig ändert. Der infolge höherer Reynolds- und Weberzahlen (aufgrund der mechanischen Zerstäubung) hervorgerufene Strömungs- bzw. Zerwellzustand des kompakten Kernstrahles wirkt sich demzufolge förderlich auf den elektrostatischen Einfluss aus. Jedoch muss mit der Abnahme des kompakten Strahlanteiles am Gesamtmassenstrom auch die Verringerung des elektrostatischen Zerstäubungseffektes festgestellt werden. Deshalb wird der kompakte Strahlbereich als Hauptangriffspunkt der elektrostatischen Komponente gesehen.

Zur Beurteilung des elektrostatischen Zerstäubungseinflusses auf die entstehenden Tropfengrößenspektren dient der obere Teil von BILD 9 (Abstand PDA-Messebene - Düsenaustritt 71 mm). Hierbei wurden die Differenz der, in gleiche Klassenbreiten eingeteilten, Tropfenhäufigkeitsverteilungen zwischen rein mechanischer Zerstäubung ($\rho_e = 0,00$ As/m³) und der Zerstäubung unter Hochspannungseinfluss ($\rho_e > 0$ As/m³) gebildet. Aus dem Bild wird klar erkennbar, dass im Bereich der Strahlmitte, unter elektrostatischen Bedingungen, die Tropfenanzahl zwischen $33 \mu\text{m}$ und $70 \mu\text{m}$ signifikant zunimmt und sowohl oberhalb als auch unterhalb dieser Größenklasse abnimmt, wodurch das Tropfengrößenspektrum insgesamt schmaler wird. Mit Zunahme der spezifischen Ladungsdichte gestaltet sich dieser Unterschied krasser. Dabei ist eine leichte Tendenz zur Häufigkeitszunahme der kleineren Tropfengrößen im Zielgebiet nachweisbar.

Die verbesserte Strahlhomogenität in der vertikalen Ebene geht aus den Lichtschnittaufnahmen in BILD 7 hervor. Zur Beurteilung der Verhältnisse in der horizontalen Strahlebene dient der untere Teil von BILD 9, der einen repräsentativen Ausschnitt des Verlaufes vom Sauterdurchmesser im Strahlquerschnitt mit und ohne Hochspannung enthält. Ausgegangen wird davon, dass die im Bereich des Kernstrahles gebildeten Tropfen einer bestimmten Größenklasse das gesamte Spray durchsetzen und somit den Homogenisierungsgrad erhöhen.

Untersuchungsergebnisse unter stationären, hydraulischen Bedingungen und getakteter Hochspannung

- Hochspannungseinfluß führt bei Vorhandensein eines kompakten Kernstrahles nach Düsenaustritt durch die Erzeugung von Oberflächenwellen zu seinem vorzeitigen Zerfall.
Resultat :
 - Erzeugung von schmaleren Tropfengrößenspektren
 - Strahlhomogenisierung
 - Vergrößerung des Strahlkegelwinkels
 - elektrischer Leistungsbedarf unter 10 Watt
- ↪ elektrostatischer Zerstäubungserfolg rechtfertigt Weiterführung der Untersuchungen



Zerstäubungsvorgang von Dieselkraftstoff (Düse 1x0,35) in Umgebungsluft
Visualisierung mittels Laserlichtschnitt und lichtintensitätsproportionale
Falschfarbendarstellung über das Bildverarbeitungssystem "OPTIMAS"

BILD 7 BISHERIGE UNTERSUCHUNGSERGEBNISSE DER KOMBINIERTENZERSTÄUBUNG

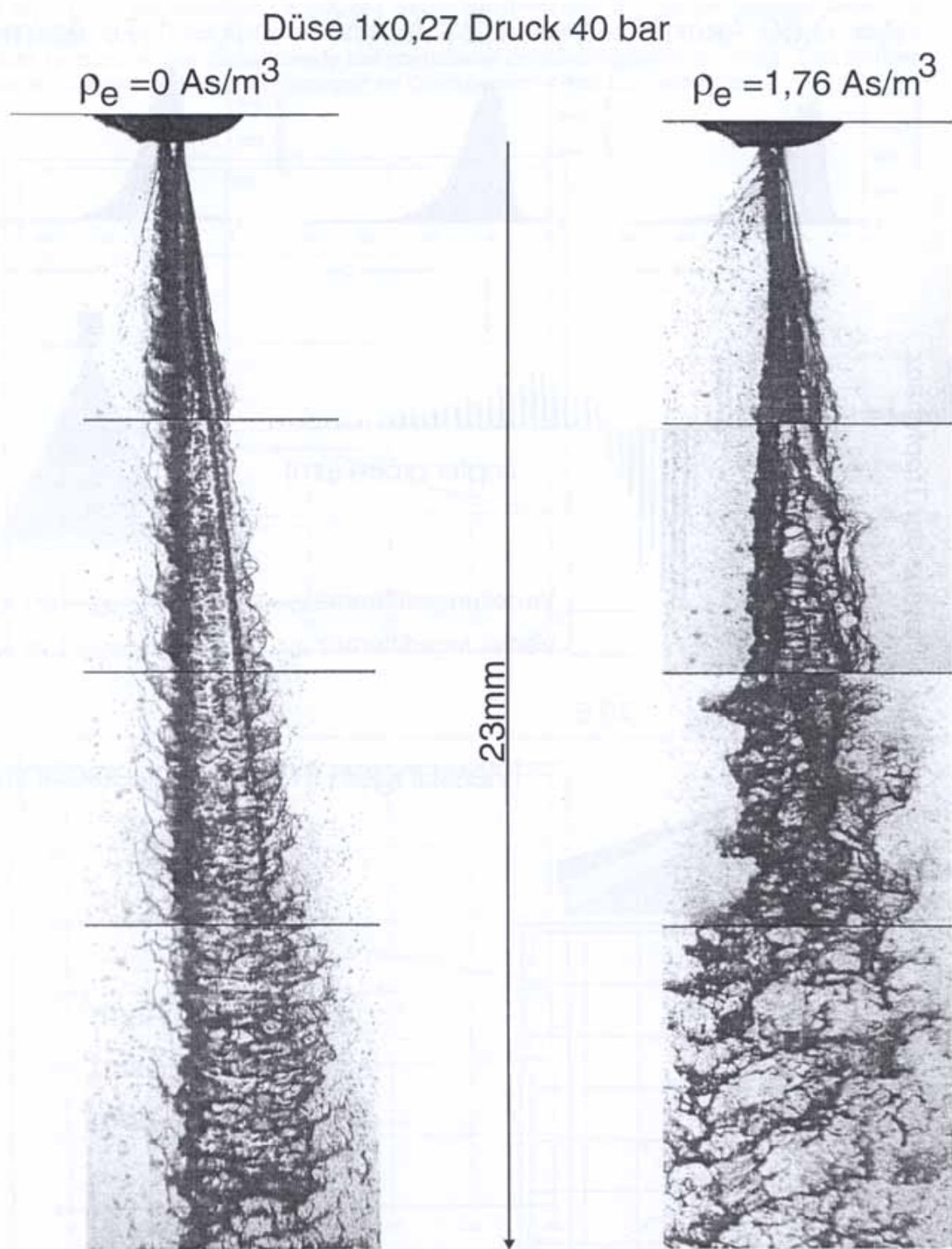
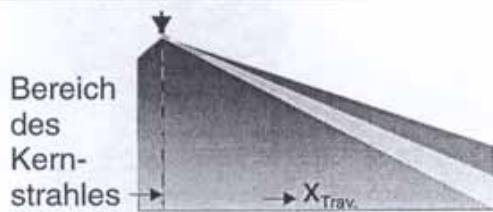
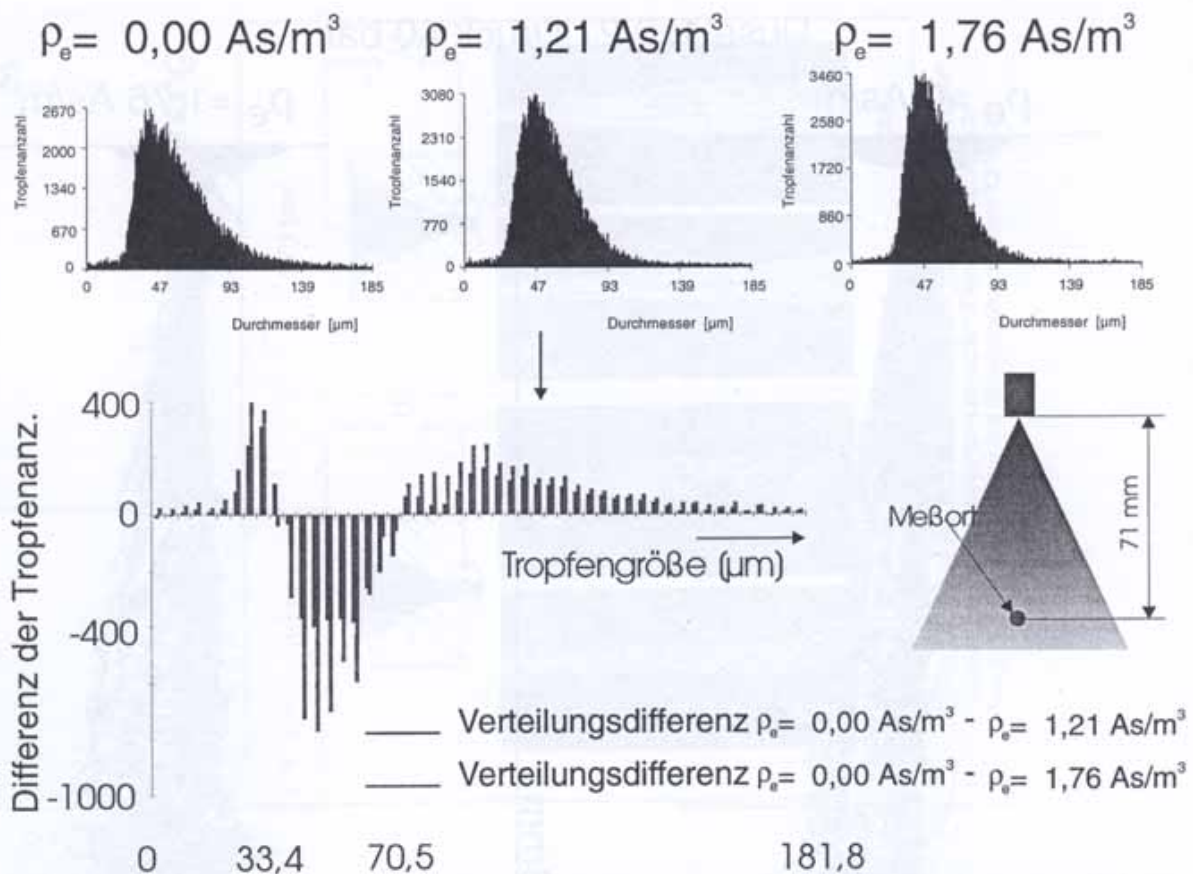
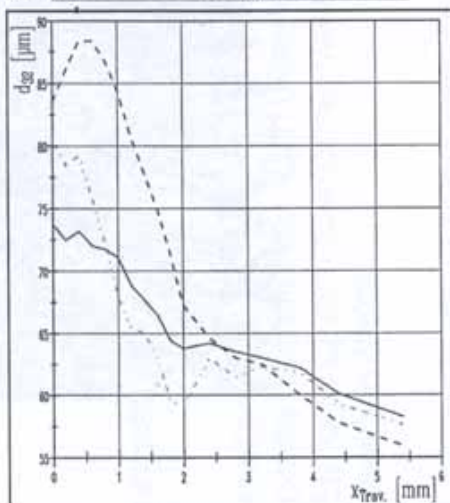


Bild 8 Vergleich Strahl – Breakup zwischen mechanisch und elektrostatisch unterstützter Zerstäubung von Dieselkraftstoff



Messungen im Strahlquerschnitt :



- $\rho_e = 0,00 \text{ As/m}^3$
- $\rho_e = 1,21 \text{ As/m}^3$
- $\rho_e = 1,76 \text{ As/m}^3$

BILD 9 DARSTELLUNG DER BEEINFLUSSUNG DER TROPFENGROESSENVERTEILUNG DURCH DIE ELEKTROSTATISCHE KRAFTSTOFFAUFLADUNG (DÜSE 1 x 0,27, DRUCK 75 BAR)

In BILD 10 ist der jeweilige Verlauf des Sauterdurchmessers d_{32} und der Breakuplänge L in Abhängigkeit vom Kraftstoffdruck dargestellt. Zum einen wird der, mit zunehmenden Kraftstoffdruck tendenziell geringer werdende elektrostatische Zerstäubungseinfluss belegt. Zum anderen werden die relativ starken Änderungen im Druckbereich < 150 bar verdeutlicht.

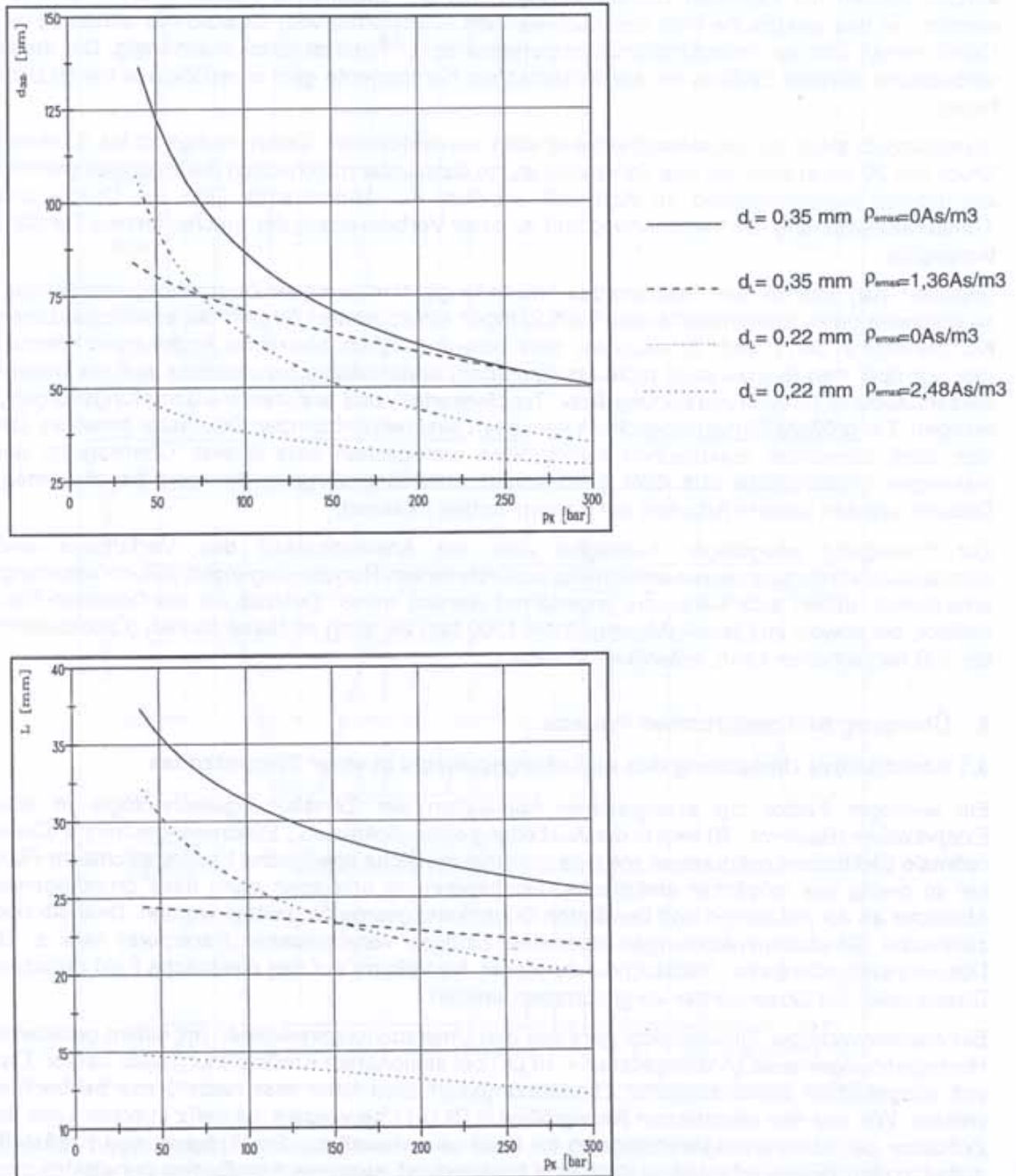


BILD 10 ELEKTROSTATISCHE BEEINFLUSSUNG VOM SAUTERDURCHMESSER d_{32} UND DER BREAKUPLÄNGE L IN ABHÄNGIGKEIT VOM KRAFTSTOFFDRUCK BEI JEWEILS MAXIMALER SPEZIFISCHER LADUNGSDICHTE

Wie die bisherigen Untersuchungen zeigen, sind gemischbildungsrelevante Zerstäubungsparameter eines Zerstäubungsvorganges von Dieselmotorkraftstoff über die elektrostatische Komponente beeinflussbar. In Bezug auf die motorische Anwendung muss die Zielvorgabe jedoch in der Erzielung eines höheren Aufladungsgrades im Kraftstoff bestehen.

Bei konstanter Ionisationsfestigkeit der Umgebungsluft (unter den Versuchsbedingungen 30 kV/cm) können mit kleineren Düsenbohrungen höhere spezifische Ladungsdichten erreicht werden, da das elektrische Feld des austretenden Kraftstoffes vom Querschnitt abhängig ist. Dabei verhält sich der Aufladungsgrad proportional zu $d_L^{-1,8}$ und ist druckunabhängig. Der damit verbundene stärkere Einfluss der elektrostatischen Komponente geht ebenfalls aus der BILD 10 hervor.

Grundsätzlich steigt die Ionisationsfestigkeit einer vorverdichteten Verbrennungsluft bis zu einem Druck von 20 bar in etwa auf das Zehnfache an, so dass unter motorischen Bedingungen generell ein höherer Aufladungsgrad im Kraftstoff erzielbar ist. Andererseits führt die Druck- und Temperaturerhöhung der Verbrennungsluft zu einer Verbesserung der mechanischen Zerstäubungsgüte.

Diskutiert man unter diesem Szenario das Anwendungspotential dieser Zerstäubungstechnologie, so erscheint unter dieselmotorischen Bedingungen ein spürbarer Eingriff der elektrostatischen Komponente in den Primär-Breakup als sehr schwer möglich. Merkliche Änderungen könnten hier nur über den (bisher noch nicht untersuchten) elektrostatischen Einfluss auf die Sekundärzerstäubung (Tropfenneubildung bzw. Tropfenzerfall) und auf den Verdampfungsvorgang erfolgen. Ein größere Einsatzmöglichkeit wird beim direkteinspritzenden Ottomotor gesehen. Die sich stark ähnelnden elektrischen Kenngrößen ermöglichen eine direkte Übertragung der bisherigen Erkenntnisse aus dem elektrischen Aufladungsvorgang auf den Benzinbetrieb. Dadurch werden weitere Arbeiten auf diesem Gebiet motiviert.

Zur Erbringung endgültiger Aussagen über die Anwendbarkeit des Verfahrens sind Zerstäubungsuntersuchungen unter motorisch relevanten Randbedingungen jedoch unbedingt erforderlich, denen sich sukzessiv angenähert werden muss. Deshalb ist ein Common-Rail-Injektor, der sowohl im Diesel- (Maximaldruck 1200 bar) als auch im Benzinbetrieb (Druckbereich bis 200 bar) arbeiten kann, entwickelt worden.

5 Übergang zum motorischen Prozess

5.1 Konstruktive Umsetzung des Aufladungsprinzips in einer Einspritzdüse

Ein wichtiger Faktor zur erfolgreichen Applikation der Zerstäubungstechnologie in eine Einspritzdüse (Bauform : S) liegt in der Ausbildung einer „optimalen „ Elektrodengeometrie. Diese optimale Elektrodenkonfiguration soll eine maximal mögliche spezifische Ladungsdichte im Fluid bei so gering wie möglicher elektrischer Hochspannung erbringen ohne dass grundlegende Abstriche an der bekannten und bewährten Düseninnengeometrie getätigt werden. Deshalb sind zahlreiche Simulationsrechnungen über den Einfluss verschiedener Parameter (wie z. B. Düseninnendurchmesser, Sacklochdurchmesser, Nadelform) auf das elektrische Feld zwischen Düsennadel und Düsenkörper vorgenommen worden.

Ein weiterer wichtiger Einflussfaktor geht aus den Untersuchungsergebnissen mit einem getakteten Hochspannungsimpuls (Anstiegsdauer $< 10 \mu\text{s}$) bei stationärem Kraftstoffdurchsatz hervor. Das voll ausgebildete elektrostatische Zerstäubungsverhalten kann erst nach 3 ms beobachtet werden. Wie aus den elektrischen Kenngrößen in BILD 11 hervorgeht, ist dafür in erster Linie die Zeitdauer der Ladungsträgererzeugung im Fluid verantwortlich. Die Trägheit des Kraftstoffaufladungsprozesses erfordert deshalb eine Entkopplung zwischen dem Beginn der elektrischen Aufladung und der Einspritzung. Dadurch wird die elektrische Aufladung des Fluides schon vor dem Einspritzzeitbeginn ermöglicht.

Im Ergebnis dieser Untersuchungen wird die aus BILD 12 (rechts oben) hervorgehende Elektrodenkonfiguration für den Einsatz im Injektor favorisiert. Das Prinzip der Kraftstoffaufladung mittels Ringelektrode gestattet die Konstruktion und Herstellung einer motortauglichen Einspritzdüse. Die verfügbare Keramik erfüllt die Anforderungen hinsichtlich der elektrischen Isolation und der mechanischen Festigkeit.

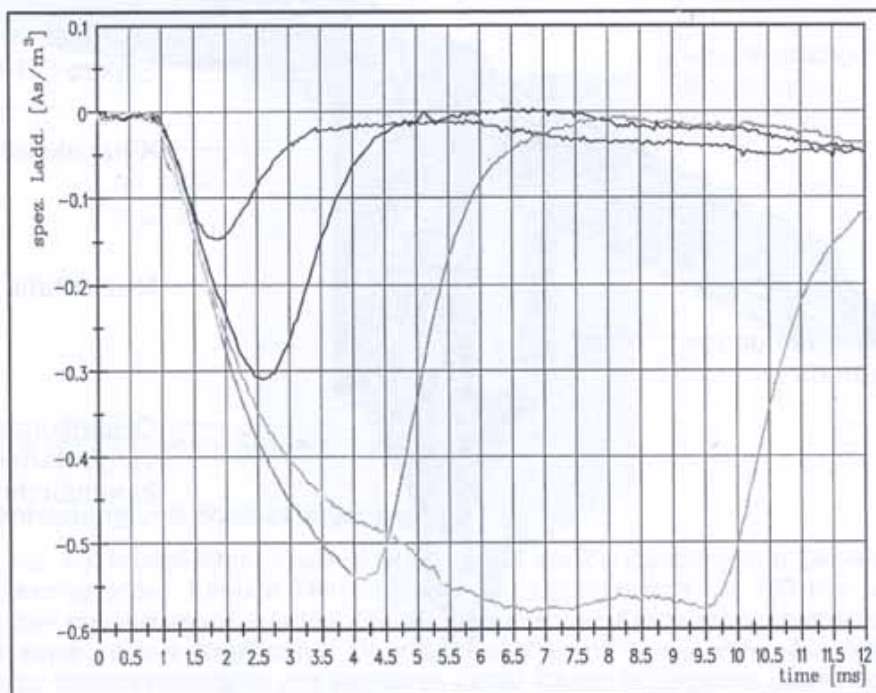
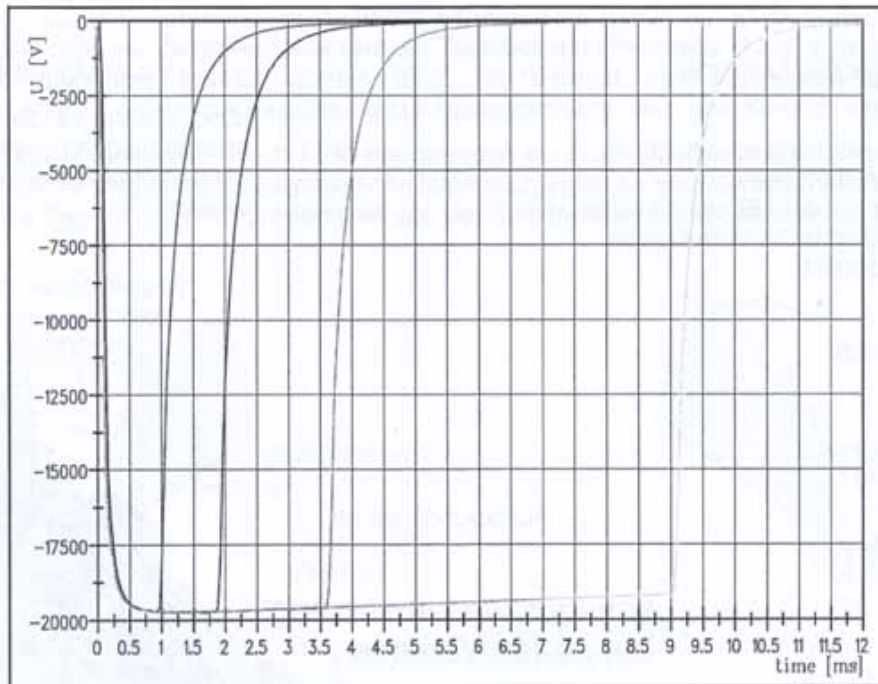
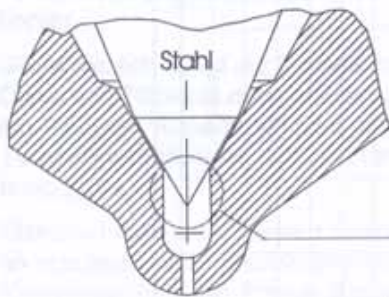


BILD 11 AUSWIRKUNGEN DER IMPULSBREITENVARIATION AUF DIE ERREICHBARE SPEZIFISCHE LADUNGSDICHTE AUFGRUND DER TRÄGHEIT DES KRAFTSTOFFAUFLADUNGSVORGANGES (DÜSE $1 \times 0,46$, PK = 40 BAR)

Der untere Teil von BILD 12 beinhaltet die konstruktive Umsetzung der Elektrodenkonfiguration. Die Düsenadel besteht aus Siliciumnitrid. In die Keramik befindet sich axial ein Metalldraht zur Heranführung der Hochspannung. Die eigentliche Elektrode wird über die Metallisierung eine scharfen Kante oberhalb des Nadelsitzbereiches ausgebildet und besitzt elektrischen Kontakt mit dem inneren Metalldraht.

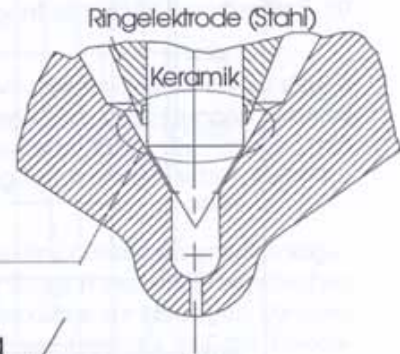
ursprüngliche Variante

- Probleme :
- Trägheit des Kraftstoffaufladungsprozesses erfordert seine Initialisierung vor dem Einspritzbeginn
 - Ungünstige elektrische Verhältnisse im Nadelsitzbereich



neue Variante

- durch die Verwendung einer scharfkantigen Ringelektrode können die Probleme gelöst werden.



Aufladungsgebiet

konstruktive Umsetzung der neuen Variante :

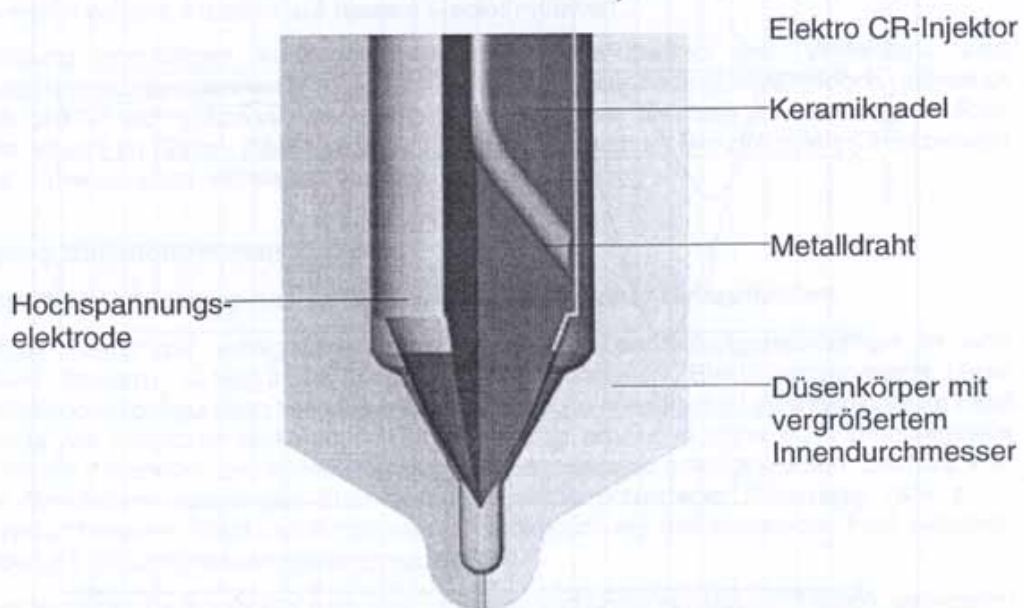


BILD 12 ÜBERGANG ZUR MOTORTAUGLICHEN EINSPRITZDÜSE

5.2 Konstruktion des Injektors

Der mittels CAD-Programmen durchgeführten Umgestaltung eines vorhandenen Common-Rail-Injektors lagen die folgenden Ziele zugrunde:

- Beibehaltung der grundsätzlichen Funktionstüchtigkeit bis 1200 bar Kraftstoffdruck
- Hochspannungsfestigkeit bis 20 kV, bei Hochspannungszufuhr am Injektoroberteil
- keine Bauraumvergrößerung im Bereich seiner Durchdringung des Zylinderkopfes, um möglichst direkt auf die Motorversuche übergehen zu können

Die Konstruktionsziele konnten dadurch erreicht werden, dass neben der Düsennadel weitere oszillierende Bauteile wie Zwischenstück und ein Teilstück der Oberradel durch eine spezielle Keramik-Metallverbindung ersetzt worden sind. Im Bereich des Injektoroberteils (am Durchgangsstutzen 2) erfolgt die Verbindung zur Hochspannung über eine Kontaktfeder.

Die Bauteilfestigkeiten wurden durch FEM-Rechnungen punktuell überprüft. Der umgerüstete Injektor ist in BILD 13 dargestellt. Erste praktische Untersuchungen an vorgefertigten Düsennadeln aus Keramik zur Beurteilung der Funktionalität und der Standfestigkeit von Siliciumnitrid stimmen positiv.

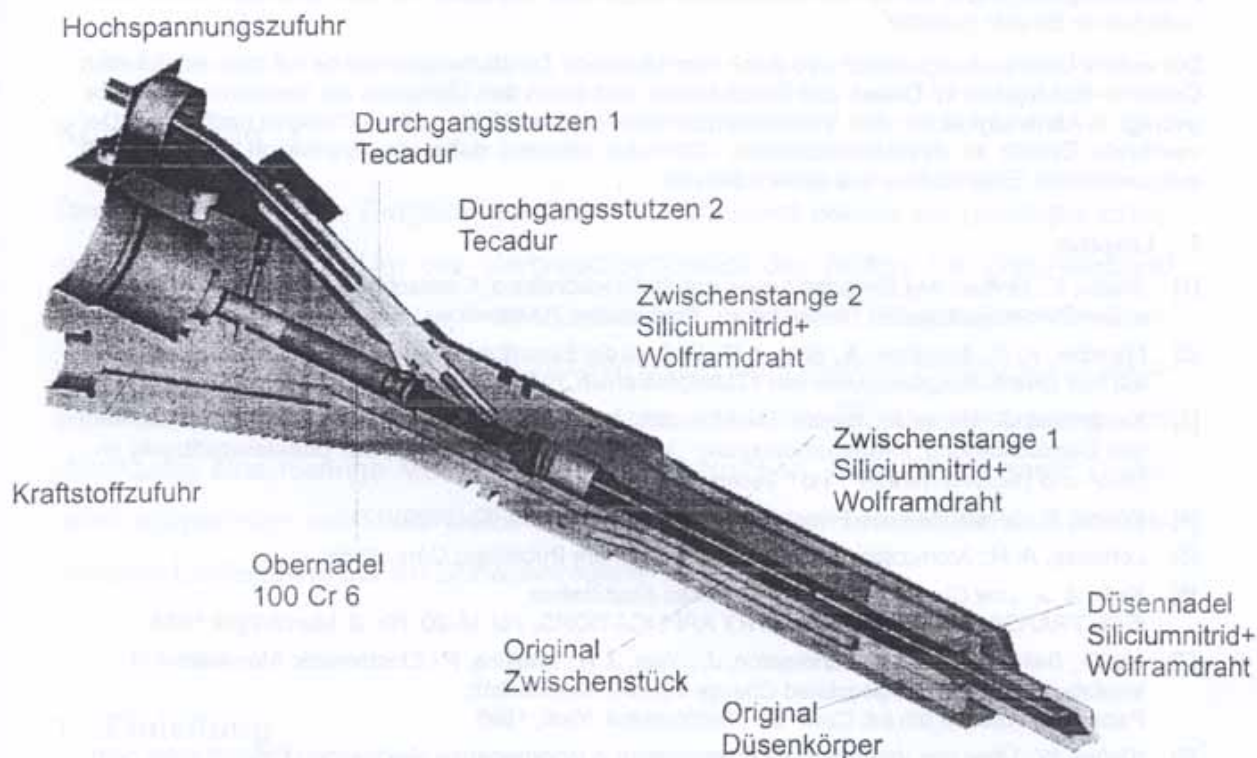


BILD 13 UMGERÜSTETER COMMON-RAIL-INJECTOR

6 Zusammenfassung und Schlussfolgerungen

Der Einfluss der elektrostatischen Kraftkomponente auf die Zerstäubung von Dieselkraftstoff konnte bei dieseltypischen Ein- und Mehrlochdüsen im Druckbereich bis 300 bar an einem Modellzerstäuber nachgewiesen werden. Die elektrostatischen Kraftwirkungen entwickeln am kompakten Kernstrahl des Kraftstoffes Oberflächenwellen mit einer schnellen Intensitätszunahme, die zu seinem vorzeitigen und intensiven Zerfall führen. Im Ergebnis dieses Vorganges kann die Erzeugung von Tropfen eines Größenbereiches (unter den Versuchsbedingungen $20 - 70 \mu\text{m}$) und die Vergrößerung des Strahlkegelwinkels messtechnisch nachgewiesen werden. Die Produktion von bestimmten Tropfengrößen führt insbesondere im Strahlzentrum zu schmalen bzw. kleineren Tropfengrößenspektren. Dieser elektrostatisch bedingte Zerstäubungseffekt nimmt mit steigendem elektrischen Aufladungsgrad des Kraftstoffes zu, jedoch mit zunehmendem Kraftstoffdruck ab.

Die bisherigen Untersuchungen führen somit zu dem positiven Ergebnis, dass gemischbildungsrelevante Zerstäubungsparameter eines Zerstäubungsvorganges von Dieselkraftstoff, der sich aus einem relativ kompakten Kernstrahl heraus entwickelt, elektrostatisch beeinflusst werden können. Mit Blick auf den motorischen Hintergrund werden dadurch weitere Arbeiten motiviert. Zumal die eingesetzten elektrischen Leistungen im Bereich bis 10 Watt liegen.

Endgültige Aussagen über das Aufwand-Nutzen-Verhältnis des Verfahrens sind nach Versuchen unter motorrelevanten Randbedingungen möglich.

Unter diesem Gesichtspunkt muss zum heutigen Zeitpunkt die Vortragsthematik :

„Die elektrostatisch unterstützte Einspritzung - eine Möglichkeit zur zusätzlichen Beeinflussung der Kraftstoffzerstäubung“

noch mit einem Fragezeichen versehen werden.

Zum Übergang auf den intermittierenden Einspritzprozess ist ein Common-Rail-Injektor für den Einsatz der elektrischen Hochspannung umgerüstet worden, der sowohl im Benzin- als auch im Dieselmotor arbeiten kann. Aus der Ableitung weiterer funktioneller Abhängigkeiten des elektrostatischen Zerstäubungsvorganges wurde eine Elektrodenkonfiguration erarbeitet, die aus derzeitiger Sicht einen motorischen Einsatz gestattet.

Der weitere Untersuchungsverlauf wird durch intermittierende Zerstäubungsversuche mit dem entwickelten Common-Rail-Injektor im Diesel- und Benzinbetrieb und durch den Übergang zur Verbrennungsbombe geprägt. In Abhängigkeit von den Versuchsergebnissen werden Motor-untersuchungen nachfolgen. Der eventuelle Einsatz im direkteinspritzenden Ottomotor erfordert dabei die Applikation an eine noch auszuwählende Einspritzdüse aus diesem Bereich.

7 Literatur

- [1] *Binder, K.*: Einfluss des Einspritzdruckes auf Strahlausbreitung, Gemischbildung und Motorkennwerte eines direkteinspritzenden Dieselmotors, Dissertation TU-München, 1992
- [2] *Prescher, K. H.; Astachow, A.; Krüger, G.*: Einfluss der Einspritzbedingungen und der Düsengeometrie auf das Zerstäubungsverhalten von Kraftstoffstrahlen, FVV-Tagung, 1995
- [3] *Kampmann, S.; Moser, W.*: Benzin- Direkteinspritzung für Ottomotoren : Common-Rail-Einspritzsystem und Gemischbildung, Informationstagung „Moderne Einspritzsysteme zur Direkteinspritzung im Otto- und Dieselmotor“, HdT Essen, 1997
- [4] *Walzel, P.*: Zerstäuben von Flüssigkeiten, Chem.-Ing.-Tech. 62 (1990) 12
- [5] *Lefebvre, A. H.*: Atomization and Sprays, Hemisphere Publishing Corp., 1989
- [6] *Kelly, A. J.*: Low Charge Density Electrostatic Atomization, IEEE TRANSACTIONS ON INDUSTRY APPLICATIONS, Vol. IA-20, No. 2, March/April 1984
- [7] *Hu, D.; Balachandran, W.; Schrimpton, J.; Yule, J. A.; Watkins, P.*: Electrostatic Atomisation of Insulating Oils and the Associated Charge Injection Mechanism, Paper presented at 9th Int. Conf. On Electrostatics, York, 1995
- [8] *Kleber, W.*: Über das Verhalten von Flüssigkeiten in inhomogenen elektrischen Feldern unter dem Gesichtspunkt technologischer Nutzung, Dissertation HfV Dresden, 1975
- [9] *Lehr, W.; Hiller, W.*: Electrostatic Atomization of Liquid Hydrocarbons, Journal of Electrostatics, 30 (1993)
- [10] *Lefebvre, A.*: Atomization and Sprays, Hemisphere Publishing Corporation, 1989
- [11] *Bailey, A. G.*: Electrostatic Spraying of Liquids, Research Studies Press Ltd., 1988
- [12] *Liu, A. B.; Reitz, R. D.*: Mechanisms of Air-Assisted Liquid Atomization, Atomization and Sprays, Vol.3, S. 1 - 21, 1992
- [13] *Leuteritz, U.; Bach, E.*: Entwicklung eines neuartigen Einspritzverfahrens für Verbrennungsmotoren der Grundlage der elektrostatischen Fluidzerstäubung, Forschungsbericht HTW-Dresden 1998

Danksagung

Die Untersuchungen wurden bisher vom BMBF gefördert. Besonderer Dank gilt der Dresdner Einspritzsysteme GmbH und dem Fraunhofer Institut Keramische Technologien und Sinterwerkstoffe für die wertvolle Unterstützung.

Verfasser

Dipl.-Ing. Uwe Leuteritz,
Prof. Dr.-Ing. habil. Ernstwendelin Bach,
Hochschule für Technik und Wirtschaft Dresden (FH)
Forschungsinstitut Fahrzeugtechnik

Dipl.-Ing. G. Wenninger

Dipl.-Ing. H.-P. Holz

Dipl.-Ing. K.-J. Marquardt

DaimlerChrysler AG, Stuttgart

NOx-Speichertechnologie für Nfz – Erdgas – Magermotoren

Kurzfassung

Der mager betriebene Erdgasmotor OM 906 LAG weist bereits ein günstiges Emissionsverhalten auf. Um das Verbrauchspotential des Motors bei gleichbleibend niedrigem Emissionsniveau voll auszuschöpfen, wurde der Einsatz der NOx-Speichertechnologie untersucht. Die Stickoxidemission kann damit in hohem Maße abgesenkt werden. Um einen optimalen Betrieb des NOx-Speicher-katalysators und gleichzeitig eine niedrige Methan-Emission zu erreichen, müssen geeignete Oxidationskatalysatoren entwickelt werden. Mit sehr schwefelarmem Erdgas wird eine akzeptable Laufleistung bis zur Schwefelregeneration erzielt.

1 Einleitung

Gasmotoren für Nutzfahrzeuge werden zur Zeit nur in einer Marktnische mit geringen Stückzahlen eingesetzt. Daher muß bei der Fertigung der Motoren auf ein kostengünstiges Konzept mit dieselnahen Bauteilen geachtet werden. Verbrennungstypische Drücke und Temperaturen eines Dieselmotors sollten infolgedessen bei der abgeleiteten Erdgasvariante nicht überschritten werden. Ein Konzept zur Erfüllung dieser Randbedingungen stellt der homogen mager betriebene Erdgasmotor dar, der den Dieselmotor für ein vorgegebenes Einsatzspektrum in einem Fahrzeug gleichwertig ersetzt, wenn der Motor für den Erdgaseinsatz ebenfalls aufgeladen und ladeluftgekühlt dargestellt wird. Zum Erreichen niedriger Emissionswerte sind gegenüber dem Dieselmotor jedoch Verbrauchsnachteile in Kauf zu nehmen. Durch Einsatz geeigneter Abgasnachbehandlungsmaßnahmen zur Absenkung der NOx-Emission ergibt sich ein deutliches Potential zur Verbrauchsverbesserung.

2 Kriterien für einen Erdgaseinsatz

Der Einsatz von Erdgas als Energieträger, der auch als Kraftstoff für die Verwendung in Fahrzeugen mit Verbrennungsmotor geeignet ist, wird im Augenblick aus Umweltschutzgründen stärker favorisiert. Erdgas ist in ausreichenden Mengen auf der Erde verfügbar und kann die herkömmlichen Kraftstoffe Benzin und Diesel für den Antrieb von Fahrzeugen fallweise substituieren und trägt damit zur Ressourcenschonung des Erdöls bei. Die Verwendung von Erdgas in Verbrennungsmotoren wirkt sich wegen der geringen NO_x- und NMHC-Emission positiv auf die Sommersmog-Situation aus. Vorteilhaft ist auch, daß bei der Verbrennung keine Partikel emittiert werden. Das günstige Kohlenstoff-Wasserstoff-Verhältnis kann zur Verbesserung der CO₂-Bilanz beitragen.

Da aus Kostengründen auf bestehenden Diesel-Motorkonzepten aufgebaut werden muß, ergeben sich zunächst Kompromisse in Bezug auf Wirkungsgrad und Emission. Das bekannte $\lambda=1$ Erdgas-Konzept mit nachgeschaltetem Dreiwegekatalysator zeichnet sich durch niedrige Emissionen, jedoch gegenüber dem Dieselmotor durch einen eindeutig schlechteren Wirkungsgrad aus. Als Äquivalent zu den heutigen Dieselmotoren für Nfz unter Berücksichtigung

- des Aufbaus auf bestehenden Dieselmotoren-Baureihen
- der thermischen Belastbarkeit von Motorbauteilen (Zylinderkopf)
- einer vergleichbaren Leistungsdichte

kommt aus heutiger Sicht nur das homogene Magerkonzept in Frage.

3 Gasmotor M 906 LAG

Auf Basis des Dieselmotors OM 906 LA wurde für den Erdgaseinsatz nach den zuvor genannten Kriterien der Magermotor M 906 LAG entwickelt. Um die geforderte Leistung zu erreichen, wurde das Hubvolumen gegenüber der Dieselvariante um 8% angehoben und die Nenndrehzahl des Motors auf 2500 1/min gesteigert (s. Abb. 1). Der Motor erreicht NO_x-Werte von 2 g/kWh¹ und besitzt damit Potential für den Standard des Enhanced Environmentally Friendly Vehicle (EEV) [1].

¹ Die Zahlenwerte beziehen sich auf den ESC (European Steady Cycle), der in Zukunft jedoch für den Gasmotor keine Gültigkeit haben wird. Anwendung findet der ETC (European Transient Cycle). Zum Vergleich zu den Dieselmotoren wurde jedoch auf den ESC-Wert Bezug genommen.

Technische Daten

6 Zylinder Reihenmotor	
VTG-Aufladung	
Ladeluftkühlung	
Hubraum	6,88 l
Verdichtungsverhältnis	$\epsilon = 10,5$
Nennleistung	205 kW
bei	$n = 2500$ 1/min
max. Drehmoment	1000 Nm
bei	$n = 1400$ 1/min



Abb 1: Gasmotor M 906 LAG

Hochaufgeladene Ottomotoren, die zusätzlich noch mager betrieben werden, besitzen einen erhöhten Zündspannungsbedarf. Dies engt das Zündwinkelband zwischen Aussetzer- und Klingelgrenze ein und begrenzt das maximal mögliche Verdichtungsverhältnis auf $\epsilon = 10,5$. Um niedrige NO_x-Emissionen zu erreichen, ist ein später Zündzeitpunkt erforderlich. Daraus ergibt sich jedoch ein ungünstiger Wirkungsgrad und damit ein erhöhter Verbrauch. Bei früher Zündung ließe sich ein Wirkungsgrad- und damit Verbrauchsverbesserung von ca. 10 % erzielen (s. Abb. 2). Allerdings würde dies zu einer Erhöhung der NO_x-Emission auf mehr als 5 g/kWh führen. Der Einsatz einer geeigneten Abgasnachbehandlung zur NO_x-Absenkung eröffnet die Chance, diese Verbrauchsverbesserung zu realisieren und gleichzeitig das niedrige NO_x-Emissionsniveau einzuhalten.

4 Abgaskonzept

Zur nachmotorischen Absenkung der Stickoxidemission unter mageren Betriebsbedingungen wurde in den vergangenen Jahren eine Reihe von Konzepten intensiv untersucht. Dabei hat sich die NO_x-Speichertechnologie als Verfahren mit besonders hohem NO_x-Minderungspotential erwiesen. Sie wird für Benzin-betriebene magere Ottomotoren und neuerdings auch für die Anwendung am Dieselmotor entwickelt [2-4].

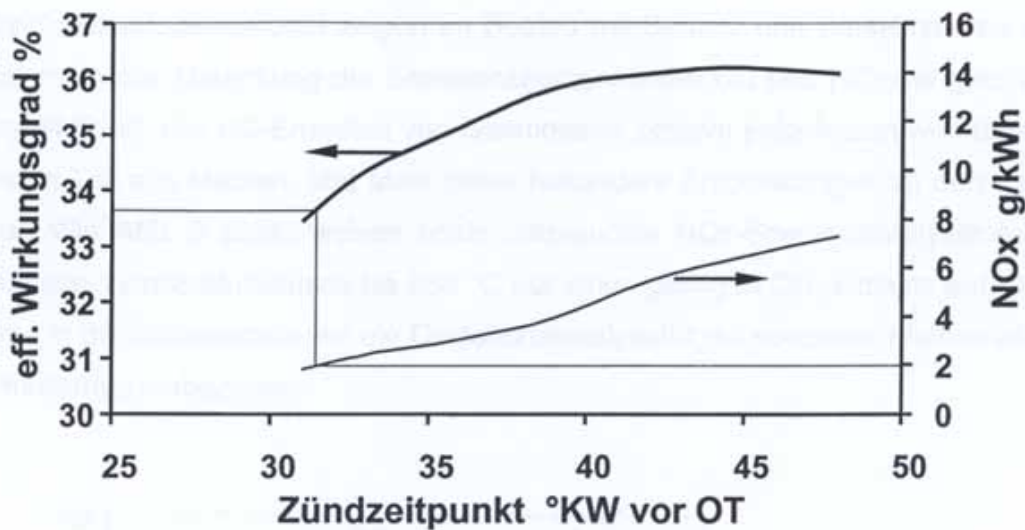


Abb 2: Einfluß der Zündkennlinie auf Wirkungsgrad und NOx-Emission

Dabei wird das vom Motor während des Magerbetriebs hauptsächlich emittierte NO am Edelmetall des Katalysators zu NO₂ oxidiert und in einer speziellen Speicherkomponente im Washcoat als Nitrat gebunden. Zur Regeneration des Speicherkatalysators wird der Motor kurzzeitig fett betrieben. Die in dieser Phase im Abgas vorhandenen Kohlenwasserstoffe und insbesondere Kohlenmonoxid und Wasserstoff reduzieren die im Katalysator gespeicherten Stickoxide zu Stickstoff. Der λ -Sprung sollte in beide Richtungen möglichst rasch erfolgen, um den Bereich hoher NOx-Bildung schnell zu durchfahren. Gleichzeitig sollte während der Regeneration ein möglichst niedriger λ -Wert eingestellt werden, um NOx-Durchbrüche zu Beginn der Fettphase klein zu halten. Darüber hinaus wird dadurch der Kraftstoff-Mehrverbrauch minimiert.

Die Wirksamkeit des Katalysators wird maßgeblich von der Abgastemperatur bestimmt. Im Bereich von ca. 250°C bis 500°C können sehr hohe NOx-Umsätze von mehr als 90 % erzielt werden. In Abhängigkeit von der Katalysatorformulierung nimmt bei Temperaturen unterhalb und oberhalb dieser Grenzen die Wirksamkeit des Katalysators stark ab. Abb. 3 zeigt die Temperaturabhängigkeit der hier untersuchten Katalysatoren bei einem mager/fett-Wechselbetrieb von 90s / 4s mit Synthesegas, das in seiner Zusammensetzung dem entsprechenden Motorabgas angenähert wurde.

NO_x-Speicherkatalysatoren zeigen im Betrieb mit Benzin- und Dieselmotoren auch hinsichtlich der Absenkung der Emissionskomponenten CO und HC eine gute Wirksamkeit [2, 4]. Die HC-Emission von Gasmotoren besteht jedoch zum weit überwiegenden Teil aus Methan, und stellt daher besondere Anforderungen an den Katalysator. Wie Abb. 3 zeigt, weisen beide untersuchte NO_x-Speicherkatalysatoren im gesamten Temperaturbereich bis 550 °C nur einen geringen CH₄-Umsatz auf. Daher wurde in die Untersuchungen ein Oxidationskatalysator mit spezieller Methan-aktiver Formulierung einbezogen.

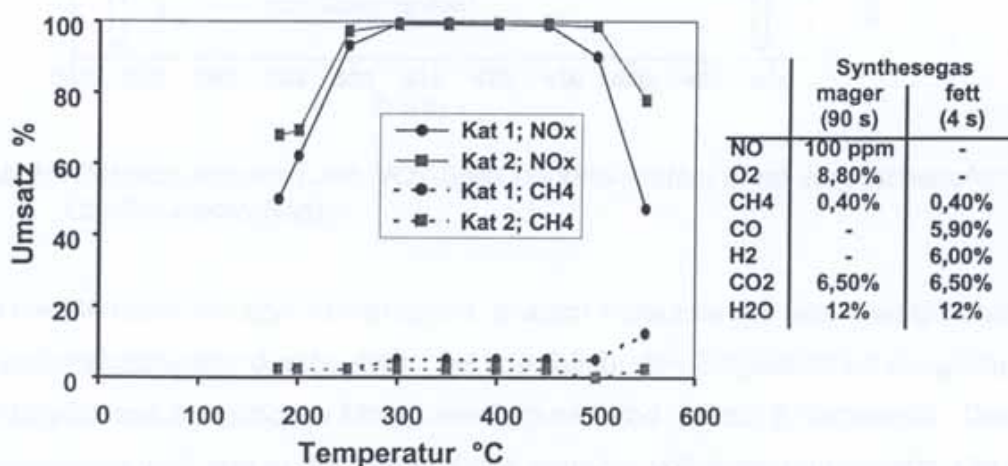


Abb. 3: NO_x- und HC-Umsatz in Abhängigkeit von der Temperatur im Katalysator (Laborversuch mit Synthesegas)

Das Verhalten des NO_x-Speicherkatalysators ohne vorgeschalteten Oxidationskatalysator bei einem Betriebspunkt des Motors von $p_{me} = 5,9$ bar und $n=1400$ /min ist in Abb. 4 dargestellt. Das Volumen des Katalysators beträgt 7 Liter, die Raumgeschwindigkeit 40.000/h. Dargestellt sind die Konzentrationen von NO_x und HC vor und nach Speicherkatalysator über einen mager/fett-Zyklus von 90s / 2 s. Der sehr gute NO_x-Umsatz aus den Laborversuchen wird bestätigt; der Katalysator wird dabei im optimalen Bereich des NO_x-Fensters betrieben. Die NO_x-Spitze in der Fettphase trägt nur wenig zur Emission im gesamten Zyklus bei. Die geringe Wirksamkeit bezüglich der CH₄-Oxidation zeigt sich auch im Motorbetrieb.

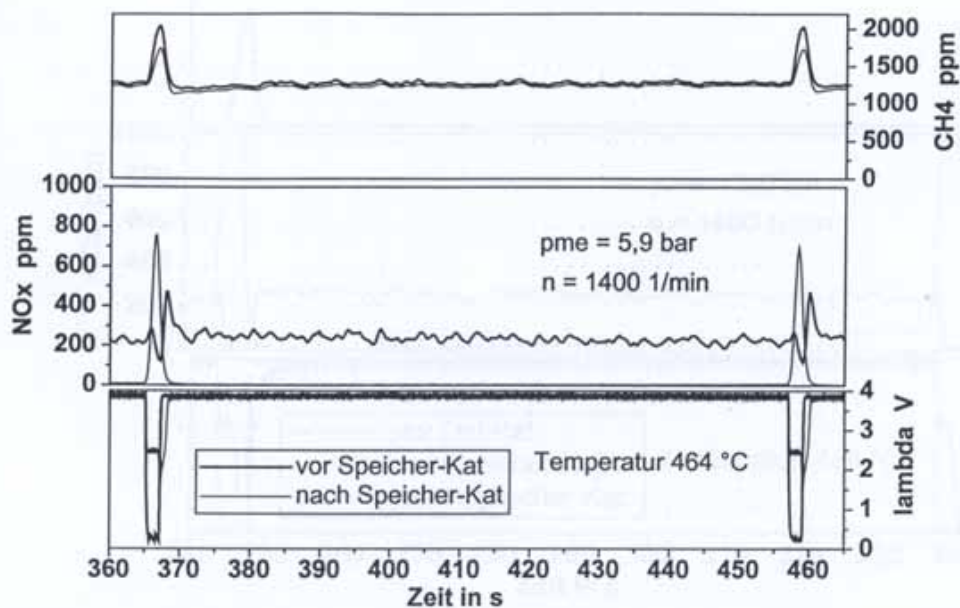


Abb 4: Betriebsverhalten des NO_x-Speicherkatalysators ohne vorgeschalteten Oxidationskatalysator

Um die Methan-Emission zu verringern, wurden Versuche mit einem vorgeschalteten Oxidationskatalysator durchgeführt, der speziell für den Erdgasbetrieb ausgelegt war. Die Ergebnisse am gleichen Motorbetriebspunkt sind in Abb. 5 dargestellt. Die CH₄-Rohemission wird nun in der Magerphase nahezu vollständig umgesetzt. Die NO_x-Emission nach dem Speicherkatalysator ist zu Beginn der Magerphase vergleichbar niedrig, steigt jedoch gegen Ende merklich an. Hier zeigt sich, daß die Temperatur infolge der Methan-Oxidation im Oxidationskatalysator angestiegen ist und der NO_x-Speicherkatalysator nicht mehr im optimalen Bereich arbeitet. Gleichzeitig mußte die Fettphase gegenüber dem Betrieb ohne Katalysator deutlich verlängert werden, da zu Beginn dieser Phase die Reduktionsmittel CO, H₂ und HC zunächst von der Sauerstoffspeicher-Komponente des Oxidationskatalysators verbraucht werden. Da in dieser Zeit am NO_x-Speicherkatalysator kein Reduktionsmittel zur Verfügung steht, ergibt sich zudem ein erheblich größerer Durchbruch an NO_x.

Da sich gezeigt hat, daß ein Konzept ohne Oxydationskatalysator wegen der hohen HC-Emission nicht darstellbar ist, müssen die heutigen Methan-aktiven Oxidationskatalysatoren dahingehend weiterentwickelt werden, daß deren Sauerstoff-Speicher- vermögen minimiert wird.

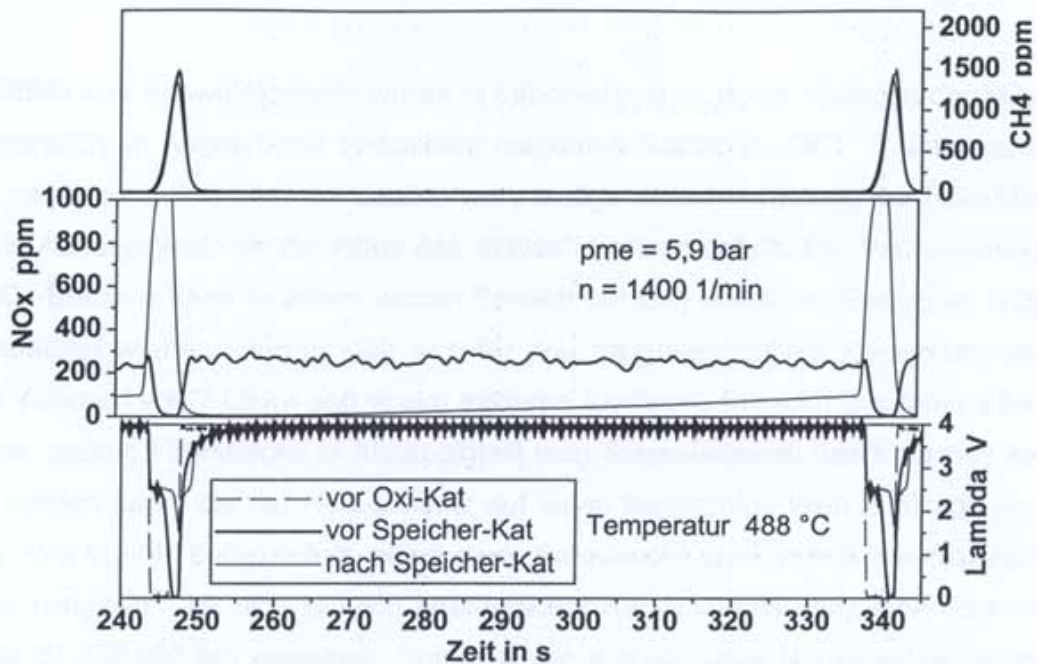


Abb 5: Betriebsverhalten des NOx-Speicherkatalysators mit vorgeschaltetem Oxidationskatalysator

5 Schwefelalterung

NOx-Speicherkatalysatoren können neben der erwünschten Bildung von Nitraten mit den Schwefelkomponenten aus dem Kraftstoff auch Sulfate bilden. Da die Sulfate wesentlich stabiler als die Nitrare sind und bei der NOx-Regeneration nicht zersetzt werden, führt dies zu einem allmählichen Verlust des NOx-Speichervermögens. Unter fetten Bedingungen können prinzipiell auch die Sulfate wieder zersetzt werden. Dafür sind allerdings Abgastemperaturen von ca. 650 °C über einen Zeitraum von Minuten erforderlich, zudem muß mit der Bildung unerwünschter H₂S-Emissionen gerechnet werden. Der Schwefelgehalt in heutigen Erdgasen liegt allerdings deutlich niedriger gegenüber Benzin oder Diesel. Tabelle 1 zeigt eine Auswahl verschiedener Erdgasquellen (Angaben der jeweiligen Gasversorger, Stand 1997/98).

Gasversorger	Herkunft	Schwefelgehalt mg/Nm ³
ESB München	Rußland	0 - 2
Stadtwerke Hannover	Nordsee	max. = 30
Saar Ferngas	Rußland	max. = 16
Hamburger Gaswerke	Nordsee	0 - 4
Verbundgas Leipzig 1	Rußland	< 1
Verbundgas Leipzig 2	Nordsee	< 10

Tabelle 1: Schwefelgehalt in verschiedenen Erdgasen

Der Einfluß des Schwefelgehalts wurde in Laborversuchen durch Variation der SO_2 -Konzentration im Abgas unter zyklischem mager/fett-Betrieb bei $350\text{ }^\circ\text{C}$ untersucht. Dabei zeigte sich, daß über der Laufzeit eine stetige Verschlechterung der NO_x -Effizienz in Abhängigkeit von der Höhe des Schwefelgehalts auftritt. Die Verminderung der NO_x -Effizienz kann in einem weiten Bereich auf den absoluten Eintrag an SO_2 zurückgeführt werden. Daraus läßt sich für den hier untersuchten Katalysator mit einem Volumen von 7 Litern und einem mittleren Kraftstoffverbrauch des Motors berechnen, welche Fahrstrecke in Abhängigkeit vom Schwefelgehalt des Erdgases erreicht werden kann, bis der NO_x -Umsatz auf einen bestimmten Wert zurückgegangen ist. Wie in Abb. 6 dargestellt, hängt diese Fahrstrecke stark vom Schwefelgehalt ab. Mit 1 mg/Nm^3 läßt sich je nach erforderlicher Katalysatoreffizienz eine Strecke von bis zu 100.000 km erreichen. Somit ist der Betrieb eines Nahverkehrsbusses über mindestens ein Jahr und eine Katalysatorentschwefelung in Verbindung mit der Fahrzeugwartung möglich, sofern die Versorgung mit sehr schwefelarmem Erdgas sichergestellt werden kann.

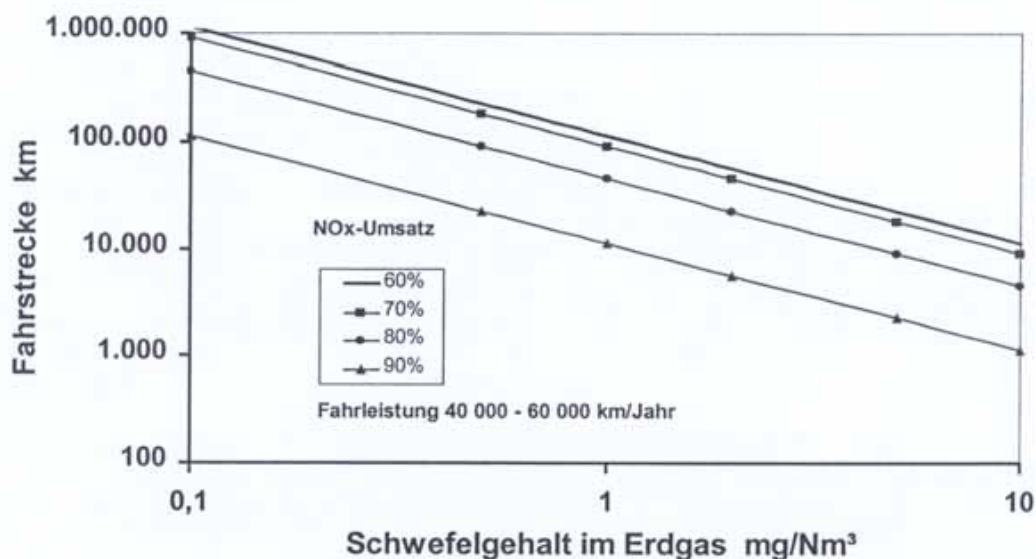


Abb 6: Mögliche Fahrstrecke ohne Schwefelregeneration

6 Literatur

- [1] K.-J. Marquardt, G. Fränkle, K. Binder, J. Lehmann: Die Entwicklung des Erdgasmotors M906 LAG mit Multipoint-Gaseinblasung, 20. Wiener Motorensymposium 6.-7. Mai 1999
- [2] N. Fekete, R. Kemmler et.al.:Evaluation of NOx Storage Catalysts for Lean Burn Gasoline Fueled Passenger Cars, SAE Paper 970746
- [3] M. Krämer, J. Abthoff, F. Duvinage, N. Ruzicka, B. Krutzsch, T. Liebscher: Possible Exhaust Gas Aftertreatment Concepts for Passenger Car Diesel Engines with Sulfur-free Fuel, SAE-Paper 1999-01-1328
- [4] E.Pott, G. Splisteser, R. Bosse, A. König, F.-J. Quissek, I. Kutschera: Potential des NOx-Speicherkatverfahrens bei DI-Dieselmotoren, 20. Wiener Motorensymposium 6.-7. Mai 1999
- [5] M.A. Dearth, J.S. Jeffrey, E. Thanasiu, J. McKenzie, G.S. Horne: Sulfur Interaction with Lean NOx traps: Laboratory and Engine Dynamometer Studies, SAE Paper 982595

Chris Best, David Lemon

Ricardo Consulting Engineers, Bridge Works, Shoreham-By-Sea, West Sussex, BN43 5FG, UK

"Recent Developments And Future Trends In Heavy Duty Fuel Injection Systems"

Abstract

Aktuelle Kraftstoffsysteme für schwere Dieselmotoren werden unter Gegenüberstellung der Stärken und Schwächen hinsichtlich Leistungen und Abgaswerten, Lärm, Sicherheit und langer Lebensdauer miteinander verglichen.

Dabei werden die Auswirkungen der verschiedenen Systeme auf die Motorenkonstruktion berücksichtigt.

Auch der wahrscheinliche Entwicklungsweg und das potentiell zu erwartende Leistungsniveau werden erörtert.

Current Heavy Duty diesel fuel systems are compared and their strengths and limitations are contrasted with regard to performance, emissions, noise, safety and durability.

The impact of the different systems on the engine design is also considered.

Likely evolution paths and potential future performance levels are discussed.

Introduction

Recent developments in fuel injection systems have contributed greatly to the advancement of the modern diesel engine.

In the Heavy Duty sector, legislative demands for improved exhaust emissions, in combination with market demands for higher specific output and improved fuel economy, have driven fuel injection pressures to ever higher levels. Figure 1 shows the proposed trend in legislation.

At the same time the advent of digital electronics technology in an economic and robust form has led to the development of direct electrical actuators, thereby reducing cost and complexity of control systems.

These factors in combination have set a trend in the architecture of Heavy Duty fuel systems, away from the modular in-line pump arrangement, into more integrated Electronic Unit Injector (EUI) and Electronic Unit Pump (EUP) systems.

Common Rail systems have also emerged into the market place in both high pressure fuel and intensified hydraulic forms.

This has resulted in a situation where the base engine design is heavily influenced by the fuel injection system chosen.

Today, therefore, the choice of fuel injection system for a new engine has really become the first and most dominant question.

Design Considerations

There are certain areas where the FIE system becomes a very demanding customer of the base engine.

The two most interesting areas are cylinder head accommodation and mechanical drive provision. Figure 2 compares concept designs for EUI, EUP and Common Rail. In these areas EUI systems are clearly the most difficult to satisfy; Common Rail being the most favourable.

Injector packaging between the gas valves is not only physically difficult in respect of cooling passages and valve gear clearance but sufficient strength has to be provided to accommodate high clamping loads. The provision of internal fuel galleries which must be clean and free from burrs is a further complicating factor.

The drive train for EUI actuation is a significant challenge. Loads of more than 15kN are required for a 10mm diameter plunger at 2000 bar pressure. The stiffness of the drive is also a requirement if high injection pressures are to be achieved. One of the most disturbing aspects of the drive however is its tendency to unwind when the injection pressure is removed at rates of over 2000 bar/ ms. This can give rise to excessive mechanical noise.

Nodal gear drives, as employed on the new IVECO engine families, can go some way to helping in this area and there are ways in which the injector can assist. The Lucas EUI on the Land Rover Storm engine has a pressure backing feature that deflects spill energy to assist closure of the nozzle needle. Interestingly this device reduces the collapse rate of injection pressure over the last portion of the decay by retaining a positive pressure for a period after injection has terminated. A significant mechanical noise reduction is obtained.

Common Rail systems, at first sight, appear to solve all these problems. They are clearly easier to package in the cylinder head and the drive can theoretically be smooth in respect of its torque profile.

Fuel consumption considerations, however, demand pumps with variable displacement. For all known constructions that are diesel fuel capable, a level of torque impulse becomes unavoidable.

Packaging the rail can usually be achieved without difficulties albeit there is still room for a truly elegant solution which provides some component integration. As with an EUI system engine manufacturers have to accept some responsibility for cleanliness on final assembly; Common Rail systems being particularly susceptible to the effects of debris.

Figure 3 summarises the design issues for each candidate fuel system.

Injection System Characteristics

The traditional "jerk pump" characteristic, exhibiting a rising pressure and rate profile from initial injector opening to the onset of rapid termination by a spill method, has some commendable features:

- The rising injection rate coincides with increasing piston descent velocity
- The increase of injection pressure with speed coincides with reduced time available for combustion

"Jerk" systems are, however, limited to fairly simple control mechanisms affecting fuel quantity and injection timing only. The injection characteristics are therefore dictated by geometric setting details such as cam rate, plunger area, nozzle flow area and nozzle opening pressure.

Performance is limited by the durability of mechanical components at the full load rated speed (FLRS) condition. However, pressure and rate requirements are heavily influenced by peak torque and light load combustion requirements. This situation demands that alternative pressure control strategies are developed.

The obvious candidate for pressure control is a Common Rail system which offers the design freedom to adjust pressure independent of the engine operating point. These systems, however, bring other limitations which affect the ability of the performance engineer to achieve a global optimisation of combustion throughout the engine operating range.

High Pressure Common Rail (HPCR) systems tend to provide an initial injection pressure and rate which (dynamic effects apart) is at the same level as the final rate. Whilst control strategies limiting needle opening rate can be employed, these tend to be time dependent and are, therefore, not optimum at all engine speeds. A pilot injection strategy for NO_x and combustion noise control is therefore mandated.

Figure 4 shows comparisons of injection pressure and rate diagrams for EUI and undamped Common Rail systems.

The achievement of good performance at FLRS demands high injection rates which dictates either injection pressures approaching EUI levels or an increase in nozzle hole size.

This FLRS requirement therefore results in very short periods at low speeds, unless injection pressure is reduced or multiple or split injection strategies are employed.

Intensified Common Rail systems tend, due to dynamic effects, to have lower initial injection rates but again suffer from the time based dependency. At the full load rated speed condition, the dynamic effects dominate the achievement of high injection rates and also impact on the termination rate. They do not, however, have the same mechanical difficulties in containing high injection pressures as HPCR systems.

Combustion Requirements

Nitrogen Oxides (NO_x) reduction requires avoidance of excess combustion temperatures. It is therefore essential to run a retarded injection strategy and minimise any uncontrolled burn resulting from fuel injected during the ignition delay period, which should itself be minimised. The injection system would therefore ideally have a sustained low initial rate or closely coupled pilot injection (the phasing approximating the ignition delay period). Other engine strategies of exhaust gas recirculation (ideally cooled) and high boost pressures assist in this area.

Particulate (Pm) reduction requires the elimination of fuel rich zones due either to micro effects (droplet size) or macro effects (fuel air mixing) and avoidance of combustion quenching as the piston descends. The ideal injection system would therefore have high pressure with many small nozzle holes and an early end of injection (high rate). Close inspection of experimental results would also reveal some further demands with respect to the late stages of injection.

Various works, including those at Ricardo, have suggested that Common Rail systems require pressures close to those of an EUI in order to achieve equivalent smoke performance. This suggests that late phase mixing could well be an additional factor and that bulk rate comparisons such as mean effective injection pressure (MEIP) are, on their own, insufficient.

It is reasonable to assume that a system with superior late phase mixing can inject to a later crank angle and therefore does not require the same bulk rate.

It is also possible that injection pressure prior to termination is a factor. As injection progresses there is a diminishing time for combustion to complete. It is therefore possible to envisage a benefit from reducing droplet size as crank angle progresses, which would again favour the rising pressure profile of an EUI.

However, there are two prime differences in the termination mechanism of a Common Rail system compared with an EUI:

- A falling pressure will progressively reduce penetration thereby enhancing mixing in the critical late phase.
- Atomisation on the nozzle holes deteriorates as the pressure falls. Spill systems achieve a flow reversal at the end of injection which has to be managed to avoid "gas blow back" and consequent damage to the needle seat. Common Rail systems maintain a forward flow which is restricted by the injection needle as it approaches its seat, this reduces the pressure across the injection orifices (and consequently atomisation) for the last element of fuel injected.

Experimental evidence to date would appear to favour the termination mechanism of a classical spill system. Closely coupled post injection on a Common Rail system can give significant smoke reductions at some conditions suggesting that macro mixing (bulk mixing via penetration) is probably dominant.

Injection Strategies

Control of in-cylinder soot formation has been the only effective development route in recent times, some of the gains made being traded off for NO_x reductions in order to comply with specific legislative requirements.

The advent of EGR systems, even in the context of Heavy Duty engines, has resulted in a much larger portion of the operating envelope being run with low air fuel ratios. This places increased focus on soot performance (reference 1). Recent proposals for Euro IV legislation have underlined soot performance as the primary focus for performance enhancement. This is likely to include transient testing.

The combustion system has defined the need for high injection pressures and high rates of injection. The rate shape is ideally a low initial rate portion or a closely coupled pilot injection, followed by a high rate portion (perhaps rising to compensate for accelerating piston descent) and terminated by a spill decay or perhaps, alternatively, by a closely coupled post injection, currently only achievable with some HPCR types. Figure 5 illustrates idealised injection rate shapes over the engine operating map.

At the FLRS condition, experience suggests that pressures of 2000 bar will be necessary for EUI systems, with perhaps 1800 bar for Common Rail systems. These pressures are minima rather

than targets. It should be noted that whilst 2000 bar is within the reach of an EUI system, 1800 bar represents a significant challenge for a Common Rail system.

At the peak torque speed, the requirements are similar in almost all respects, although the pressure level may be reduced somewhat, according to the shape of the torque curve. Dropping speed to 60% of rated, whilst increasing fuelling by 30%, implies a 12% drop in MEIP for the same crank angle injection period. This is still around 1500 bar peak pressure for an EUI system which might naturally produce 1100 - 1200 bar. This peak torque requirement would obviously not pose any difficulty to an 1800 bar Common Rail system. Recent developments suggest a calibration with a constant torque over a wide speed range with a constant power at the upper speeds. Such a strategy would favour systems with flexible pressure capability.

At light loads in the higher speed regions, injection pressures with an EUI system drop to levels approximating nozzle opening pressure (< 400 bar) which is insufficient to promote effective mixing and good soot performance. HPCR systems again have no difficulty in this area because they effectively run with a variable nozzle opening pressure, this is not necessarily true for Intensified Common Rail systems.

Development Directions

Much is heard of new actuator types (e.g. piezo-electric) and other emerging technologies, however there is much that can be achieved by enhancing the capabilities of current solenoid based systems.

The first real challenge for Common Rail systems is an increase of injection pressure. This is, however, not a simple task because there are continuous leakage paths and at such high pressures leakage becomes difficult to contain.

- The hoop strain is significant in comparison to traditional FIE clearances and becomes fully developed in static loading conditions
- Pressure decay through the leakage paths becomes a significant source of heat which must be rejected

The second challenge is associated with dynamic response. A closely attached pilot or post injection requires high response rates on the nozzle needle. Current Light Duty systems are limited by the response rate of the hydraulic servo which links the actuator and the needle, actuator changes are, in reality, a second priority in terms of control response.

Intensified Common Rail systems need to achieve even more dynamic response improvement than the HPCR counterpart, a prime focus being the internal high pressure volumes.

EUI / EUP systems face different challenges namely maintenance of injection pressure at lower speed conditions and in the light load operating regions. Caterpillar published a paper on the "AFS" (Advanced technology Fuel System which is now being productionised as MEUI-B Mechanically actuated Unit Injector series B) which showed one mechanism for providing Common Rail type pressure control on an EUI (reference 2). This development direction is obviously attractive addressing the lower speed and part load pressure deficiencies while allowing retrofit on existing EUI / EUP equipped engines.

There are also some interesting developments in the Light Duty marketplace. The recently released Bosch EUI incorporates an interesting device (a retraction piston) for provision of a pilot

injection. This design provides an added benefit by raising the second opening pressure due to additional compression of the nozzle return spring. This increase of second opening pressure makes a significant and useful contribution to the peak injection pressure achieved at lower speed and light load conditions. A further feature of this injector is a very low high pressure volume which has been achieved by moving the control section of the spill valve close to the plunger bore. Such reductions in high pressure volume bring significant benefits in peak injection pressure.

Features which influence NOP levels can equally be fitted to EUP systems. It is worth noting that whilst EUP systems have more total volume in the high pressure circuit than an equivalent EUI, the distribution of the volume and the associated pressure wave activity result in competitive peak pressure levels. The short pipe may also improve the pressure decay at the nozzle to advantage.

It is also clear that all systems would benefit from a variable nozzle orifice. Figure 6 shows the simulated improvement in BSFC / BSNO_x trade-off with this approach. This needs to retain full pressure on the nozzle holes if atomisation is to be maintained. A practical implementation for a DI engine has not been achieved to date but this is clearly a high value feature and could become the prime driver for new actuators with variable lift capability, e.g. piezo-electric.

Manufacturing Developments

The manufacturing achievements of the FIE suppliers are impressive. The levels of precision achieved in combination with high volume production set the FIE industry apart from most other industrial companies.

Significant progress has been made in the structural integrity of components by enhanced finishing techniques particularly for internal holes and intersections. Drilling developments to produce deeper holes of smaller diameters have provided packaging benefits in addition to improved structural integrity and reduced high pressure volumes.

Injection hole manufacture continues to evolve to even smaller diameters and the introduction of abrasive honing has provided both improved discharge coefficients and better flow control.

It is worth noting that the geometrical accuracy of the base hole is still critical for uniform fuel distribution throughout the combustion chamber.

Because the positional accuracy of the control valve seat determines the peak actuator forces, the drive for miniaturisation of control actuators places extreme demands on the manufacturing precision of control valves and seats.

All these factors and more have been necessary to lift performance to today's levels. Further increases in injection pressure will prove ever more demanding as free machining elements are removed from the steels for strength reasons.

The precision required to achieve, in particular fuelling accuracy, increases as injection rates and pressures climb. Certain FIE systems are more sensitive to specific component tolerances than others. For many years "jerk" systems were able to achieve some compensation for nozzle hole size due to the resultant and compensating effect on injection pressure. The advent of EUI

systems saw wave travel times reduce to the point where this was largely negated and more recently HPCR systems clearly see the full effect of nozzle flow variation.

Rather than chasing improved precision with the consequent impact on costs some systems now include an individual cylinder characterisation. An example of this is the Lucas EUI fitted on the new Land Rover Storm engine, where precise fuelling and timing adjustments are laser coded onto each unit for subsequent programming into the vehicle ECU. This approach allows a degree of cost optimisation in replacing the need for matched or identical components. Machining tolerances are relaxed to functionality and durability limits whilst, simultaneously, greater consistency is delivered to the end user.

Conclusions

1. The choice of FIE system heavily influences the base engine design with High Pressure Common Rail being the most favourable
2. Increases in injection pressure and improvements to injection termination can offer further benefits in respect of Pm reduction
3. Raising injection pressures with High Pressure Common Rail is highly desirable but will prove difficult
4. Provision of pressure control on EUI / EUP systems is both desirable and feasible
5. Manufacturing process improvements have made significant contributions to FIE system performance and this trend will continue
6. Despite the availability of injection pressure control a variable nozzle orifice remains desirable

Acknowledgements

The authors would like to thank the Directors of Ricardo Consulting Engineers for permission to publish this paper.

Thanks also to Chris Such, Rob Morgan, Andrew Nicol, Mark West and Ian Johnstone for their assistance in the preparation of the paper.

References

1. "The Development Of Technology For Euro 4 Heavy Duty Engines"
(C H Such, P G E Andersson, H D Freeman, J R Needham)
7th Aachen Kolloquium - Automobile & Engine Technology
5 - 7 October 1998
2. "Advanced Technology Fuel System For Heavy Duty Diesel Engines"
(D R Coldren, M E Moncelle)
SAE 973182

EMISSION LEVEL	DATE	NOx g/kWh	HC g/kWh	CO g/kWh	Pm g/kWh	TEST CYCLE
Euro 1	1992/1993	8.0	1.10	4.5	0.36	R49
Euro 2	1995/1996	7.0	1.10	4.0	0.15	R49
Euro 3	2000/2001	5.0	0.66	2.1	0.10	ESC
Euro 4	2005?	3.5	0.46	1.5	0.02 0.03	ESC ETC
Euro 5	2008?	2.0			0.03	ETC?

Figure 1 European Heavy Duty truck emission legislation evolution

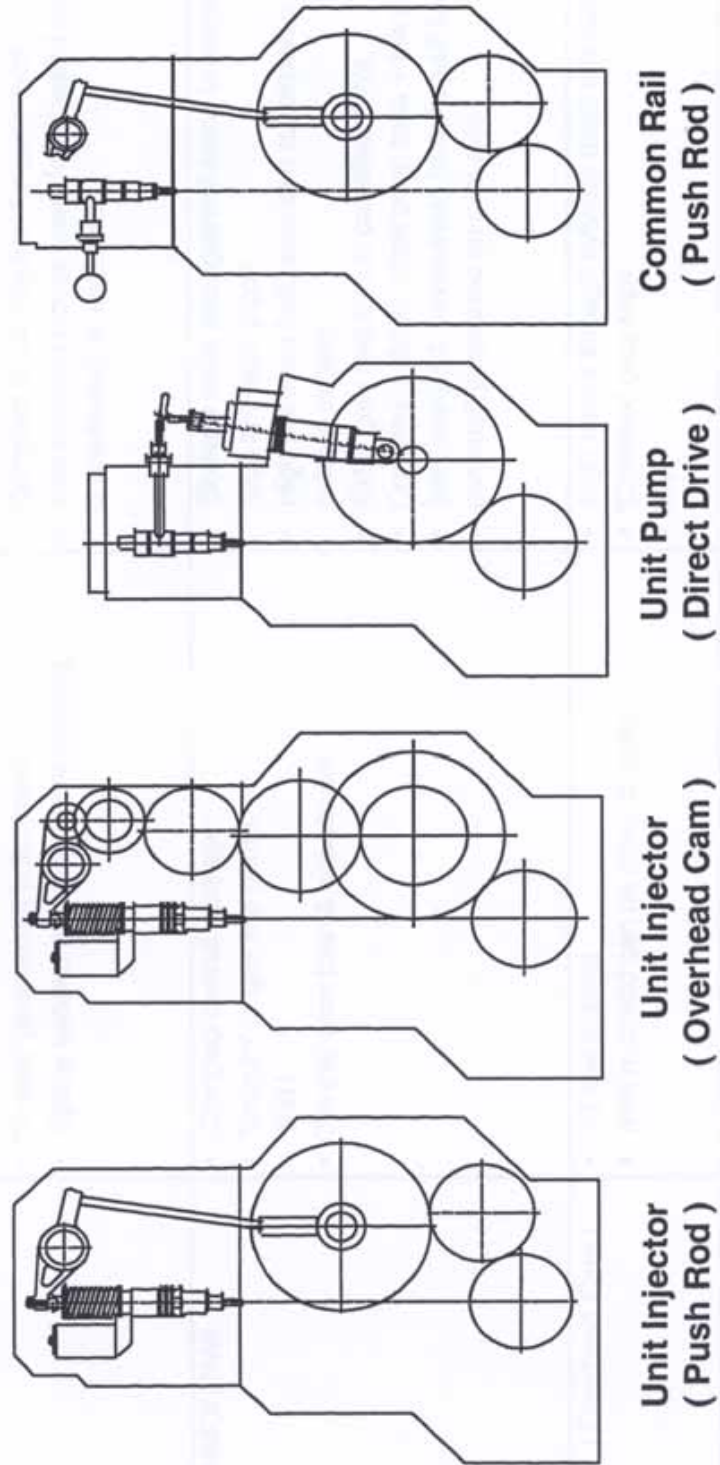


Figure 2 Comparison of concept engine layouts for EUI, EUP and Common Rail

DESIGN	MAIN ADVANTAGES	MAIN DISADVANTAGES
UNIT PUMP	<ul style="list-style-type: none"> • Compact overall package • NVH • 'Simple' gear train & adjustment • Space vacated above flywheel housing 	<ul style="list-style-type: none"> • External h.p. fuel lines • Pipe length in skewed valve arrangement • 'Complex' block required for push rods • Inlet manifold moves away from head if camshaft is positioned on inlet side
COMMON RAIL	<ul style="list-style-type: none"> • Compact overall package • 'Smooth' torque fuel pump • NVH • 'Simple' gear train & adjustment 	<ul style="list-style-type: none"> • Skewed valve arrangement leads to longer external high pressure pipes • High pressure fuel pipes and rail exposed outside engine • Extra gear required in camshaft drive • 'Complex' cylinder block push rods + low cam • Inlet manifold moves away from head if low camshaft positioned on inlet side
EUI (Overhead Cam)	<ul style="list-style-type: none"> • All fuel internal • Inlet manifold can be close to ports 	<ul style="list-style-type: none"> • High forces through cylinder head gas face • 'Complex' gear train • NVH
EUI (Push Rod)	<ul style="list-style-type: none"> • As EUI overhead cam + low cam shaft enables 'simple' gear train & adjustment • Space vacated above flywheel housing 	<ul style="list-style-type: none"> • 'Flexible' EUI drive • 'Complex' cylinder block • NVH

Figure 3 Design implications for Heavy Duty diesel engines with different fuel systems

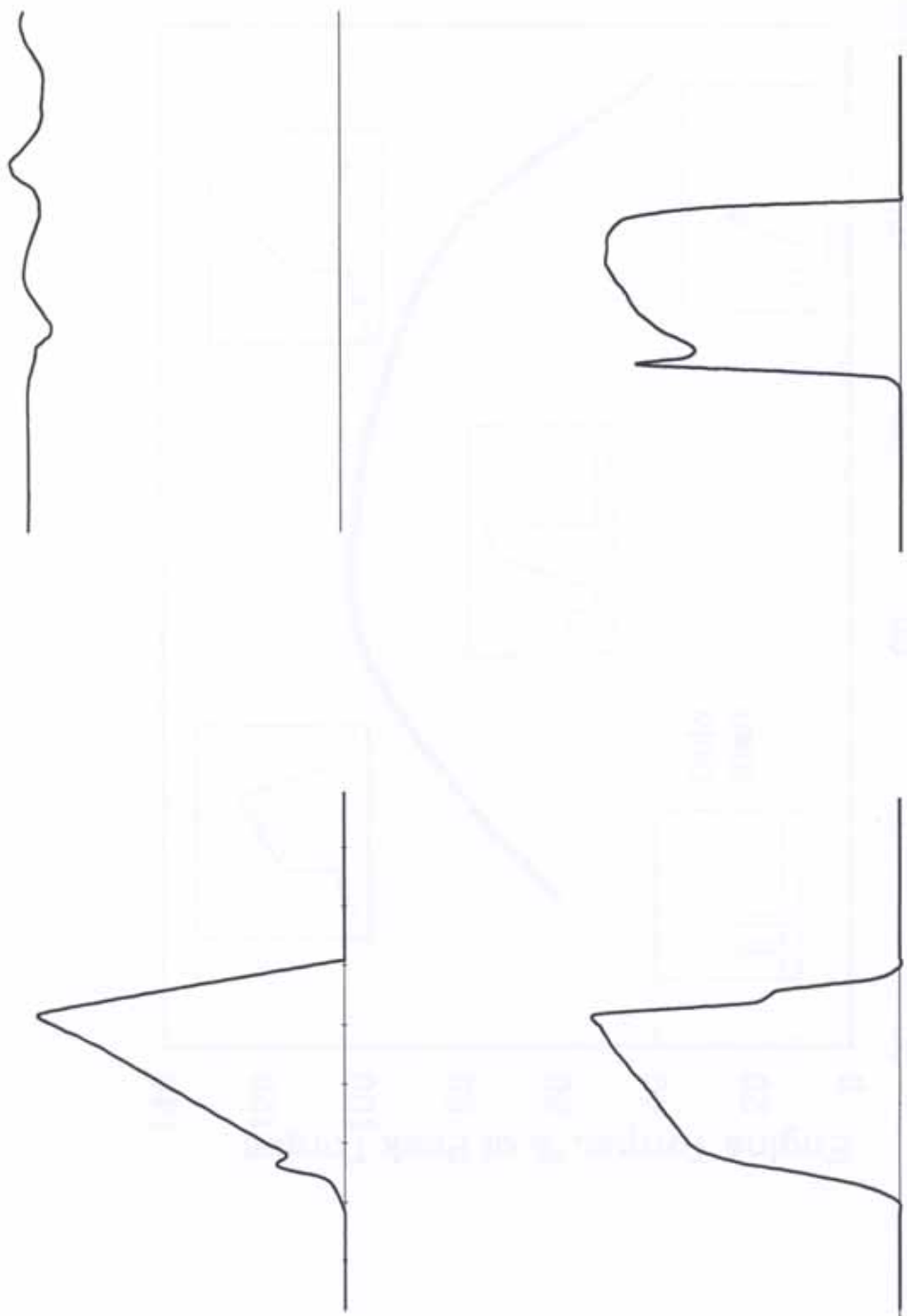


Figure 4a EUI pressure and injection rate @ FLRS **Figure 4b Common Rail pressure and injection rate @ FLRS**

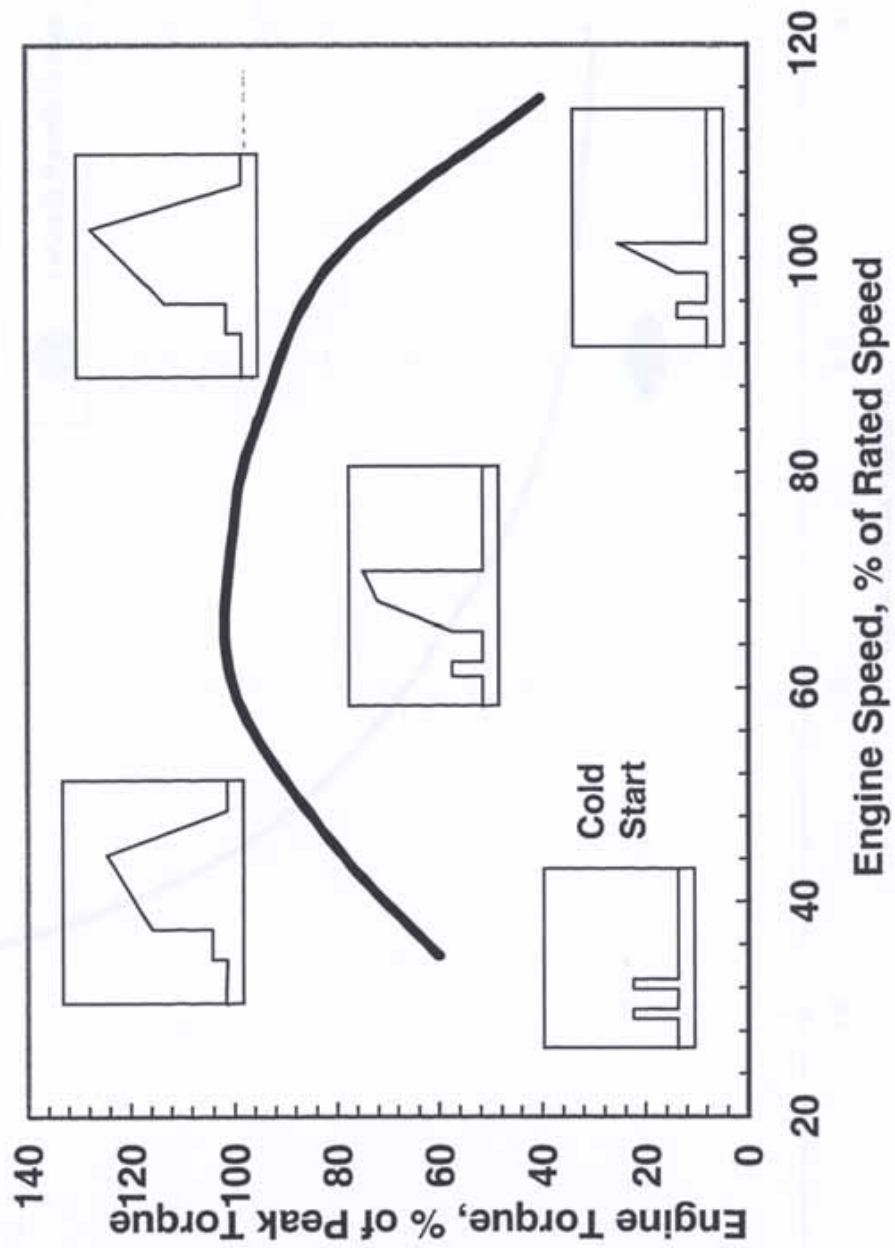


Figure 5 Ideal injection rate shape for Heavy Duty diesel engine

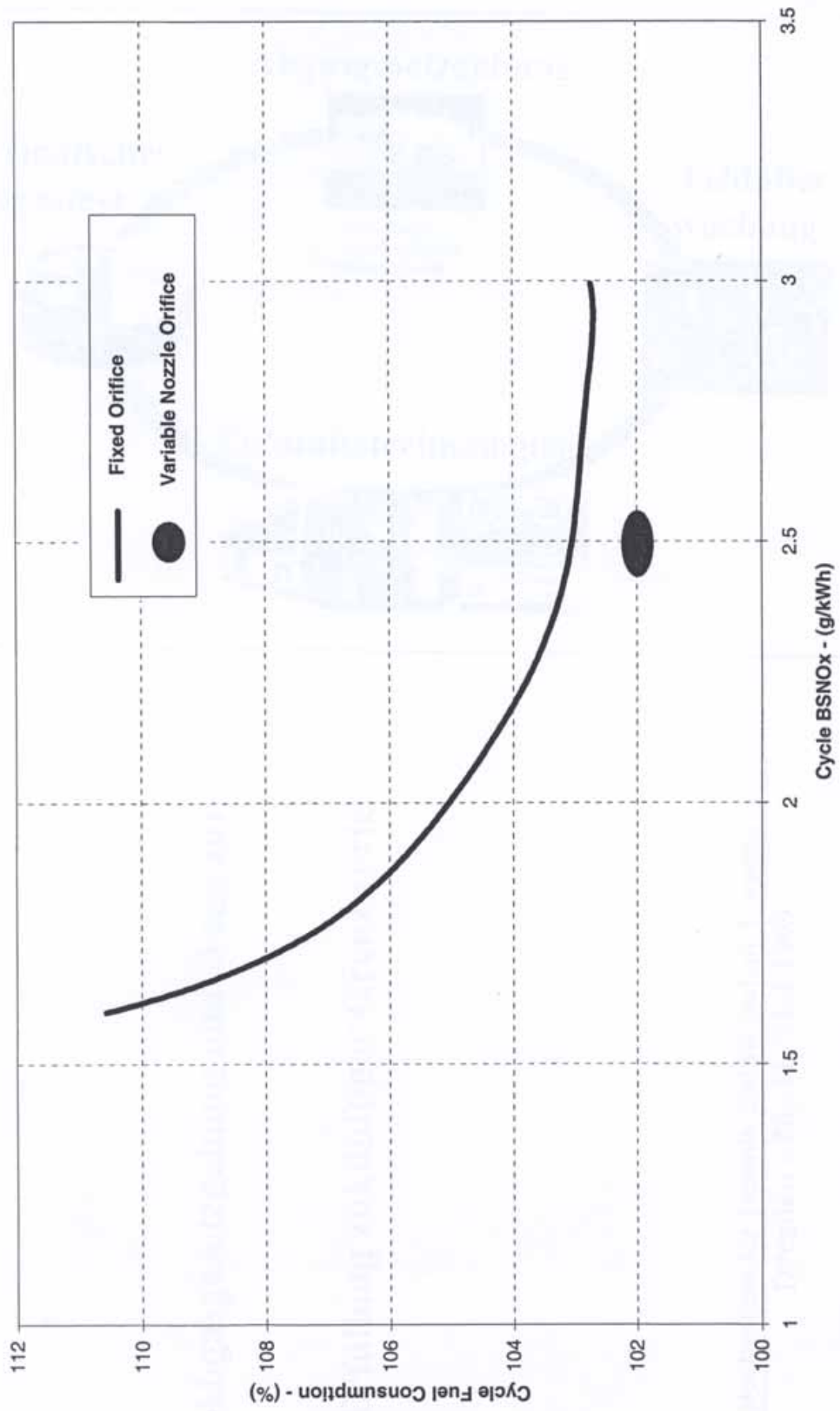


Figure 6 Simulated effect of variable nozzle orifice on a Heavy Duty diesel engine with cooled EGR
R49 BSPm < 0.08 g/kWh



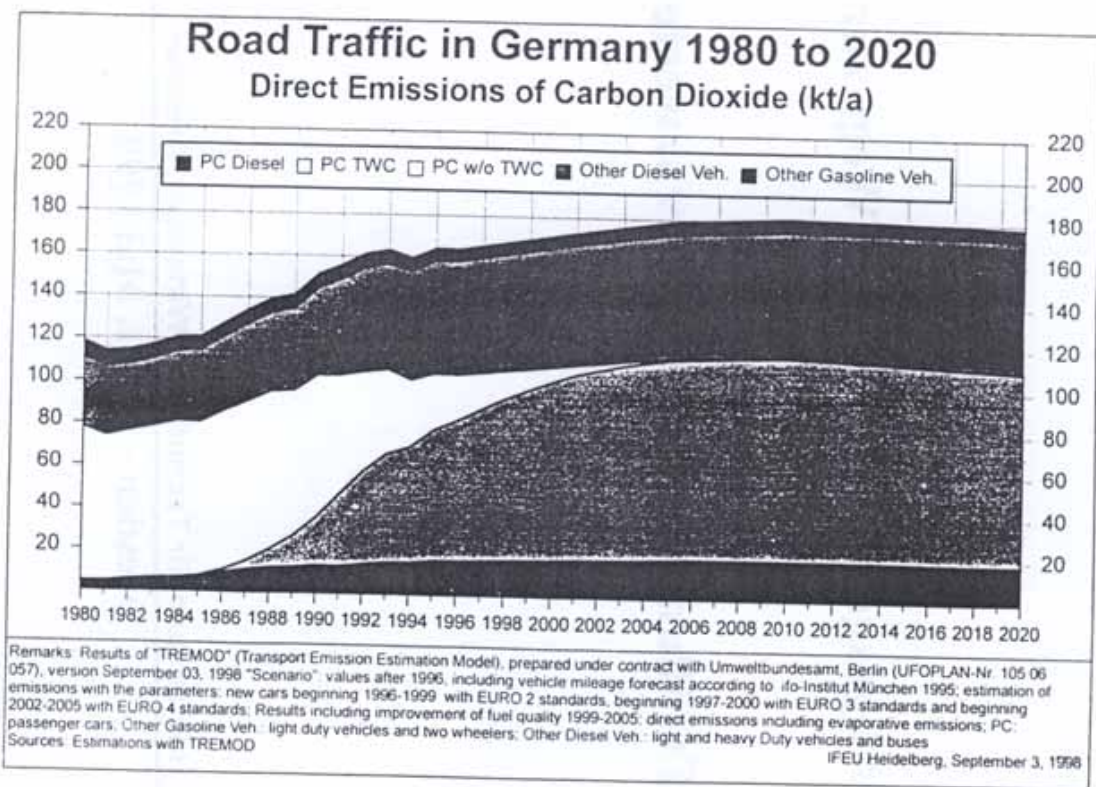
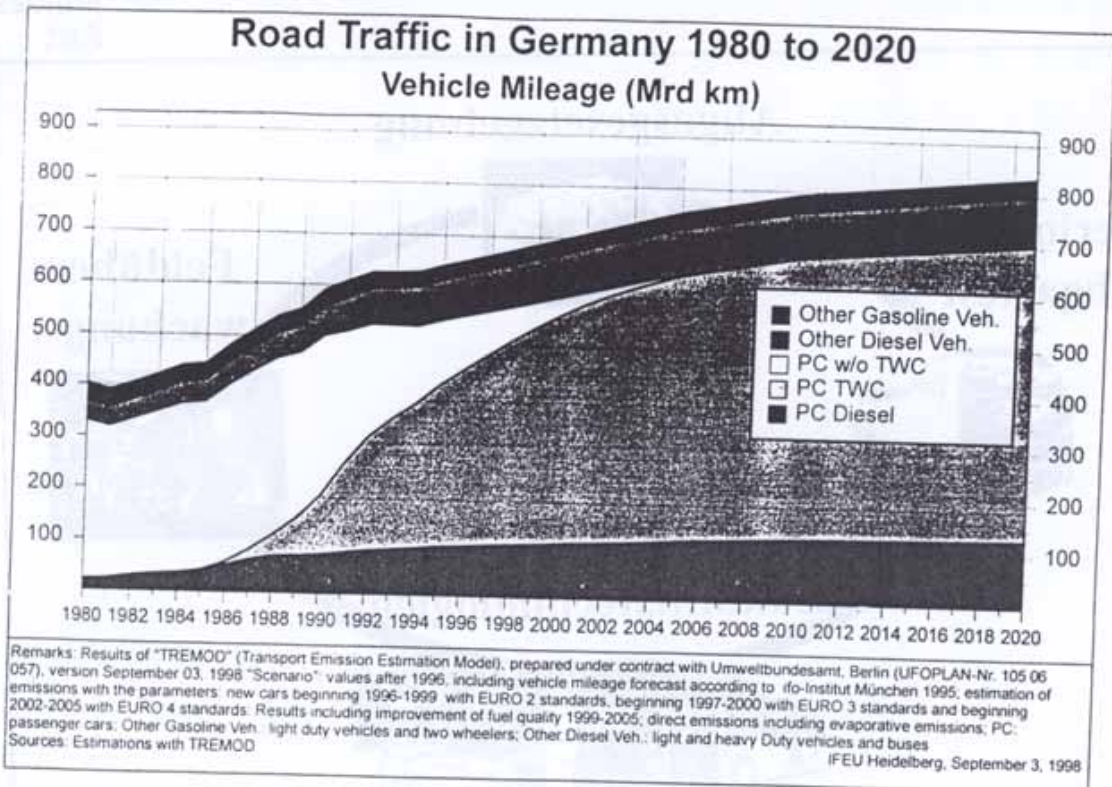
Reinhard Kolke
Umweltbundesamt, Berlin

Abgasgesetzgebung und Wege zur

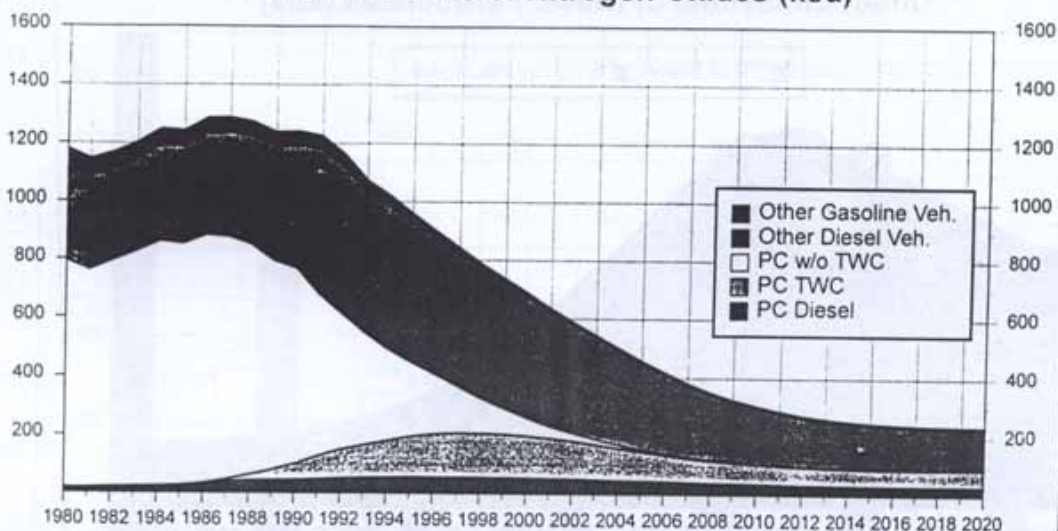
Erfüllung zukünftiger Grenzwerte

Hochschule für Technik und Wirtschaft, Dresden
Dresden - 20.-21. Mai 1999



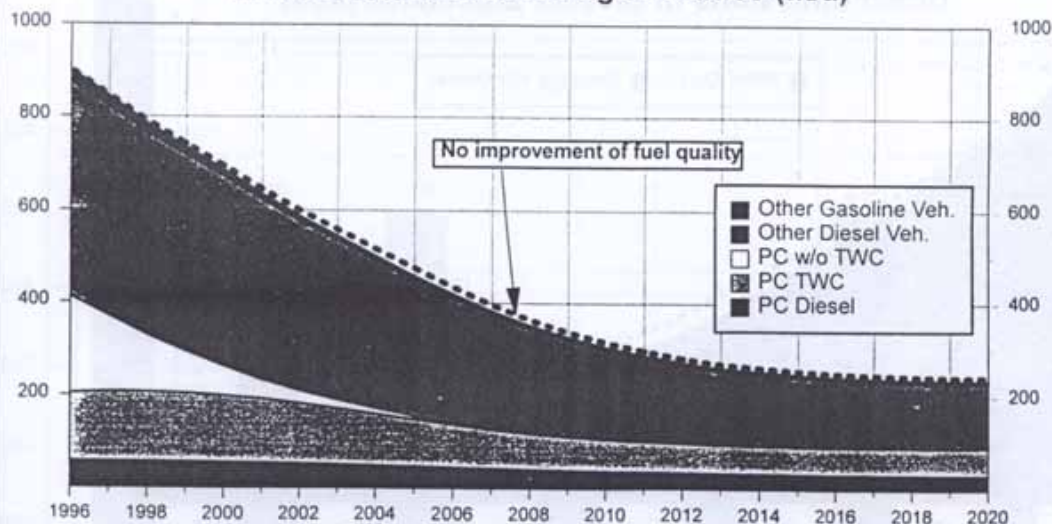


Road Traffic in Germany 1980 to 2020 Direct Emissions of Nitrogen Oxides (kt/a)



Remarks: Results of "TREMOT" (Transport Emission Estimation Model), prepared under contract with Umweltbundesamt, Berlin (UFOPLAN-Nr. 105 06 057), version September 03, 1998 "Scenario"; values after 1996, including vehicle mileage forecast according to ifo-Institut München 1995; estimation of emissions with the parameters: new cars beginning 1996-1999 with EURO 2 standards, beginning 1997-2000 with EURO 3 standards and beginning 2002-2005 with EURO 4 standards; Results including improvement of fuel quality 1999-2005; direct emissions including evaporative emissions; PC: passenger cars; Other Gasoline Veh.: light duty vehicles and two wheelers; Other Diesel Veh.: light and heavy Duty vehicles and buses
Sources: Estimations with TREMOD
IFEU Heidelberg, September 3, 1998

Road Traffic in Germany 1996 to 2020 Direct Emissions of Nitrogen Oxides (kt/a)



Remarks: Results of "TREMOT" (Transport Emission Estimation Model), prepared under contract with Umweltbundesamt, Berlin (UFOPLAN-Nr. 105 06 057), version September 03, 1998 "Scenario"; values after 1996, including vehicle mileage forecast according to ifo-Institut München 1995; estimation of emissions with the parameters: new cars beginning 1996-1999 with EURO 2 standards, beginning 1997-2000 with EURO 3 standards and beginning 2002-2005 with EURO 4 standards; Results including improvement of fuel quality 1999-2005; direct emissions including evaporative emissions; PC: passenger cars; Other Gasoline Veh.: light duty vehicles and two wheelers; Other Diesel Veh.: light and heavy Duty vehicles and buses
Sources: Estimations with TREMOD
IFEU Heidelberg, September 3, 1998

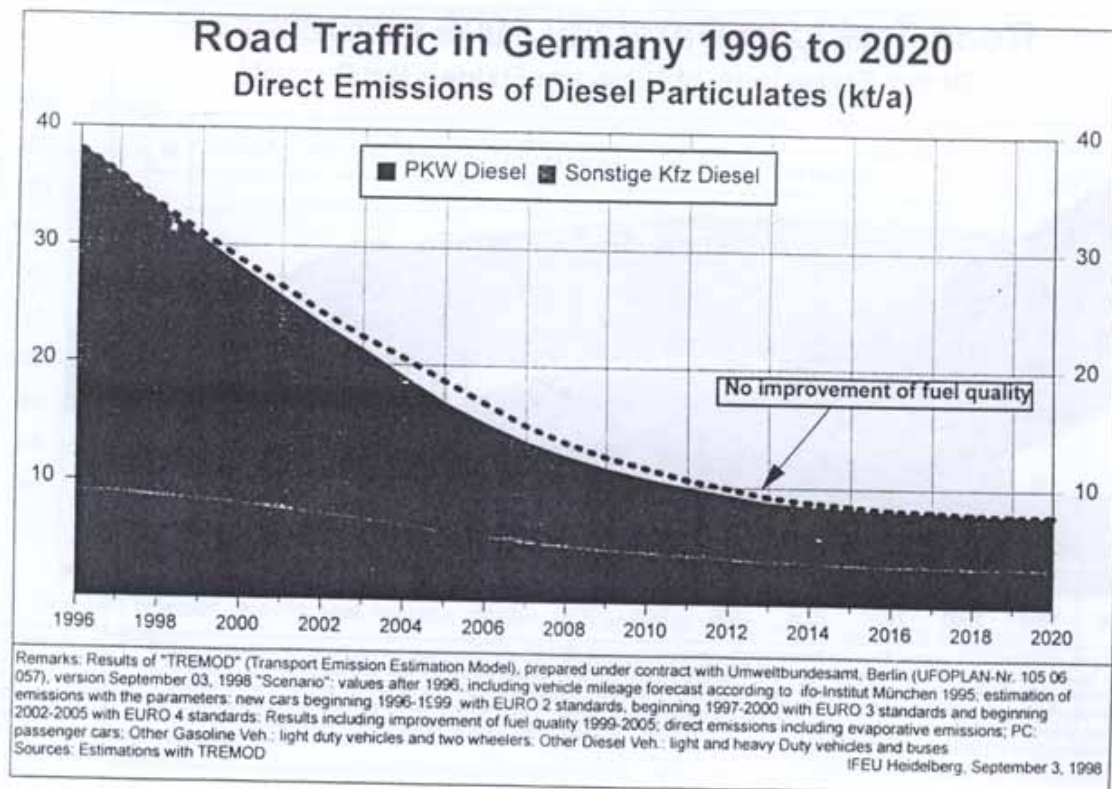
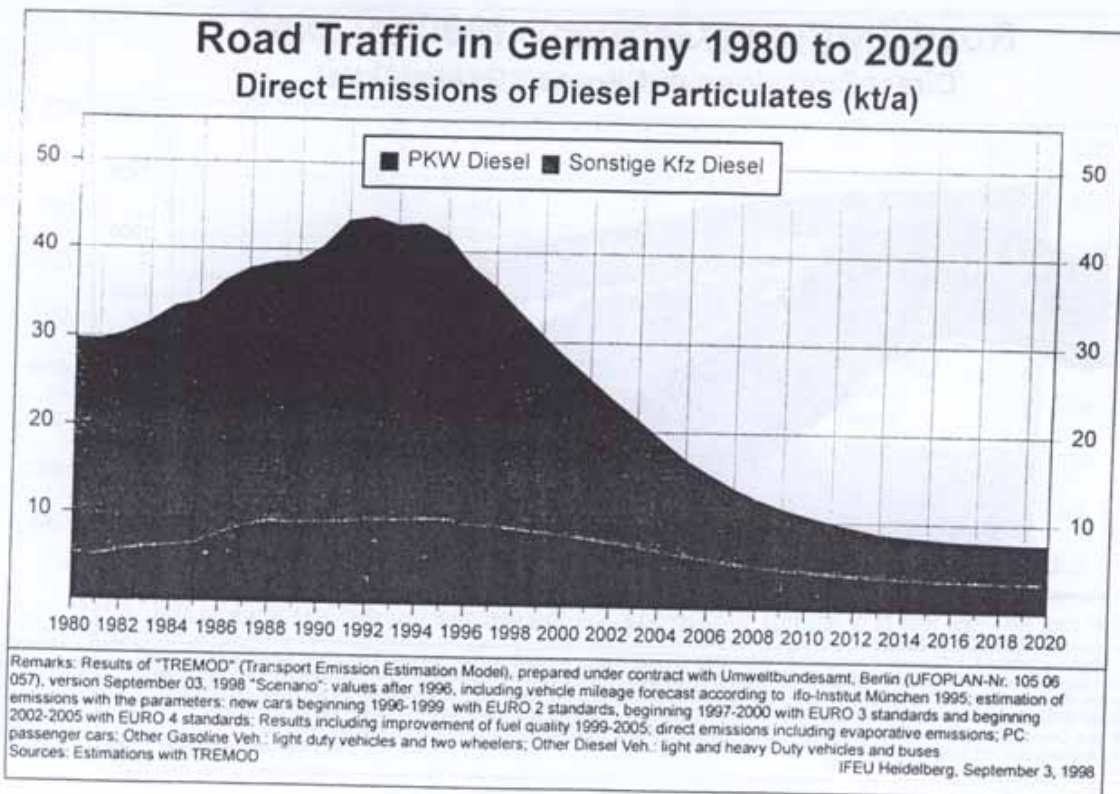
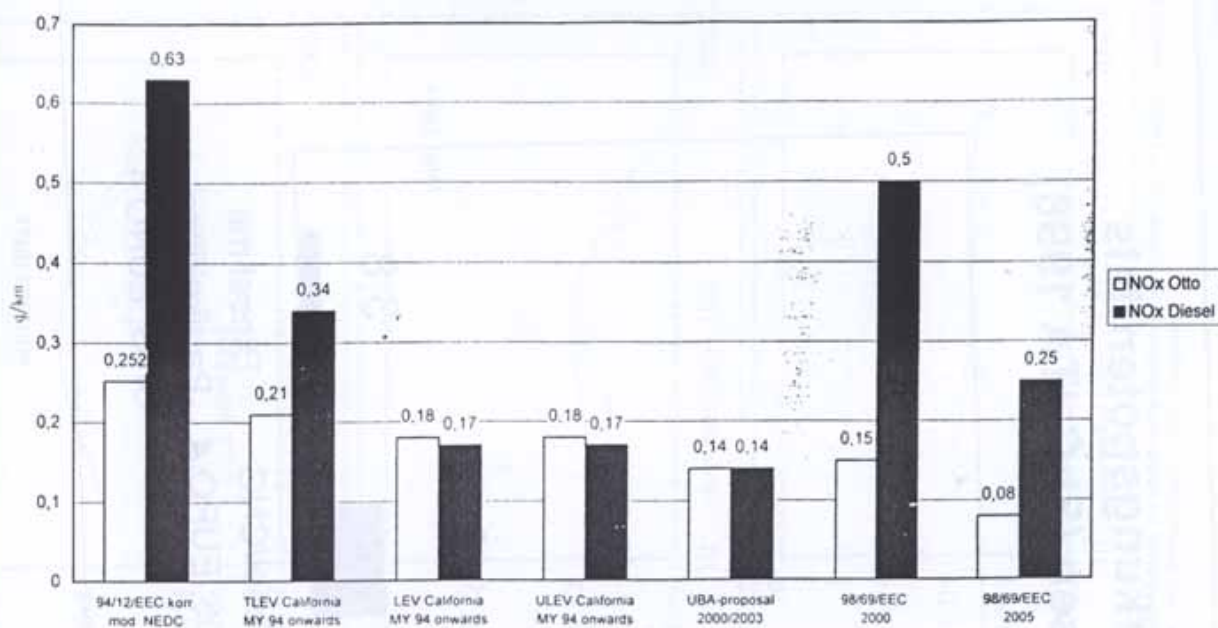
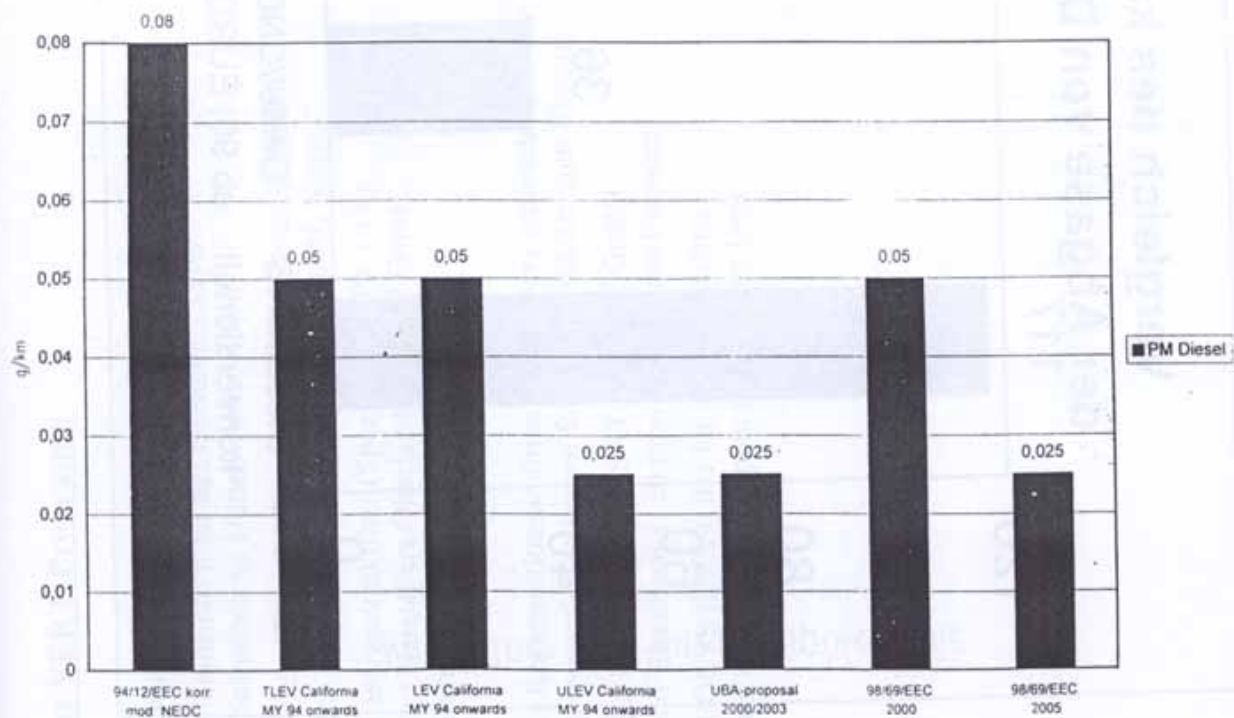


Bild 5: Nox-Grenzwerte für Pkw in g/km (mod. NEDC)



- 11 -

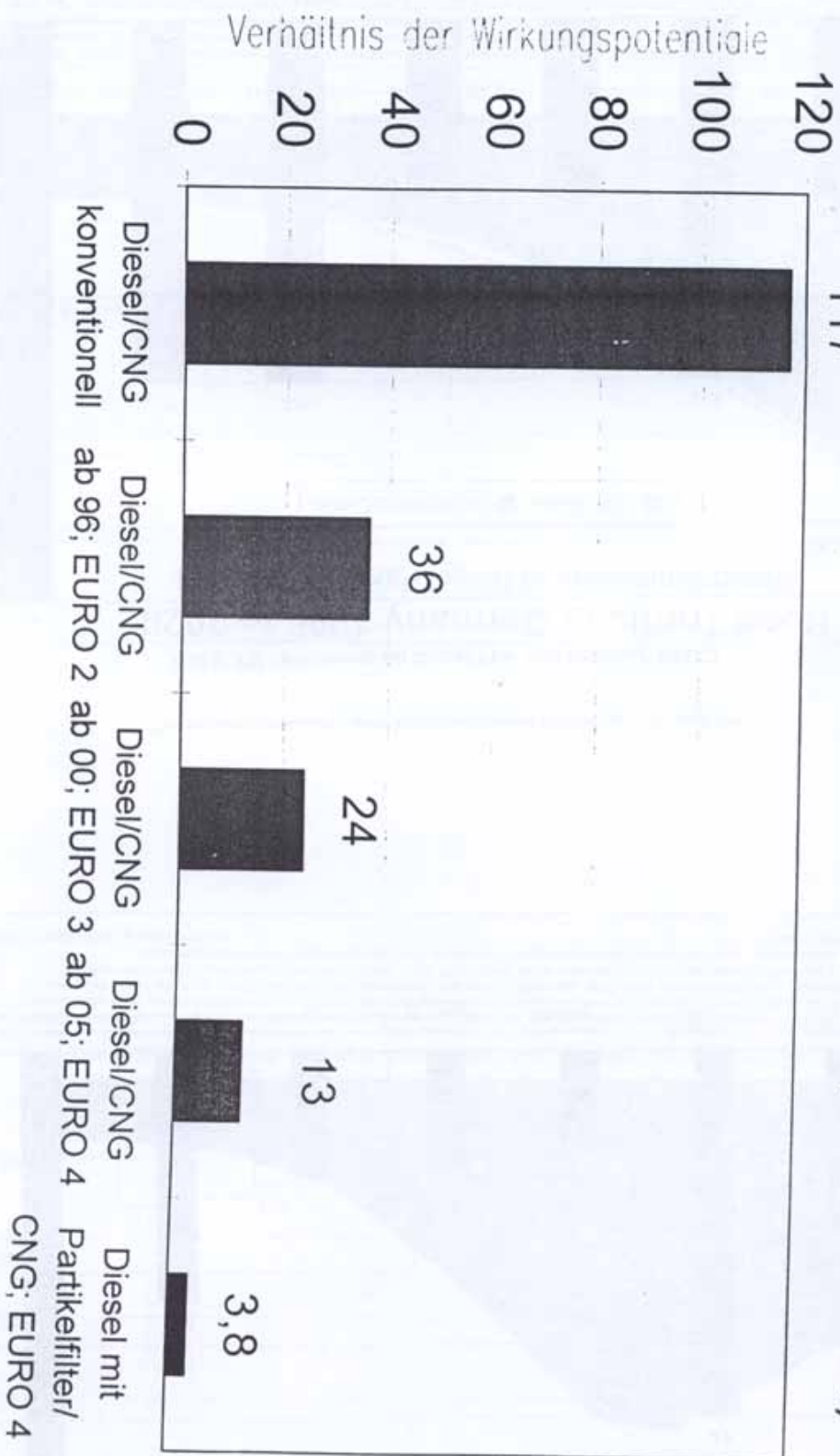
Bild 6: PM-Grenzwerte für Diesel-Pkw in g/km (mod. NEDC)



- 12 -



Vergleich des kanzerogenen Wirkungspotentials der Abgase von Diesel-/CNG-Bussen (FhG-ITA 1998)



Das VERT-Programm

Es wurden u.a. folgende Partikelfilter untersucht :

- Metallinterfilter des Herstellers SHW (Schwäbische Hüttenwerke, Aalen)
- Wickelfilter des Typs Nextel 312 (Keramik Faser) des Herstellers 3M Deutschland GmbH, Neuss,
- Fasergestrickfilter (Spezifikation PF 19 S) des Herstellers Oberland Mangold GmbH, Garmisch-Partenkirchen

Als Regenerationsadditive in z.T. zwei unterschiedlichen Konzentrationen kamen folgende Produkte zum Einsatz:

- SATACEN der Fa. SAT CHEMIE GmbH auf Eisenbasis (120 ppm und 60 ppm Ferrocen)
- EOLYS (DPX9) der Fa. Rhône-Poulenc auf Cer-Basis (100 ppm und 50 ppm Cer)

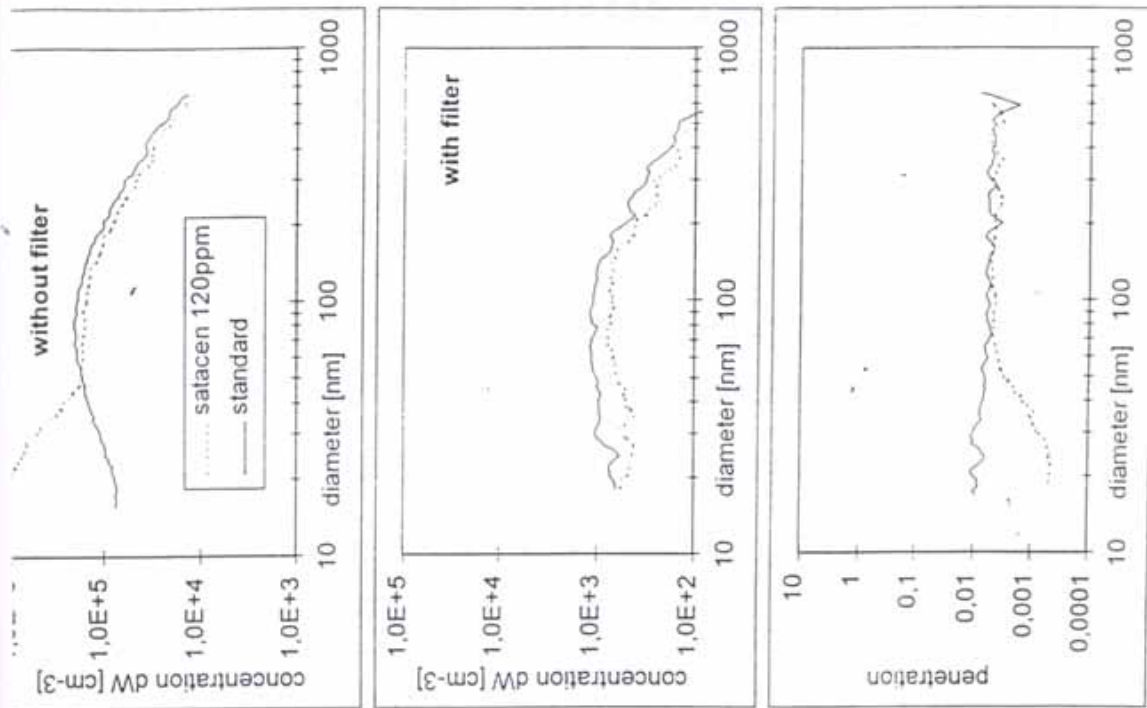


Bild 1: Partikelgrößenverteilung mit und ohne Partikelfilter (CAT 4/UNIKAT) am Liebherr-Motor D 914 T bei 2000 min⁻¹ und Vollast (Quelle: VERT-Programm)



Periodischer Abgastest

- Forderungen an den periodischen Abgastest:
 - Verbesserung der Schadstoffemissionen aus dem Kraftfahrzeugverkehr
 - Erhaltung des Abgasverhaltens über die Lebensdauer des Fahrzeuges
 - Erkennung von hochemittierenden Fahrzeugen
 - Einfache, schnelle und kostengünstige Durchführung
 - Manipulationssicher

Quelle: Axel Richter, RWTÜV



Feld-Überwachung

- Überprüfung der Emissionen von Fahrzeugen in Kundenhand nach Typprüfvorschriften
- Ziele:
 - Erkennung von typspezifischen Auffälligkeiten
 - Erfassung der Abgasemissionen im Feld (Emissionsfaktoren)
 - Verbesserung der Dauerhaltbarkeit

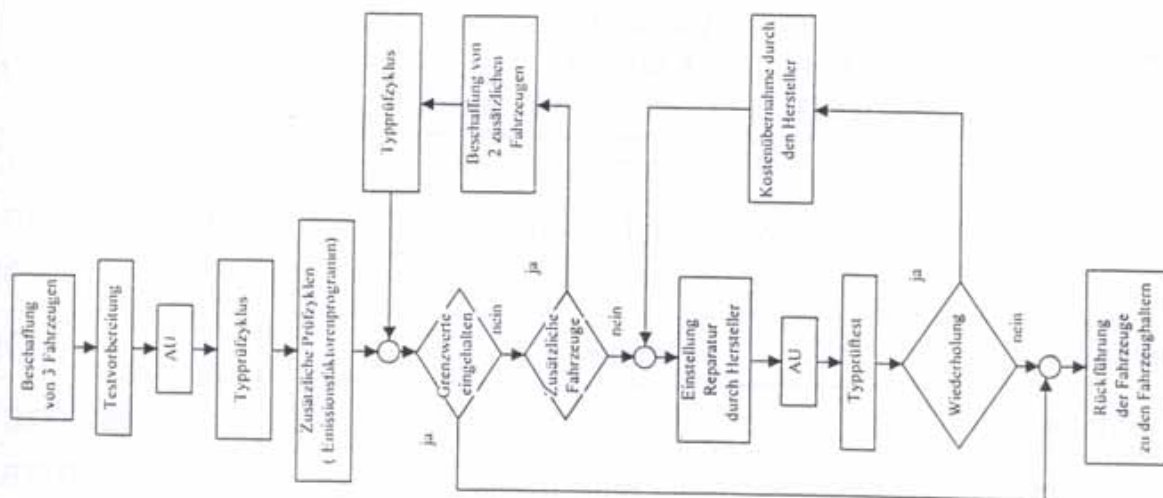
Quelle: Axel Richter, RWTÜV



Feld-Überwachung

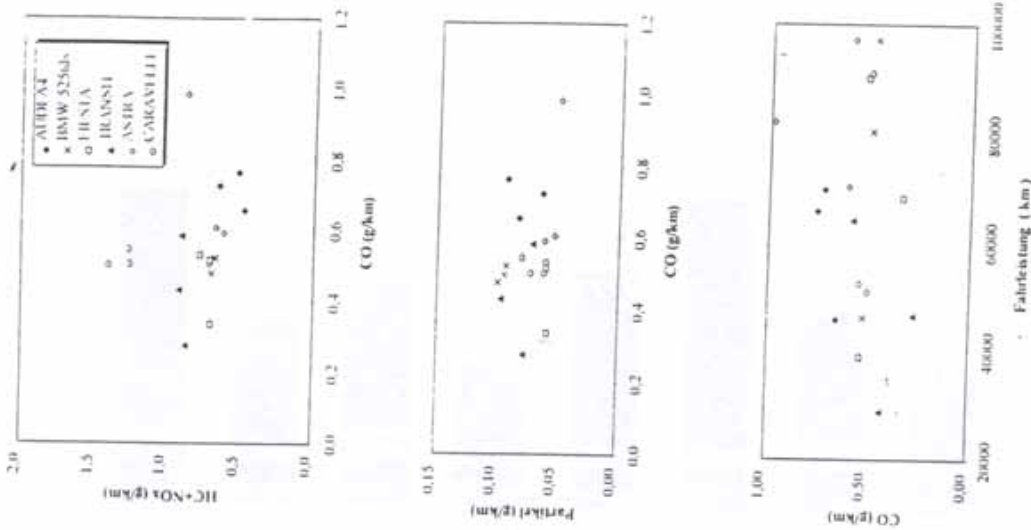
- Auswahlkriterien für Fahrzeuge in Kundenhand
 - Private Fahrzeughalter
 - Fahrzeug befindet sich im Serienzustand
 - Regelmäßige, nachgewiesene Inspektionen
 - Bauteile ohne mechanische Beschädigung
 - Tachometerstand max. 80.000/ 150.000 km
 - Regionale Besonderheiten

Quelle: Axel Richter, RWTÜV





Reinhard Kolke
Umweltbundesamt



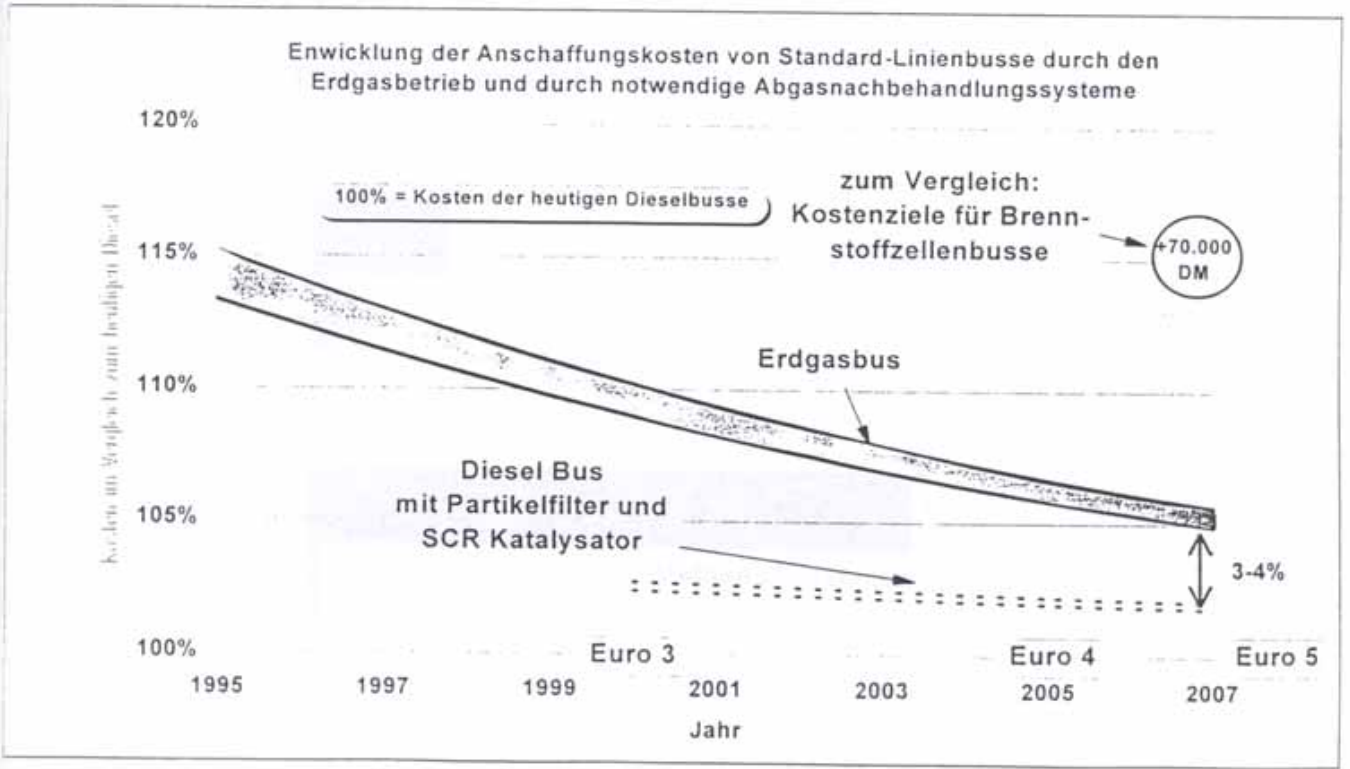
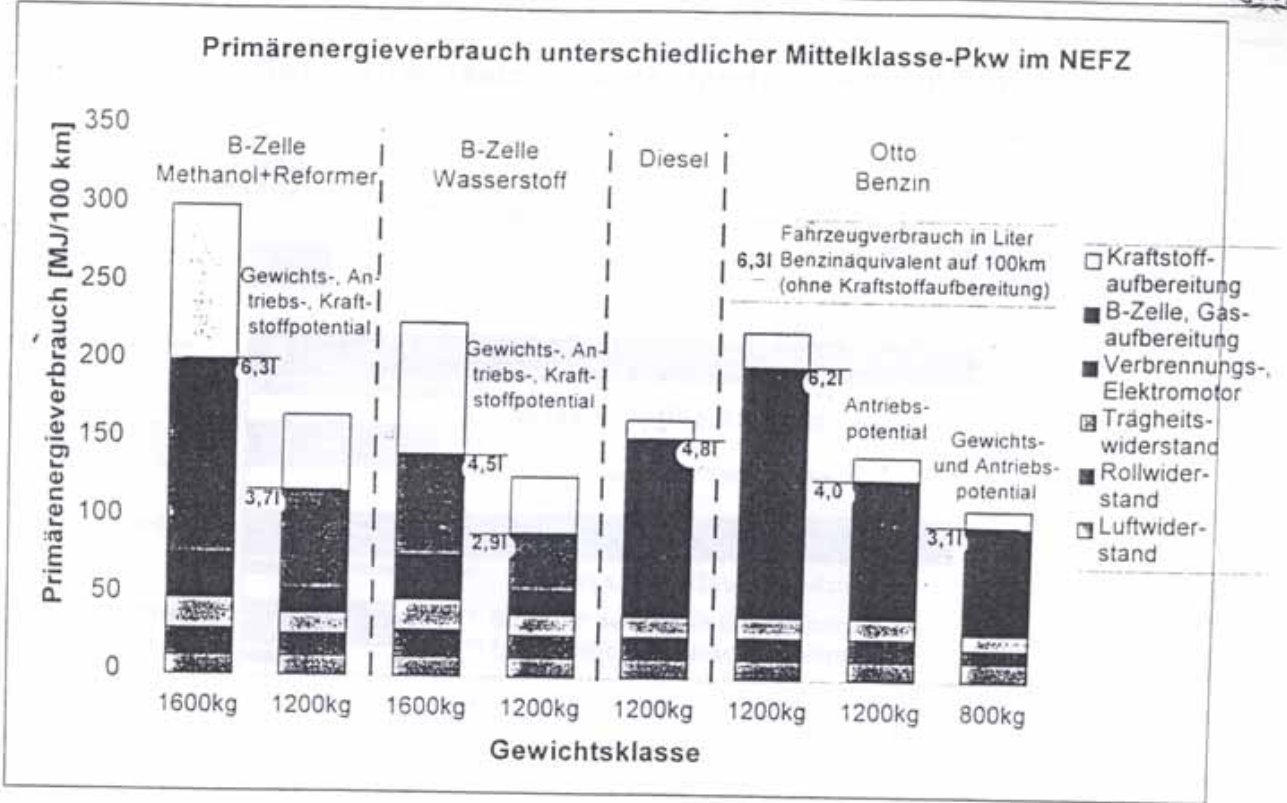
Diesel-Feldüberwachung
Emissionswerte der Einzelfahrzeuge im NEFZ

Reinhard Kolke
Umweltbundesamt, 18.05.99



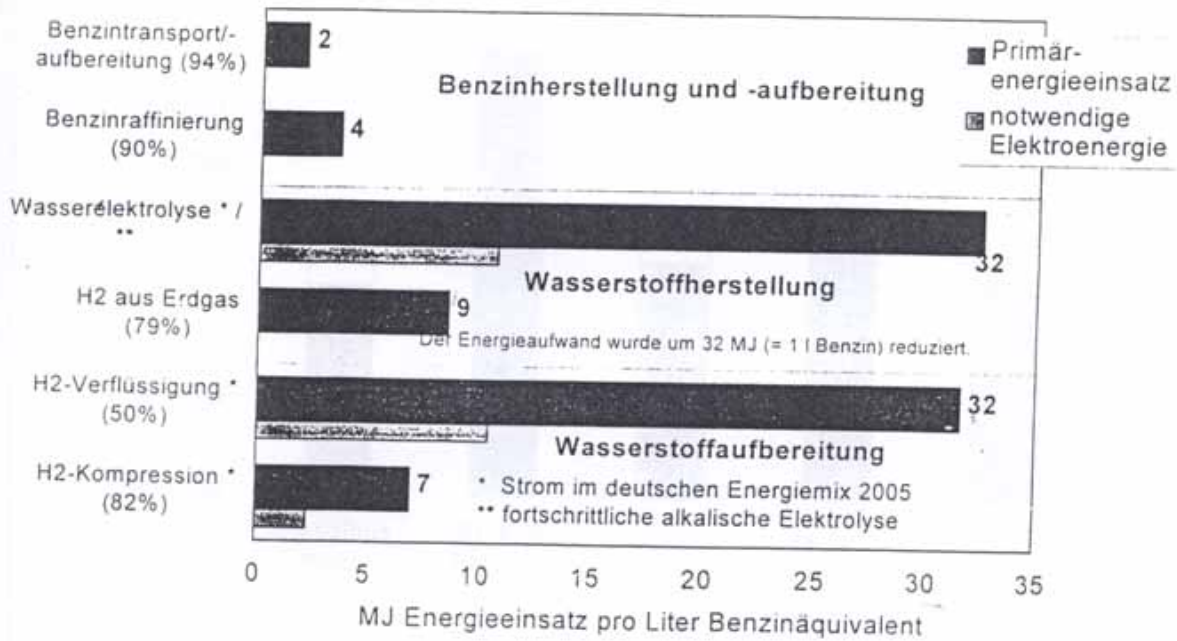
Anforderungen an *ZUKÜNFTIGE ANTRIEBE* im Vergleich zur heutigen besten verfügbaren Technologie (BVT)

Fahrzeugtyp	Pkw	Verteiler- fahrzeug	Stadtbus	schweres Nutzfahrzeug
BVT	EURO 4, Benzinmotor	EURO 4, Benzinmotor	<< EURO 2 Gasmotor	EURO 2 Dieselmotor
CO ₂	weitere Reduktion zwingend erforderlich			
Primärenergie	weitere Reduktion zwingend erforderlich			
HC	keine			
NO _x	keine			Reduktion
Partikel	keine			erforderlich
Lärm	weitere Reduktion zwingend erforderlich			
Ensorgung	gesicherter Entsorgung aller systemspezifischen Bauteile			

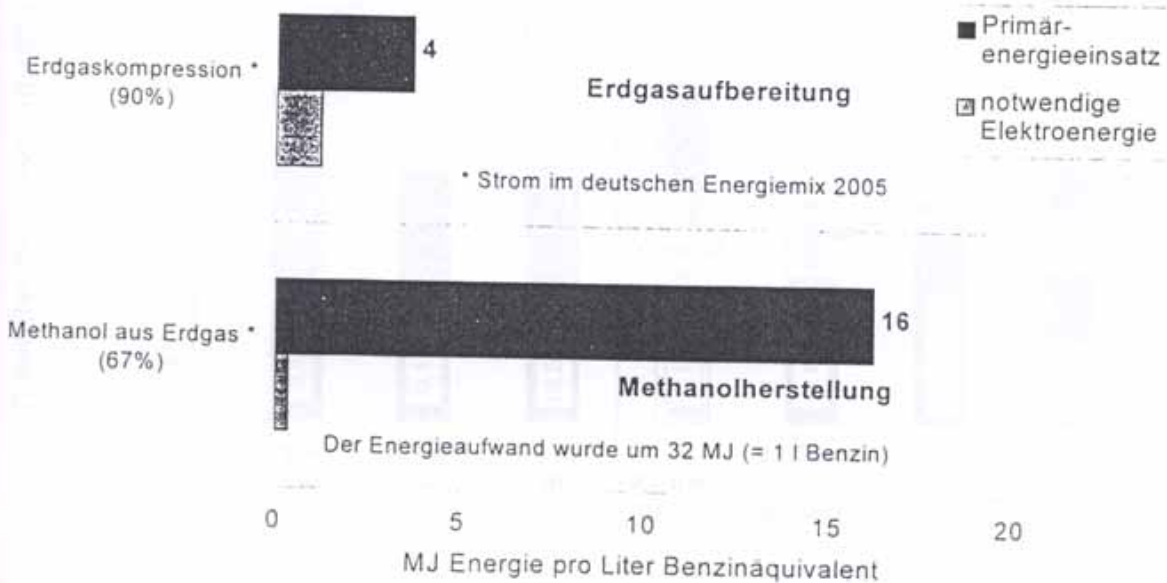




Primärenergieeinsatz für verschiedene Prozeßschritte

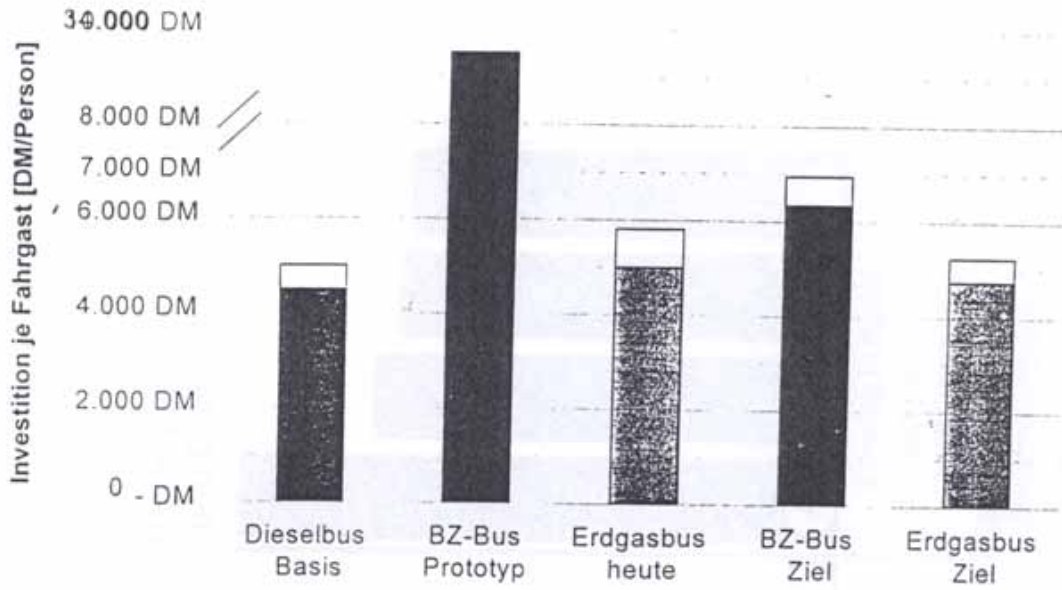


Primärenergieeinsatz für verschiedene Prozeßschritte

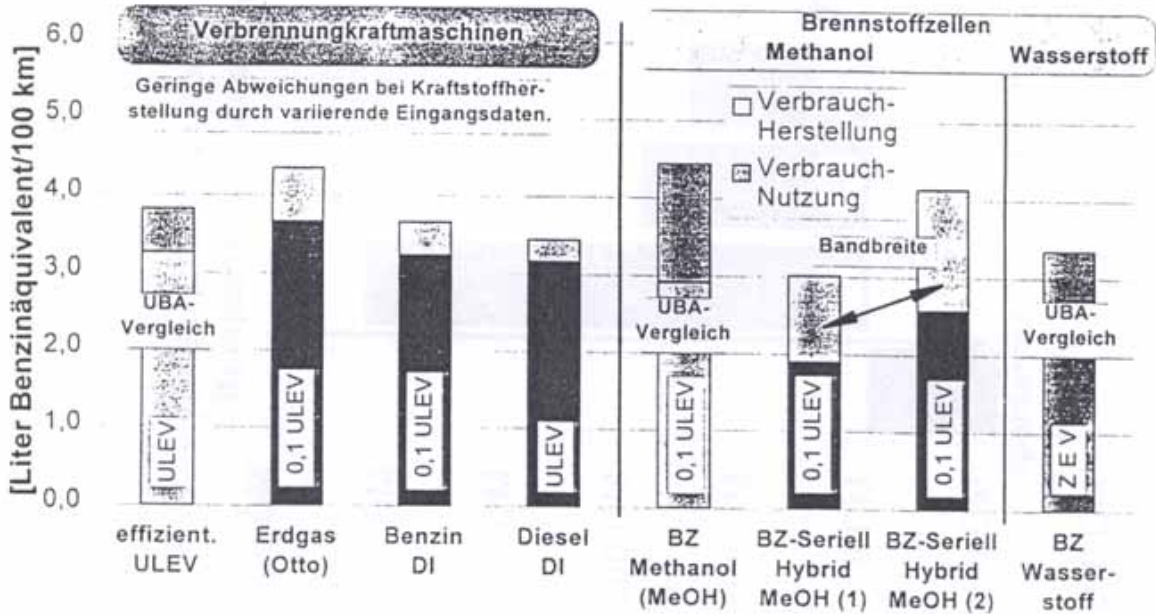




Vergleich der spezifischen Investitionskosten je Fahrgast

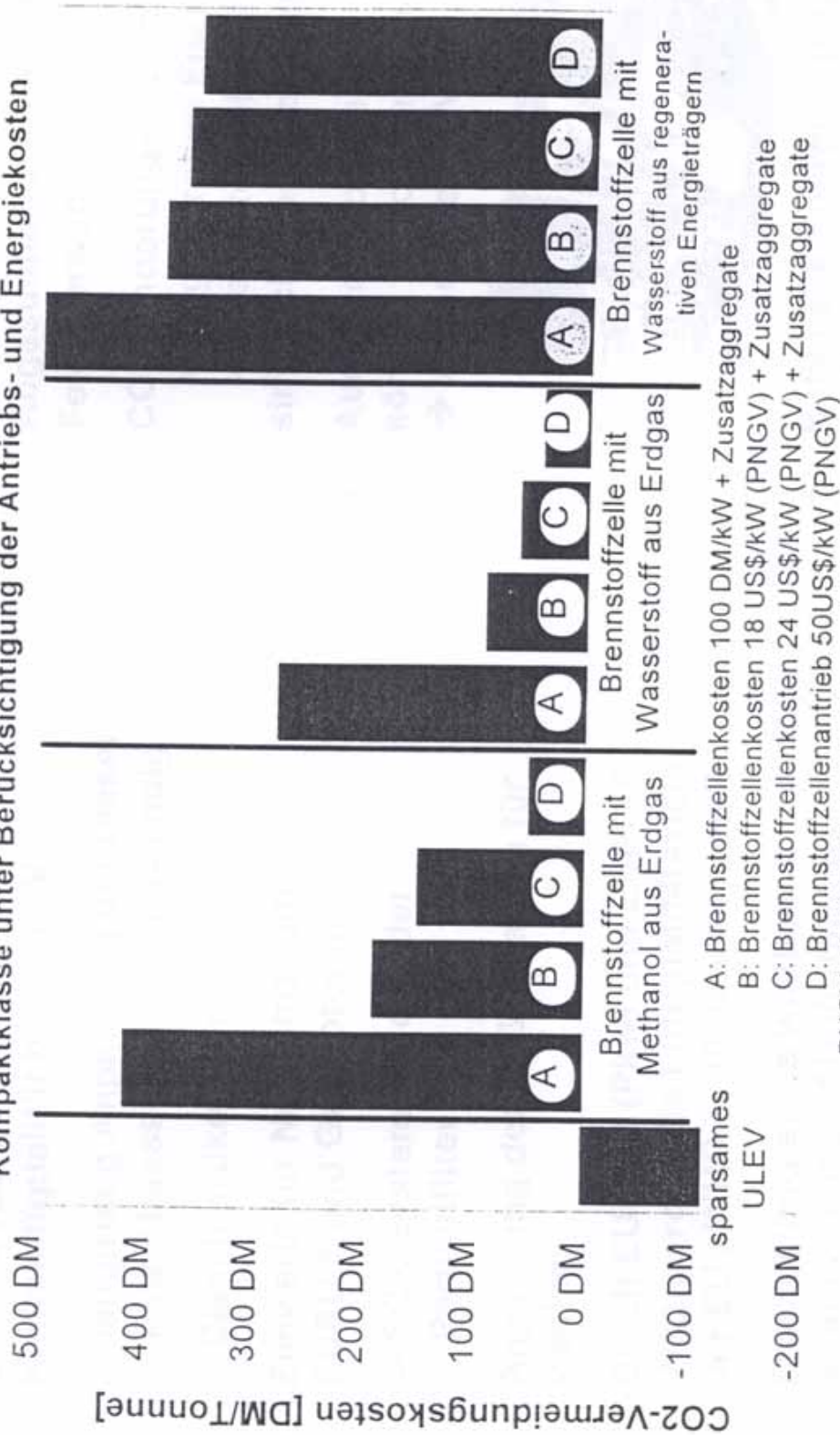


Verbrauchswerte von Antriebsvarianten der Zukunft





Analyse der CO₂-Vermeidungskosten für verschiedene Antriebssysteme für Pkw der Kompaktklasse unter Berücksichtigung der Antriebs- und Energiekosten



Zusammenfassung 1/2

- Zielwerte für Pkw:
 EURO 4 (Benzin) und neue Kraftstoffqualität bzw. ULEV
 - langfristig Anpassung der Diesel-Pkw Abgasstandards notwendig
 - Dieselpartikelfilter
- Zielwerte für Nutzfahrzeuge:
 EURO 5 und Gasmotoren
 - SCR-Systeme und / oder Partikelfilter
- Anpassung der Meßverfahren für Partikel
- Durch EURO 4 (Pkw) und EURO 5 (Nfz) werden die Luftqualitätsziele der EU / WHO in 10 Jahren erreicht
- Entwicklung eines wirklich wirkungsvollen AU-Verfahrens

Zusammenfassung 2/2

- Zukünftiger Stellenwert
 Homologation (↓)
 Abgasuntersuchung (↑)
 Feldüberwachung (↑)
 - CO₂-Minderungen durch
 - regenerative Energieträger
 - Brennstoffzellenantriebe
 sind nicht kosteneffizient
 - Auch nicht-fossile Energieträger können verschwendet werden
 → unveränderter Verbrauch



- Rationelle Energienutzung von Benzin-, Diesel-, Erdgas-VKM

Beiträge aus den Fachbereichen

FRITZ BÖHME / FRANK WOLF / ANDREAS SEGLER
Ein Beitrag zur Untersuchung des dynamischen Verhaltens von Stahlrohtürmen
- Experimente und Berechnungen 141

MIRKO SLAVIK
Understanding the Time-arrow in Structural Mechanics
Part II: Buckling of a Thin Elastic Beam Column 149

OLAF WEDEKIND
Einrichtung eines Frequenzmessplatzes im Labor Vermessungstechnik der Hochschule
für Technik und Wirtschaft Dresden (FH) 158

**Die nachstehenden Beiträge zum 3. Dresdner Motorenkolloquium werden
dem Tagungsband als Anlage beigelegt**

UWE LEUTERITZ / ERNSTWENDELIN BACH
Die elektrostatisch unterstützte Einspritzung - eine Möglichkeit zur zusätzlichen Beeinflussung der
Kraftstoffzerstäubung

G. WENNINGEN / H.-P. HOLZT / K. MARQUART
NO_x - Speichertechnologie für Nutzfahrzeug - Ergas - Magermotoren

*Chris Biss / Daria Lemon
Recent developments and future trends*

*Detlev Koeke
Luftreinhaltung am Verkehr*

Herausgeber:	Der Rektor der Hochschule für Technik und Wirtschaft Dresden (FH) Prof. Dr.-Ing. Dr. h. c. Günther Otto
Fachliche Begutachtung:	Prof. Dr.-Ing. habil. Ernstwendelin Bach, Direktor des Forschungsinstituts Fahrzeugtechnik (3. Dresdner Motorenkolloquium) Prof. Dr.-Ing. habil. Peter Ottlinger Prorektor für Forschung und Entwicklung (Beiträge aus den Fachbereichen)
Redaktion:	Hochschule für Technik und Wirtschaft Dresden (FH), Rektorat/Öffentlichkeitsarbeit Dr. oec. Dieter Preuß 01069 Dresden, Friedrich-List-Platz 1, Tel. (0351) 462 2312, Fax (0351) 462 2185
Herstellung:	Druckerei Rudi Kirst Dresden

SIEMENS

Prüftechnik

Dynamometer in Drehstromtechnik mit integrierter Meßnabe

Schnelllaufende Drehstrom-Asynchronmaschinen mit integrierter Meßnabe für Drehmoment und Drehzahl sind hervorragend geeignet als Belastungseinrichtungen für Prüfstände in der Automobilindustrie.

Die neukonstruierten Drehstrom-Asynchronmaschinen

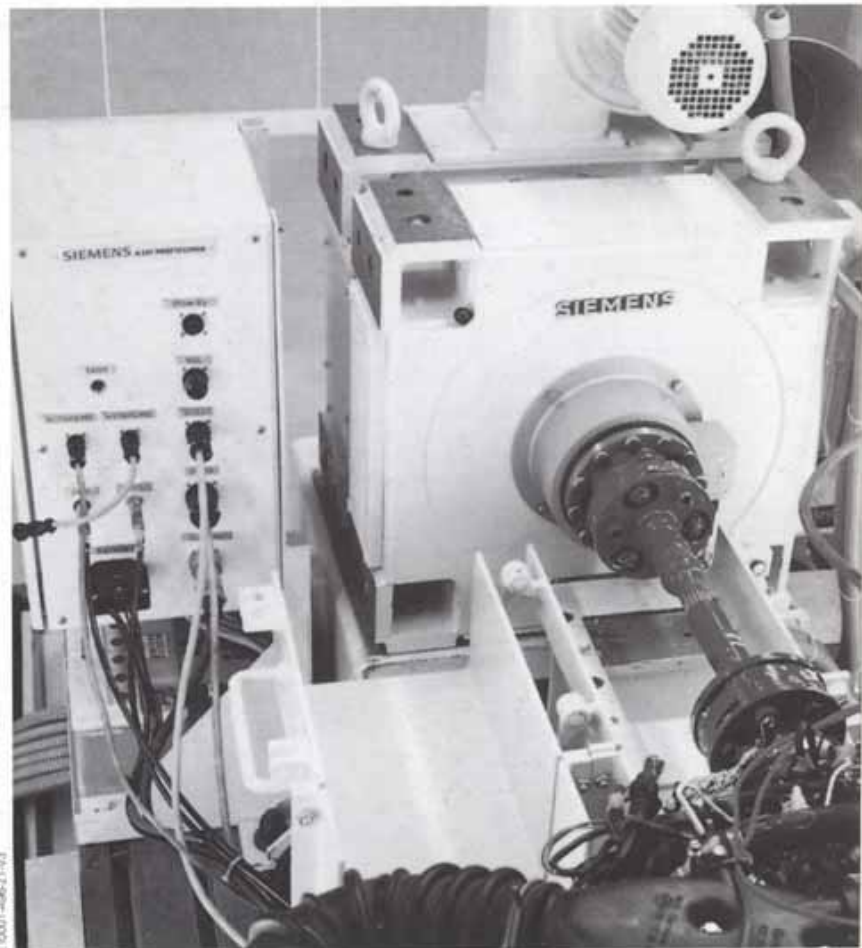
- sind wartungsarm und erhöhen dadurch die Verfügbarkeit der Prüfstände
- reduzieren durch ihre Kompaktbauweise den Platzbedarf
- messen mit der integrierten Meßnabe stationär und dynamisch genau
- sind schwingungs- und geräuscharm bis zu 10000 min⁻¹ (je nach Leistung)
- haben hohe Steifigkeit durch eine spezielle Lagerschildkonstruktion mit integrierter Luftführung
- besitzen geringe Läufer-/Trägheitsmomente und ermöglichen damit auch dynamische Messungen.

Gespeist werden die Maschinen durch industriell erprobte SIMOVERT®-Umrichter.

Die neuen Dynamometer sind eine zukunftsorientierte Lösung sowohl für Dauerlaufprüfstände als auch für die Untersuchung transients Vorgänge oder für die realitätsnahe Simulation von Fahrzeugbelastungen auf Prüfständen.

Wünschen Sie weitere Informationen? Anruf oder Fax genügt.

Siemens AG,
Prüftechnik, ATD IS6
Postfach 3240, D-91050 Erlangen
Tel. 09131-72 14 23
Fax 09131-72 45 20



E10001-49621-V3

Anlagenbau und
Technische Dienstleistungen

*Der Erfolg
ist unser Ziel*

Unsere Anschrift

Hochschule für Technik und Wirtschaft
Dresden (FH)
Forschungsinstitut Fahrzeugtechnik
Friedrich-List-Platz 1

D-01069 Dresden

Institutsdirektor: Prof. Dr.-Ing. habil. E. Bach Tel.: (03 51) 4 62 33 44
Sekretariat: (03 51) 4 62 33 44
Fax: (03 51) 4 62 34 76

e-mail:
Internet:

fif@fif.mw.htw-dresden.de
<http://www.fif.mw.htw-dresden.de>