Verbundabschlussbericht

Oberflächenfunktionalisierung durch Duplex-Plasmatechnologie (ODPat)

Dieses Forschungs- und Entwicklungsprojekt wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Bildung und Forschung (BMBF) im Rahmenkonzept „Forschung für die Produktion von morgen“ (Förderkennzeichen 02PO2421) gefördert und vom Projektträger Karlsruhe (PTKA) betreut. Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt beim Autor.

GEFÖRDERT VOM

Bundesministerium für Bildung und Forschung

BMBF-Rahmenkonzept
„Forschung für die Produktion von morgen“

Verbundabschlussbericht

Titel des Vorhabens:

Oberflächenfunktionalisierung durch Duplex-Plasmatechnologie (ODPat)

Laufzeit des Vorhabens:

01.09.2009 – 31.12.2012

Förderkennzeichen:

02PO2421

KSPG Automotive

Fraunhofer KIT Karlsruher Institut für Technologie
MIKROTRIBOLOGIE CENTRUM µTC

FEDERAL MOGUL

ECKERLE HYDRAULIC DIVISION

inprotec AG

plasmetrex plasma metrology experience

GEFÖRDERT VOM

Bundesministerium für Bildung und Forschung

BETREUT VOM

PTKA Projektträger Karlsruhe
Karlsruher Institut für Technologie

Inhaltsverzeichnis

1 Aufgabenstellung ... 1
2 Voraussetzungen, unter denen das Projekt durchgeführt wurde ... 2
3 Wissenschaftlicher und technischer Stand zu Projektbeginn ... 2
4 Planung und Ablauf des Vorhabens ... 4
5 Wissenschaftlich-technische Ergebnisse: Duplex-Prozess-Technik ... 6
5.1 Entfernung der Aluminiumoxidhaut ... 6
5.2 Nitrierung ... 7
5.3 Atomistische Simulation der Stickstoffdiffusion ... 9
5.4 Rahmenplanänderung ... 11
5.5 Funktionsschichtentwicklung und Modifikation der PECVD-Anlagentechnik ... 11
5.6 Vorbehandlung Strahlen ... 14
5.7 Deponierte Schichtsysteme auf Kolben und Innenzahnradpumpenbauteilen ... 15
5.8 Weiterentwicklung Anlagentechnik – MPA 5 ... 16
6 Wissenschaftlich-technische Ergebnisse: Automotive ... 17
6.1 Einzylinder-Reibleistungsprüfstand ... 17
6.1.1 Ermittlung der Belastungskennwerte ... 17
6.1.2 Versuchsaufbau Reibleistungsprüfstand ... 19
6.1.3 Vergleichsmessung NanoFriKS – Standard DLC ... 20
6.1.4 Vergleichsmessung Normales – Optimiertes Kolbendesign ... 22
6.1.5 Metallographische Analyse der DLC Schichten ... 24
6.1.6 Vergleichsmessung NanoFriKS – Nassstrahlen Hoch-Druck-DLC ... 25
6.2 Vollmotorische Erprobung am BMW N55 B 30 ... 27
6.2.1 Ermittlung der Belastungskennwerte ... 27
6.2.2 Analyse der Kolbenringe ... 29
6.2.3 Vollmotorische Erprobung der Duplex Schichten ... 29
6.3 Tribologische Modelltests ... 30
6.3.1 Bereitstellung Zylinderlaufbuchsen ... 30
6.3.2 Modelltest Kolbennut - Kolbenringflanke ... 31
6.3.3 Modelltest Kolbenhemd - Zylinderlaufbahn ... 38
6.4 Modellrechnungen und Simulation ... 42
6.4.1 Grundlegende Untersuchungen ... 42
6.4.2 Simulationsergebnisse ... 55
6.4.3 Vergleich und Diskussion der Simulationsergebnisse ... 67
7 Wissenschaftlich-technische Ergebnisse: Verdrängerpumpen ... 70

7.1 Ermittlung Belastungskennwerte und Versuchsaufbau 70
7.2 Reibwertmessungen 73
8 Wissenschaftlich-technische Ergebnisse: Plasmamonitoring 76
8.1 Überblick Plasmamonitoring 76
8.2 Hercules Messtechnik und Behebung von Messartefakten 77
8.3 Kalibration und Etablierung der OES Messtechnik 79
8.4 Entwicklung der Plasmaparameterbestimmungsmodelle 79
8.5 Beschichtungsarbeiten MPA-1 81
8.6 HF-Monitoring 85
8.7 Entwicklung Plasmamonitor 85
8.8 Theoretische Betrachtung der Anlage MPA 3 85
8.9 Optimierung der Prozessreproduzierbarkeit 87
8.10 Beschichtungstests MPA 3 87
9 Zusammenfassung der Projektergebnisse und Ausblick 89
10 Veröffentlichungen und Vorträge 91
11 Literaturverzeichnis 92

1 Aufgabenstellung

Aluminium und seine Legierungen sind wegen ihres Leichtbaupotenzials für den Maschinen- und Fahrzeugbau von besonderem Interesse. Aufgrund der unzureichenden Stützfunktion durch das Material selbst, sowie plastischer Verformungen bei hohen mechanischen Belastungen ist der Einsatz von Aluminium allerdings auf Anwendungsfälle mit lokal geringen mechanischen Belastungen beschränkt. Dieses Projekt verfolgte daher den Ansatz, in einem Duplex-Fertigungsprozess die Oberflächen von Aluminiumlegierungen so aufzuwerten, dass mögliche Leichtbaupotenziale ausgeschöpft werden können. Dies sollte in einem kontinuierlich ablaufenden Duplex-Fertigungsprozess geschehen. Dieser beinhaltet:

- Homogene Entfernung der natürlichen Oxidhaut:
  Diese stellt eine Diffusionsbarriere für Stickstoff dar. Zum anderen fördert die Oxidhaut die Gefahr einer frühzeitigen Zerstörung der Hartstoffschicht durch eine Art „Eierschaleneffekt“ (Einbrechen der Schicht in den Grundwerkstoff).
- Bauteilnitrierung:
  Mittels Stickstoffplasmabehandlung zur Herstellung eines AlN-Interfaces für eine optimierte Schichthaftung einer darüber deponierten Verschleißschutzschicht.
- Wärmebehandlung (in Verbindung mit Nitrierung):
  Härtung des Grundmaterials. Dadurch wird der Einsatz auch bei höheren mechanischen Belastungen ermöglicht.
- Hartbeschichtung mit Diamond Like Carbon (DLC):
  Zur Reibungs- und Verschleißreduktion, wodurch bei gleichzeitiger Verlängerung der Lebensdauer der tribologisch belasteten Komponenten ebenfalls Kraft- und Schmierstoffverbrauch reduziert werden sollte. Ein Aufgabeschwerpunkt liegt dabei auf der homogenen Beschichtung der dreidimensionalen Struktur der Substrate.

Die Umsetzung dieser Prozesstechnik sollte ausschließlich mittels Hochfrequenz (HF) Plasmen gelöst werden. Das neuentwickelte Schichtsystem sollte anschließend an verschiedenen Versuchsträgern (Kolben von Verbrennungsmotoren; unterschiedliche Bauteile aus Pumpsystemen) getestet werden. Basierend auf den Belastungsanalysen der Projektpartner sollten möglichst realistische und anwendungsnahe Modelltests (z.B. Einzylinder-Reibleistungsprüfstand für Kolbensysteme, Tribometer für Zylinderlaufbahnen) für die verschiedenen Anwendungen ausgewählt werden, um eine tribologische Charakterisierung der Schichtsysteme experimentell darstellen zu können. Zusätzlich waren motorische Erprobungen der Kolben geplant. Durch Analyse und Simulation der vom jeweiligen Bauteil und Einsatzfall abhängigen spezifischen Belastungssituationen sollten die zu erreichenden Schichteigenschaften definiert werden. Darauf aufbauend sollten die Versuchsträger sind dem zu erwartenden Randschichtdesign angepasst werden.

Am Ende des Vorhabens sollte das komplette Know-How vorhanden sein, um eine industrielle Anwendung des Duplex-Verfahrens für automotive und nicht automotive Leichtbaukomponenten aus Aluminiumlegierungen mit dem Nachweis der Anwendbarkeit in der Praxis zu gewährleisten. Mittels der beschriebenen Oberflächentechnologie könnte das Leichtmetall traditionelle Aufgaben von Stahlkonstruktionen übernehmen. Das Konsortium peilte eine Reibungs- und Verschleißreduktion an, welche im Ergebnis eine Kraftstoffreduzierung um zwei bis drei Prozent erreichen sollte.

Durch Kombination mit einer zu entwickelnden Plasmadiagnostik, welche mittels optischer Emissionsspektroskopie (OES) und dem Hercules System der Fa. Plasmetrex GmbH arbeitet,

sollte der Ablauf und die Reproduzierbarkeit der PECVD-Prozesse optimiert werden. Probleme bei der Prozessführung sind u.a. auf die Prozessregelgrößen, die Toolparameter, zurückzuführen. Diese geben keine Aussage über den vorherrschenden Plasmazustand, welcher entscheidend ist für das entstehende Schichtsystem. Aus diesem Grund war ein weiteres Ziel das Plasma detailliert zu untersuchen und Einflüsse der Prozesssteuergrößen auf den Plasmazustand und die entstehenden Schichteigenschaften zu identifizieren. Parallel dazu sollte ein Plasmamonitor, welcher die prozessrelevanten Parameter erfasst, entwickelt werden.

2 Voraussetzungen, unter denen das Projekt durchgeführt wurde

Dieses Projekt stellt einen Beitrag zum Förderprogrammteil „Gezielte Gestaltung von Produkteigenschaften mit effizienten Technologien“ dar. Im Hinblick auf das übergeordnete Ziel der Ressourceneffizienz in der Produktion war das Ziel die Entwicklung einer Duplex-Plasmatechnologie für thermisch, mechanisch und tribologisch hochbelastete Komponenten aus Aluminium. Das Gesamtprojektbudget lag bei 1.678 T€.

Das Projektkonsortium setzte sich wie folgt zusammen:

- KS Kolbenschmidt GmbH
- Fraunhofer-Institut für Werkstoffmechanik
- Plasmetrex GmbH
- inprotec AG
- Eckerle Industrie-Elektronik GmbH
- Federal-Mogul Burscheid GmbH
- Als Beobachter: BMW Group

3 Wissenschaftlicher und technischer Stand zu Projektbeginn

In den vergangenen 15 Jahren sowie auch zukünftig arbeitet die Automobilindustrie intensiv an der Effizienzsteigerung von Verbrennungsmotoren und Antrieben und damit an der Senkung des Flottenverbrauchs mit dem übergeordneten Ziel der Minimierung des Kraftstoffverbrauchs und der Senkung der CO2-Emissionen. Da auch mittelfristig das Prinzip des Verbrennungsmotors die Mobiltitätskonzepte (Otto- bzw. Dieselmotor, Hybridantriebe, Biokraftstoff- und Wasserstofftechnologie) dominieren wird, ist und bleibt dessen weitere Effizienzoptimierung notwendig.

Der Gesamtwirkungsgrad eines Motors und Antriebs wird direkt durch die mechanischen und thermischen Verluste definiert und damit maßgeblich über die Reibungsverluste und über die Leistungsdichte bestimmt. Um das ganze Potenzial der Verlustminimierung auszuschöpfen müssen sowohl die tribologische Optimierung als auch die Reduktion an oszillierenden Massen vorangetrieben werden, um mechanische und thermische Verluste zu reduzieren und Haupt- und Nebenaggregate leichter zu machen und damit letztlich einen wesentlichen Beitrag zur Verbrauchs- und Emissionsreduktion zukünftiger Verbrennungsmotoren und Antriebe zu leisten.

Für zahlreiche Anwendungen in der Fahrzeugtechnik (z.B. Motorblöcke, Zylinderköpfe, Getriebegehäuse) und im Maschinenbau werden zunehmend erhöhte Anforderungen an die Verschleiß- und Korrosionsbeständigkeit (z.B. alternative Kraftstoffe) gestellt, welche der Werkstoff Aluminium aufgrund seiner geringen Härte, seiner Neigung zur Kaltverschweißung

und Alkoholatkorrosion nur unzureichend erfüllen kann. Hier kommen verschiedene Verfahren der Oberflächenveredelung zum Einsatz.

Neben den üblichen, teils umweltbedenklichen Oberflächenvergütungsverfahren, wie z.B. Hartanodisieren, Cadmieren, Chromatieren und/oder Eisenbeschichten kommen auch immer häufiger Hochleistungspolymer-basierende Gleitlacke und lokale Bauteilverstärkungen wie beispielsweise Ringträger zu Einsatz. Es wird auch versucht, alternative und umweltschonende Methoden einzusetzen. Hierzu gehören neben den rein chemischen (CVD) und physikalischen (PVD) Gasphasenabscheideverfahren auch die ionenstrahlgestützten Abscheideverfahren. Nachteilig für diese reinen Dünnschichtverfahren ist jedoch, dass es sich bei den Aluminiummaterialien generell um vergleichsweise weiche Grundwerkstoffe handelt. Somit besteht unter hoher mechanischer Belastung aufgrund der unzureichenden Stützfunktion durch das Substratmaterial selbst oder einer fehlenden tieferreichenden Härtegradientenschicht die Gefahr einer frühzeitigen Zerstörung der Hartstoffschicht durch eine Art „Eierschaleneffekt“ (Einbrechen der Schicht in den Grundwerkstoff) sowie einer plastischen Verformung des Grundmaterials. Der Einsatz von Dünnschichten auf Aluminium ist damit derzeit immer noch auf Anwendungsfälle mit lokal geringen mechanischen Belastungen beschränkt und daher meist nur in Ausnahmefällen lohnenswert.

Optimierungsmöglichkeiten bieten sich unter anderem bei den Kolbenringen. Infolge des hohen Anteils der Kolbenringe an der Gesamtreibung im Motor von 25% ergibt sich ein entscheidender Einfluss zur Reduzierung der Abgasemissionen (CO, NO_x) sowie des Kraftstoffverbrauchs in Verbrennungsmotoren. In heutigen hochbelasteten Motoren wird die Funktionalität des Tribosystems Kolbennut-Kolbenring durch eine Hartanodisierung bei Otto-Motoren oder durch Niresist-Ringeinsätze für Dieselmotoren gewährleistet. Es treten aber zunehmend Nachteile dieser Technologien durch Kaltverschweißung sowie hohe Reibungsverluste auf. Derzeitige Oberflächenbeschichtungen auf dem Kolbenhemd für Hochleistungsmotoren sind durch die hohe Leistungsdichte und geringe Schmierfilmdicke (Mangelschmierung) nicht geeignet, um Beschädigungen der Zylinderlaufbahn zu vermeiden, mit der Folge eines negativen Einflusses auf Ölverbrauch und Abgasemissionen.

Auch im Bereich der Verdrängerpumpen werden für Gehäuse, Deckel und Axialscheiben überwiegend Aluminiumlegierungen eingesetzt. Bei Serienanwendungen mit Verschleißproblemen (Materialabtrag) hingegen bisher nur Eloxalschichten. Bei Festigkeits- bzw. Dauerfestigkeitsproblemen werden im Moment komplett andere Materialien verwendet (z.B. Grauguss für Gehäuse, Bronze- oder Messing Legierungen für Axialscheiben), wenn konstruktive Verbesserungen an ihre Grenzen stoßen. Die eingesetzten Eloxalschichten funktionieren bisher sehr zuverlässig gegen abrasiven Verschleiß. Allerdings ist bekannt, dass diese Beschichtungen einen negativen Einfluss auf das Reibmoment haben. Die Graugussgehäuse und Bronze bzw. Messing Axialscheiben sind unter bestimmten Einsatzbedingungen jedoch ähnlich anfällig gegen Abrieb wie die Aluminiumteile. Beschichtete Stahlteile wurden im Versuch schon erprobt, allerdings ist es noch nicht zur Einführung einer solchen Kombination in Serie gekommen.

Um zur Oberflächenveredelung die im Bereich der Stähle seit langem intensiv genutzten Methoden der Plasmadiffusionsbehandlungen (z.B. Nitrieren) auf Aluminium anzuwenden, muss zunächst die bei Aluminium immer vorhandene Oxidschicht an der Substratoberfläche entfernt werden, da diese eine Diffusionsbarriere für Stickstoff darstellt. In der vorhandenen Literatur wird das Entfernen der Oxidschicht als kritischer Prozessschritt bezeichnet, bevor bei Temperaturen zwischen 300°C und 500°C Aluminium erfolgreich nitriert werden kann

[1]. Die zur Verfügung stehenden Prozessfenster für diese Vorbehandlungsschritte sind entsprechend eng.

Problematisch sind auch die unterschiedlichen Sputterraten von Aluminium und Aluminiumoxid und die damit verbundenen Probleme beim Wechselspiel von Abtrag und Wiederabscheidung. Ebenso wenig sind die Diffusionsmechanismen vollständig geklärt. Bisherige Modelle und Simulationen können den Nitrierprozess nur unvollständig beschreiben [2]. Als gesichert gilt, dass der Nitrierprozess von Aluminium durch Plasmanitrieren nicht allein mit der Diffusion von Stickstoff erklärt werden kann [3], sondern massiv von den Eigenschaften des Plasmas abhängig ist. Ausgangspunkt für die in diesem Projekt geplanten Arbeiten ist die aktuelle Steuerungsmethode. Im Allgemeinen werden die PECVD Prozesse mittels der anlagenspezifischen Steuerungsparametern, den sogenannten Toolparametern (Gasflussraten, Generatorausgangsleistung, Druck), gesteuert und charakterisiert. Jedoch kann durch diese keine Aussage über den Plasmazustand getroffen werden. Auf Grund von z.B. variablen Leistungsverlusten im Anpassnetzwerk (Matchbox) kann sich trotz anscheinend gleicher Prozessbedingungen ein unterschiedlicher Plasmazustand einstellen, welcher unterschiedliche Schichteigenschaft generiert. Deswegen muss das Plasma detailliert analysiert werden, um die Wechselwirkungen zwischen den Toolparametern, den Plasmaparametern und den Schichteigenschaften zu identifizieren. Im Rahmen dieser Arbeit soll ein besseres Verständnis für die Plasmaphysik und für die Interaktionen der Teilchen untereinander entwickelt werden

4 Planung und Ablauf des Vorhabens

Zur Koordination wurden die Projektarbeiten in neun ineinandergreifende Arbeitspakete aufgeteilt und bearbeitet. Während des Projekts wurde eine kostenneutrale Projektverlängerung in Anspruch genommen. Außerdem wurde bedingt durch technische Projektergebnisse, bzw. Erkenntnisse der Rahmenplan und damit die Zielsetzung des Projekts angepasst.

AP 1: Analyse der Belastungssituation

Für die Durchführung des Vorhabens sollten zunächst die vom jeweiligen Bauteil und vom Einsatzfall abhängigen spezifischen Belastungssituationen analysiert werden. Darauf aufbauend werden die Bauteile hinsichtlich der zu erreichenden Werkstoff- und Oberflächeneigenschaften definiert und die entsprechenden Versuchsträger gefertigt und bereitgestellt.

AP 2: Modifikation der PECVD Anlagentechnik

Definition der erforderlichen Randbedingungen zur Umsetzung der Prozessschritte und erforderliche Umbauarbeiten an den verwendeten Anlagen, dass eine kontinuierliche Plasmadiffusions- und Wärmebehandlung mit anschließender Plasmadeposition ohne Prozessunterbrechung durchgeführt werden kann. Arbeiten zur Installation der Plasmadiagnostik.

AP 3: Generierung und Etablierung der Duplex-Einzelprozesse

Entwicklung der vier Einzelprozessschritte: Al_2O_3-Entfernung, Nitrierung, Wärmebehandlung und DLC-Schichtentwicklung. Um diese möglichst optimal zu gestalten, werden sie zunächst getrennt voneinander betrachtet.

AP 4: Plasmadiagnostik

Integration, Kalibration und Etablierung der Plasmamesstechnik (OES, Hercules). Aufstellen der Auswertemodelle zur Plasmaparameterberechnung und Identifikation von Korrelationen zwischen Tool-, Plasmaparametern und Schichteigenschaften.

AP 5: Atomistische Simulation der Stickstoffdiffusion

Untersuchung des Diffusionsprozesses beim Nitrieren von Aluminium mittels Dichtefunktionaltheorie zur Klärung der physikalischen Mechanismen und des Einflusses der Prozessbedingungen auf den Diffusionsvorgang.

AP 6: Optimierung des Duplex-Schichtverbunds

Zusammenführung und Abstimmung der in AP 3 etablierten Einzelprozesse, um einen kontinuierlichen Durchlauf des Gesamtprozesses zu ermöglichen. Plasmabehandlung der Versuchsträger mit dem entwickelten Duplex-Prozess.

AP 7: Gefüge und Randschichtanalyse

Metallographische Charakterisierung des Randschichtaufbaus der in Folge des Duplex-Prozesses etablierten Prozessschritte. Dies umfasst den Nachweis der Entfernung der Oxidhaut, die Charakterisierung der Nitrierzone und der DLC-Schicht.

AP 8: Randschichtbezogenes Design von Motorbaugruppen und Nebenaggregaten:

Erprobung von Versuchsträgern, welche dem Duplex-Prozess unterzogen wurden, unter Verwendung von realistischen und anwendungsnahen Modelltests der verschiedenen Anwendungsfälle (z.B. Einzylinder-Reibleistungsprüfstand für Kolbensysteme, Tribometer für Zylinderlaufbahnen). Anschließend Herstellung seriennaher Demonstratoren zur Quantifizierung von Leistungsaufnahme, Reibungs- und Verschleißvorteilen.

AP 9: Erprobung von Motorenbaugruppen und Nebenaggregaten

Innermotorische Erprobung von Demonstratoren zur Quantifizierung von Leistungsaufnahme, Reibungs- und Verschleißvorteilen gegenüber dem Stand der Technik und Vergleich mit den Ergebnissen aus den Simulationen bezüglich der Funktionswerte.

5 Wissenschaftlich-technische Ergebnisse: Duplex-Prozess-Technik

Die vier Einzelprozessschritte Al_2O_3-Entfernung, Nitrierung, Wärmebehandlung und DLC-Schichtentwicklung wurden getrennt voneinander betrachtet, um diese möglichst optimal zu gestalten. Mit der Optimierung der Prozessschritte ging die Weiterentwicklung, bzw. die Modifikation der Anlagentechnik einher. Die geleisteten Arbeiten hierzu werden im Rahmen der Darstellung der Prozessentwicklung dargestellt.

5.1 Entfernung der Aluminiumoxidhaut

Um eine Oberflächenhärtung mittels Stickstoffbehandlung zu ermöglichen, muss die natürliche Aluminiumoxidhaut zuverlässig entfernt werden. Neben der Entwicklung einer zuverlässigen Sputtermethode muss jedoch gewährleistet werden, dass die Oberfläche nicht zu stark aufgeraut wird. Zur Oxidhautentfernung wurden mehrere Prekursorzusammensetzungen untersucht. Wie erwartet, erzielte die Behandlung mit einem reinen Argon Plasma die besten Ergebnisse. Des Weiteren gestaltete sich der Nachweis der erfolgreichen Oxidhautentfernung schwierig. Neben mikroskopischen Analysen von metallographischen Schliffen wurden auch Untersuchungen mittels Focused-Ion-Beam (FIB) und Transmissions-Elektronen-Mikroskopie (TEM) am Karlsruher Institut für Technologie (KIT) durchgeführt. Als am besten geeignet erwies sich jedoch, das Substrat nach dem Sputterschritt einer Silanbehandlung (SiH_4) zu unterziehen und anschließend mittels Glow Discharge Optical Emission

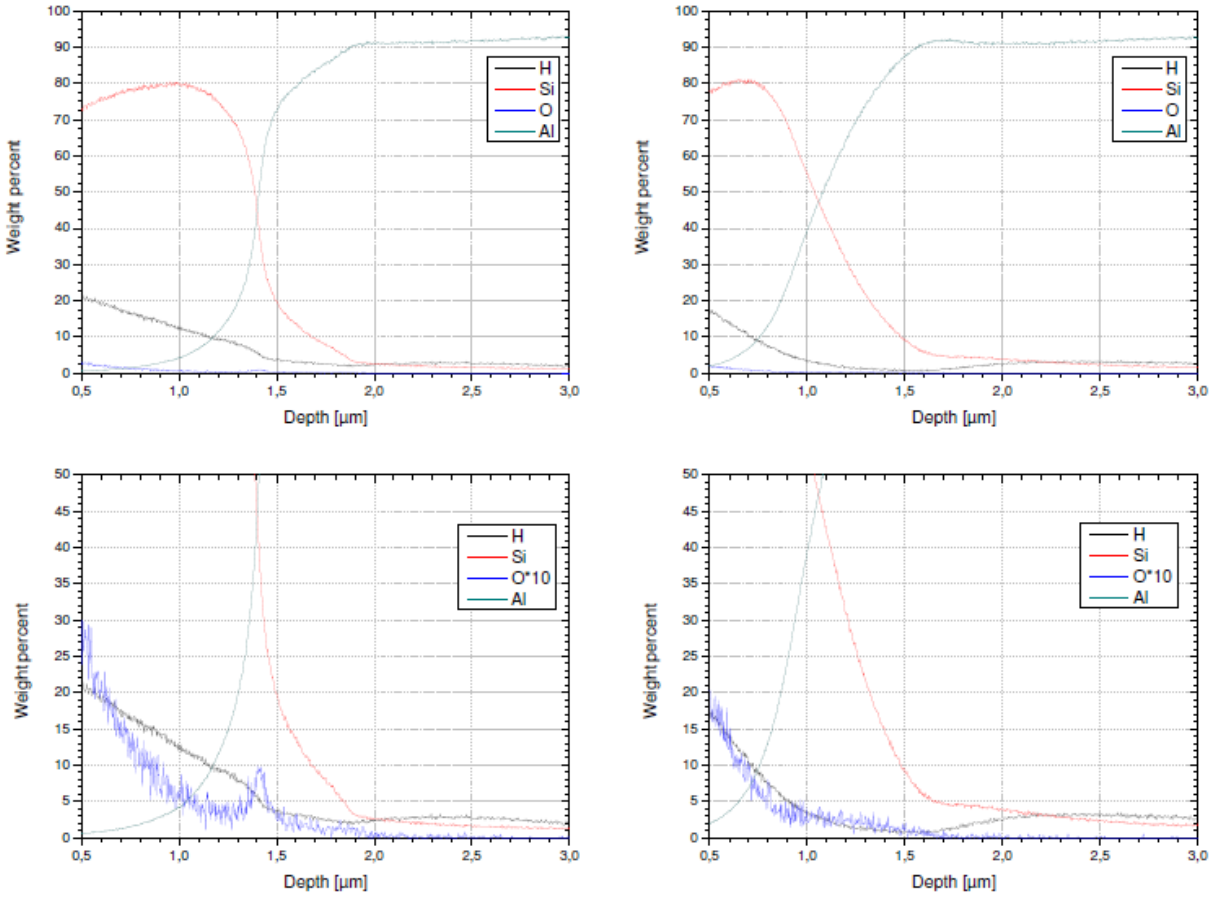


Abbildung 1: GDOS-Aufnahme eines ungesputterten (links) und eines gesputterten (rechts) Aluminiumsubstrats, welche mit einer Silizium-Schicht als Reoxidationsschutz versehen wurde. In der unteren Reihe ist ein vergrößerter Ausschnitt abgebildet. Die Sauerstoff-Konzentration ist dort im 10fachen Maßstab dargestellt.

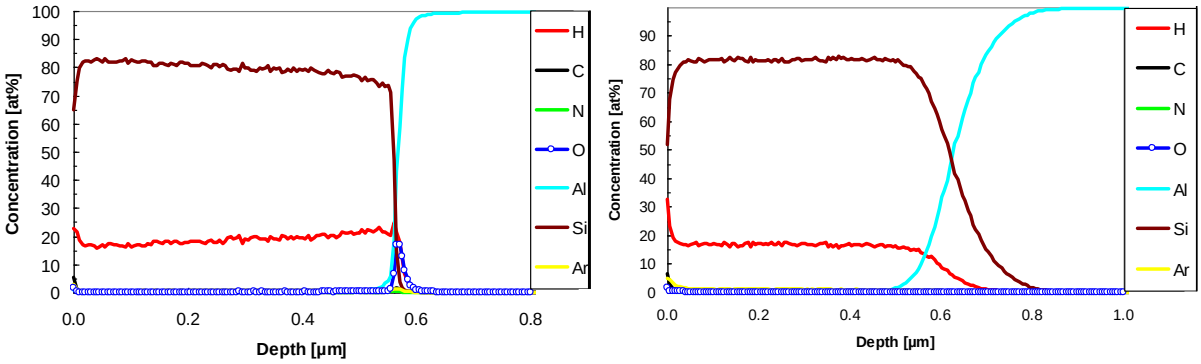


Abbildung 2: ToF-SIMS-Aufnahmen einer lediglich mit Silizium überzogenen (links) und einer vorher gesputterten (rechts) Aluminiumprobe.

Spectroscopy (GDOES) zu analysieren. Dadurch wurde eine Silizium-Wasserstoff-Schicht abgeschieden, welche eine direkte Reoxidation des Substrats verhindert. In Abbildung 1 ist das Tiefenprofil eines ungesputterten und eines gesputterten Aluminiumsubstrats abgebildet. Im Al-Si-Interface ist bei der ungesputterten Probe ein Sauerstoffpeak zu erkennen, welcher durch den Sputterprozess verschwindet. Ebenfalls ist eine Aufrauhung des Substrates durch den Abtragungseffekt zu erkennen.

Zu Verifizierungszwecken wurden Referenzproben mittels Time-of-flight Secondary Ion Mass Spectroscopy (ToF-SIMS) am Fraunhofer IST in Braunschweig untersucht, wodurch die gewonnenen Erkenntnisse bestätigt wurden (Abbildung **2**).

5.2 Nitrierung

Zur Herstellung der AlN-Diffusionszone wurde neben der PECVD-Behandlung mit einem Stickstoffplasma zusätzlich untersucht, ob eine zu einer kombinierten PVD-PECVD-Hybridanlage umgebaute Ionenstrahlanlage in der Lage ist ein solches Schichtsystem zu generieren. Durch einen Wechselprozess von Beschuss mit Argon- und Stickstoff-Ionen sollte zuerst die Oxidhaut entfernt und anschließend Stickstoff in das Substrat implantiert werden. Der Multifunktionsprobenhalter der Nordiko 3000 wurde in Zusammenarbeit mit der inprotec AG konstruiert und ersetzt (Abbildung 3). Die Elektrode des Probenhalters kann mittels Verkippung unterschiedliche Einstrahlwinkel ermöglichen. Gleichzeitig verfügt er über eine Infrarot-Heizung und die Möglichkeit die Elektrode zusätzlich mit einer RF- oder DC-Spannung zu beaufschlagen. Mit diesem Ansatz konnten jedoch keine zufrieden-stellenden Ergebnisse erzielt werden.

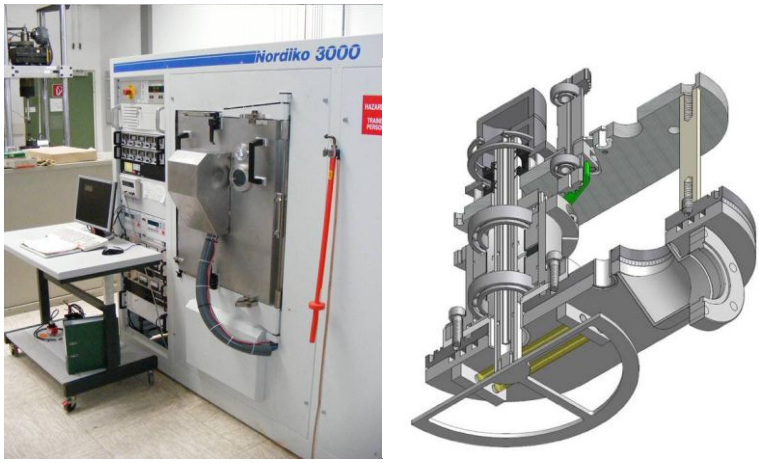


Abbildung 3: Links: Ionenstrahlanlage des Typs Nordiko 3000. Rechts: Konstruktionszeichnung des Multifunktionsprobenhalters.

Erste Untersuchungen zeigten, dass eine Nitrierung unter klassischen PECVD-Prozessbedingungen nicht möglich ist. Basierend auf der aktuellen PECVD-Anlagentechnik wurde ein Doppelwandaufbau entworfen mit dem hohe Prozessdrücke und große Generatorleistungen realisierbar sind (Abbildung 4). Die hohen Drücke sind notwendig um 3-dimensionale Konturen und Hinterschneidungen mit dem Plasma behandeln zu können und um die Substrattemperatur durch einen gesteigerten Energieübertrag auf das Bauteil zu erhöhen. Mit diesem Verfahren ist die Generierung eine Aluminiumnitridschicht möglich, jedoch variiert der lokale Energieeintrag auf Grund der hohen ins Plasma übertragenen Leistung. Deshalb wurde dieser Aufbau um eine integrierte Substratheizung erweitert. Dieser Schritt war technisch sehr anspruchsvoll, da der Temperaturfühler in die Elektrode integriert wurde, aber von der dort anliegenden HF-Spannung entkoppelt werden musste. Mit dieser Anlagenkonfiguration war es möglich, nach homogener Entfernung der Oxidschicht, eine AlN-Diffusionszone auf einer Aluminiumflachprobe (Material: KS1295) herzustellen. Die Stickstoffbehandlungsdauer betrug dabei vier Stunden. Diese konnte mittels einer GDOES Tiefenprofilanalyse nachgewiesen werden (Abbildung 5).

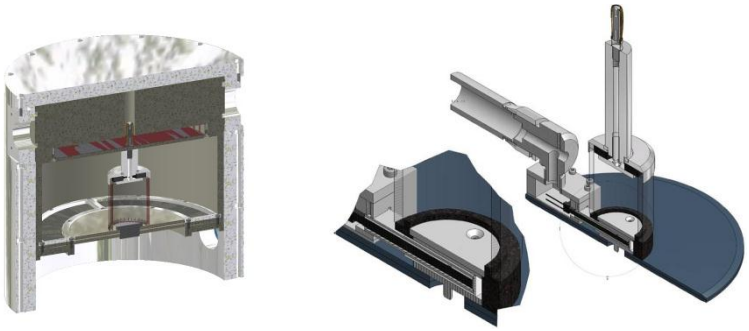


Abbildung 4: Konstruktionszeichnungen des Doppelwandaufbaus zum Nitrieren (links); Die Plasmaentladung findet im inneren Glasaufbau statt. Zusätzlich integrierte Substratheizung (rechts).

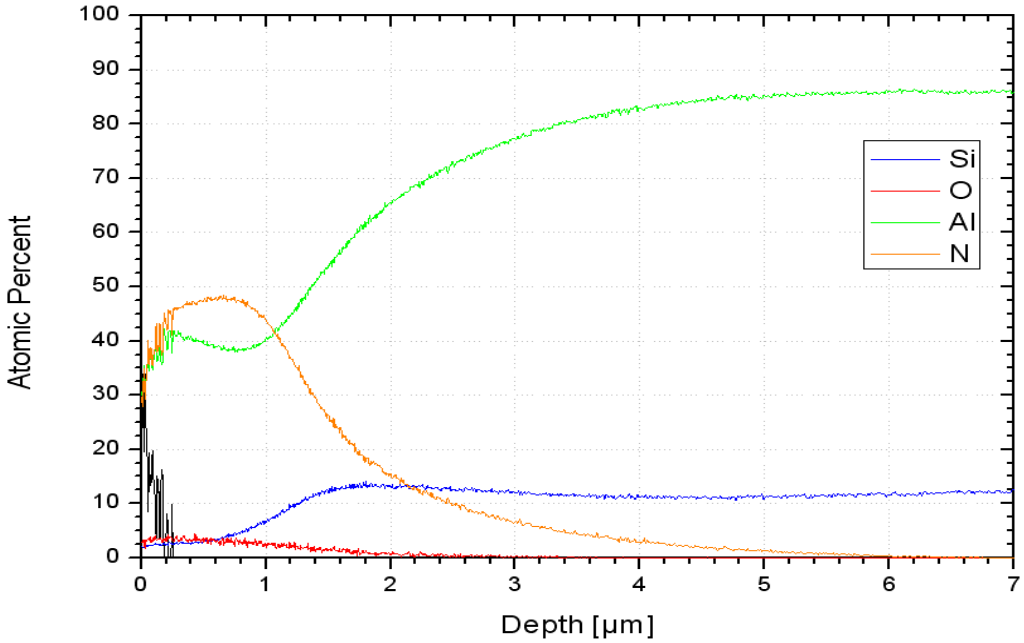


Abbildung 5: GDOES-Tiefenprofil eines mit einem Stickstoffplasma behandelten Aluminiumsubstrats. In den oberen Mikrometern des Substrats hat sich AlN-Schicht ausgebildet.

Zum Nachweis, dass ein solches Schichtsystem die Hafteigenschaften einer darüber deponierten DLC-Schicht optimiert, bzw. die Delamination verhindert (Eierschaleneffekt), wurde eine DLC-Schicht im Batch-Verfahren auf eine zuvor nitrierte Aluminiumprobe aufgebracht und mittels eines Rockwell-Eindrucks untersucht (Abbildung 6). Dabei konnten keine Abplatzer oder Risse im Schichtsystem beobachtet werden. Das AlN-Schichtsystem kann somit als exzellente Haftschicht für DLC angesehen werden. Das dazugehörige GDOES-Tiefenprofil des Substrats ist in Abbildung 7 dargestellt. Durch diesen Test konnte gezeigt werden, dass keine weiteren Optimierungen zwischen Nitrier- und DLC-Schicht notwendig sind, lediglich eine Abstimmung der Prozessparameter aufeinander, bei einer direkt aufeinanderfolgenden Schichtherstellung.

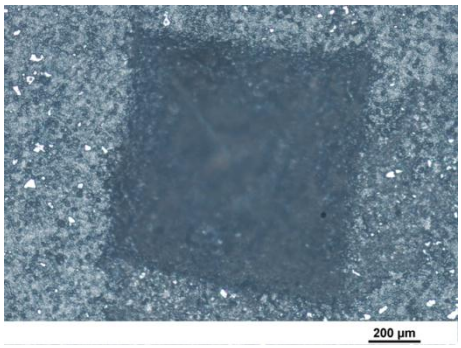


Abbildung 6: Lichtmikroskopische Aufnahme eines Rockwell-Eindrucks.

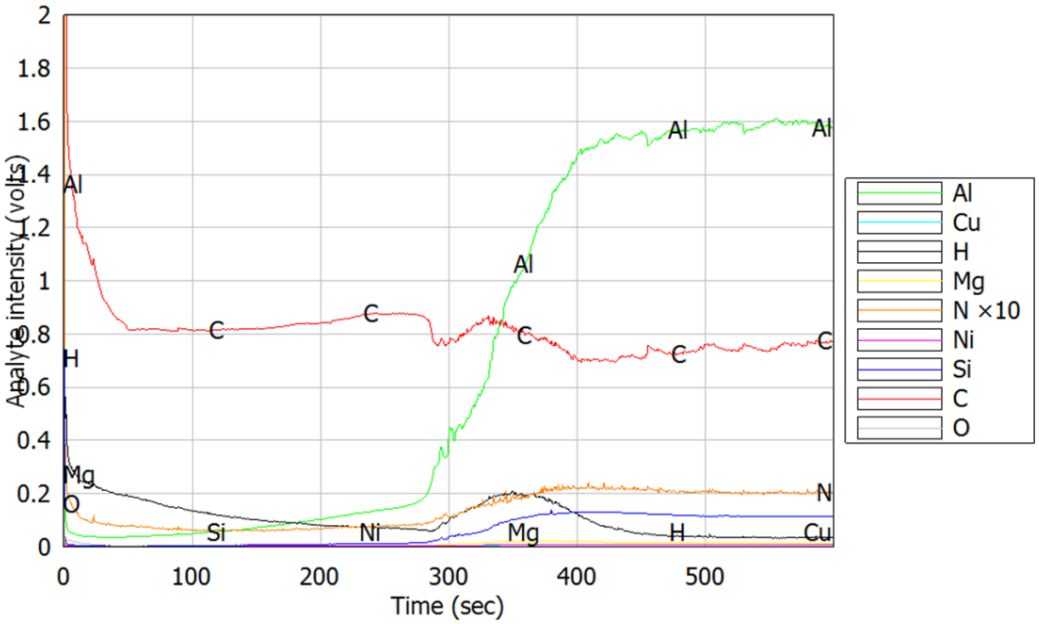


Abbildung 7: GDOES-Tiefenprofil (Intensität über Sputterzeit) eines nitrierten und mit DLC beschichteten Aluminiumsubstrats.

5.3 Atomistische Simulation der Stickstoffdiffusion

Für ein besseres Verständnis des Nitrierprozesses wurden Molekulardynamiksimulationen des Implantations- und Diffusionsprozesses durchgeführt. Der Aufbau der Simulation ist in Abbildung 8 schematisch dargestellt. Es wurde ein Block Aluminium aufgesetzt, an dessen unterem Ende eine Schicht fixiert wurde. Die große räumliche Ausdehnung des realen Systems wurde mit periodischen Randbedingungen nachgebildet. Am Boden und um den Auftreffpunkt des Stickstoffteilchens herum wurde ein Bereich mit einem Langevin Thermostaten gekoppelt um die Temperatur im System einzustellen und Oszillationen zu dämpfen, die durch den Einschlag der Teilchen verursacht werden. Die Simulationen ergaben, dass es bei einer Substrattemperatur von 500K und Stickstoffenergien von 10eV kaum möglich ist, Stickstoff in das Substrat zu implantieren. Der Stickstoff kann, wenn überhaupt, nur eine bis zwei Atomlagen tief in das Substrat eindringen. Bei einer Substrattemperatur von 750 K und einer

Stickstoffenergie von 50eV dringt der Stickstoff deutlich tiefer in das Substrat ein und eine dickere AlN-Schicht bildet sich aus (Abbildung 10).

Experimentelle Untersuchungen ergaben, dass der Diffusionsprozess selbst bei Temperaturen knapp unterhalb der Aluminium-Soliduslinie sehr langsam abläuft. Deswegen kann die Stickstoffdiffusion innerhalb der Zeiten, die mit Molekulardynamiksimulationen erfasst werden können, kaum beobachtet werden kann, weshalb das Diffusionsverhalten auf der Basis eines Kontinuumsmodells abgeschätzt wurde. Nach Telbizova et al. [4] und Möller et al. [5] läuft der Aufbau der AlN-Schicht in zwei Schritten ab. Durch Implantationsprozesse bildet sich eine initiale AlN-Zone, nach dem Erreichen einer gewissen Dicke läuft das Wachstum der Schicht ausschließlich über die Diffusion von Stickstoff durch die bereits existierende Schicht ab (Abbildung 9). Die Wachstumsgeschwindigkeit und die maximal erreichbare Schichtdicke werden dabei von der Diffusion des Stickstoffs in der AlN-Schicht und von Sputterprozessen an der Oberfläche kontrolliert. Darauf basierend wurde ein Modell für das Schichtwachstum entwickelt, das unter Vernachlässigung von Sputterprozessen eine $\sqrt{t}$-Abhängigkeit des Schichtwachstums vorhersagt. Da im Rahmen der experimentellen Arbeiten eine Schichtdicke von 1,5 µm nach einer Behandlungszeit von 4 Stunden ermittelt wurde, kann abgeschätzt werden, dass unter diesen Umständen erst nach ca. 2 Jahren eine 100 µm dicke Schicht erreicht wäre. Die im Projektziel festgelegte Produktions- und Kosteneffizienz ist mit einem auf Diffusion basierenden Prozess nicht erreichbar.

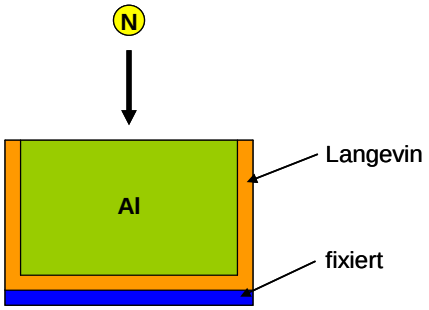


Abbildung 8: Schematische Darstellung der durchgeführten Simulationen.

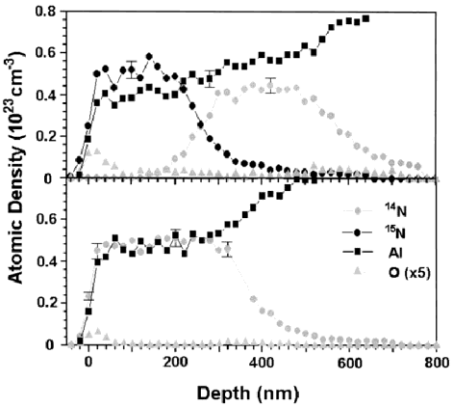


Abbildung 9: Darstellung der Ausbildung der Aluminium-Nitrid-Schicht nach Telbizova et al.

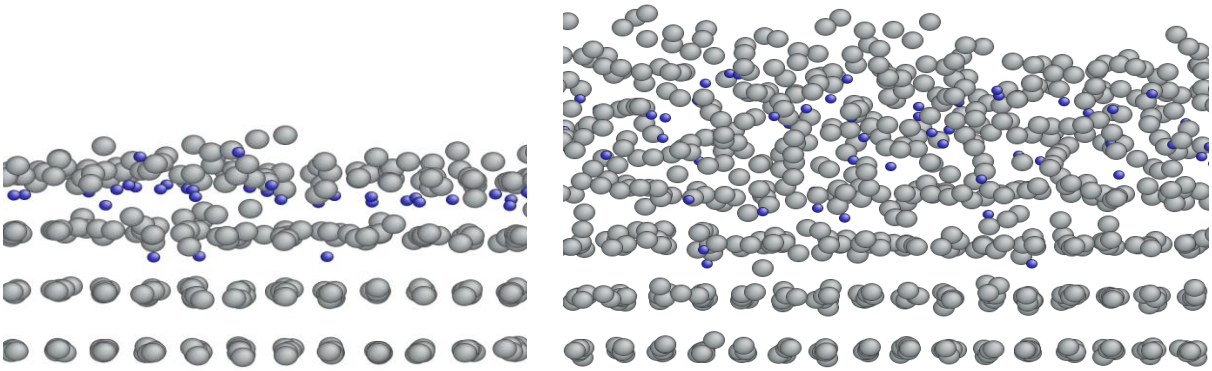


Abbildung 10: Standbilder aus Simulationen. Links: Temperatur: 500K, Energie des Stickstoffs: 10eV. Rechts: Temperatur: 750K, Energie des Stickstoffs: 50eV

5.4 Rahmenplanänderung

Die dargelegten Ergebnisse belegen, dass die Herstellung einer Diffusionszone möglich ist. Da die Herstellungsdauer einer mehrere Mikrometer dicken AlN-Schicht jedoch der im Projektziel angepeilten Produktions- und Kosteneffizienz widerspricht (siehe experimentelle Ergebnisse und Abschnitt 5.3Atomistische Simulation der Stickstoffdiffusion), wurde von der Herstellung einer 100µm tiefen Nitrierzone abgesehen. Anstatt der 100µm dicken AlN-Schicht mit einer darüber aufgebrachten DLC-Schicht sollte ein Duplexschichtsystem etabliert werden, welches aus einer für den Anwendungsfall ausreichend dicken AlN- Schicht und einer darüber liegenden thermodynamisch stabileren DLC-Schicht besteht. Die Gesamtschichtdicke sollte zwischen 10 und 20 µm betragen. Die AlN-Schicht soll der Aluminiumoberfläche primär als Interfacehaftschicht für die darüber liegende DLC-Schicht dienen. Im Fokus der Schichtentwicklung stand daher die Haftung des DLCs auf dem AlN-Interface und die homogene Beschichtung der Kolbenringnutinnenseite, um die Stabilität des Gesamtsystems im Anwendungsfall zu gewährleisten (siehe Rahmenplanänderung).

5.5 Funktionsschichtentwicklung und Modifikation der PECVD-Anlagentechnik

Der Prozessdruck bei den Nitrierprozessen liegt im hPa Bereich, in welchem auch 3-dimensionale Bauteile mit Vertiefungen problemlos behandelt werden können. Im Falle der DLC-Deposition ist eine einfache Druckerhöhung jedoch nicht ausreichend, um ein akzeptables Schichtsystem zu erzeugen. Aus diesem Grund wurden mehrere Ansätze verfolgt, um ein geeignetes Abscheideverfahren zu entwickeln, welches auch eine Schichtdeposition in Hinterschneidungen, wie den Kolbenringnuten, zulässt. Um eine einfachere und genauere Auswertung zu gewährleisten wurden für die Tests zusammensetzbare Kolbenprobekörper mit unterschiedlich breiten Vertiefungen verwendet (Abbildung 11).

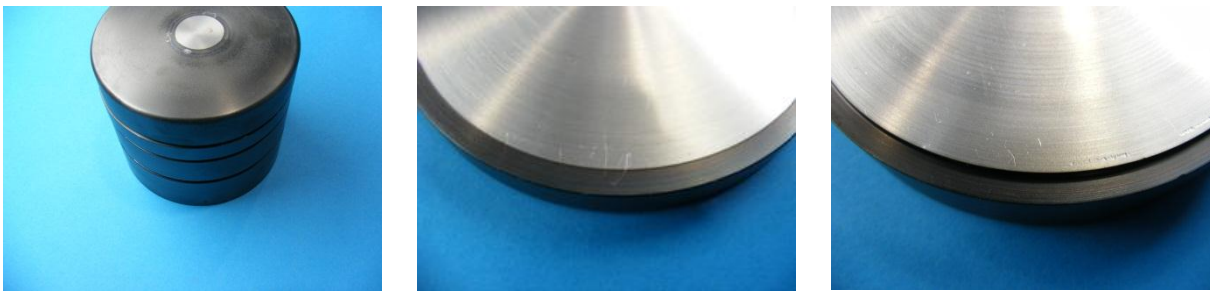


Abbildung 11: Einer der für die DLC-Schicht Entwicklung verwendeten Kolbenversuchskörper. Die Nuten sind unterschiedlich breit. Durch das Zerlegen in einzelne Segmente ist es möglich Schichteigenschaften wie Härte oder Dicke, bzw. Schichtdickenverlauf zu bestimmen.

Zur Realisierung einer Schicht in den Nuten und auf dem Kolbenhemd wurden verschiedene Ansätze verfolgt. Ein Versuch, die Flugbahn der Ionen mit einem von einer Helmholtzspule erzeugten Magnetfeld zu beeinflussen konnte lediglich in größeren Nuten zu einem positiven Ergebnis führen. Ein anderer Ansatz nutzt den speziellen Aufbau der PECVD-Anlagen des Fraunhofer IWMs aus, welche über einen Zwei-Kammer-Aufbau verfügen (Abbildung 12). Zwischen der Inertrgaskammer und der Reaktivgaskammer, an deren Übergang sehr hohe Plasmadichten und Energiedichten herrschen. Auf Grund der erhöhten Anzahl an Teilchen kommt es zu mehr Stößen im Dunkelraum, wodurch die Flugrichtung und damit die Auftreffrichtung der Teilchen verändert werden. Es wurde untersucht, ob man sich diesem Umstand zu Nutzen machen kann. Mittels einer Elektrodenverlängerung wurde das Substrat direkt unter der Kammerdurchführung platziert. Bei dieser Abscheidetechnik können sehr

harte Schichten hergestellt werden. Über dem DLC bildet sich jedoch zusätzlich eine Ruß-Schicht. Auf Grund der sich daraus ergebenden Inhomogenitäten erschien dieses Verfahren ungeeignet. Der dritte Ansatz untersuchte die Einflüsse durch eine Prozessdruckerhöhung, welche, wie bereits erwähnt, nicht problemlos durchzuführen ist. Mittels einer weiteren Modifizierung der PECVD-Anlage und Screeningtests konnten selbst bei höheren Drücken stabile Prozesse realisiert werden. Der Druckanstieg beim Depositionsprozess erhöht jedoch die Kollisionsrate der Teilchen, wodurch die Ionenenergien im Dunkelraum abnehmen und letztendlich die Schichthärte vermindert wird. Um dem entgegen zu wirken muss die Generatorleistung angehoben werden, was wiederrum die Kesseltemperatur erhöht. Dies kann aber gegebenenfalls die Kunststoffinnenverkleidung beschädigen. Besonders die Absaugvorrichtung war davon verstärkt betroffen. Mussten für die ersten erfolgreiche Beschichtungen noch die Kunststoffinnenverkleidung aus der Anlage entnommen werden, was veränderte Randbedingungen erzeugt, wurden mittlerweile unter anderem die Ansaugvorrichtung und die Kolbenaufnahme mittels Keramikeinsätzen so modifiziert, dass für erfolgreiche Beschichtungsprozesse kein Umbau der Anlage mehr erforderlich ist. Mit diesem Aufbau konnten die Aluminiumkolben zuverlässig beschichtet werden. Dieser Schritt war jedoch auch nicht problemlos möglich. Denn Hoch-Druck-Prozesse fördern zusätzlich die Polymerisation, also die Verschmutzung, im Kessel. Dies führt zum Teil zu unwirtschaftlichen Prozesszeiten und im schlimmsten Falle zu Prozessinstabilitäten. Diese Problematik konnte durch Verwendung von leichteren Edelgasen und chemisch einfacheren Kohlenwasserstoff-Prekursoren gelöst werden. Die Polymerisation wurde stark reduziert und es wurden harte DLC-Schichten homogen über das gesamte Bauteil abgeschieden.

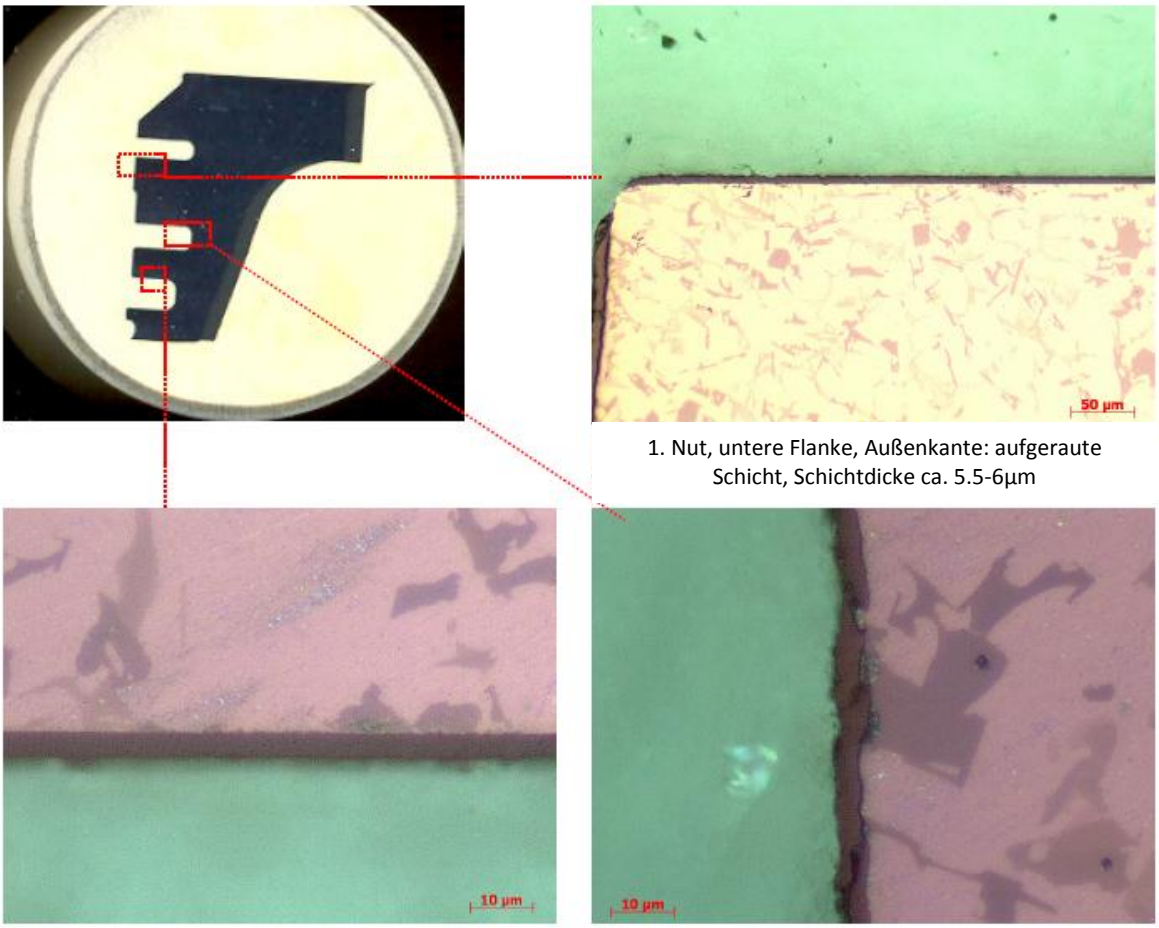
Abbildung 12: Konstruktionszeichnung der am Fraunhofer IWM eingesetzten PECVD-Anlage mit Zwei-Kammer-Prinzip.

Um reproduzierbare Prozesse und Schichtsysteme zu gewährleisten wurde die Kolbenaufnahme modifiziert und eine Maskierung angefertigt. Durch die veränderte Kolbenaufnahme ist eine bessere Temperaturabführung gewährleistet, bzw. es ist durch die Kühlung oder eine externe Heizung eine Temperaturführung möglich. Die Kühlung ist vor allem bei längeren Prozessdauern, welche für dickere Schichten notwendig sind, erforderlich. Außerdem kann es durch die komplizierte Struktur des Kolbens zu starken Feldlinienverzerrungen im Dunkelraum kommen. Dies kann das Substrat undefiniert beschichten oder sogar beschädigen. Um dem entgegenzuwirken wurde eine Maskierung angefertigt (Abbildung 13 Mitte), welche nur an den zu beschichteten Partien (Nuten und Kolbenhemd) Aussparungen aufweisen. Dies ermöglicht zum einen, einen erfolgreichen, reproduzierbaren Prozessablauf und zum anderen werden homogene Schichten deponiert.

Komplikationen traten bei der Übertragung des Schichtsystems auf andere Bauteile auf. Das Schichtsystem wurde für eine Kolbenform entwickelt. Für die Prozessübertragung auf die Floating Liner Kolben, musste auf Grund des Größenunterschieds die Abscheideparameter neu gefunden werden, da vor allem der entwickelte Hoch-Druck-Prozess sehr sensitiv auf Veränderung reagiert. Eine Übertragung der Schicht auf die Bauteile der Innenzahnradpumpen von Eckerle stellte hingegen kein Problem dar.

Abbildung 13: Beschichteter Aluminiumkolben ohne Maskierung (links). Entwickelte Maskierung zur Beschichtung der Aluminiumkolben (Mitte) und ein damit behandelter Aluminiumkolben (rechts).

Parallel zu diesen Arbeiten wurden die abgeschiedenen Schichten in Zusammenarbeit mit KS Kolbenschmidt und FM Burscheid bzgl. ihrer Homogenität und Schichtdicke, vor allem im Ringfeld, untersucht. Die Ergebnisse wurden genutzt, um die Beschichtungsparameter zu optimieren. Die Schichtdicke ist am Kolbenschaft gleichmäßig über Profilspitzen und Profiltälern verteilt, fällt allerdings zum Schaftende leicht ab. In den Ringnuten nimmt die Schichtdicke zum Nutgrund ebenfalls ab (Abbildung 14).



1. Nut, untere Flanke, Außenkante: aufgeraute Schicht, Schichtdicke ca. 5.5-6µm

3. Nut, obere Flanke, Mitte: gleichmäßige homogne Schicht, Schichtdicke ca. 5.5-6µm

2. Nut, Nutgrund: unebene Schicht, teilweise zerstört, unebene Substratoberfläche, Schichtdicke ca. 3.5-4µm

Abbildung 14: Schnitt durch das Ringfeld (Zur Verdeutlichung der DLC-Schicht wurde bei der Dokumentation der Gefügebilder ein Polarisationsfilterverwendet).

Zur Abklärung, ob der Temperatureinfluss beim DLC- Beschichten das Grundgefüge des Kolbens beeinflusst, wurden je ein Kolben mit DLC-Schicht und ein unbeschichteter Kolben untersucht. Von beiden Kolben wurden Querschliffe hergestellt und verglichen, siehe Abbildung 15. Das Grundgefüge des Kolbens wurde durch die Oberflächenbeschichtung nicht beeinflusst. Der Temperatureinfluss ist auf die Beschichtungstemperatur zurückzuführen, die ursprünglich integrierte Wärmebehandlung wurde nicht realisiert.

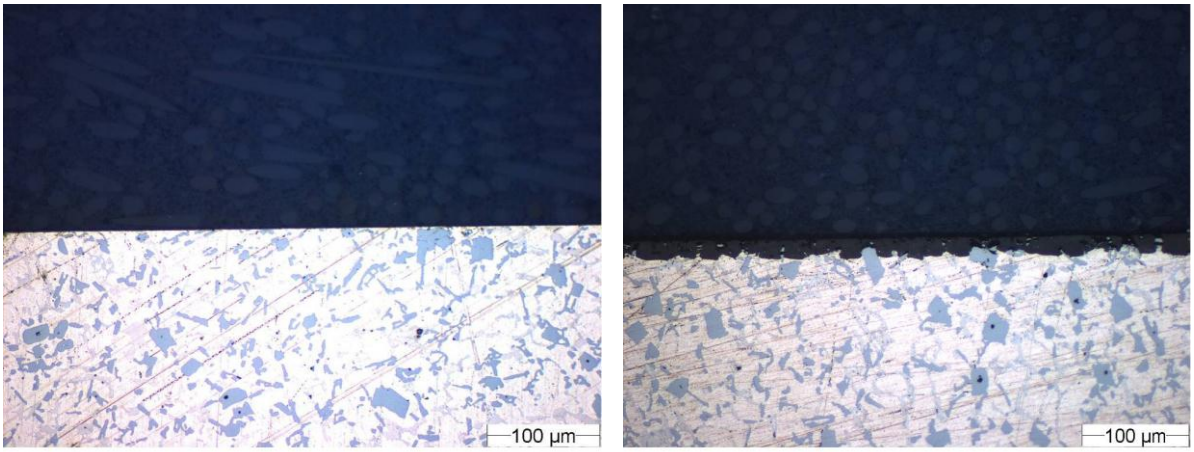


Abbildung 15: Links: Querschliff an einem unbeschichteten Kolben. Rechts: Querschliff am ersten DLC-beschichteten Kolben. Die Kolbennut ist jeweils oben

5.6 Vorbehandlung Strahlen

Basierend auf den positiven Erfahrungen des Fraunhofer IWM mit µ-Kugel-Strahlen von Stahl Flachsubstraten, durch welche die Überrollfestigkeit erheblich gesteigert werden konnte, wurde zusätzlich zu den im Rahmenplan vorgesehen Arbeiten untersucht, ob ein Kugelstrahlverfahren eine sinnvolle Alternative zur Erzeugung einer AlN-Schicht darstellen kann. Der Kugelstrahlprozess verändert das Gefüge im Randbereich, wodurch dieses gefestigt wird und die Eigenspannungsdifferenzen zwischen Substrat und Schicht reduziert werden, was wiederum die Haftung des deponierten Schichtsystems verbessert und die Überrollfestigkeit steigert. Untersuchungen des Fraunhofer IWM zeigten eine Steigerung um den Faktor 30 bei einem Amsler-Test. Dieser positive Effekt sollte auch auf dem Kolbenhemd und den Axialscheiben getestet werden.

Zum Strahlen von Aluminium existierten zu diesem Zeitpunkt nur rudimentäre Ergebnisse. Das Fraunhofer IWM verfügt über µ-Kugel-Strahl Anlagen, in welchen im Regelfall 70 µm großen WC-Partikeln eingesetzt werden, und über eine Nassstrahlanlage. Die ersten Untersuchungen wurden mit der Trockenstrahlanlage durchgeführt. Hier zeigte sich jedoch, dass das Verfahren zu abrasiv ist und Strahlpartikel ins Grundmaterial eingebaut werden, was die Schichtdeposition lokal beeinträchtigt. Mikrostrukturveränderungen, welche eine Zerrüttung des Grundmaterials zeigten, wurden von KS Kolbenschmidt nachgewiesen. Aus diesen Gründen wurde von weiteren Untersuchungen Abstand genommen.

Zusätzlich wurde der Einfluss von Nassstrahlen auf Aluminium untersucht. Dieses Verfahren verändert das Oberflächengefüge nicht so stark wie das Trockenstrahlen. Es wurde untersucht, wie sich Strahldruck, Strahlwinkel und Düsenabstand auf die Oberflächenstruktur auswirken. Mit diesem Verfahren wurden sowohl Axialscheiben als auch Aluminiumkolben behandelt und nach anschließender DLC Beschichtung Eckerle und KS Kolbenschmidt zu weiteren Untersuchungen zur Verfügung gestellt. Auf den Kolben konnte damit kein erheblicher Reibleistungsvorteil generiert werden, weswegen KS Kolbenschmidt keine weiteren Unter-

suchungen mehr angestrebt. Die Ergebnisse auf den Axialscheiben hingegen waren sehr vielversprechend (siehe Abschlussbericht Eckerle).

5.7 Deponierte Schichtsysteme auf Kolben und Innenzahnradpumpenbauteilen

Basierend auf der beschriebenen Prozessentwicklung (siehe Abschnitt 5.5) wurden den Projektpartnern unterschiedliche Schichtsysteme zu Analysezwecken und Verschleißtests zur Verfügung gestellt. Zusätzlich zu den Versuchsschichten, welche während der Prozessentwicklung entstanden, wurden drei Schichtsysteme auf den Kolben (BMW55, Floating Liner Normal- und Plateau-Profil) und Bauteilen der Innenzahlradpumpen deponiert. Ein Überblick über einige der Prozessbedingungen und der Schichteigenschaften wird in Tabelle 1 gegeben. Bemerkenswert ist, dass selbst bei hohen Prozessdrücken Härtewerte von über 1000 HV erreicht wurden. Aus den unterschiedlichen Schichtdicken von DLC 1 und DLC 2 resultiert ein unterschiedliches Belastungsverhalten beim tribologischen Einsatz. Durch eine weitere Erhöhung des Prozessdrucks werden die Härte sowie das E-Modul leicht reduziert. Die Veränderung des Argon-Helium-Gasfluss-Verhältnisses stabilisiert den

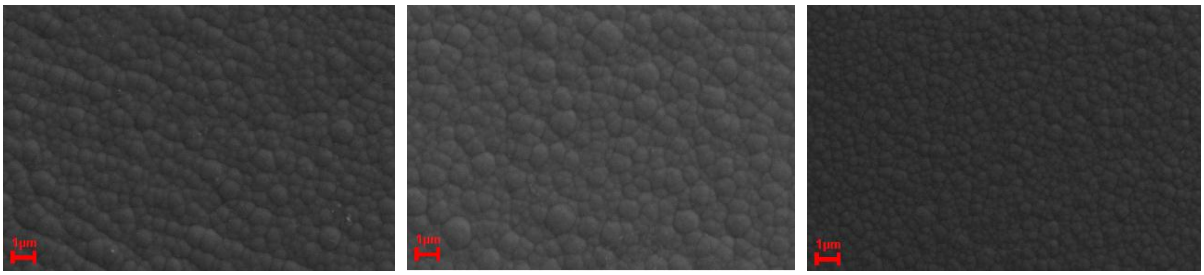


Abbildung 16: REM-Aufnahmen der drei DLC-Schichten. Von oben nach unten: DLC 1 bis DLC 3.

Tabelle 1: Überblick über die Prozessbedingungen und die Schichteigenschaften der drei DLC-Schichten

Prozessparameter	**DLC 1**	**DLC 2**	**DLC 3**
	Hochdruck-Hochtemperatur-Prozess		
Druck (Funktionsschicht)	35 Pa	40 Pa	2 Pa
Prozessgaszusammensetzung (Funktionsschicht)	Ar, He, Toluol; (Ar/Ne = 2)	Ar, He, Toluol; (Ar/Ne = 5)	Ar, Toluol
(Ziel-) **Schichtdicke**	5 µm	10 µm	10 µm
Schichtwachstums-geschwindigkeit	0.25 µm/min	0.29 µm/min	0.13 µm/min
Schichthärte **E-Modul**	1050 HV 85 GPa	1000 HV 75 GPa	1600 HV 140 GPa
GDOES Signalverhältnis **C:H** (Funktionsschicht)	3.37	2.92	8.87

Prozess auch bei weiter erhöhtem Druck. In der Schichttopographie ist zu erkennen, dass bei den Hochdruck-Hochtemperatur-Schichten größere „Blumenkohl“-Kappen entstehen (siehe REM Analyse Abbildung 16), wodurch ebenfalls Auswirkungen auf die tribologischen Eigenschaften entstehen. Mittels GDOES-Messungen wurde das C-H-Verhältnis in der Schicht untersucht. Zurzeit verfügt das Fraunhofer IWM noch über keine Kalibrierstandards für DLC. Deswegen kann nur die Veränderung des Signalintensitätsverhältnis angeben werden. Hier ist zu erkennen, das der Kohlenstoffanteil in der Schicht von der Standardschicht zu höheren Prozessdrücken hin abnimmt.

5.8 Weiterentwicklung Anlagentechnik – MPA 5

Parallel zu den Entwicklungsarbeiten wurde eine weitere PECVD-Anlage konzipiert und teilweise aufgebaut (Abbildung 17). Diese Anlage erfüllt alle Prozessrandbedingungen, so dass alle Einzelprozesse durchgehend optimal ablaufen können. Sie ist temperaturbeständig und es können hohe Prozessdrücke gefahren werden. Gleichzeitig ist sie vertikal konzipiert, so dass zylinderförmige Bauteile übereinander gestapelt werden können, wodurch ein hoher Durchsatz möglich ist. Des Weiteren verfügt die Anlage zusätzlich zu der kapazitiven 13.56 MHz Quelle eine induktive mit 27.12 MHz und eine Mikrowellenquelle, welche unabhängig voneinander, aber auch gemeinsam, betrieben werden können.

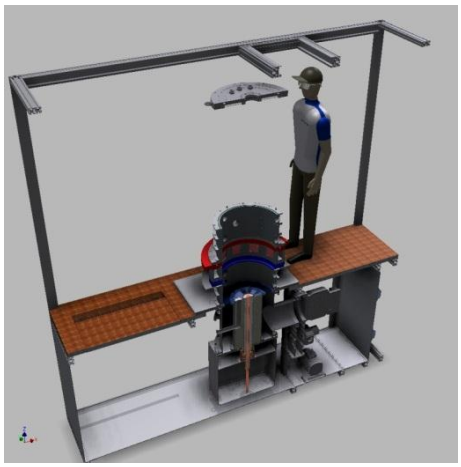


Abbildung 17: Konstruktionszeichnung der neuen Anlage MPA 5 (links) und derzeitiger Aufbau in den neuen Laborräumen des Fraunhofer IWM.

6 Wissenschaftlich-technische Ergebnisse: Automotive

6.1 Einzylinder-Reibleistungsprüfstand

6.1.1 Ermittlung der Belastungskennwerte

Für die Testläufe am Floating Liner Reibleistungsprüfstand wurden Demonstratorkolben mit einem in Bezug auf Reibung optimierten Design hergestellt. Es handelte sich hierbei um Einzelanfertigungen. Dieses auf Reibung optimierte Kolbendesign führt zu einer verschärften Belastungssituation (bzw. höheren Flächenpressung) am Kolbenschaft. Deshalb müssen Beschichtungen der Kolbenoberfläche nicht nur in Bezug auf einen niedrigen Reibungskoeffizienten geprüft werden, sondern auch eine ausreichende Verschleißbeständigkeit aufweisen. Die Zylinderlaufbuchsen (Maße: Nenndurchmesser 85,5 mm, Höhe 130 mm) wurden als Sonderanfertigung gefertigt und von FM Burscheid bereitgestellt.

Zur Ermittlung der Belastungskennwerte des Kolbens des Einzylinder-Reibprüfstandes wurde für die Standardausführung und für ein hinsichtlich Reibleistungsreduzierung optimiertes Kolbendesign die Schmierfilmdicke berechnet. Abbildung 18 zeigt wie für einen relevanten Lastpunkt durch Designoptimierung die Kontaktfläche verkleinert und gleichzeitig die Schmierfilmdicke erhöht werden konnte. Durch Eliminierung des Mischreibungsanteils führt dies zu einer Erhöhung der hydrodynamischen Reibung.

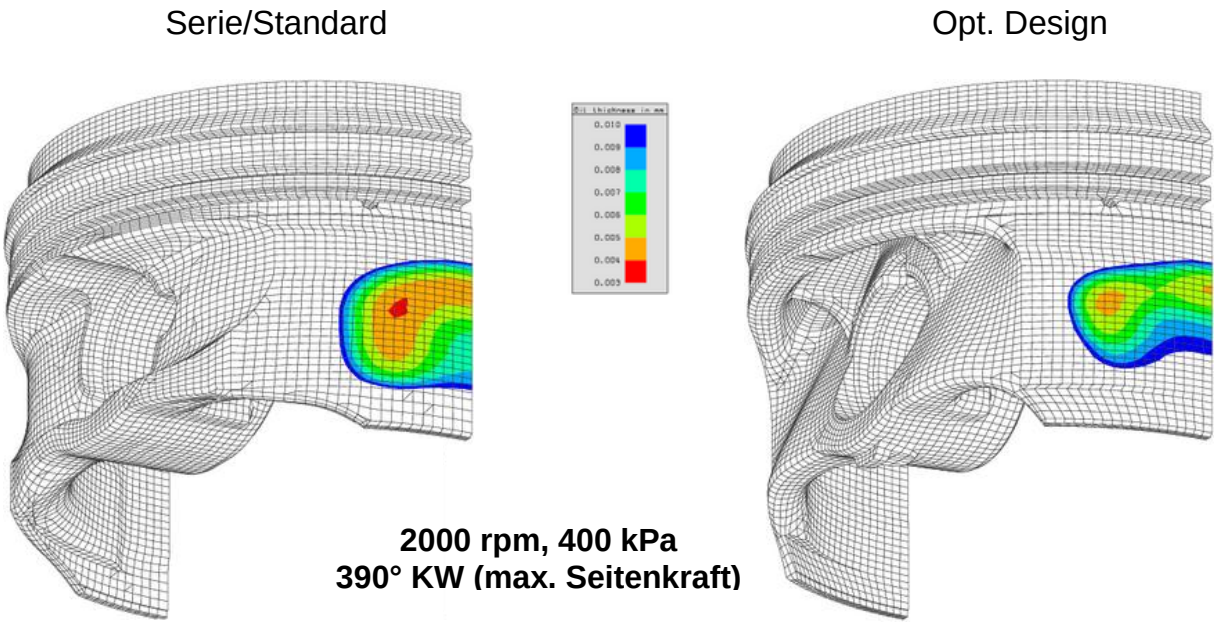


Abbildung 18: Ölfilmverteilung und Schmierfilmdicke bei Standardausführung und optimiertem Kolbendesign (geringste Schmierfilmdicke in rot).

Die Temperaturverteilung im Kolben und in der Buchse ist für mittlere Last und Drehzahl in Abbildung 19 dargestellt. Durch eine starke Kühlung der Buchse kommt es zu einer stärkeren Ausdehnung des Kolbens gegenüber der Buchse und somit zu einer großen Überdeckung, wie sie sonst erst bei hohen Drehzahlen und Lasten auftritt. So kann schon bei der max. Drehzahl von 3.000 1/min des Einzylinder-Reibleistungsmotors das Kolbenspiel (bzw. die Überdeckung), das sonst erst bei hohen Drehzahlen vorliegt, eingestellt werden.

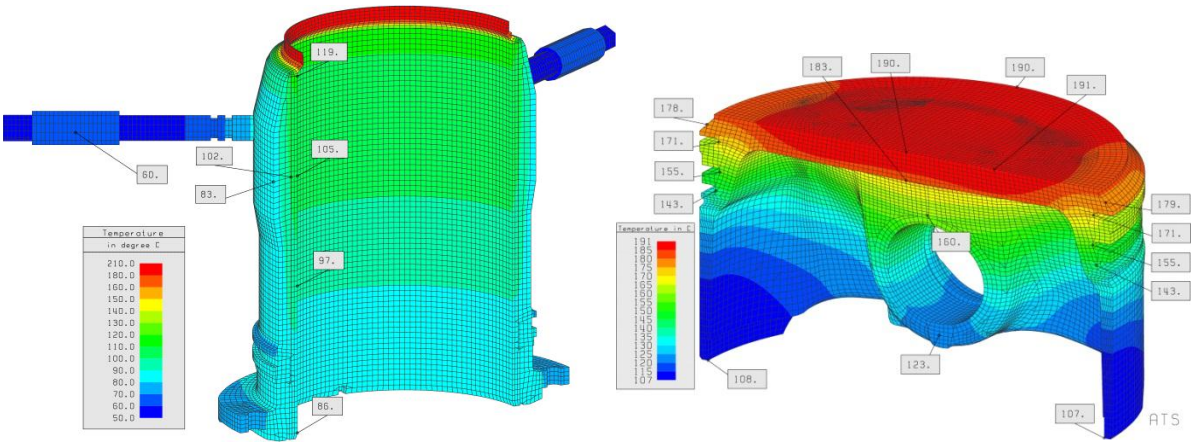


Abbildung 19: Berechnete Temperaturverteilung in Buchse und Kolben beim Einzylinder-Reibleistungsmotor.

Zur Ermittlung der Belastung wurde die Seitenkraft für Standard- und optimiertes Design bei verschiedenen Betriebszuständen berechnet. Bei hoher Drehzahl und geringer Last (Abbildung 20, links) ist eine deutlich geringere Seitenkraft durch das opt. Design zu erkennen. Dieser Vorteil reduziert sich bei geringerer Drehzahl und hoher Last (Abbildung 20, rechts).

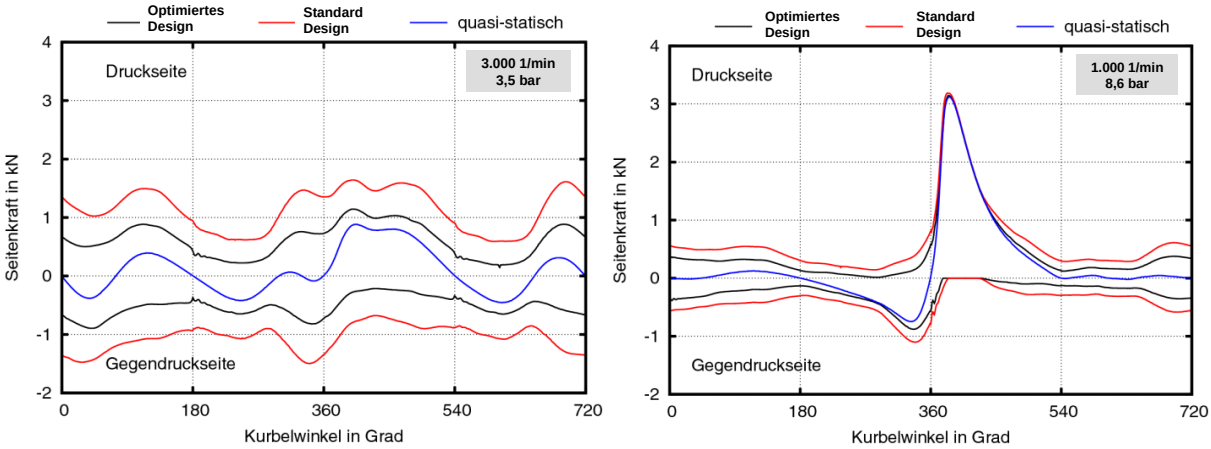


Abbildung 20: Berechneter Seitenkraftverlauf über einem Arbeitsspiel (Einzylinder-Reibleistungsmotor).

Aus diesen Kraftverläufen wurde der Reibmitteldruck berechnet und für ein Arbeitsspiel kumuliert (Abbildung 21). Bei hoher Drehzahl und niedriger Last (links) ist aufgrund besserer hydrodynamischer Verhältnisse ein deutlicher Vorteil für das optimierte Kolbendesign zu erkennen. Mit steigender Last und geringerer Drehzahl nimmt der Einfluss der Mischreibung zu und kann im ungünstigen Fall (rechts) sogar zu höherer Reibleistung beim optimierten Kolbendesign führen. Dieses gilt es mit einer hinsichtlich geringerer Reibung optimierten Kolbenschaftbeschichtung zu verhindern. Hier sollte eine DLC-Beschichtung ihr Potenzial zeigen können.

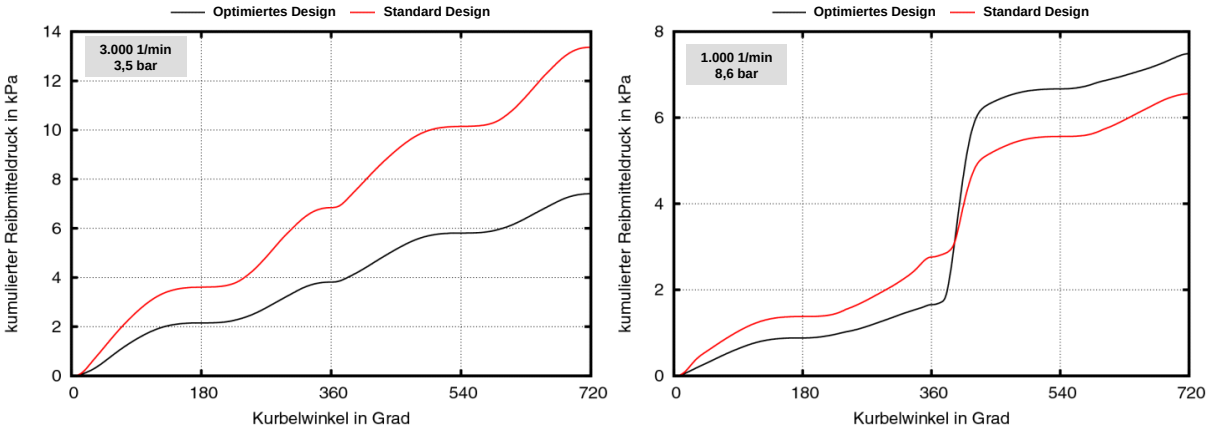


Abbildung 21: Kumulierter Reibmitteldruck am Einzylinder-Reibleistungsmotor (berechnet).

6.1.2 Versuchsaufbau Reibleistungsprüfstand

Die Untersuchungen am Reibleistungsprüfstand erfolgten in einem 1-Zylinder-Ottomotor der mit Hilfe einer direkten Reibkraftmessung nach dem Prinzip der sogenannten schwimmenden Buchse bzw. Floating Liner (Abbildung 22) arbeitet. Die durch Reibung zwischen Kolbenringen, Kolbenschaft und Zylinderlaufbahn entstehenden Reaktionskräfte in axialer Richtung werden dabei mit zwei piezoelektrischen Kraftsensoren erfasst und über dem Kurbelwinkel aufgetragen. Das Spannungssignal an den Ladungsverstärkern wird dabei durch Kalibrieren einer Reibkraft zugeordnet. Um Reibungsverluste unabhängig von Hubvolumen und Zylinderzahl berechnen zu können, wird neben der Reibkraft der Reibmitteldruck p_{mr} als Vergleichsgröße herangezogen. Dieser berechnet sich mit dem Hubvolumen V_h, der Reibkraft F_R und dem Kolbenweg s durch

$$p_{mr} = \frac{1}{V_h} \oint F_R \cdot ds. \qquad (1)$$

Der zweiteilige Zylinder besteht aus einer äußeren, robusten Trägerbuchse und einer inneren, austauschbaren Buchse, die die Zylinderlauffläche des Tribosystems darstellt. Auf diese Weise ist es möglich, Material- und Topographie der Zylinderlaufbahn zu variieren. Um die Vergleichbarkeit der Reibung bei der Variation der Beschichtungen am Kolbenschaft und den Kolbenringen zu gewährleisten, wurde bei allen Untersuchungen stets die gleiche Kolbenringkonfiguration verwendet. Ferner wurden bei allen Betriebspunkten die Öltemperatur bei 90 °C und die Zylinderwandtemperatur bei 100 °C konstant gehalten. Um das Einlaufverhalten und die absolute Reibung des Kolbensystems zu untersuchen, wurden bei den Messungen bereits eingelaufene Zylinderlaufflächen verwendet.

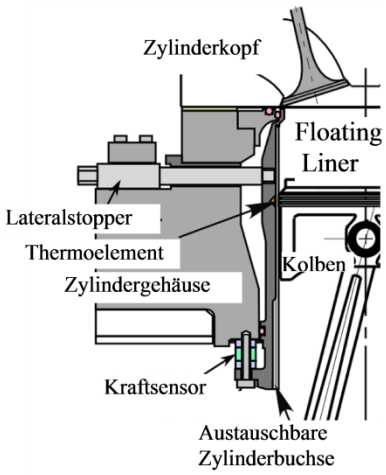


Abbildung 22: Prinzipskizze des Floating Liner Motors.

6.1.3 Vergleichsmessung NanoFriKS – Standard DLC

Als Referenzbeschichtung am Kolbenschaft wurde mit „NanofriKS“ die modernste polymerbasierte Beschichtung ausgewählt, die einen niedrigen Reibungskoeffizienten bei gleichzeitig hohem Verschleißwiderstand aufweist.

In Abbildung 24 ist ein direkter Vergleich des Reibmitteldrucks in Abhängigkeit des Betriebspunktes des Einzylindermotors zu sehen. Die Zusammenfassung spiegelt eine deutlich niedrigere Reibung der polymerbasierten Beschichtung im Vergleich zur DLC-Beschichtung wieder. Bei reiner Betrachtung der physikalischen Materialeigenschaften sind prinzipiell schlechtere tribologische Eigenschaften der polymerbasierten „Gleitlacke“ im Vergleich zu einer DLC-Beschichtung zu erwarten. Die Randbedingungen, wie Temperaturgradienten und bei gleichzeitig hoher mechanischer Belastung können jedoch in der motorischen Erprobung ein anderes Bild ergeben. In der Tat weist bei dieser Erprobung der Gleitlack eine um bis zu 30% niedrigere Reibung auf.

Die hierbei eingesetzte DLC-Beschichtung stellt eine konventionelle Variante dar und entspricht somit dem aktuellen Stand der Technik (Schichtdicke ca. 5 µm), ohne die im Projekt vorgesehenen Verbesserungen, wie eine Nitrierzone als Haftvermittler oder höhere Gesamtschichtdicke. Bei Betrachtung der Schaftfläche des gelaufenen DLC-Kolbens sind deutliche Verschleißspuren bis zum Kolbengrundmaterial (Al-Legierung) zu erkennen (Abbildung 23). Dieser hohe Verschleiß konnte bei der Gleitlack-Schaftbeschichtung nicht beobachtet werden. Die Gleitlack-Schicht war nach dem Motorlauf unbeschadet und wies keine Anzeichen des Al-Grundmaterials auf. Die hohe Reibung des DLC-Kolbens lässt sich sehr gut mit dem massiven Abtrags der DLC-Schicht erklären, da dies z.T. die Reibung zwischen dem Al-Kolben-Grundmaterial und der Al-Zylinderlauffläche zur Folge hatte (die Paarung Al – Al zeichnet sich mit ca. $\mu = 1.04$ durch einen besonders hohen Reibungskoeffizienten aus).

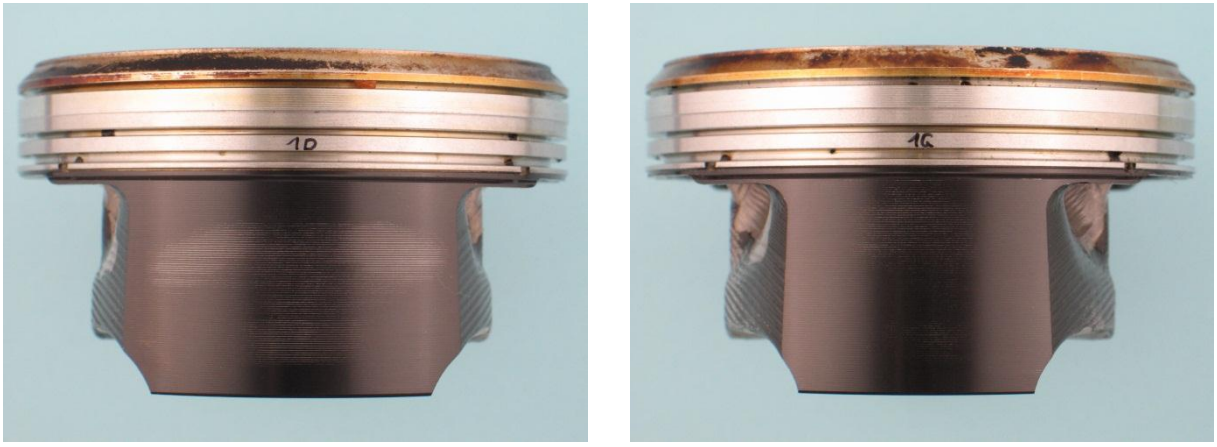


Abbildung 23: Tragbild des gelaufenen DLC-beschichteten Kolbens mit deutlichen Verschleißspuren, insbesondere auf der Druckseite (links). Das Al-Drehprofil ist teilweise zu erkennen.

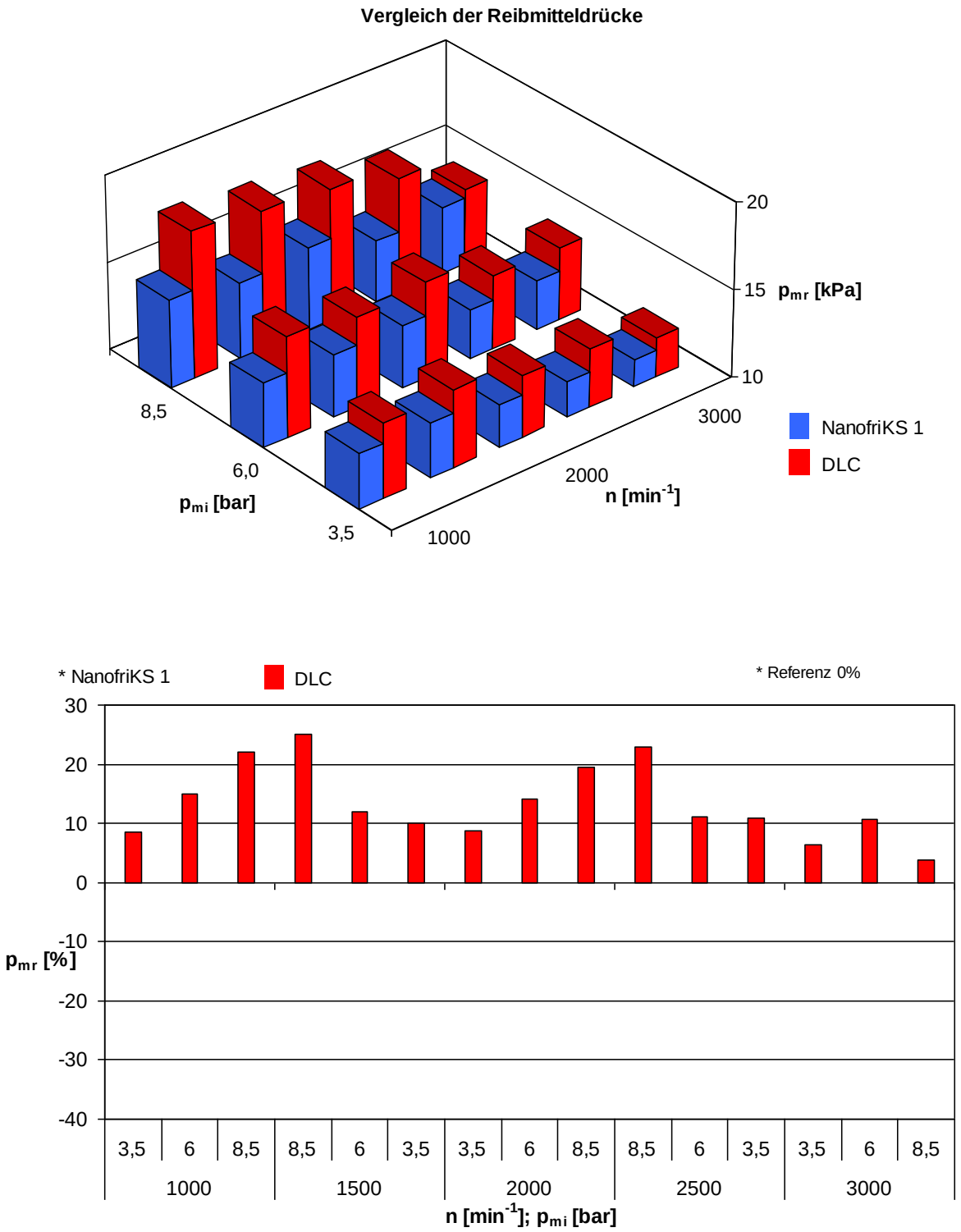


Abbildung 24: Vergleich der Reibung zwischen einer polymerbasierten Beschichtung (NanofriKS) mit einer DLC-Beschichtung am Kolbenschaft bei verschiedenen Betreibspunkten des Floating Liner Motors (nach dem Einlauf des Motors). Als Maß für die Reibung ist der Reibmitteldruck gegen den Zylindermitteldruck und die Drehzahl aufgetragen. Bild oben: absolute Werte. Bild unten relative Betrachtung. Die DLC-Beschichtung weist eine um bis zu 30% höhere Reibung auf.

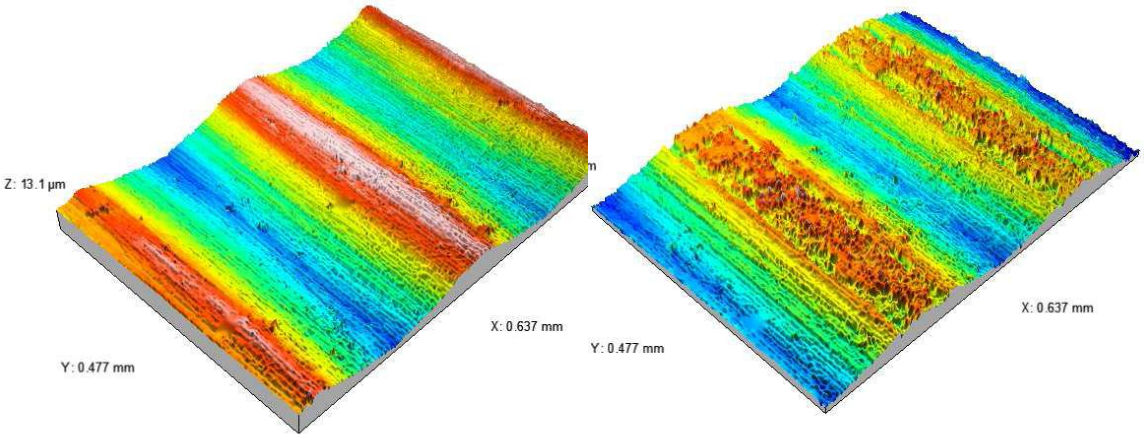


Abbildung 25: (CLSM) Aufnahmen des DLC-beschichteten Kolbenschafts. Das Kolbendrehprofil ist deutlich zu erkennen. Links nach Beschichtung, rechts nach der motorischen Erprobung.

Zum besseren Verständnis des unerwartet hohen Verschleißbildes der DLC-Schicht wurden Konfokalmikroskopie (CLSM) Aufnahmen durchgeführt (Abbildung 25). Diese weisen auf ein Abplatzen der Schicht entlang der Profilspitzen des Drehprofils hin.

Als Schlussfolgerung dieser ersten Ergebnisse wurden für weitere Versuche mit einem anderen, flacheren Drehprofil („Plateauprofil“) geplant, was einer weiteren Designänderung unter Berücksichtigung der Duplexschicht entspricht. Des Weiteren wird im nächsten Testlauf eine dickere DLC-Schicht (in Analogie zum Rahmenplan ca. 20 µm) erprobt, um einen Verschleiß bis zum Kolbengrundmaterial zu verhindern.

6.1.4 Vergleichsmessung Normales – Optimiertes Kolbendesign

Die weiterführende Erprobung von Motorenbaugruppen am befeuerten Reibleistungsprüfstand diente der Verifizierung der Simulationsergebnisse aus Abschnitt 6.1.1. Dabei wurden Standard- und optimiertes Design im Einzylinder-Reibleistungsprüfstand miteinander verglichen. Abbildung 26 zeigt an zwei ausgewählten Betriebspunkten den Zylinderdruckverlauf und die Reibkraft über einem Arbeitsspiel. Bei hoher Drehzahl und geringer Last (rechts im Bild) ist über einen großen Kurbelwinkelbereich eine kleinere Reibkraft beim optimierten Design zu erkennen. Dieser Vorteil ist bei geringer Drehzahl und hoher Last (links im Bild) deutlich geringer, wie es auch rechnerisch ermittelt wurde.

In Abbildung 27 ist das Kennfeld des gemessenen Reibmitteldrucks dargestellt. Durch die Designoptimierung konnte bei hohen Drehzahlen der Reibmitteldruck, und somit der Reibungsverlust, deutlich reduziert werden. Bei niedrigen Drehzahlen ist aufgrund des höheren Mischreibungsanteils dieser Vorteil geringer bzw. liegt der Reibmitteldruck der optimierten Variante geringfügig über dem Standardkolbendesign. Hier ist der Ansatz für die reibungsreduzierende DLC-Beschichtung.

Basierend auf diesem optimierten Kolbendesign wurden Kolben hergestellt und mit verschiedenen Schaftbeschichtungen, zum einen auf Polymerbasis (Serie und Neuentwicklungen) sowie DLC-Duplex-Schichten vom IWM (verschiedene Duplex-Schichten), versehen. Diese Kolben sollten dann im Einzylinder-Reibleistungsmotor verglichen werden.

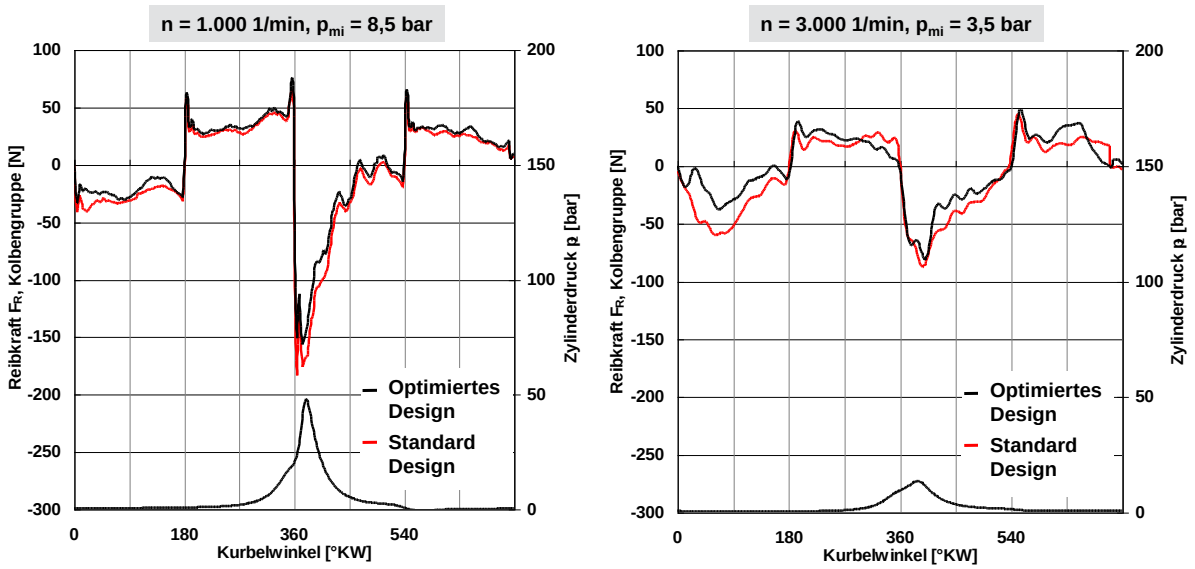


Abbildung 26: Reibkraft und Zylinderdruckverlauf (gemessen am Einzylinder-Reibleistungsprüfstand).

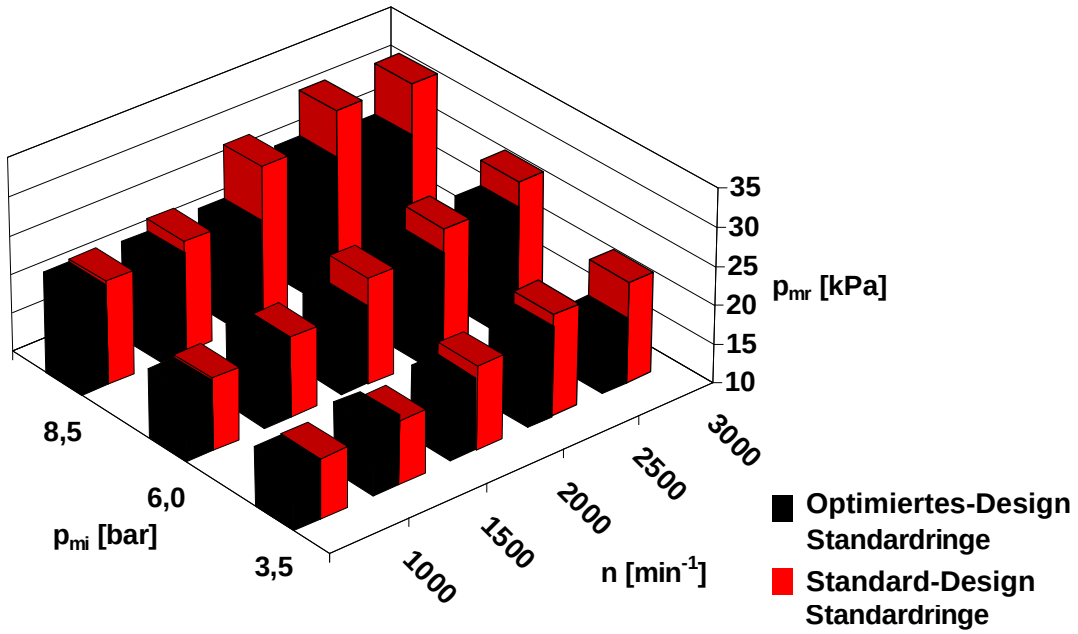
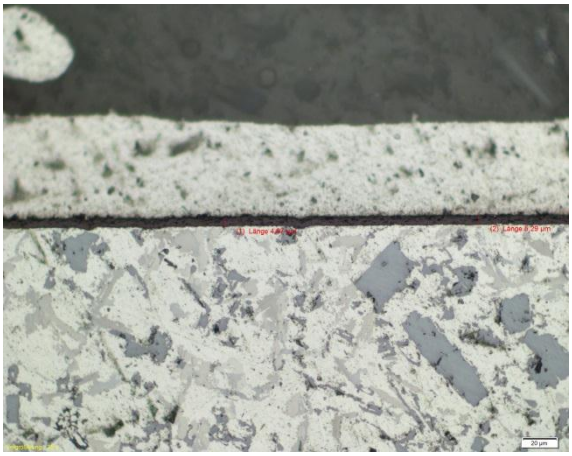


Abbildung 27: Kennfeld des gemessenen Reibmitteldrucks der Kolbengruppe.

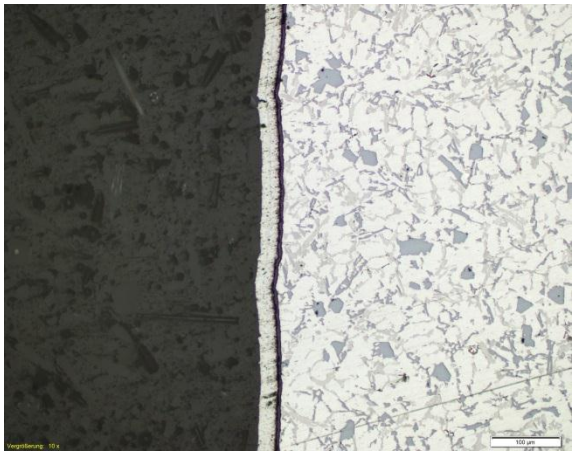
6.1.5 Metallographische Analyse der DLC Schichten

Die neuentwickelten Schichten, basierend auf einer Kombination aus Nassstrahlen und anschließender Beschichtung wurden zunächst metallographischen und anschließend weiteren außermotorischen Untersuchungen unterzogen.

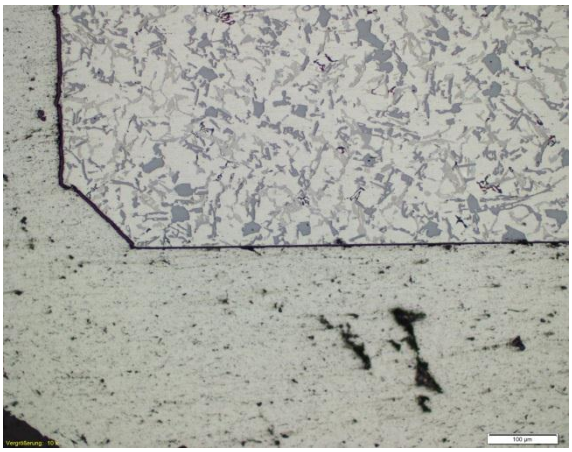
Die Schichten waren sowohl am Schaft als auch an den Hinterschitten (Ringfeld) sehr regelmäßig und mit gleicher Schichtdicke beschichtet. Wobei die Schichtdicken in den Hinterschneidungen tendenziell eine geringere Schichtdicke von ca. 2µm im Vergleich zum Schaft mit ca. 5 µm aufweisen. In Abbildung 28 sind exemplarisch einige Schliffbilder der unterschiedlichen Partien des Kolbens dargestellt.



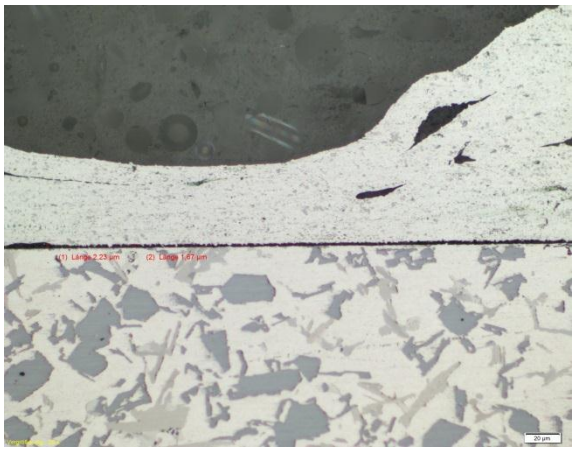
Schliff quer zum Schaft, regelmäßige Schichtdicke ca. 5 µm.



Schliff radial zum Schaft, regelmäßige Schichtdicke ca. 5 µm.



Schliff durch Ringnut (Oberflanke vorne), regelmäßige Schichtdicke ca. 2 µm.



Schliff durch Ringnut (Unterflanke mitte), regelmäßige Schichtdicke ca. 2 µm

Abbildung 28: Schnitte quer und längs zum Schaft sowie durch das Ringfeld (Zur Verdeutlichung der DLC-Schicht wurde bei der Präparation der Schliffe Aluminiumfolie aufgelegt).

Die Schaftrauigkeiten bzw. das Schaftprofil wurde durch Schaftschriebe ermittelt und mit einem serienmäßig kunststoffbeschichteten Kolben verglichen. Die Rauheitswerte liegen etwas über denen der kunststoffbeschichteten Kolben sind aber doch gut vergleichbar. Zur Veranschaulichung sind in Abbildung 29 ein Vergleich der unterschiedlichen Beschichtungen und Schaftprofile vergleichend dargestellt.

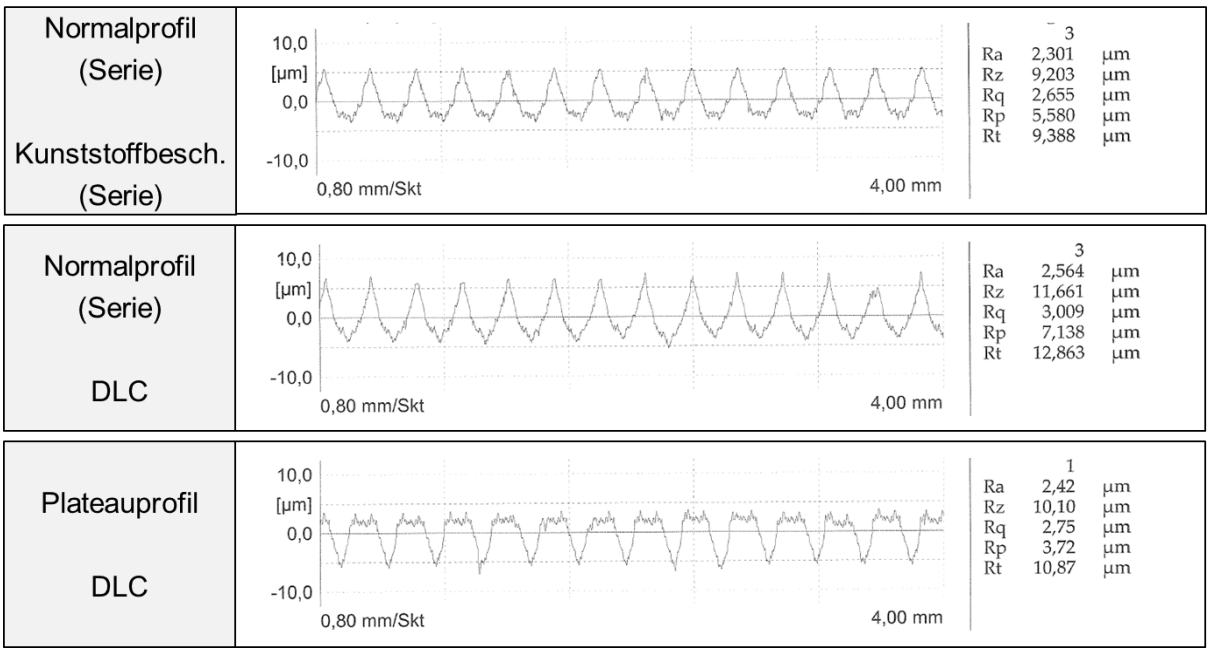


Abbildung 29: Schaftprofile und Beschichtungen im Rauheitsvergleich.

6.1.6 Vergleichsmessung NanoFriKS – Nassstrahlen Hoch-Druck-DLC

Die in Abschnitt 6.1.5 in Abbildung 29 gezeigten Schaftprofile und Schaftbeschichtungen wurden vergleichend am Reibleistungsprüfstand im befeuerten Einzylinder-Motor erprobt. In Abbildung 30 sind die Kennfelder der gemessenen Reibmitteldrücke dargestellt. Als Standardvergleichsvariante (blau) wurde ein Kolben mit optimiertem Design und Kunststoffbeschichtung gewählt.

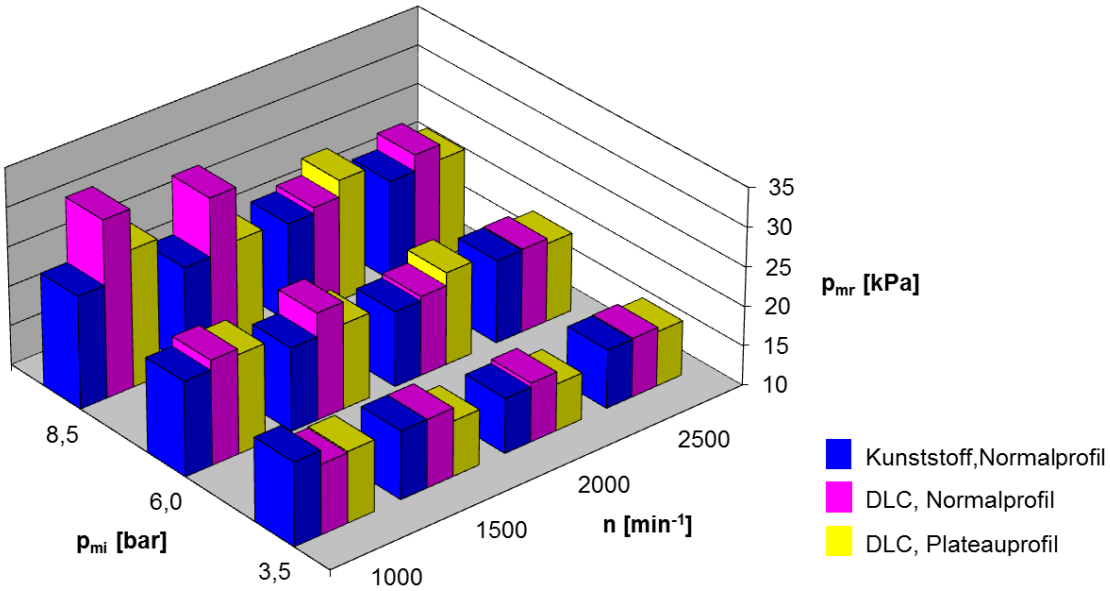
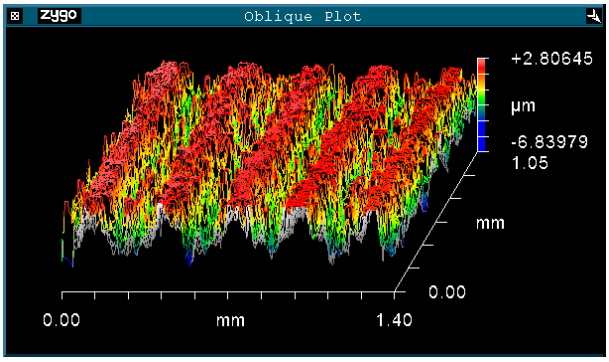


Abbildung 30: Kennfeld der gemessenen Reibmitteldrucke vergleichend dargestellt mit kunststoffbeschichtetem Normalprofil (blau), DLC-beschichtetem Normalprofil (pink) und DLC-beschichtetem Plateauprofil (gelb).

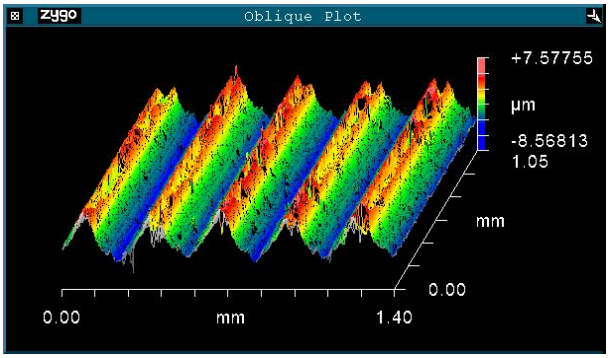
Der durch die Designoptimierung hervorgerufene höhere Mischreibungsanteils bei niedrigen Drehzahlen und niedriger Last konnte durch die DLC-Beschichtung, insbesondere der auf dem Plateauprofil, deutlich besser ausgeglichen werden. Ganz im Gegensatz dazu zeigen die DLC-Beschichtungen aber bei höheren Lasten und auch höheren Drehzahlen keine Vorteile oder sogar starke Nachteile was die gemessenen Reibmitteldrucke anbelangt. Somit haben Sie zwar das Ziel einer Reiboptimierung in den errechneten kritischen Bereichen erreicht, durch die Nachteile, die Sie aber bei höheren Lasten und höherer Drehzahl im Vergleich zur serienmäßig verwendeten Kunststoffbeschichtung ausweisen, bieten sie nicht das Potential diese zu ersetzten.

Eine mögliche Erklärung für dieses Verhalten bietet eine genauere Oberflächenanalyse mittels Weißlichtinterferrometrie, da rein optisch betrachtet die Kolben nach den Motortests keine Schäden aufweisen. Hierbei wird festgestellt, dass die kunststoffbeschichteten Kolben während des „Einlaufens“ ihre Drehspitzen zu Plateaus einebnen. Die DLC-Schicht auf dem Normalprofil hingegen zerrüttet durch ihre Härte an den Spitzen, bildet keine Plateaus und stellt so eine Art raue Schmirgelschicht dar, die bei



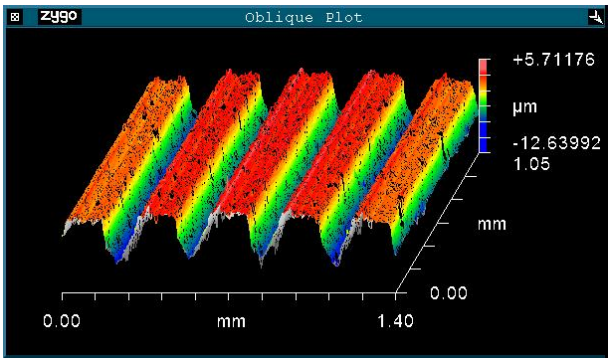
Normalprofil + Kunststoffbeschichtung

Abtrag der Profilspitzen zu Plateaus



Normalprofil + DLC - Beschichtung

Zerrüttung der DLC-Schicht auf den Profilspitzen



Plateauprofil + DLC-Beschichtung

Intakte DLC-Schicht

Abbildung 31: Oberflächenaufnahmen der Schaftflächen nach den Tests am Reibleistungsprüfstand im befeuerten Einzylindermotor.

höheren Lasten deutliche höhere Reibung hervorruft. Anders verhält es sich bei DLC-Schichten auf dem neuen Plateauprofil. Hier kann keine Zerrüttung der Oberfläche festgestellt werden, was zu den deutlichen Vorteilen dieser Kombination, im Vergleich zu DLC-Schichten auf Normalprofil, führt. Abbildung 31 zeigt die Oberflächenaufnahmen der untersuchten Beschichtungen nach den Motortests.

6.2 Vollmotorische Erprobung am BMW N55 B 30

6.2.1 Ermittlung der Belastungskennwerte

Für die Vollmotorische Erprobung am BMW N55 (225 kW, Otto-Turbomotor mit Direkteinspritzung) wurde gemäß den Absprachen mit FM Burscheid ein Referenzlauf (500 h „D 1/3“, d.h. 20 min jeweils.: N_{max}: 6950 r.p.m.; P_{max}: 5800 U/min, 225 kW, Md_{max}: 4200 U/min, 500 Nm) mit Standardbeschichtungen durchgeführt, um die Belastungssituation darzustellen und somit einen Vergleich zu Duplex-beschichteten Kolben zu haben.

Alle Kolben wurden vor und nach dem Testlauf umfassend vermessen um ein Gesamtbild der Verschleißsituation zu erhalten. Die Kolbenringe wurden von FM Burscheid bereitgestellt. Die anschließenden detaillierten Untersuchungen erfolgten ebenfalls bei FM Burscheid. Abbildung 32 zeigt exemplarisch die Verschleißsituation am Kolbenschaft (Zyl. 1 & 2) und zudem einen starken Ölkohleaufbau, der auf eine hohe Temperaturbelastung schließen lässt. Abbildung 33 zeigt die Messdaten zur Dokumentation der Verschleißsituation nach dem Testlauf.

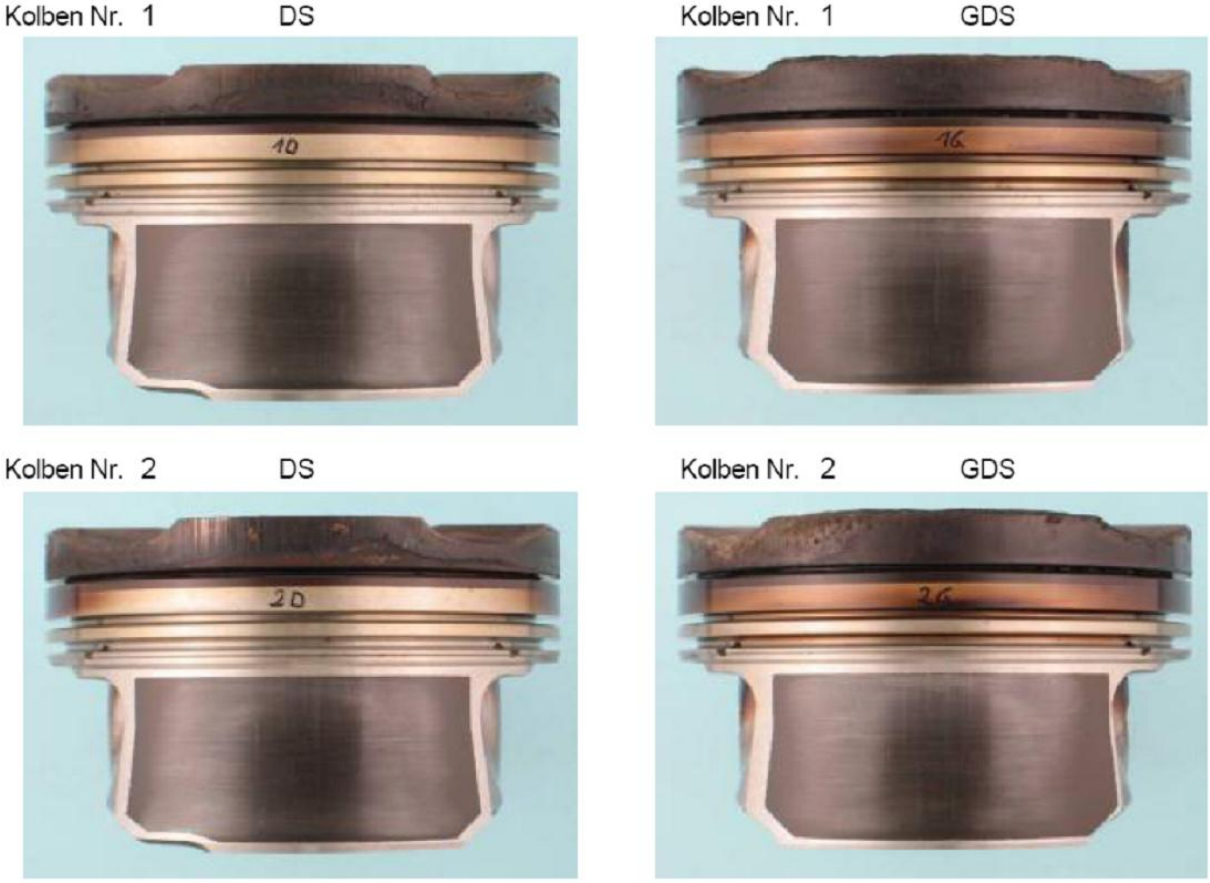


Abbildung 32: Exemplarische Aufnahmen des Kolbenschafts (von Zyl. 1 & 2) nach dem vollmotorischen Testlauf.

		Meßwerte von Kolben Nr.				Mittlerer Verschleiß & Deformation 1-4
		1	2	3	4	
D1=DN	vorher	83,986	83,986	83,986	83,986	
	nachher	83,937	83,936	83,938	83,946	
Differenz		-0,049	-0,050	-0,049	-0,040	-0,047
Bewertung						
D2	vorher	83,916	83,916	83,916	83,916	
	nachher	83,895	83,895	83,893	83,900	
Differenz		-0,021	-0,022	-0,023	-0,016	-0,021
Bewertung						
D3	vorher	83,276	83,276	83,276	83,276	
	nachher	83,316	83,292	83,327	83,408	
Differenz		0,040	0,016	0,050	0,132	0,059

		Meßwerte von Kolben Nr.				Mittlerer Verschleiß & Deformation 1-6
		5	6			
D1=DN	vorher	83,986	83,986			
	nachher	83,945	83,946			
Differenz		-0,041	-0,041			-0,045
Bewertung						
D2	vorher	83,916	83,916			
	nachher	83,902	83,902			
Differenz		-0,014	-0,014			-0,018
Bewertung						
D3	vorher	83,276	83,276			
	nachher	83,293	83,318			
Differenz		0,017	0,042			0,049

Einheit [µm]	Meßwerte von Kolben Nr. 1	2	3	4	Mittelwert 1 - 4
1. Nut obere Flanke	13	24	19	20	19
1. Nut untere Flanke	18	24	17	18	19
2. Nut obere Flanke	16	24	13	16	17
Bewertung					

Einheit [µm]	Meßwerte von Kolben Nr. 5	6			Mittelwert 1 - 6
1. Nut obere Flanke	28	16			20
1. Nut untere Flanke	20	18			19
2. Nut obere Flanke	16	16			17
Bewertung					

Abbildung 33: Messdaten zur Dokumentation der Verschleißsituation nach dem Testlauf.

6.2.2 Analyse der Kolbenringe

Die Verschleißmessungen an den gelaufenen Kolbenringen wurden von Federal-Mogul durchgeführt, hierfür wurden zunächst die Konturen der Kolbenringlaufflächen aufgenommen. Die Ringe wurden nach dem Motorlauf erneut an den definierten Stellen vermessen. Aus den vorhandenen Daten wird der Verschleiß sowie die Stelle des maximalen Verschleißes ermittelt, siehe Beispiele in Abbildung 34. Die so ermittelten Daten für diesen Motorlauf betragen 0,5 µm Verschleißtiefe, die Stelle des höchsten Verschleißwertes ist in der Abbildung 34 links gekennzeichnet. Zur Beurteilung des Einflusses der Kolbennutbeschichtung mit DLC wurden die Werte für den Flankenverschleiß ermittelt. Dies geschieht wie bespielhaft in Abbildung 34 rechts dargestellt. Die ermittelten Flankenverschleißwerte für die Basisausführung der Kolbennut betragen zwischen 1,0 und 2,5 µm. Die Verschleißwerte stellen sich aus der Erfahrung mit diesem Motor als unauffällig dar.

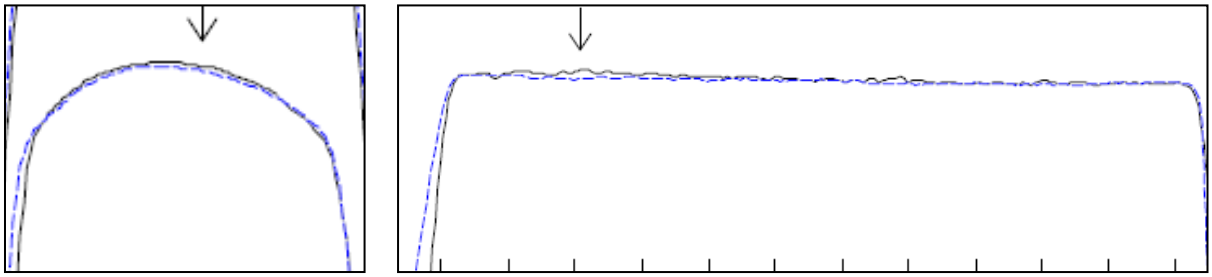


Abbildung 34: Links: Beispiel für Verschleißmessung der Lauffläche von Kolbenringen (Verschleißtiefe und -ort). Rechts: Beispiel für Verschleißmessung der unteren Kolbenringflanke (Verschleißtiefe und -ort).

6.2.3 Vollmotorische Erprobung der Duplex Schichten

Nachdem auf dem Einzylinder-Reibleistungsprüfstand keine Reibleistungsreduktion durch die Duplex-Beschichtung nachgewiesen werden konnte, wurde aus Kostengründen auf eine vollmotorische Erprobung der neuen Schichten verzichtet.

6.3 Tribologische Modelltests

Um die Einflüsse der vom Projektpartner Fraunhofer IWM aufgebrachten Schichten beurteilen zu können, wurden tribologische Modelltests in zwei Ausführungen durchgeführt: zur Untersuchung der Kolbennut wurde der Kolbennut - Kolbenringflanke-Test eingesetzt, zur Beurteilung des Kolbenhemdes kam der Kolbenhemd - Zylinderlaufbahn-Test zum Einsatz. Es wurde folgende Vorgehensweise verfolgt:

1) Modelltestversuche mit Bauteilen nach Serienstand
2) Charakterisierung der DLC-beschichteten Bauteile in beiden Modellversuchen
3) Dokumentation und Beurteilung der Schadensbilder
4) Einordnung der DLC-Bewertungen in die Ergebnisse zum Stand der Technik

6.3.1 Bereitstellung Zylinderlaufbuchsen

Für die tribologischen Modellversuche zur Charakterisierung der DLC-Schichten wurden zunächst Zylinderlaufbuchsen mit den Abmessungen Nenndurchmesser 84 mm, Höhe 140 mm verwendet. Die fertigen Teile wurden für die Modelltestversuche in Segmente getrennt. Für beide Testaufbauten wurden jeweils drei Honvarianten realisiert.

a. Honung wie im BMW N 55 B 30 (Erprobungsträger im Projekt); Anmerkung: keine Info von BMW; im Motorenprüfstand von FM wurde ein für im Rahmen eines anderen Projekts vorhandener BMW N 55 B 30-Motor vermessen, die Honvorgaben erfolgten entsprechend diesen Ergebnissen (Abbildung 35).

b. Spiralgleithonung (Rpk max. 0,3 / Rk 0,2-0,8 / Rvk 0,5-1,5 / 140º)

c. Feine Plateauhonung (Rpk max. 0,3 / Rk 0,2-0,8 / Rvk 0,5-1,5 / 45º)

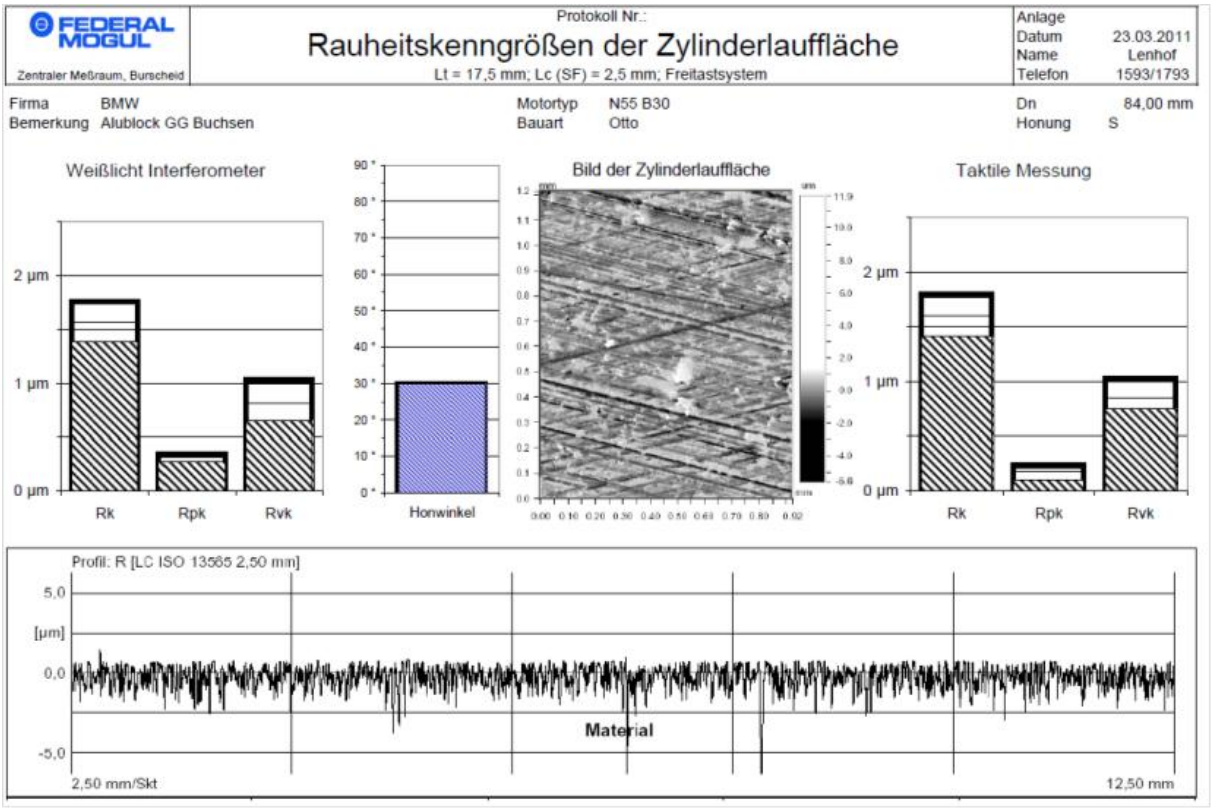


Abbildung 35: Hondaten aus Untersuchungen eines BMW N 55 B30.

6.3.2 Modelltest Kolbennut - Kolbenringflanke

Die zu testende Funktionsfläche des Kolbens war in diesem Fall die erste (oberste) Kolbennut. In dieser Nut wurde während des Tests ein Standardkolbenring bewegt. Der Kolbenring führte dabei relativ zur Kolbennut eine Klopfbewegung (auf / ab) sowie eine überlagernde Drehbewegung aus. Das Testkriterium war das Erreichen einer Rauheit Ra > 1,2 µm. Zur Beurteilung der Rauheit wurde jeweils nach bestimmten festgelegten Versuchsdauern der Mittenrauwert an den beaufschlagten Nuten taktil ermittelt, dazu wurden jeweils drei Stellen vermessen. Diese Stellen wurden dazu mittels visueller Begutachtung ausgewählt und repräsentieren jeweils eine sehr schwach geschädigte, eine sehr stark geschädigte und eine durchschnittlich geschädigte Stelle der Kolbennut. Die so ermittelten Daten wurden in Diagrammen zusammengefasst. Aus diesen Datenfeldern wurden anschließend Mittelwertkurven zur übersichtlicheren Darstellung der Bauteilcharakteristik erstellt.

6.3.2.1 Ermittlung der Daten zum Stand der Technik mit Bauteilen nach Serienstand

Die Basislinien für die beiden Varianten nach dem Stand der Technik (unbewehrte Nut und hartanodisierte Nut für hochbelastete Motoren) sind in Abbildung 36 dargestellt. Der Vorteil der HA-Nut gegenüber der unbewehrten Nut aus Aluminium ist deutlich aus den Kurvenverläufen sichtbar. Die unbewehrte Nut erreicht die Grenzrauheit nach 14 Minuten, die HA-Nut ist erst nach 460 Minuten.

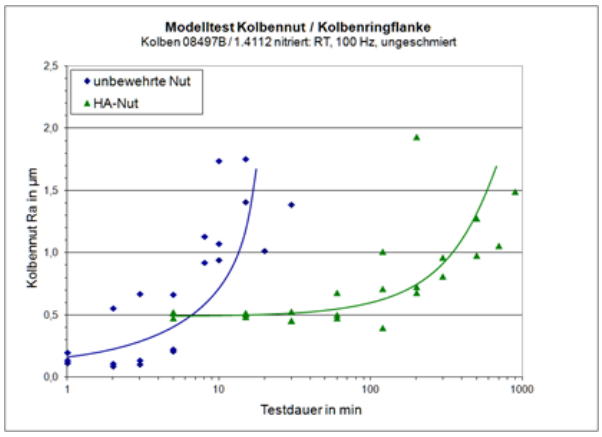


Abbildung 36: Modelltest Kolbennut / Kolbenringflanke - Ergebnisse zum Stand der Technik.

6.3.2.2 Charakterisierung der DLC-beschichteten Kolbennut im Modellversuch

Es wurden insgesamt drei DLC-Varianten getestet: DLC-Vorversuch, DLC 1 und DLC 2, wobei der die Schicht aus dem Vorversuch nur an einem Kolben getestet wurde. In Abbildung 37 links sind die Datenpunkte sowie die zugehörigen Kurven für die DLC-Schicht aus dem Vorversuch im Vergleich mit der DLC-Schicht der Variante 1 dargestellt. Die DLC 1-Variante zeigt eine deutliche Verbesserung gegenüber der Vorversuchsschicht. Der kritische Rauheitswert wurde um über 50 % verbessert: von 40 Minuten auf 63 Minuten. Durch die Entwicklungsarbeit des Fraunhofer IWM konnte nochmals die Beständigkeit der DLC-Schicht, hier Variante DLC 2, verbessert werden, vgl. Abbildung 37 rechts. Die Schädigungsbeständigkeit der optimierten DLC-Schicht konnte weiter erhöht werden, sie erreicht den kritischen Rauheitswert Ra > 1,2 µm erst nach 93 Minuten.

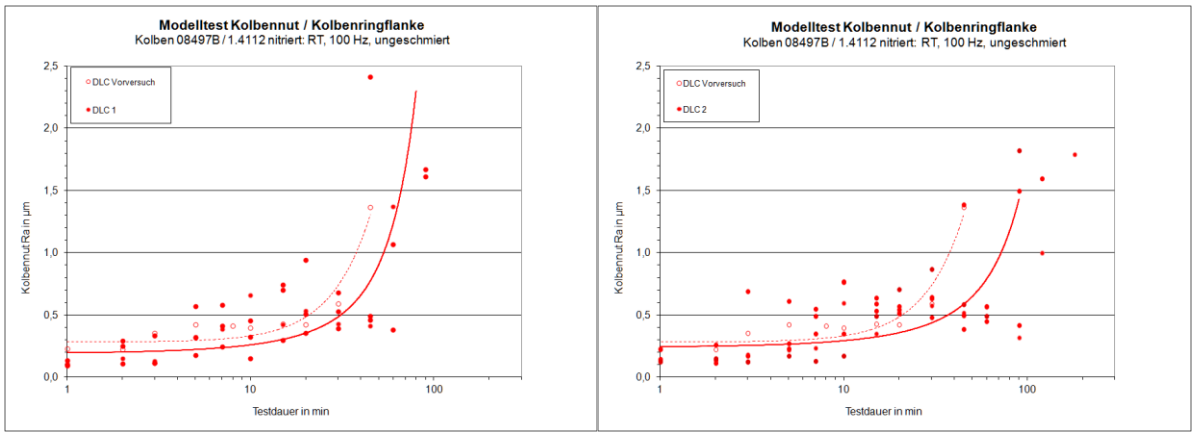


Abbildung 37: Links: Modelltest Kolbennut / Kolbenringflanke – Ergebnisse DLC-Vorversuch und DLC-Variante 1. Rechts: Modelltest Kolbennut / Kolbenringflanke - Ergebnisse DLC-Vorversuch und DLC-Variante 2.

6.3.2.3 Dokumentation und Beurteilung der Schadensbilder

Die getesteten Kolbennuten sowie die zugehörigen Kolbenringe wurden materialkundlich untersucht. Die Schädigungen der Kolbennuten wurden jeweils an einer Stelle mit offensichtlich starker und mit geringer Schädigung dokumentiert.

Die Schädigung der unbewehrten Nut nach dem Test ist in Abbildung 38 bis Abbildung 42 dokumentiert. In der lichtmikroskopischen Darstellung erscheinen die geschädigten Bereiche dunkler als die intakten Bereiche, siehe Abbildung 38 und Abbildung 40. Bei den Schädigungen handelt es sich um kleine Ausbrüche in Oberflächennähe. In Abbildung 42 ist die Kolbennut im Querschliff dargestellt, die Oberfläche ist stark geschädigt, die oberflächennahe Struktur des Materials ist viel feinkörniger als die tiefer liegende Struktur im unbeschädigten Bereich des Werkstoffs.

Ergebnisse der Untersuchungen an der hartanodisierten Nut (HA-Nut) sind in der gleichen Form in Abbildung 43 bis Abbildung 47 dokumentiert. Die lichtmikroskopische Übersicht einer stark geschädigten Stelle, Abbildung 45, zeigt, dass diese Schädigungen geringer sind als die der vergleichbaren unbewehrten Nut. Die Schädigungen selbst sind von der Form her vergleichbar mit denen der unbewehrten Nut, allerdings sind Ausbreitung und Tiefe bedeutend geringer ausgeprägt. Die Querschliffdarstellung in Abbildung 47 zeigt links eine geschädigte Stelle, rechts ist die HA-Schicht intakt. Das Schadensbild entspicht im Prinzip bezüglich der Materialstruktur demjenigen der unbewehrten Nut, allerdings behindert die HA-Beschichtung offensichtlich die Initiierung von Ausbrüchen.

Die DLC-beschichtete Kolbennut zeigt ein etwas anderes Schadensbild: es brechen in den gering geschädigten Stellen bereits größere Bereiche der Schicht aus, dargestellt in Abbildung 48 bis Abbildung 51. In der Querschliffdarstellung in Abbildung 52 ist ein Bereich gezeigt, auf dem noch DLC-Schicht vorhanden ist. Diese ist schlecht erkennbar, da sie sich nur sehr schlecht vom Einbettmaterial unterscheiden lässt, die Struktur des Grundmaterials ist jedoch nicht geschädigt.

Abbildung 38: Unbewehrte Kolbennut nach Test, Stelle mit geringer Schädigung - Draufsicht, lichtmikroskopische Darstellung.

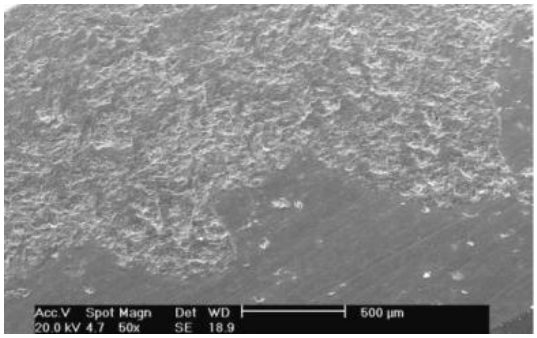


Abbildung 39: Unbewehrte Kolbennut nach Test, Stelle mit geringer Schädigung - Draufsicht nach Test, rasterelektronische Darstellung einer typischen Stelle.

Abbildung 40: Unbewehrte Kolbennut nach Test, Stelle mit starker Schädigung - Draufsicht, lichtmikroskopische Darstellung.

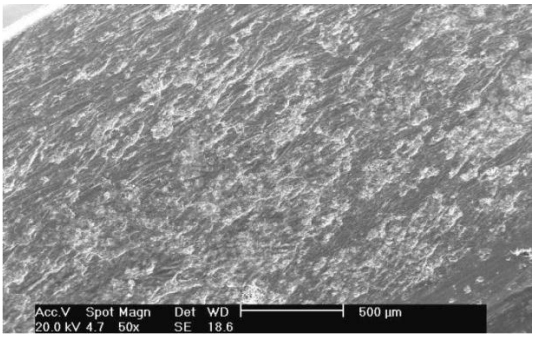


Abbildung 41: Unbewehrte Kolbennut nach Test, Stelle mit starker Schädigung - Draufsicht nach Test, rasterelektronische Darstellung einer typischen Stelle.

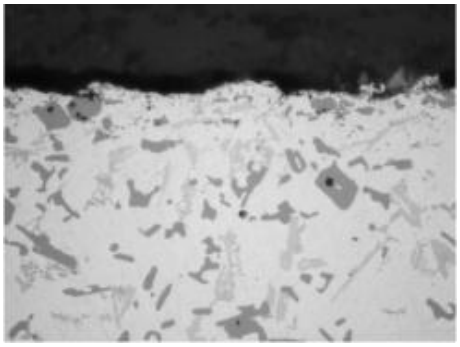


Abbildung 42: Unbewehrte Kolbennut nach Test - Querschliff, lichtmikroskopische Darstellung.

Abbildung 43: HA-Kolbennut nach Test, Stelle mit geringer Schädigung - Draufsicht, lichtmikroskopische Darstellung.

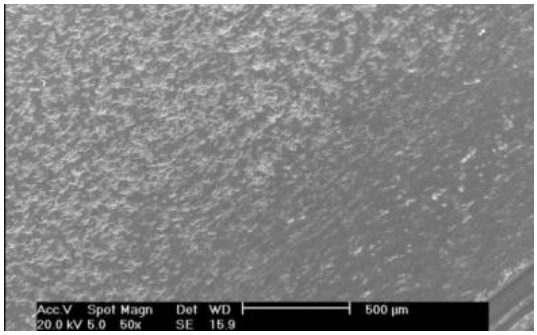


Abbildung 44: HA-Kolbennut nach Test, Stelle mit geringer Schädigung - Draufsicht nach Test, rasterelektronische Darstellung einer typischen Stelle.

Abbildung 45: HA-Kolbennut nach Test, Stelle mit starker Schädigung - Draufsicht, lichtmikroskopische Darstellung.

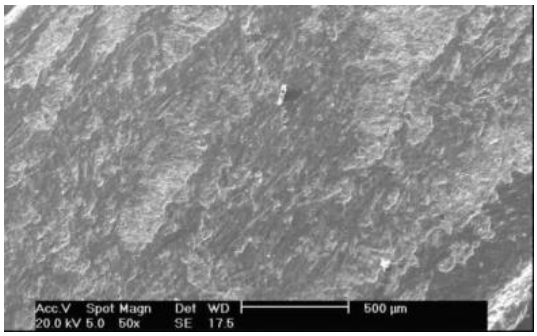


Abbildung 46: HA-Kolbennut nach Test, Stelle mit starker Schädigung - Draufsicht nach Test, rasterelektronische Darstellung einer typischen Stelle.

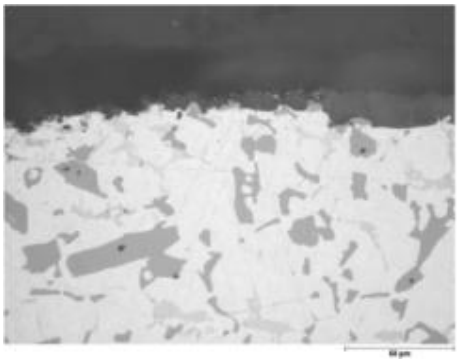


Abbildung 47: HA-Kolbennut nach Test - Querschliff, lichtmikroskopische Darstellung.

Abbildung 48: DLC 2-beschichtete Kolbennut nach Test, Stelle mit geringer Schädigung - Draufsicht, lichtmikroskopische Darstellung.

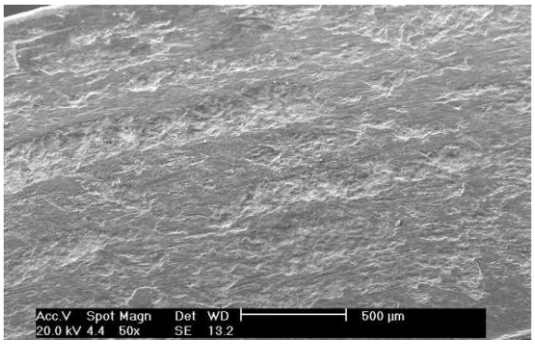


Abbildung 49: DLC-beschichtete Kolbennut nach Test, Stelle mit geringer Schädigung - Draufsicht, rasterelektronenmikroskopische Darstellung einer typischen Stelle.

Abbildung 50: DLC-beschichtete Kolbennut nach Test, Stelle mit starker Schädigung - Draufsicht, lichtmikroskopische Darstellung.

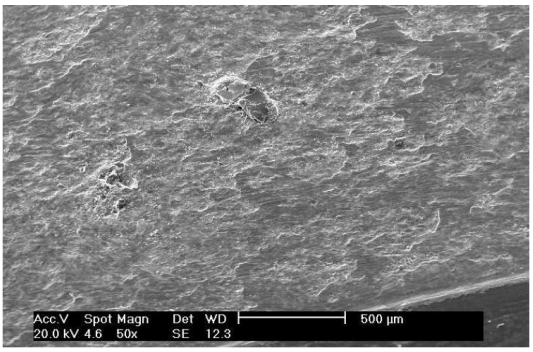


Abbildung 51: DLC-beschichtete Kolbennut nach Test, Stelle mit starker Schädigung - Draufsicht, rasterelektronenmikroskopische Darstellung einer typischen Stelle.

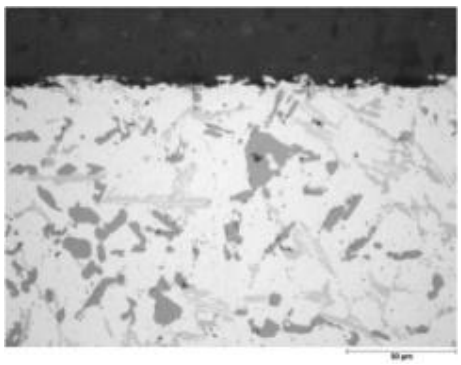


Abbildung 52: DLC-beschichtete Kolbennut nach Test - Querschliff, lichtmikroskopische Darstellung.

Nach dem Test gegen die unbewehrte Kolbennut ist die Kolbenringflanke nicht beschädigt. Jedoch sind über die gesamte Kolbenringoberfläche verteilte Stellen mit Materialübertag zu erkennen, siehe Abbildung 53. Die Analyse der Materialanhäufungen zeigt, dass es sich hierbei bevorzugt um die Elemente Aluminium, Sauerstoff und Silizium handelt, siehe Abbildung 54. Die Elemente Aluminium und Silizium stammen aus dem Kolbenwerkstoff. Der Sauerstoff stammt vermutlich aus Oxiden, die sich während des Tests an dem übertragenen Material gebildet haben.

Die im Test beaufschlagten Flanken der Kolbenringe, die im Modellversuch gegen die HA-Kolbennut getestet wurden, zeigen ebenfalls keine Schädigungen auf. Auf der Oberfläche sind auch Bereiche ohne Materialübertrag zu finden, siehe Abbildung 55. Es handelt sich bei dem vorhandenen Materialübertrag ebenfalls um Material aus dem Kolben. In der Analyse wurde zusätzlich Eisen und Chrom aus dem Grundmaterial des Kolbenrings analysiert, ein typisches Ergebnis ist in Abbildung 56 dargestellt. Die Analyseinformation über das

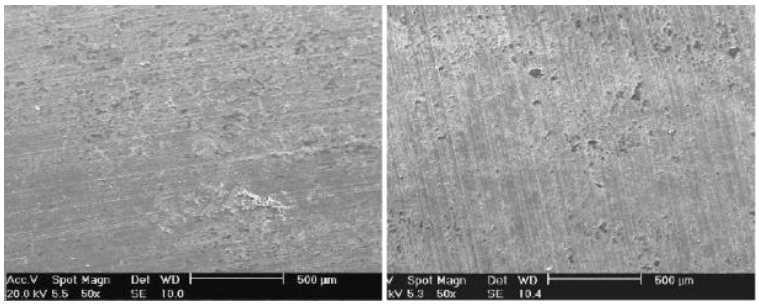


Abbildung 53: Kolbenringflanken nach Test gegen unbewehrte Nut - Rasterelektronenmikroskopische Aufnahmen typischer Stellen.

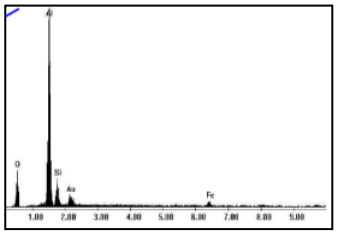


Abbildung 54: Kolbenringflanke nach Test gegen unbewehrte Nut - Energiedispersive Analyse einer typischen Stelle.

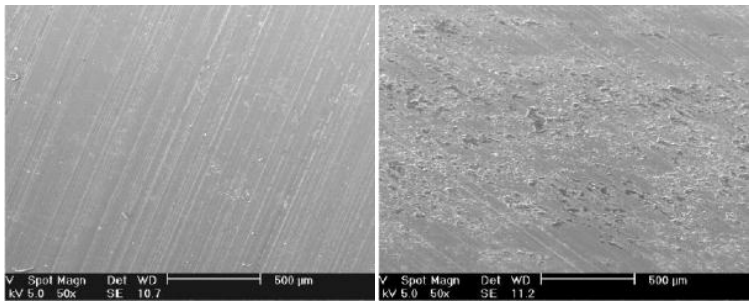


Abbildung 55: Kolbenringflanken nach Test gegen HA-Nut - Rasterelektronenmikroskopische Aufnahmen einer typischer Stellen.

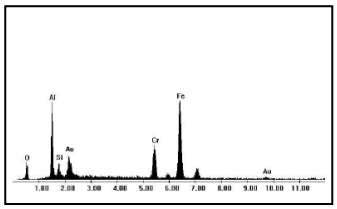


Abbildung 56: Kolbenringflanke nach Test gegen HA-Nut - Energiedispersive Analyse einer typischen Stelle.

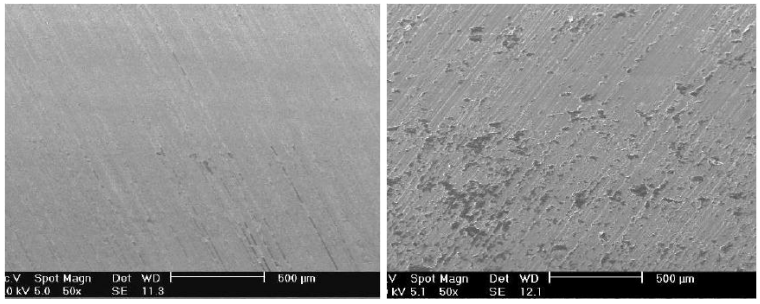


Abbildung 57: Kolbenringflanken nach Test gegen DLC-Nut - Rasterelektronenmikroskopische Aufnahmen einer typischer Stellen.

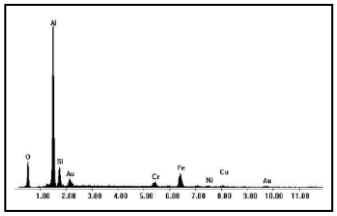


Abbildung 58: Kolbenringflanke nach Test gegen DLC 2-Nut - Energiedispersive Analyse einer typischen Stelle.

Grundmaterial in Abbildung 56 deutet darauf hin, dass die Materialüberträge aus der HA-Nut des Kolbens eine geringere Dicke aufweisen als diejenigen aus der unbewehrten Nut. Insgesamt zeigt das System Kolbenring / HA-Nut weniger häufig und geringe Materialübertragserscheinungen auf als das System Kolbenring / unbewehrte Nut.

Entsprechende Ergebnisdarstellungen der Flanken sowie der Analyse an Kolbenringen, die gegen DLC-beschichtete Nuten getestet wurden, sind in Abbildung 57 und Abbildung 58 dargestellt. Auch bei dieser Materialkombination konnte nach dem Test keine Schädigung der Kolbenringflanke festgestellt werden. Ähnlich wie im Test der HA-Nut gibt es auf der Kolbenringflanke unbeeinflusste Bereiche ohne Materialübertrag. Ein Vergleich der Intensität der Grundmaterialsignale nach Tests gegen unbewehrte und HA-Nut lassen den Schluss zu, dass die Dicke der Materialüberträge aus der DLC-Nut zwischen den Dicken der Materialüberträgen der beiden Standardvarianten liegt.

6.3.2.4 Einordnung der DLC-Bewertungen in die Ergebnisse zum Stand der Technik

Zur Übersicht sind in Abbildung 59 die drei Varianten unbewehrte Nut, HA-Nut und die beste im Rahmen des Projektes entwickelte Schicht DLC 2 dargestellt. Die extrem hohen Werte für die Fressbeständigkeit der HA-Nut wurden leider nicht erreicht. Der Einsatz der neuen Schicht DLC 2 zeigt jedoch eine deutliche Verbesserung der Kolbennuteigenschaften gegenüber der unbewehrten Nut, die Testdauer konnte von 14 Minuten auf über 90 Minuten gesteigert werden.

Zur Erhöhung der Übersichtlichkeit sind die ermittelten Testdauern aller geprüften Kolbennutvarianten in Abbildung 60 dargestellt. Dieses Diagramm zeigt, dass die unbewehrte Nut den geringsten Verschleißwiderstand aufweist. Die DLC-Schichten sind der Hartanodisierung, deutlich unterlegen. Es ist jedoch zu überlegen in Fällen, in denen das volle Potential der HA-Nut nicht erforderlich ist, die DLC-Schicht einzusetzen. Alle DLC-Varianten zeigen eine Verbesserung im Vergleich zur unbewehrten Nut. Dabei hat eine positive Entwicklung vom Vorversuch über DLC 1 nach DLC 2 stattgefunden. Die Testdauer und damit die Fressbeständigkeit konnte mit der im Rahmen des Projekts entwickelten DLC-Beschichtung auf 600 % gegenüber der unbewehrten Nut gesteigert werden.

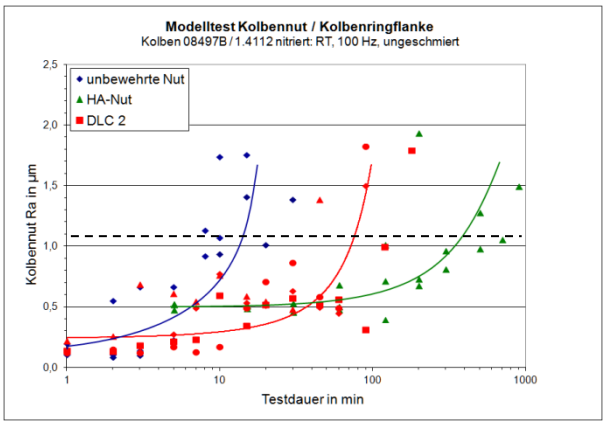


Abbildung 59: Testergebnisse aus dem Test Kolbennut / Kolbenringflanke.

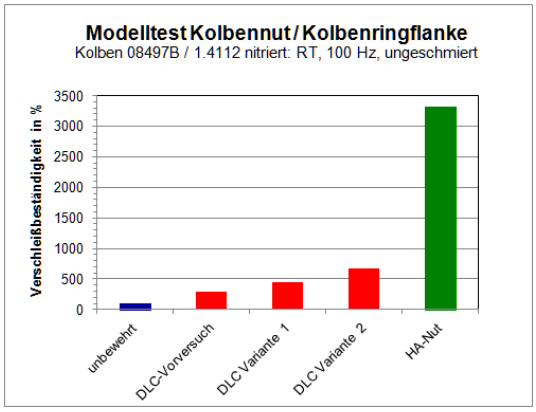


Abbildung 60: Zusammenfassung der Testergebnisse aus dem Test Kolbennut / Kolbenringflanke.

6.3.3 Modelltest Kolbenhemd - Zylinderlaufbahn

Mit Hilfe dieses Modelltests wurde die Funktionsfläche Kolbenhemd, also die äußere beschichtete Oberfläche des Kolbens, charakterisiert. Dabei wurden sowohl Reibwerte als auch Verschleißwerte ermittelt. Die für die Tests verwendeten Proben wurden aus dem Kolben im Bereich des Kolbenhemdes herausgearbeitet.

In diesem Test gleitet die Kolbenhemdprobe auf einer Zylinderlaufbahnprobe in Form einer oszillierenden Bewegung. Diese Bewegung fand im Ölbad statt, es wurde das BMW-Versuchsöl BMW VP 1-0091-39-01 eingesetzt. Die Kolbenhemdproben waren sehr dünnwandig. Aufgrund der für den Belastungstest der Bauteile erforderlichen hohen Normalkraft und einer daraus resultierenden hohen Schubkraft bei erhöhter Temperatur sowie der Halterungsbedingungen im Modelltestgerät war die Entwicklung eines speziellen Klebeverfahrens zum Fixieren der zu testenden Teile aus dem Kolben auf eine Unterlage notwendig. Zunächst wurden die Versuchsparameter im Rahmen von Vorversuchen ermittelt.

6.3.3.1 Ermittlung der Basislinie mit Bauteil nach Serienstand sowie Charakterisierung der DLC-beschichteten Bauteile

Bezüglich der Verschleißtiefen zeigt die im Rahmen des Projektes entwickelte, DLC-beschichtete Funktionsfläche eine deutliche Überlegenheit, siehe Abbildung 61. Die ermittelte Verschleißtiefe der DLC-Schicht betrug nur ca. 20 % der Verschleißtiefe des Standardkolbenhemdes.

Die während des Tests ermittelten Reibwerte liegen in einem ähnlichen Bereich, siehe Abbildung 62. Dabei sind die Reibwerte der im Rahmen des Projekts entwickelten DLC-Schicht besser reproduzierbar und liegen tendenziell etwas niedriger.

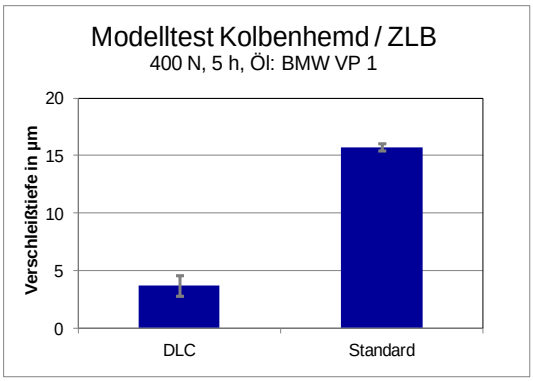


Abbildung 61: Verschleißtiefen von Kolbenhemden mit Standardschicht und DLC 2 nach Modelltest Kolbenhemd / Zylinderlaufbuchse.

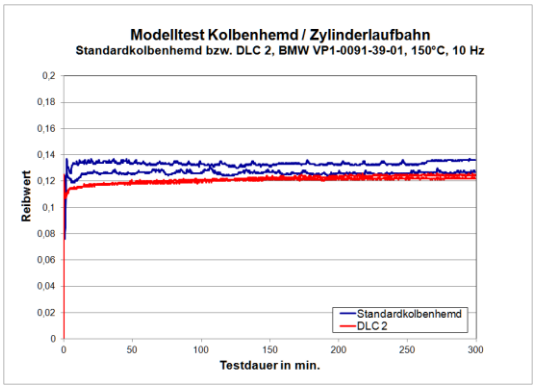


Abbildung 62: Reibwerte von Kolbenhemden mit Standardschicht und mit DLC 2 - Schicht im Modelltest Kolbenhemd / Zylinderlaufbuchse.

6.3.3.2 Dokumentation und Beurteilung der Schadensbilder

Eine typische Oberfläche von Kolbenhemden ist durch das Vorhandensein von Drehrillen aus dem Fertigungsprozess gekennzeichnet.

In Abbildung 63 ist die Standardschicht im Zustand nach Testende in in der Draufsicht dargestellt. Es ist gut erkennbar, dass die waagerecht verlaufenden Drehrillen bereits tief abgetragen sind. Beispielhaft wurde ein Bereich mittels eines 3-D-Mikroskops genauer untersucht, eine Übersicht ist in Abbildung 64 dargestellt, es sind zwei Drehrillen zu sehen. Die folgenden Darstellung in Abbildung 65 und Abbildung 66 zeigen diesen Bereich mit senkrechten bzw. waagerechten Tastschnittdarstellungen. Das Drehprofil ist eingeglättet bis auf wenige Mik-

rometer Tiefe, es sind kleine Ausbrüche an den Verschleißrändern zu erkennen. Im Vergleich dazu zeigt die Darstellung der mit der Variante DLC 2 beschichteten Funktionsfläche entsprechend den Verschleißwerten nur einen sehr geringen Abtrag der Drehrillen, vgl. Abbildung 67. Im Bereich der belasteten Drehrillenspitzen sind sehr viele Ausbrüche der DLC-Schicht zu erkennen. Die vergrößerte Darstellung eines solchen Bereichs in Abbildung 68

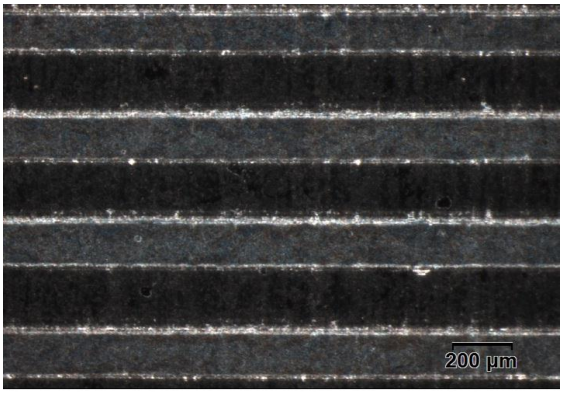


Abbildung 63: Standardschicht nach Testende, Draufsicht (Drehrillen).

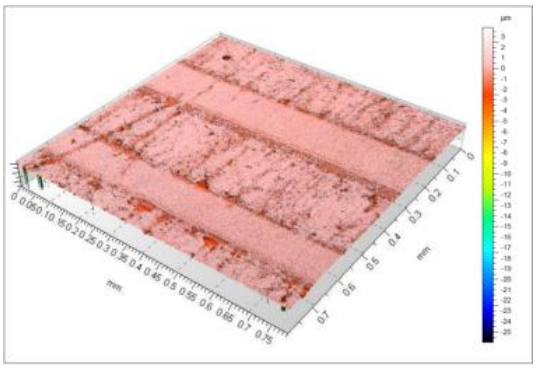


Abbildung 64: Standard-Kolbenhemd nach Modelltest, 3 D-Mikroskopdarstellung.

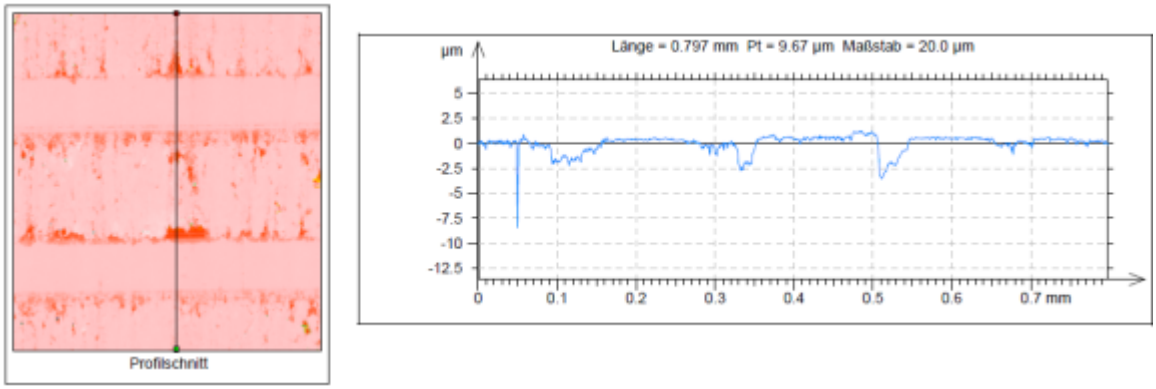


Abbildung 65: Standard-Kolbenhemd nach Modelltest, 3-D-Mikroskopdarstellung und zugehöriger Tastschnitt.

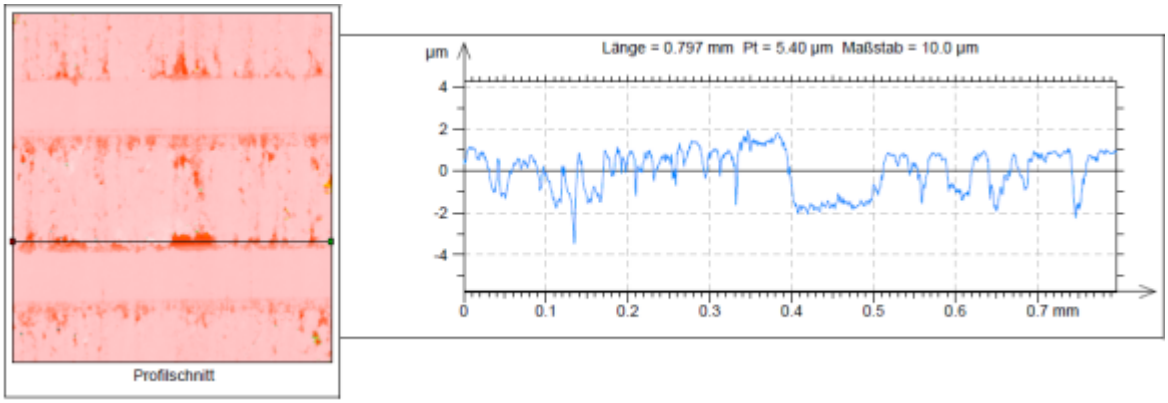


Abbildung 66: Standard-Kolbenhemd nach Modelltest, 3-D-Mikroskopdarstellung und zugehöriger Tastschnitt.

zeigt diese Ausbrüche. Weitere Untersuchungen zur genaueren Betrachtung dieser Ausbrüche sind in Abbildung 69 bis Abbildung 72 dargestellt. Die Abbildung 69 zeigt zunächst einen Ausschnitt des Kolbenhemdes über zwei Drehrillen mit Ausbrüchen in einer 3-D-Darstellung. Eine Vergrößerung der linken Schadstelle ist in Abbildung 70 dargestellt. Auch in dieser vergrößerten Ansicht finden sich Anzeichen für kohäsives Versagen in Form von Grübchen bzw. muschelförmigen Ausbrüchen. Zur Ermittlung der Ausbruchtiefe wurden im untersuchten Bereich aus Abbildung 69 jeweils senkrecht zu den Drehrillen und parallel zu den Drehrillen Tastschnitte extrahiert, sie sind in Abbildung 71 und Abbildung 72 abgebildet. Aus diesen Analysen ergibt sich die Ausdehnung eines Ausbruchs auf ca. 0,14 x 0,2 mm mit einer Tiefe von ca. 8 µm. Die Schichtdicke der DLC-Schicht betrug ca. 10 µm. Damit kann das kohäsive Versagen der DLC-Schicht bestätigt werden.

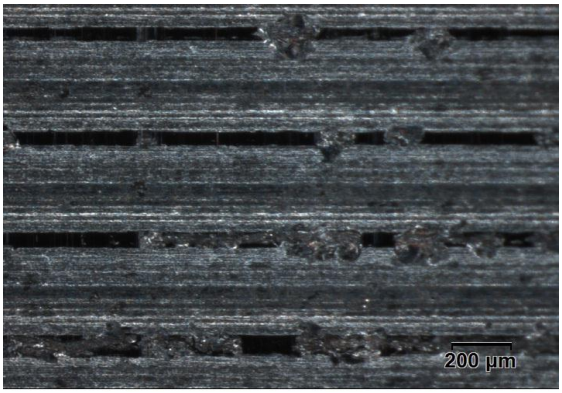


Abbildung 67: DLC 2 nach Testende, Draufsicht (Drehrillen).

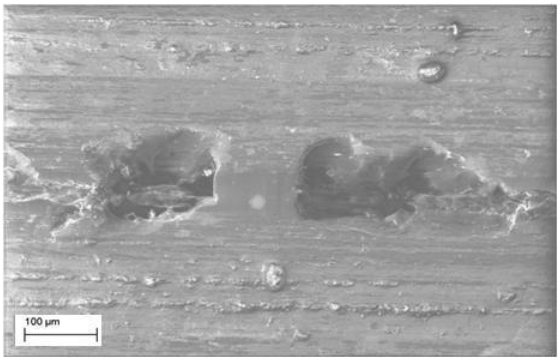


Abbildung 68: Bereich des Schichtausbruchs vergrößert: DLC 2 nach Testende, Draufsicht (Drehrille).

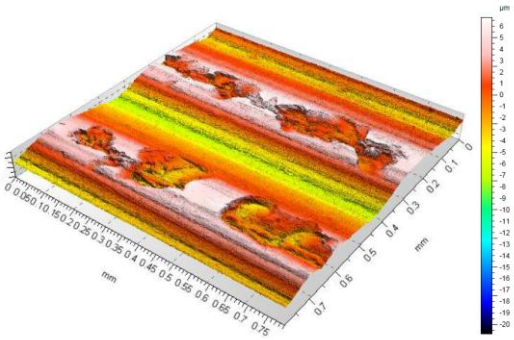


Abbildung 69: DLC-2 Kolbenhemd nach Modelltest, 3-D-Mikroskopdarstellung.

Abbildung 70: DLC-2 -Kolbenhemd nach Modelltest, Vergößerung einer Schadstelle, 3-D-Mikroskopdarstellung.

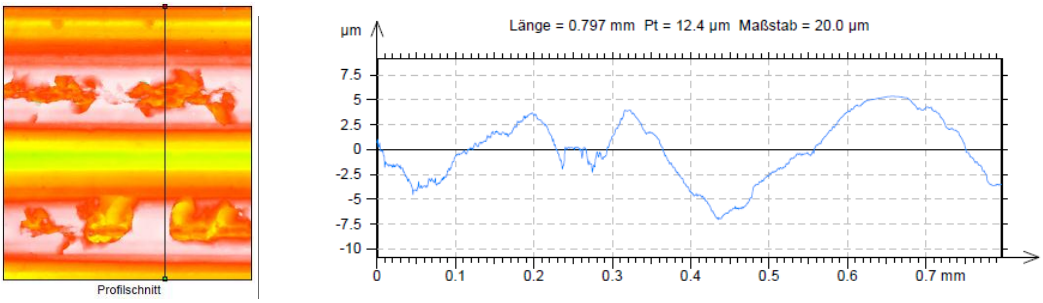


Abbildung 71: DLC-2 - Kolbenhemd nach Modelltest, 3-D-Mikroskopdarstellung und Tastschnitt.

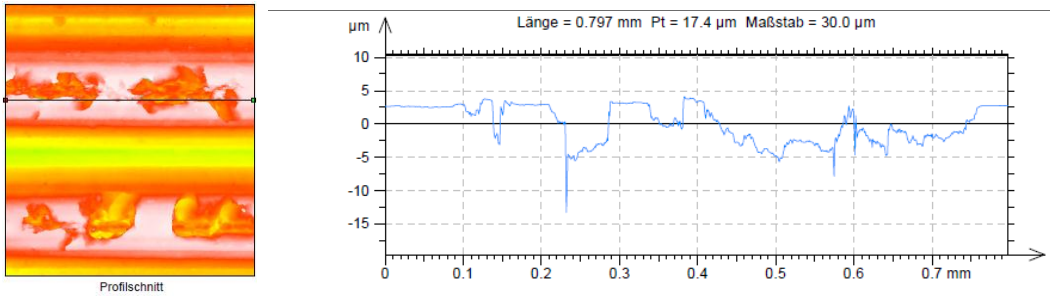


Abbildung 72: DLC-2 -Kolbenhemd nach Modelltest, 3-D-Mikroskopdarstellung und Tastschnitt.

Zusätzlich zu den beschichteten Kolbenhemden wurden die zugehörigen Zylinderlaufflächen untersucht. Die Zylinderlauffläche aus dem Test mit der Standardkolbenhemdschicht zeigt keine sichtbaren Schädigungen, alle Bearbeitungsriefen sind noch erkennbar, vgl. Abbildung 73. Im Gegensatz dazu ist die Oberfläche der Zylinderlauffläche aus dem Test des DLC-beschichteten Kolbenhemdes stark verschlissen, die Bearbeitungsriefen sind nahezu vollständig abrasiv abgetragen und es sind kleine Riefen in Bewegungsrichtung vorhanden, vgl. Abbildung 74.

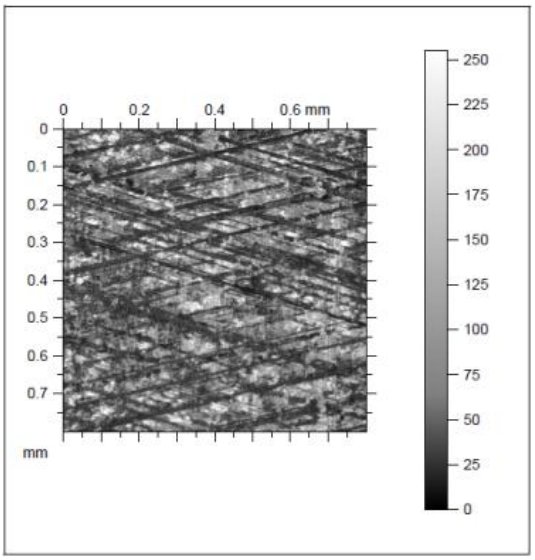


Abbildung 73: Zylinderlauffläche nach dem Modelltest Standard-Kolbenhemd / Zylinderlauffläche, 3-D-mikroskopische Aufnahme.

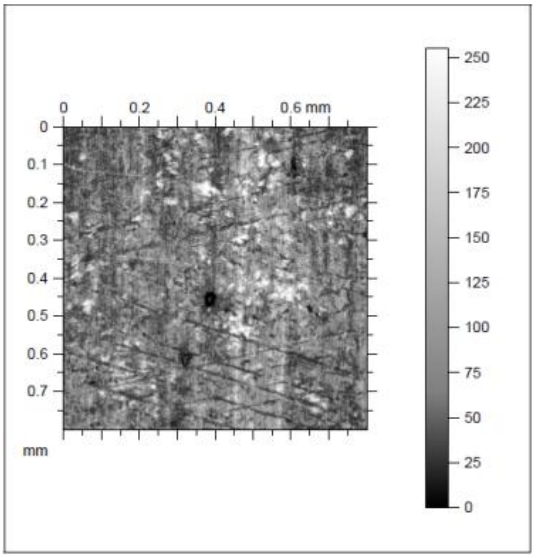


Abbildung 74: Zylinderlauffläche nach dem Modelltest DLC 2-Kolbenhemd / Zylinderlauffläche, 3-D-mikroskopische Aufnahme.

6.3.3.3 Diskussion der DLC-Ergebnisse

Der Reibwert des Kolbenhemdes mit der im Projekt entwickelten Schicht DLC 2 ist im vorgestellten Modelltest Kolbenhemd / Zylinderlauffläche ähnlich dem Reibwert der Standardschicht, jedoch kann eine Tendenz zu leicht geringeren Werten sowie eine geringere Streuung der Werte festgestellt werden. Diese Eigenschaften des Reibwertes der DLC-Schicht auf dem Kolbenhemd können die Reduzierung von Kraftstoff und damit die Reduktion des CO_2-Ausstoßes von Verbrennungsmotoren unterstützen. Der Schichtverschleiß des im Modelltest untersuchten Kolbenhemdes ist für die im Projekt entwickelte Schicht DLC 2 bedeutend geringer als für die Standardschicht. Mit einer Reduzierung des Kolbenhemdverschleißes auf 20 % zeigt die DLC-Schicht einen klaren Vorteil gegenüber der Standardschicht. Die Zylinderlaufflächen aus dem Test mit der Standardschicht zeigen keinen sichtbaren Verschleiß.

Eine genauere Betrachtung der verschlissenen DLC-beschichteten Oberflächen zeigt, dass aus diesem Kolbenhemd Schichtpartikel ausbrechen. Diese Ausbrüche erfolgen kohäsiv bis in eine Tiefe von ca. acht Mikrometern. Sie werden verursacht durch das Zusammenwirken des weichen Aluminium-Untergrunds mit geringer Stützwirkung und der harten DLC-Schicht. Die bei Belastung eingebrachten Druckspannungen führen in der DLC-Schichtoberfläche zu Schädigungen in Form von Schichtausbrüchen. Diese Schädigungen werden durch das Vorhandensein von bereits ausgebrochenen Schichtpartikeln im Ölbad noch verstärkt und führen zu abrasivem Verschleiß der Zylinderlauffläche. Ein höherer Verschleiß der Zylinderlaufbahn im Motor führt zu vermehrter Gasundichtigkeit, die Abgasemissionsvorgaben können evtl. nicht eingehalten werden. Zudem kann das ausgebrochene Material aus der harten DLC-Schicht (ca. 1000 HV) im Motor durch den Ölkreislauf in weitere tribologische Kontakte wie z. B. Kolbenring-Zylinderlaufbahn oder Lager geraten und diese schädigen.

6.4 Modellrechnungen und Simulation

Die im Projekt entwickelte Kolbenbeschichtung kann Einflüsse auf die geometrischen Abmessungen, den Reibwert und die Wärmeleitung haben. Die geometrischen Einflüsse werden durch eine Anpassung der Kolbenmaße vorgehalten, die Reibwerte werden in Modellversuchen ermittelt. Der Einfluss der Wärmeleitung wurde mit Hilfe von Simulationsrechnungen untersucht.

Neben dem Verschleißverhalten der einzelnen Bauteile wie Kolbenring, Kolben und Zylinderlaufbahn sind Ölverbrauch, Blow-By und Reibung sehr wichtige Funktionskennwerte für einen Motor. Da die mechanischen Beanspruchungen aufgrund der stetig ansteigenden Leistungsdichte kontinuierlich zunehmen, werden Analysen der Motorenbauteile während des Betriebs, insbesondere der Kolbenringbewegungen, immer wichtiger. Die Kolbenringbewegung beeinflusst insbesondere den Ölverbrauch und das Blow-By, zwei für das Abgasverhalten sehr wichtige Parameter.

Zur Darstellung der Ringbewegungen ist ein analytisches Werkzeug erforderlich, mit dem aufgrund der Randbedingungen die Bewegung der Kolbenringe relativ zur Kolbenbewegung bestimmt werden kann. Wichtige Eingangsgrößen sind dabei die Geometrien des Kolben, der Ringe und der Zylinderwand, die sich unter thermischen Einflüssen verändern und eine Auswirkung auf die Gasdynamik haben. Gasdruckanstieg und -niveau können durch das Kolbenringdesign beeinflusst werden. Neben den vorgegebenen geometrischen Veränderungen kommt es zu unbeabsichtigten Verzügen z. B. durch die Montage und durch thermische Ausdehnungen. Insbesondere die Wärmeleitfähigkeit von Beschichtungen ist von großer Bedeutung, da diese zu unterschiedlichen thermischen Zuständen im Gesamtsystem führen kann.

Wenn durch eine geringe Wärmeleitfähigkeit der aufgebrachten Schicht die Wärmeenergie im Kolben gehalten wird, wird sich dieser erhitzen und die Zylinderwand kühler bleiben. Im Gegensatz dazu wird bei einer hohen Wärmeleitfähigkeit der Schicht die Wärmeenergie besser vom Kolben auf die Zylinderwand übertragen, wodurch sich für den Kolben eine geringere Temperatur ergibt, die Zylinderwand jedoch wärmer wird.

6.4.1 Grundlegende Untersuchungen

Es wurde analysiert, ob eine signifikante Veränderung der Ringbewegung durch unterschiedliche Temperaturfelder aufgrund der Wärmeleitfähigkeit der im Projekt entwickelten Kolben mit Beschichtung im Vergleich zur unbeschichteten Nut erreicht werden kann und wie sich diese auswirken würde.

6.4.1.1 Generelle Funktionsweise der Ringdynamik

Wie bereits beschrieben, macht die Geometrie des Kolbens, der Ringe und der Zylinderwand einen wesentlichen Bestandteil der 3D-Ringdynamik aus. Der im Brennraum herrschende Druck wird dem Kurbelgehäusedruck gegenübergestellt und es kommt in einem offenen System zu einem Druckausgleich. Die Kolbenringe dichten das System ab und verhindern den ungehinderten Ausgleich der Drücke. Prinzipiell wird die Dichtfunktion des Kolbenrings dadurch erreicht, dass ein ununterbrochener Kontakt der Lauffläche mit der Zylinderwand besteht und der Kolbenring zusätzlich die Ringnut am Kolben berührt. Ist diese Bedingung gegeben (siehe Abbildung 75, rechtes Bild), wird verhindert, dass das Gasgemisch aus der Brennkammer in das Kurbelgehäuse gelangt. Dieser Gasaustausch (Blow-By) kann nicht komplett verhindert werden, denn der Kolbenring besitzt zur Montage und zur Gewährleistung einer Flexibilität zur Anpassung an Zylinderverzüge einen Stoß, d. h. eine Öffnung. Dieser Stoß bildet in Verbindung mit dem Kolbenspiel einen Strömungskanal, der Blow-By zulässt. Der Gasaustausch wird deutlich erhöht sobald der Ring nicht mehr in der Nut anliegt, sondern aufgrund der wirkenden Kräfte während des Motorbetriebs seinen Kontakt verliert, zwischen den Nutflanken schwebt und einen Kanal für den Gasfluss erzeugt, siehe Abbildung 75, linkes Bild.

Das Wechselspiel zwischen Ringkräften, Gasfluss und der Hydrodynamik ergibt in Summe die Ringbewegung. Diese verändert wiederum die Randbedingungen und beeinflusst dadurch das Gesamtsystem.

Oberhalb des Ringes der ersten (oberen) Nut herrscht der gleiche Gasdruck wie im Brennraum. Aufgrund der Abdichtung unterhalb des Ringes in der Regel ein niedrigerer Druck. Liegt der Ring an der unteren Flanke der Nut an, so kann das Gasgemisch aus dem Brennraum bis hinter den Ring gelangen und der Druck hinter dem Ring steigt an. Bewegt sich der Ring in der Nut zur oberen Nutflanke, so kann ein Gasfluss vom Volumen hinter dem Ring zum Volumen unterhalb des Rings entstehen.

Der Gasfluss wird jedoch nicht nur durch die Position des Ringes in der Nut bestimmt, sondern auch durch den Verkippwinkel (Twistwinkel). Bei den meisten Kolbenringen entsteht schon beim Einbau ein Verkippen des Ringes über den Umfang. Dieser Effekt wird auch durch die Gasdrücke, den hydrodynamischen Druck und die hydrodynamische Reibung hervorgerufen. Die Kanäle für den Gasfluss werden dadurch entweder konvergent oder divergent, sprich zusammen- oder auseinanderlaufend. Dies beeinflusst die Gasvolumenströme. Der Kolbenring muss nicht komplett an der Nutflanke anliegen, um das System abzudichten. Der Kontakt einer Laufflächenkante über den gesamten Umfang führt ebenfalls zur Abdichtung. Daher ist die Betrachtung um den gesamten Ringumfang wichtig. Der Kolbenring ist ein gekrümmter Balken, der durch seine Länge deutliche Unterschiede in seinem Twistwinkel vom Ringrücken bis zu den Stoßenden haben kann. Dies kann dazu führen, dass der Kolbenring z. B. am Stoßbereich die Nutflanke berührt und seine Dichtfunktion erfüllt, am Ringrücken jedoch nicht.

Zum Verständnis der Ringbewegung, ist eine Diskussion der wirkenden Kräfte notwendig. Eine Prinzipskizze ist in Abbildung 76 dargestellt. Resultierend aus den Gasdrücken entstehen aufgrund der verschiedenen Flächen des Rings unterschiedliche Kräfte. Das Kräftegleichgewicht führt zu einer Bewegung in der Ringnut. Da der Druck oberhalb des Ringes höher ist als unter dem Ring, liegt der Ring auf der Nutunterflanke auf. Durch die spezifische Kolbenbewegung werden zusätzlich die Massenkräfte des Kolbenrings wirksam. Insbesonde-

re im Ladewechselbereich, in dem der Druck im Brennraum relativ gering ist, kommt es daher oft zu einer Bewegung des ersten Rings.

Betrachtet man die Flächenschwerpunkte der Drucklasten, so wird deutlich, dass die resultierenden Kräfte nicht nur wie beschrieben auf den Flächenschwerpunkt des Kolbenrings wirken, sondern ebenfalls ein Verkippen des Ringes zur Folge haben. Zusätzlich dazu ist die Verteilung des hydrodynamischen Öldruckes an der Lauffläche von Geschwindigkeit und Richtung abhängig. Einen großen Einfluss hat auch die Balligkeit, mit der insbesondere diese Druckverteilung gezielt verändert werden kann. Dadurch entsteht auch bei anderen Druckverhältnissen zwischen Auf- und Abwärtshub ein unterschiedliches Momentengleichgewicht. Darüber hinaus wird aufgrund der hydrodynamischen Reibung eine weitere Kraft in das System hinzugefügt, die einen Einfluss auf den Twist des Ringes hat.

Jeder Ring wird als eigenes System betrachtet. Dennoch besteht ein direkter Zusammenhang zwischen den unterschiedlichen Ringbewegungen. Über dem ersten Ring herrscht Verbrennungsdruck, der Druck unterhalb des Ringes wird berechnet. Das Druckniveau unter dem 1. Ring ist also variabel und stellt direkt den Druck oberhalb des 2. Rings dar.

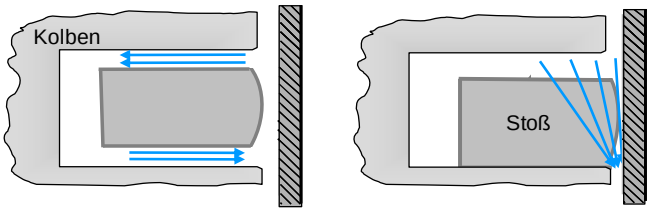


Abbildung 75: Mögliche Kanäle für den Gasfluss an den Flanken und am Stoß.

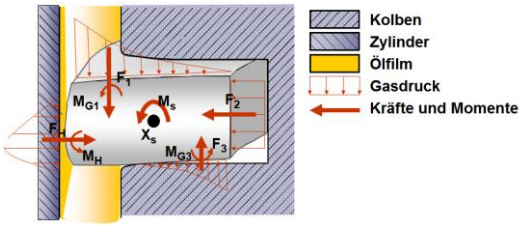


Abbildung 76: Kräftegleichgewicht am Kolbenring.

6.4.1.2 Formfüllvermögen

Für die Berechnung der Ringdynamik wird der Kontakt zwischen Zylinderwand und Lauffläche des Kolbenrings vorausgesetzt, doch ist dieser nicht immer gegeben. Da die Zylinderwand stets Verzüge aufweist, besteht die Aufgabe des Kolbenrings darin dieser Kontur folgen zu können um das System abzudichten. Das Formfüllvermögen ist abhängig von der Lage des Ringes und der Verzugsart des Zylinders. Das Formfüllvermögen ist für das Dichtverhalten von größter Bedeutung.

Mit dem Berechnungswerkzeug wird dieses Formfüllvermögen analysiert und das Ergebnis in Form des hydrodynamischen Druckes und der Restölfilmdicke dargestellt. Die kritischste Stelle befindet sich in der Regel im oberen Bereich des Zylinders. Dort sind oft hohe Verzüge vierter Ordnung wiederzufinden, die durch die Montage des Motorblocks entstehen und deren Form für den Kolbenring schwer zu füllen ist.

6.4.1.3 Projektaufbau und -daten

Durch geometrische Veränderungen von Kolbennut und Kolbenring können Druckanstiege und entsprechende Druckniveaus gezielt manipuliert werden, wie bereit in Kapitel 6.4.1.1 ausgeführt. Die Veränderungen durch eine andere Wärmeleitfähigkeit einer Kolbenbeschichtung werden im Folgenden untersucht.

Hierzu wird zunächst ein Grundmodell des Projektmotors BMW N55 im Analyseprogramm modelliert, die zugehörigen Betriebsdaten sind in Tabelle 2 zusammengestellt. Als Basiskol-

ben wird der zu Projektbeginn in der Serie eingesetzte Aluminiumkolben X.0841V-814 verwendet, Skizze in Abbildung 77. Im Rahmen von Kolbenauslegungen werden üblicherweise Berechnungen für den Vollastbetrieb sowie Kolbenverformungen durchgeführt. Aus dieser FE-Berechnung werden neben den Verzugsdaten ebenfalls die dazugehörigen Temperaturdaten entnommen. Da keine genaueren Angaben über den Zylinder zur Verfügung gestellt wurden, wird eine Zylindertemperatur von 140°C angenommen. Aus dieser Temperatur wird für das Modell ein durchschnittlicher Zylinderdurchmesser für den gefeuerten Betrieb berechnet.

In der Berechnung werden nur die beiden oberen Ringe betrachtet, da aus früheren Simulationen hervorgeht, dass der Ölring keinen Einfluss auf die Gasdynamik hat. Die wichtigsten Daten der beiden für die Modellrechnungen eingesetzten Ringe sind in Tabelle 3 dargestellt.

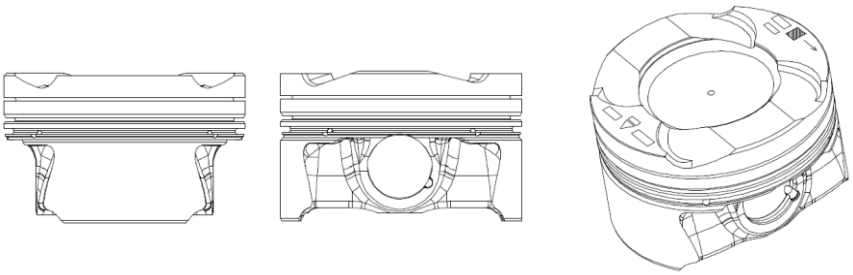
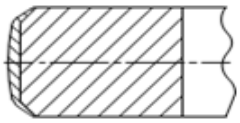
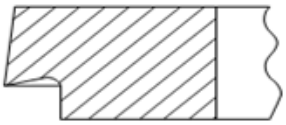


Abbildung 77: Kolben des BMW N 55 (X.0841V-814).

Tabelle 2: Motordaten BMW N 55.

Anzahl Zylinder	6
Arbeitsweise	4-Takt
Gemischbildung	Direkteinspritzung
Ladung	Turbolaufladung
Kraftstoff	Benzin
Leistung / Nenndrehzahl	260kW bei 5000U/min
Verdichtungsverhältnis	10.2 : 1
Durchschnittlicher Zünddruck	114 bar
Motorblockmaterial	Aluminium
Zylinderlaufflächenmaterial	Grauguss
Zylinderdurchmesser	84mm
Hub	89.6mm
Hubvolumen	2979 cm^3
Pleuellänge	144,35mm

Tabelle 3: Ringdaten zur Simulation.

	1. Nut	**2. Nut**
Bezeichnung:	K 00 562 640 0	K 00 558 730 3
Geometrie:	Typ 001 Rechteckring	Typ 026 Nasenminutenring
Querschnitt:		
Tangentialkraft:	8.3 … 12.5N	5.6 … 8.4N

Aus dem Ausgangssdatensatz werden vier verschiedene thermische Veränderungen im System abgeleitet und miteinander verglichen. In der ersten Variante wird angenommen, dass durch eine geringe Wärmeleitfähigkeit der Kolbenbeschichtung der Kolben die Wärme nicht abführen kann und sich erwärmt. Unter der Voraussetzung, dass wenig Wärme vom Öl abtransportiert wird und die Zylinderwand schlecht gekühlt ist, erhitzt sich somit auf Dauer auch die Zylinderwand. Bei der zweiten Variante wird die Wärmeenergie ebenfalls im Kolben durch die geringe Wärmeleitfähigkeit gehalten. Im Gegensatz zur ersten Variante wird davon ausgegangen, dass dadurch eine Temperaturverlagerung entsteht, die in Summe dazu führt, dass die Zylinderwand kühler wird. Die dritte Variante setzt eine hohe Wärmeleitfähigkeit der Kolbenschicht voraus. Dementsprechend ergibt sich, dass der Kolben kühler und die Zylinderwand wärmer wird, weil die zusätzliche Wärmeenergie nicht abtransportiert werden kann. Variante vier setzt eine hohe Wärmeleitfähigkeit voraus, die die Möglichkeit beinhaltet, dass durch Kühlung der Zylinderwand und Wärmetransport über das Öl in Summe die Zylinderwand abkühlt, sprich, dass das absolute Temperaturniveau von Kolben zur Zylinderwand in Relation gleich bleibt. Es werden also die folgenden vier Varianten betrachtet.

V1. Der Kolben und die Zylinderwand werden wärmer

V2. Der Kolben wird wärmer, während die Zylinderwand kühler wird

V3. Der Kolben wird kühler, während die Zylinderwand wärmer wird

V4. Der Kolben und die Zylinderwand werden kühler

Diese vier Varianten stellen Extreme dar, es werden jeweils Temperaturveränderungen von 10 K, 20 K, 30 K und 40 K betrachtet. Für Variante 1 und 4 wird das Gesamtsystem um jeweils 10 K erhöht bzw. abgesenkt, während bei Variante 2 und 3 jeweils Kolben- und Zylinderwandtemperatur um jeweils 5 K variiert werden, was wiederum in Summe 10 K Gesamtabweichung ergibt, vgl. Tabelle 4.

Tabelle 4: Temperaturveränderungen für die einzelnen Berechnungsvarianten.

	Variante 1		Variante 2		Variante 3		Variante 4	
ΔT	Kolben	Zyl.	Kolben	Zyl.	Kolben	Zyl.	Kolben	Zyl.
10K	10K	10K	5K	-5K	-5K	5K	-10K	-10K
20K	20K	20K	10K	-10K	-10K	10K	-20K	-20K
30K	30K	30K	15K	-15K	-15K	15K	-30K	-30K
40K	40K	40K	20K	-20K	-20K	20K	-40K	-40K

Der Ausdehnungskoeffizient von $1{,}2 \cdot 10^{-5}$ für die Zylinderwand ist ein angenommener Wert, der den Einfluss des Aluminiumblocks sowie den deutlich geringeren Ausdehnungskoeffizient der Graugussbuchse berücksichtigt. Der Ausdehnungskoeffizient für den Kolben wird aus den Verzügen und Temperaturen zurückgerechnet, während die Werte für die Kolbenringe den jeweiligen Spezifikation entnommen werden. Die so definierten thermischen Ausdehnungskoeffizienten sind in Tabelle 5 zusammengestellt.

Tabelle 5: Verwendete Ausdehnungskoeffizienten der relevanten Bauteile.

Bauteil	α [10^{-5}]
Zylinderwand	1,20
Kolben	2,10
Ring der ersten Nut	1,10
Ring der zweiten Nut	1,15

Da eine direkte Messung der Zylinderverzüge vom Motor N 55 nicht zur Verfügung steht, wird stattdessen der Zylinderverzug des Vorgängermotors (N 54) genutzt. Um einen direkten Bezug zum Berechnungsfall herzustellen, wird der Verzug des Motors N 54 auf seinen durchschnittlichen rückgekühlten Verzug betrachtet. Es wird der relative Verzug bzw. eine Abweichung ermittelt. Diese Abweichung wird für den Motor N 55 genutzt, der mathematisch auf eine Betriebstemperatur von 140°C umgerechnet wird, vgl. Abbildung 78. Da die Zylinderwand in jeder Simulationsrechnung über die thermischen Veränderungen beeinflusst wird, gibt es für jede Simulationsrechnung Verzüge in Abhängigkeit der Zylindertemperatur.
Für die Extremfälle -40 K, 0 K und 40 K Temperaturänderung der Zylinderwand wird eine Formfüllvermögen-Analyse durchgeführt, um darzulegen, welchen Einfluss die thermische Ausdehnung auf die Formfüllung hat. Hierbei wird der Kolbenring in jeder Position betrachtet, um den möglichst ungünstigsten Fall bestimmen zu können. Dies ist insbesondere deshalb wichtig, weil das Formfüllvermögen des Ringes über den kompletten Umfang nicht konstant ist. Durch das Ändern der Stoßposition kann es dazu kommen, dass ungünstigere Radialdruckverteilungen erreicht werden.
Dadurch, dass in Variante 2 und 3 die Temperaturen zwischen Kolben und Zylinder unterschiedlich geändert werden, muss auch hier eine Auswirkung auf den Kolbenring in der Berechnung für die Formfüllung berücksichtigt werden. Es wird ein Temperaturgradient für den Ring eingeführt, der den Temperaturverlauf zwischen Innen- und Außendurchmesser beschreibt, wodurch die Radialdruckverteilung aufgrund einer unterschiedlichen Ausdehnung

des Ringes beeinflusst wird. Der letzte Bestandteil für das Rechenmodell ist das Druckverhältnis. Für den Kurbelgehäusedruck wird Umgebungsdruck angenommen. Der Verbrennungsdruck variiert entsprechend der Kurbelwinkelposition. Es wird eine Druckmessung von BMW vom 29.06.2006 verwendet, vgl. Abbildung 79. Der Druckverlauf gibt den Druck bei 5000 min^{-1} und 18.5 kW Leistung wieder.

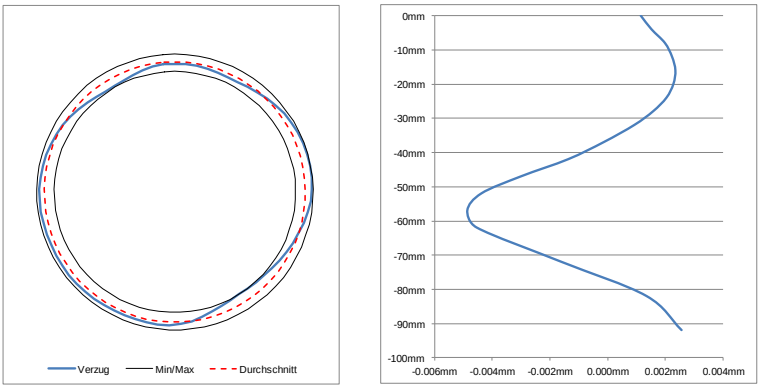


Abbildung 78: Durchschnittlicher Zylinderverzug pro Hub (links) und relativer radialer Zylinderverzug über Gesamthub (rechts).

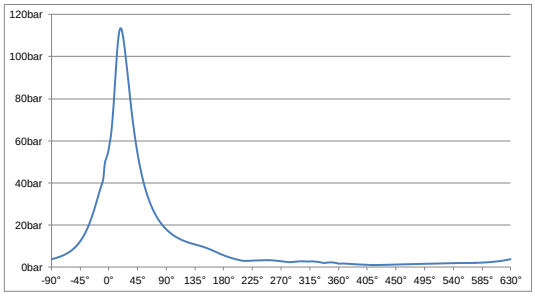


Abbildung 79: Verbrennungsdruckkurve (Messung 29.6.2006, BMW).

6.4.1.4 Auswirkung der thermischen Ausdehnung

Die vier gewählten Temperaturvarianten haben unterschiedliche Auswirkungen auf die Geometrie. Während eine Temperaturänderung zwischen Kolben und Zylinderwand zu Veränderungen in den bereits beschriebenen wichtigen Volumina und somit Rahmenbedingungen führt, zeigen Änderungen der Gesamttemperatur ebenfalls eine Auswirkung. Dies liegt in erster Linie an den unterschiedlichen Ausdehnungskoeffizienten der Bauteile. Die geometrischen Auswirkungen werden im Folgenden beschrieben.

6.4.1.5 Zylinderverzüge

Die Form der analysierten thermischen Zylinderverzüge für die betrachteten Temperaturänderungen ist nahezu ähnlich, siehe Abbildung 80. Durch die thermische Ausdehnung werden sowohl die maximalen Durchmesser größer, als auch die Auswirkung der Verzüge der unterschiedlichen Ordnungen. Weitere Einflüsse durch veränderte Spannbedingungen der Montageschrauben von Motorblock und Zylinderkopf werden hierbei nicht berücksichtigt.

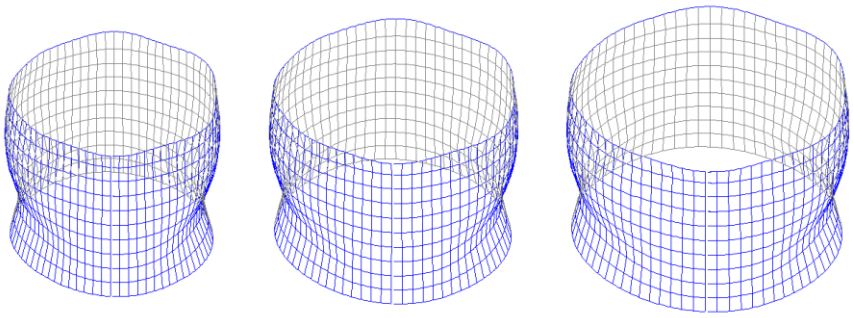


Abbildung 80: Berechneten Zylinderverzüge ((v.l.n.r.)ΔT = -40 K ; ΔT = 0 K; ΔT = 40 K).

6.4.1.6 Variante 1: Erhöhung der Kolben- und Zylinderwandtemperatur

Das System wird in vier Schritten erwärmt. Unter der Annahme, dass die Zylinderwand schlecht gekühlt ist und das Öl nur geringe Mengen an Wärmeenergie abtransportieren kann, wird über die Zeit auch die Zylinderwand wärmer.

Wie bereits beschrieben entstehen die geometrischen Änderungen durch die unterschiedlichen Ausdehnungskoeffizienten der Bauteile. Durch den hohen Ausdehnungskoeffizienten des Kolbens ist auch die Auswirkung auf den Kolben am größten, während die Ringe am wenigsten auf die Temperatur reagieren. Entsprechend wird der Umfang des Zylinders größer. Das Gleiche geschieht auch mit dem Kolbenring, sodass die Balkenlänge des Rings verlängert wird. Da die Lauffläche des Kolbenrings mit der Zylinderwand in Kontakt steht, der Kolbenring jedoch eine geringere Längenausdehnung hat, ist das Resultat ein mit steigender Temperatur zunehmendes Stoßspiel. Die Skizzen in Abbildung 81 erläutern diese Zusammenhänge. Das Kolbenspiel steht in direktem Zusammenhang zum Stoßspiel. Während das Stoßspiel bei steigender Temperatur vergrößert wird, verringert sich das Kolbenspiel.

Ein ähnlicher Effekt entsteht beim Landvolumen. Zylinderwand und Kolben dehnen sich unterschiedlich aus, wodurch der Spalt zwischen Zylinderwand und Kolben geringer wird, vgl. Abbildung 82.

Das Totvolumen hinter dem Ring ist durch drei verschiedene Effekte geprägt. In erster Linie entfernt sich der Kolbenring radial vom Nutgrund durch den steigenden Zylinderwanddurchmesser. Der Kolben dehnt sich im Nutgrund stärker und rückt entsprechend näher an den Innendurchmesser des Ringes. Zusätzlich dehnt sich auch der Kolbenring aus, wodurch der Abstand zwischen Ring und Kolbengrund weiter reduziert wird. In Summe wird das Totvolumen kleiner. Diese Überlegungen sind in den Skizzen in Abbildung 83 dargestellt. Aus den vorgestellten Betrachtungen ergeben sich geometrische Veränderungen im Gesamtsystem, die in Tabelle 6 zusammengefasst sind.

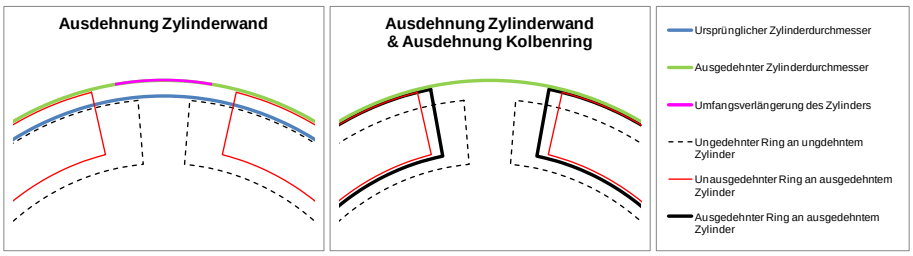


Abbildung 81: Auswirkung der thermischen Veränderung auf den Stoß (Variante 1).

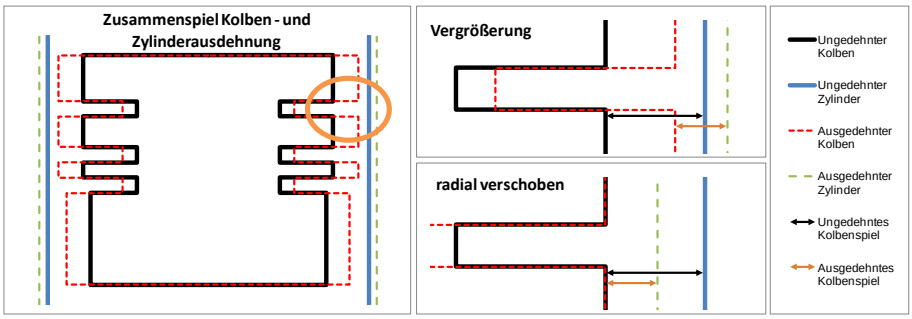


Abbildung 82: Auswirkung der thermischen Veränderung auf das Kolbenspiel (Variante 1).

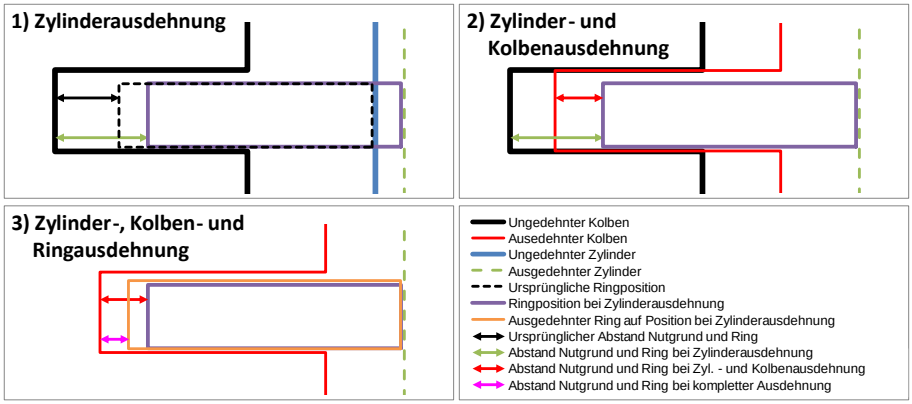


Abbildung 83: Auswirkung der thermischen Veränderung auf das Totvolumen (Variante 1).

Tabelle 6: Prozentuale Veränderung der relevanten Geometrie (Variante 1).

Variante 1	**10K**	**20K**	**30K**	**40K**
1. Ring - Stoßspiel	3.36 %	7.56 %	11.76 %	15.13 %
1. Ring - Kolbenspiel	-2.76 %	-4.83 %	-7.59 %	-10.34 %
1. Ring - Landvolumen	-1.18 %	-3.71 %	-5.61 %	-7.41 %
1. Ring - Totvolumen	-0.41 %	-0.72 %	-1.14 %	-1.55 %
2. Ring - Stoßspiel	1.33 %	2.67 %	3.56 %	4.89 %
2. Ring - Kolbenspiel	-1.62 %	-3.24 %	-4.45 %	-6.07 %
2. Ring - Totvolumen	-0.56 %	-1.01 %	-1.57 %	-2.13 %
Zylinderwand	0.01 %	0.02 %	0.04 %	0.05 %

6.4.1.7 Variante 2: Erhöhung der Kolben- und Verringerung der Zylinderwandtemperatur

Der Unterschied zur ersten Variante besteht in der Wärmeverteilung im Motorblocksystem. Wird die Wärmeenergie gut abtransportiert, ist anzunehmen, dass auch das Temperaturniveau in der Zylinderwand sinkt, wenn weniger Wärmeenergie an die Zylinderwand abgege-

ben wird. Entsprechend wird eine Reduzierung der relevanten Volumina durch die unterschiedliche Temperaturveränderung von Zylinderwand und Kolben hervorgerufen.

Für den Kolbenring ergeben sich geringe Temperaturveränderungen. Dadurch, dass der Kolben stärker in die Gewichtung im Temperaturgleichgewicht für die Ringe betrachtet wird, entsteht eine leichte Erhöhung der Ringtemperatur. Da der Umfang der Zylinderwand durch das Abkühlen reduziert wird, führt dies zu zwei Effekten: zunächst wird die Balkenlänge des Ringes größer, sodass sich das Stoßspiel verkleinert und zusätzlich verringert sich der Umfang des Zylinders, was das Stoßspiel ebenfalls verringert, vgl. Abbildung 84.

Das Kolbenspiel wird ebenfalls durch diese thermische Auswirkungen geringer. Der Kolben dehnt sich aus, während die Zylinderwand schrumpft, dadurch bewegen sich die äußeren Eckpunkte, die für das Kolbenspiel relevant sind, aufeinander zu, vgl. Abbildung 85. Der gleiche Effekt entsteht auch für das Land- und Totvolumen, sodass auch diese Volumina geringer werden. Das Totvolumen wird durch das leichte Expandieren des Ringes zusätzlich verringert, siehe Abbildung 86.

Aus den vorgestellten Betrachtungen ergeben sich geometrische Veränderungen im Gesamtsystem, die in Tabelle 7 zusammengefasst sind.

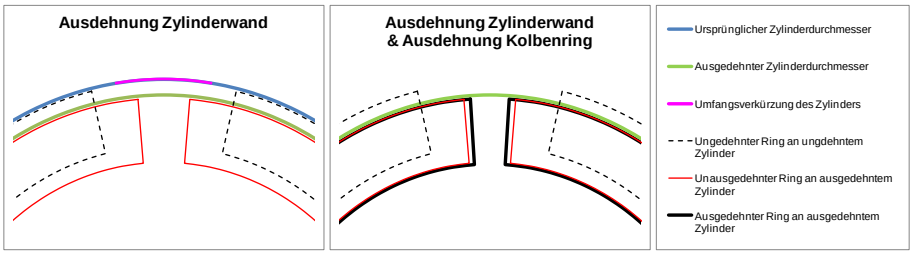


Abbildung 84: Auswirkung der thermischen Veränderung auf den Stoß (Variante 2).

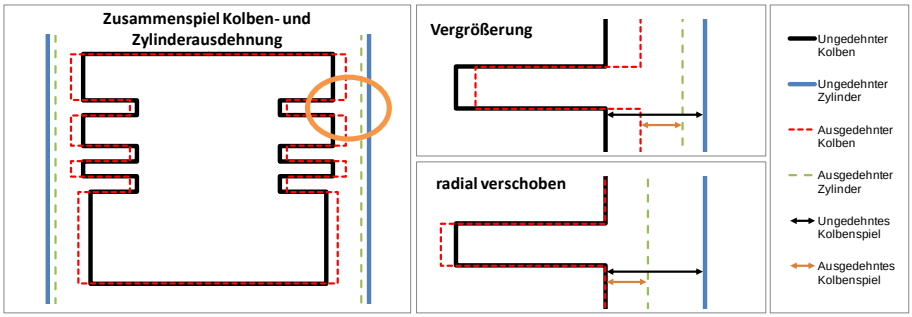


Abbildung 85: Auswirkung der thermischen Veränderung auf das Kolbenspiel (Variante 2).

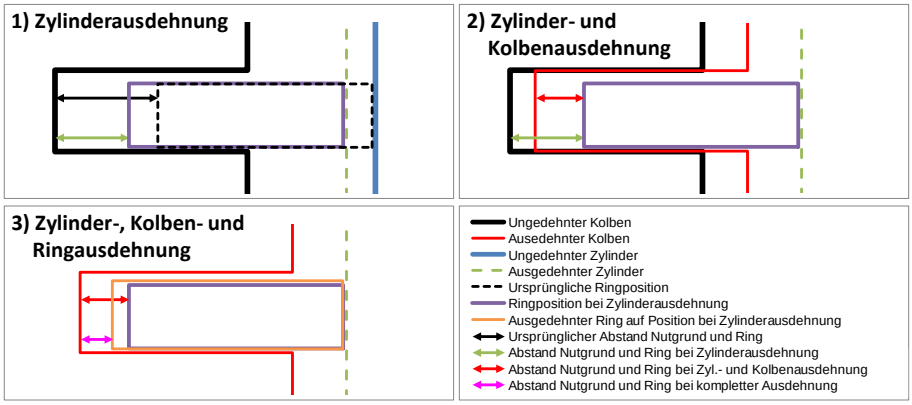


Abbildung 86: Auswirkung der thermischen Veränderung auf das Totvolumen (Variante 2).

Tabelle 7: Prozentuale Veränderung der relevanten Geometrie (Variante 2).

Variante 2	**10K**	**20K**	**30K**	**40K**
1. Ring - Stoßspiel	-15.13 %	-27.73 %	-42.86 %	-57.14 %
1. Ring - Kolbenspiel	-4.83 %	-9.66 %	-14.48 %	-18.62 %
1. Ring - Landvolumen	-3.44 %	-6.87 %	-10.31 %	-13.74 %
1. Ring - Totvolumen	-0.83 %	-1.65 %	-2.48 %	-3.30 %
2. Ring - Stoßspiel	-9.33 %	-17.78 %	-27.56 %	-36.89 %
2. Ring - Kolbenspiel	-2.83 %	-5.67 %	-8.50 %	-11.34 %
2. Ring - Totvolumen	-1.01 %	-2.13 %	-3.25 %	-4.37 %
Zylinderwand	-0.01 %	-0.01 %	-0.02 %	-0.02 %

6.4.1.8 Variante 3: Verringerung der Kolben- und Erhöhung der Zylinderwandtemperatur

In der dritten Variante hat die Beschichtung eine hohe Wärmeleitfähigkeit, so dass die Wärmeenergie gut abfließen kann. Unter der Voraussetzung, dass sich die Wärmeenergie verlagert und nicht besser abtransportiert wird – durch Kühlung und Öl – erhitzt sich die Zylinderwand während der Kolben abkühlt.

Auch bei der dritten Variante führen die gegensätzlichen thermische Einflüsse zwischen Kolben und Zylinderwand zu geometrischen Veränderungen in einer Richtung. Da der Temperaturabfall jedoch die invertierte zweite Variante wiederspiegelt, werden die Volumina und Spiele größer als im ursprünglichen Modell. Die Kolbenringe werden durch die Absenkung der Kolbentemperatur in Summe nur minimal abgekühlt, weil die Zylindertemperatur den Ring aufwärmt. Dennoch wird die Balkenlänge der Ringe kürzer, was zu einem erweiterten Stoßspiel führt.

Durch die Temperaturzunahme der Zylinderwand wird der abzudeckende Umfang des Zylinders vergrößert, sodass eine weitere Vergrößerung des Stoßspiels entsteht, vgl. Abbildung 87.

Durch das Expandieren des Zylinderwanddurchmessers und die Verringerung des Kolbendurchmessers erweitern sich die Abstände zwischen diesen Bauteilen. Dadurch wird das Kol-

benspiel größer, vgl. Abbildung 88. Genauso verhält sich auch das Landvolumen, wohingegen das Totvolumen durch die Verkleinerung des Ringes zusätzlich vergrößert wird, vgl. Abbildung 89.

Aus den vorgestellten Betrachtungen ergeben sich geometrische Veränderungen im Gesamtsystem, die in Tabelle 8 zusammengefasst sind.

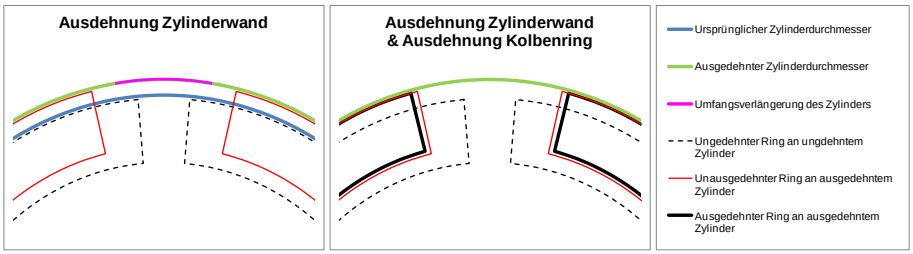


Abbildung 87: Auswirkung der thermischen Veränderung auf den Stoß (Variante 3).

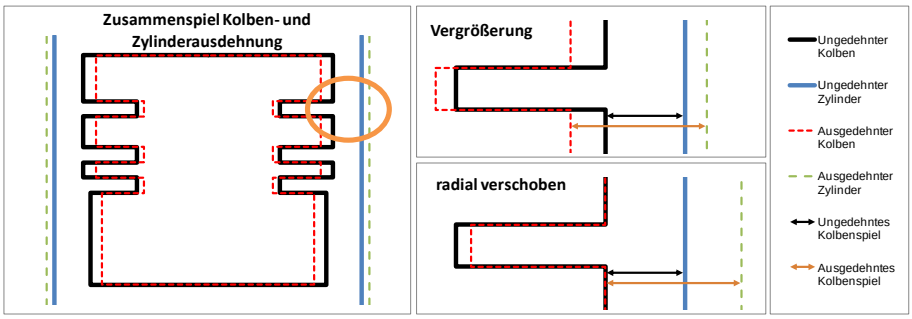


Abbildung 88: Auswirkung der thermischen Veränderung auf das Kolbenspiel (Variante 3).

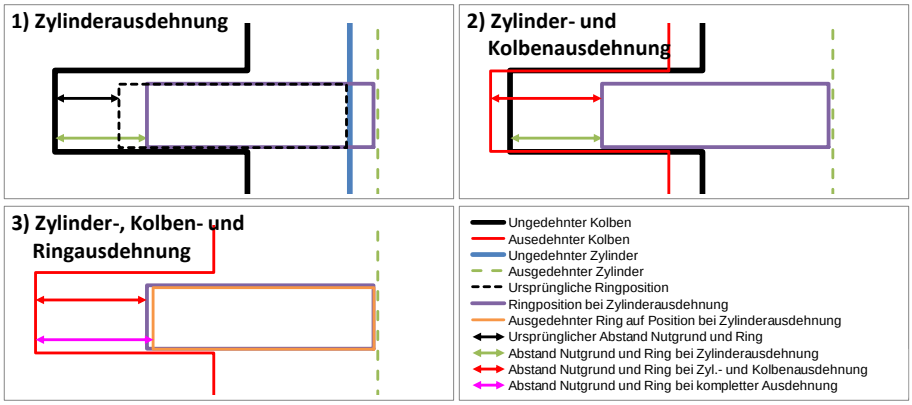


Abbildung 89: Auswirkung der thermischen Veränderung auf das Totvolumen (Variante 3).

Tabelle 8: Prozentuale Veränderung der relevanten Geometrie (Variante 3).

Variante 3	**10K**	**20K**	**30K**	**40K**
1. Ring - Stoßspiel	15.13 %	28.57 %	44.54 %	60.50 %
1. Ring - Kolbenspiel	4.83 %	9.66 %	14.48 %	19.31 %
1. Ring - Landvolumen	3.44 %	6.87 %	10.31 %	13.74 %
1. Ring - Totvolumen	0.83 %	1.75 %	2.58 %	3.41 %
2. Ring - Stoßspiel	9.78 %	18.22 %	27.56 %	37.33 %
2. Ring - Kolbenspiel	2.83 %	5.67 %	8.50 %	11.34 %
2. Ring - Totvolumen	1.12 %	2.24 %	3.36 %	4.48 %
Zylinderwand	0.01 %	0.01 %	0.02 %	0.02 %

6.4.1.9 Variante 4: Verringerung der Kolben- und Zylinderwandtemperatur

In der vierten Variante hat die Schicht ebenfalls eine hohe Wärmeleitfähigkeit, sodass die Wärmeenergie gut in das Zylindersystem fließen kann. Im Gegensatz zur dritten Variante wird ein optimaler Wärmeabtransport durch Öl und Kühlung angenommen, sodass eine Kühlung des Gesamtsystems entsteht. Die vierte Variante spiegelt durch die unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten somit die invertierte Variante 1 wieder.

Die Länge des Kolbenrings wird geringer, wodurch das Stoßspiel größer wird. Der Zylinderwanddurchmesser wird jedoch durch seinen größeren thermischen Ausdehnungskoeffizient stärker verringert, wodurch der Umfang geringer und in Summe das Stoßspiel kleiner wird, vgl. Abbildung 90.

Das Kolbenspiel nimmt hingegen zu, weil der Kolben die stärkste Durchmesseränderung erfährt und der Abstand zwischen Zylinderwand und Kolben somit zunimmt, vgl. Abbildung 91. Der gleiche Effekt tritt bei Land- und Totvolumen auf. Auch hier wird das Totvolumen durch die Wandstärke des Kolbenringes beeinflusst. Da die Wandstärke verringert wird, vergrößert sich dadurch das Totvolumen ebenfalls, vgl. Abbildung 92.

Aus den vorgestellten Betrachtungen ergeben sich geometrische Veränderungen im Gesamtsystem, die in Tabelle 9 zusammengefasst sind.

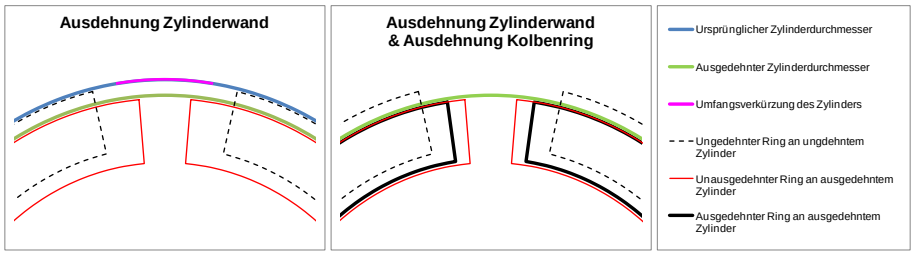


Abbildung 90: Auswirkung der thermischen Veränderung auf den Stoß (Variante 4).

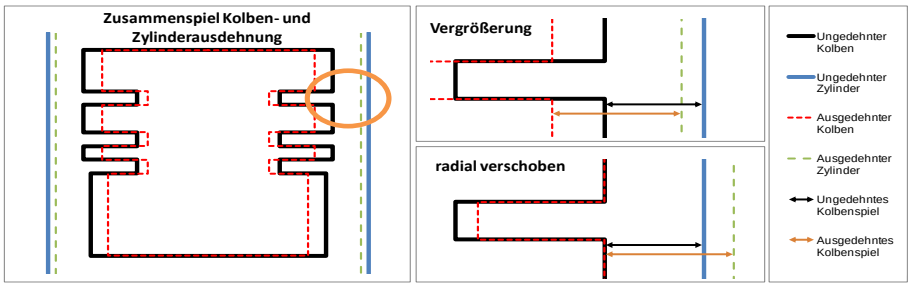


Abbildung 91: Auswirkung der thermischen Veränderung auf das Kolbenspiel (Variante 4).

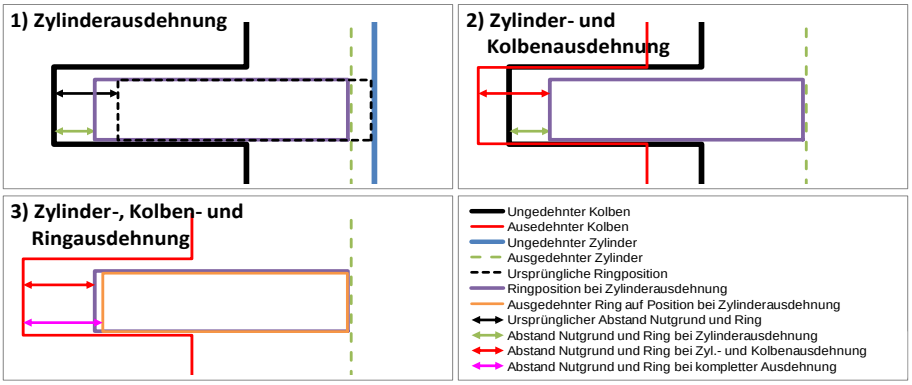


Abbildung 92: Auswirkung der thermischen Veränderung auf das Totvolumen (Variante 4).

Tabelle 9: Prozentuale Veränderung der relevanten Geometrie (Variante 4)

Variante 4	**10K**	**20K**	**30K**	**40K**
1. Ring - Stoßspiel	-4.20%	-7.56%	-10.92%	-14.29%
1. Ring - Kolbenspiel	2.76%	5.52%	8.28%	10.34%
1. Ring - Landvolumen	1.9%	3.71%	5.61%	7.41%
1. Ring - Totvolumen	0.41%	0.83%	1.24%	1.65%
2. Ring - Stoßspiel	-0.89%	-2.22%	-3.56%	-4.89%
2. Ring - Kolbenspiel	1.62%	2.83%	4.45%	6.07%
2. Ring - Totvolumen	0.56%	1.12%	1.68%	2.24%
Zylinderwand	-0.01%	-0.02%	-0.04%	-0.05%

6.4.2 Simulationsergebnisse

6.4.2.1 Formfüllvermögen

Im ersten Schritt wird ermittelt, welche Position des Ringes am kritischsten ist bzw. die größten Abweichungen erwartet werden. Hierbei wird der gesamte Hub betrachtet und die Winkelverschiebung des Stoßes auf den Durchmesser bezogen. Betrachtet wird der Gesamthub im oberen Bereich der Zylinderlaufbuchse in Schritten von 8 mm, woraus sich elf betrachtete Höheniveaus ergeben. In Abbildung 93 sind im oberen Bereich der Abbildung die hydrodynamische Öldruckverteilung (durch Pfeile dargestellt) sowie die Ölfilmdicke (Linie direkt am Kolbenringumfang) dargestellt, während im unteren Bereich der Abbildung die dazugehörige

axiale Position am Zylinder durch Rotfärbung verdeutlicht wird. Es ist zu erkennen, dass die Öldruckverteilung mit steigendem Abstand vom oberen Totpunkt zunehmend homogener wird. Obwohl der Zylinderverzug in der unteren Bildhälfte andeutet, dass es zu einer Einschnürung im unteren Bereich kommt, ist es eindeutig, dass die höheren Ordnungen des Verzuges gering bleiben und die Formfüllung gut erreicht werden kann. Die kritischste Position für den Ring liegt im oberen Bereich (0 mm), der entsprechend in den weiteren Analysen betrachtet wird.

In Abbildung 94 ist dargestellt wie sich die Öldruckverteilung und Restölfilmdicke verändern, wenn der Ring gedreht wird. Da das Formfüllvermögen des Ringes nicht über den kompletten Umfang gleich ist, kann dadurch eine ungünstigere Radialdruckverteilung hervorgerufen werden. Getestet werden die oberen beiden Positionen mit einer jeweiligen Verdrehung des Ringes von 5°. Da der Ring eine spiegelsymmetrische Form, bezogen auf eine Achse von Ringrücken und Stoß, hat, wird nur der Bereich von 0° bis 180° Verschiebung betrachtet. Es ist keine kritischere Stelle hinsichtlich des maximalen Druckes zu finden, sodass die Position für die nachfolgenden Simulationsberechnungen nur für einen Fall betrachtet wird.

In Abbildung 95 ist der Einfluss der lineraren thermischen Ausdehnung auf die Radialdruckverteilung des Kolbenrings dargestellt. Es zeigt sich, dass die reine thermische Ausdehnung des Gesamtsystems keine signifikante Veränderung im Formfüllvermögen erzeugt. Da der Ring ebenfalls mitgedehnt wird und die Verzüge auf ihr Ordnungen bezogen nur minimal größer werden, ist kaum ein Unterschied festzustellen.

Für die diskutierten Varianten 2) wird der Kolben wärmer, während die Zylinderwand kühler wird und 3) wird der Kolben kühler, während die Zylinderwand wärmer wird, variiert der Temperaturgradient des Ringes, sodass durch die Temperaturverteilung des Ringes eine zusätzliche Veränderung der Ringform hervorgerufen wird. Dennoch ist nur eine geringe Änderung der Radialdruckverteilung zu erkennen, vgl. Abbildung 96. Entsprechend ist die Dichtfunktion des Kolbenringes gegeben und damit die Grundvoraussetzung für die Simulationsberechnungen gegeben.

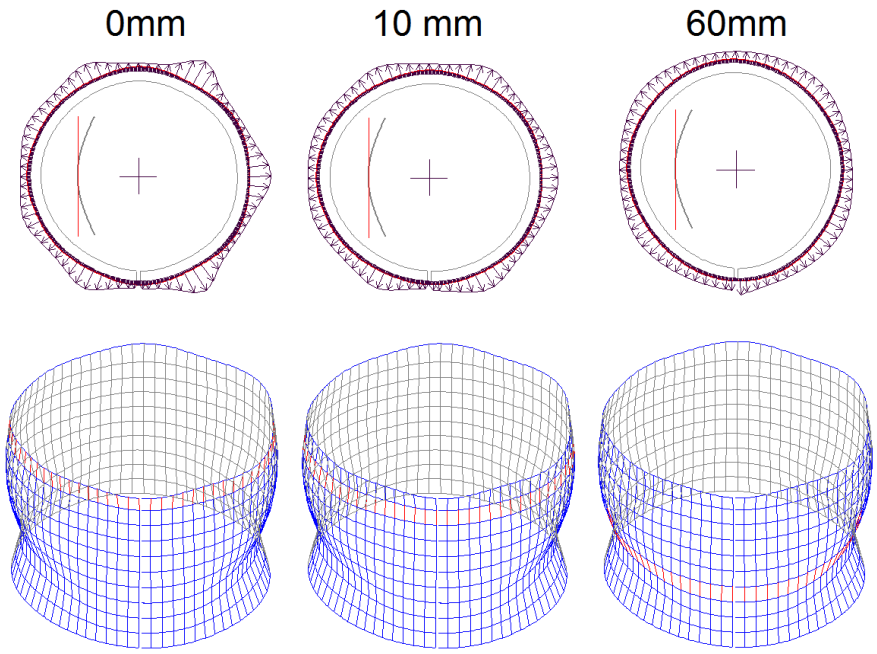


Abbildung 93: Formfüllvermögen bei unterschiedlicher Hubhöhe (ohne Temperaturveränderung).

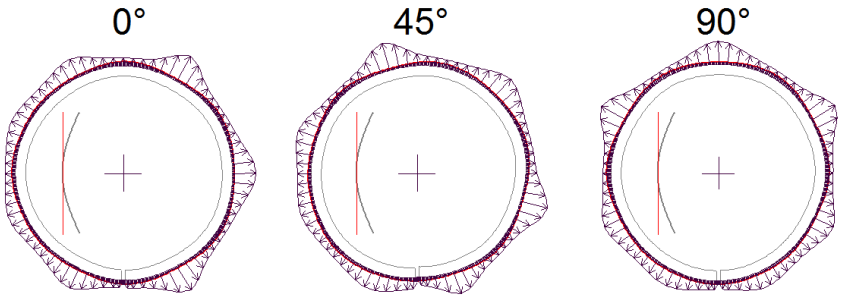


Abbildung 94: Veränderung der Radialdruckverteilung durch Verdrehen des Ringposition (ohne Temperaturveränderung).

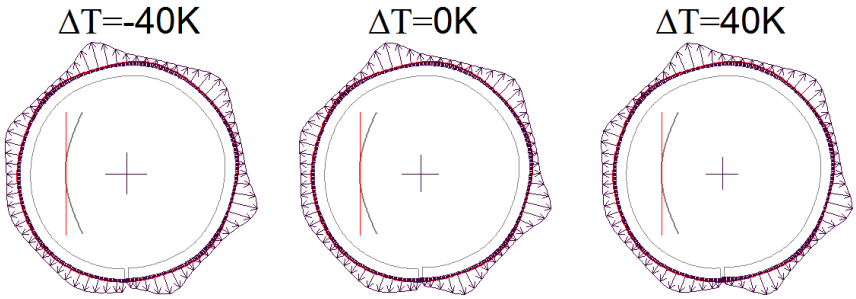


Abbildung 95: Einfluss der lineraren thermischen Ausdehnung auf die Radialdruckverteilung.

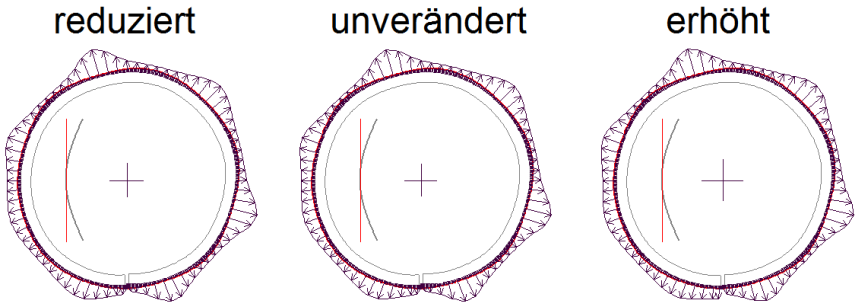


Abbildung 96: Einfluss der linearen thermischen Ausdehnung und des variierten thermischen Gradientens auf die Radialdruckverteilung.

6.4.2.2 Ringdynamik Auswertungssystematik

Die Simulationsergebnisse sind in Diagrammform visualisiert. Zum Verständnis werden die ausschlaggebenden Diagramme anhand der Simulation des Basissystems dargestellt (siehe Abbildung 97).

Im oberen linken Diagramm sind die Druckkurven dargestellt. Der rote Verlauf zeigt den Verbrennungsdruck in *bar* an, während der grüne Verlauf den Ringzwischendruck darstellt, der sich aufgrund der Ringbewegung und den Gasflüssen ergibt.

Die vier Diagramme unter dem Druckdiagramm zeigen die Position der Laufflächenkanten in *%* an: erreicht ein Verlauf die obere Grenze, so heißt dies, dass Kontakt zur Oberflanke der Nut besteht. Erreicht der Verlauf 0 %, besteht Kontakt zur Unterflanke. Entsprechend bewegt sich bei allen anderen Wertigkeiten der Ring innerhalb der Nut.

In allen vier Diagrammen zur Ringbewegung steht der grüne Verlauf für die Laufflächenkanten im Innendurchmesser, während der rote Verlauf die Laufflächenkanten am Außendurchmesser wiedergibt. Die oberen beiden Diagramme zeigen die Bewegung des ersten Ringes, die unteren beiden die des zweiten Ringes. Es sind jeweils zwei Diagramme pro Ring angegeben, um die beiden Extreme, Ringrücken und Stoßbereich, wiedergeben zu können. Sind der rote und der grüne Verlauf unterschiedlich, so ist der Ring verkippt bzw. tellerförmig verformt.

Auf der rechten Seite zeigen die oberen vier Diagramme den Gasfluss in *g/s* an. Die oberen beiden zeigen den Gasfluss des ersten Ringes, wobei das obere Diagramm den Gasfluss über den Stoß angibt und das zweite den Gasfluss wiederspiegelt, der über die Flanken ins Folgesystem fließt, sprich vom Volumen hinter dem Ring bis zum Volumen unter den Ring. Die gleiche Aufteilung gilt für den zweiten Ring im beiden folgenden Diagrammen. Das zweite und das vierte Diagramm haben darüber hinaus zusätzlich einen grauen Verlauf, der sich auf die sekundäre Achse bezieht. Dieser Verlauf stellt die Dichtigkeit des Ringes über den gesamten Umfang dar. Erreicht der Verlauf den obersten Punkt, so bewegt sich der komplette Ring innerhalb der Nut.

Die unteren beiden Diagramme auf der rechten Seite zeigen den Ölfilm der Ringe an, das obere Diagramm den Ölfilm des ersten Ringes und das untere Diagramm den Ölfilm des zweiten Ringes. Der Blow-By-Wert resultiert dementsprechend aus dem kumulierten Gasfluss, der über die Nutflanke von dem Volumen hinter dem Ring in das Kurbelgehäuse gelangt.

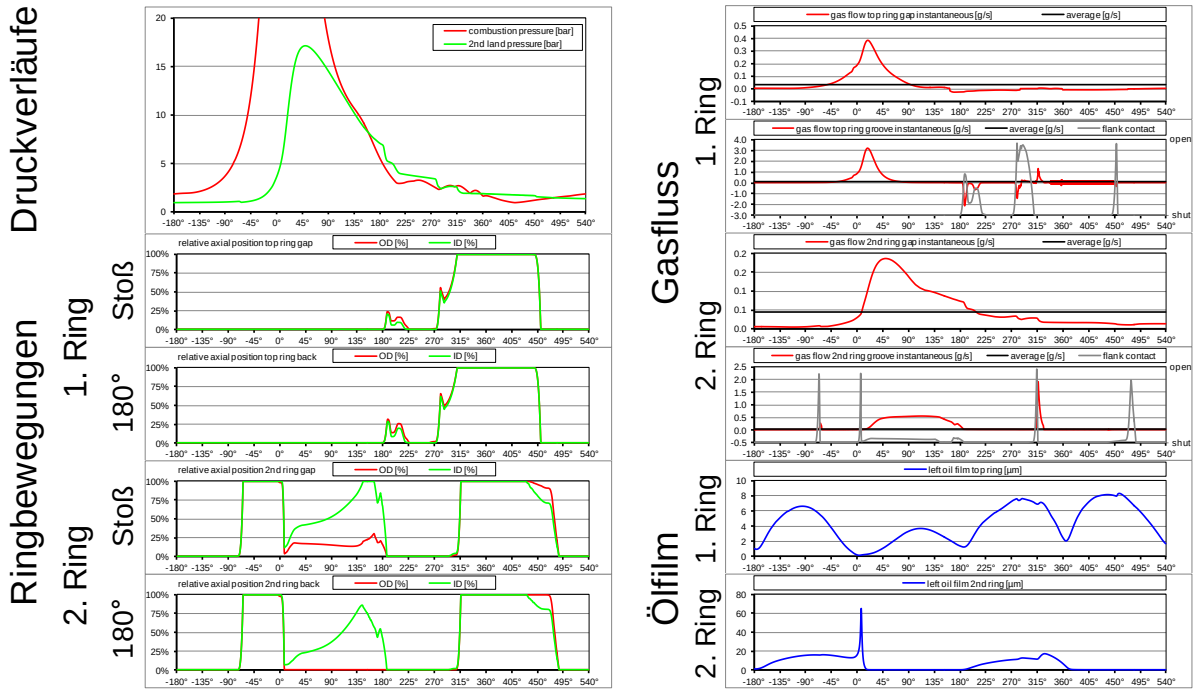


Abbildung 97: Simulationsergebnis Basissystem.

6.4.2.3 Thermisch unverändertes System / Basissystem

In den in Abbildung 97 dargestellten Verläufen ist der Ringzwischendruck untypisch hoch. Aufgrund der relativ hohen Drehzahl von 5000 min^{-1} steht wenig Zeit für einen Druckausgleich zur Verfügung. Tendenziell neigen Systeme, die eine höhere Drehzahl haben, zu geringeren Ringzwischendrücken, doch aus der Darstellung der Ringbewegung ist ersichtlich, dass

beide Ringe nahezu immer Kontakt zu einer Nutflanke haben und entsprechend gut abdichten.

Für den zweiten Ring ist prinzipiell eine instabilere Bewegung typisch. Aber auch hier dichtet dieser Ring deutlich besser ab als im Normalfall und es baut sich ein relativ hoher Ringzwischendruck auf. Die Position des Außendurchmessers des zweiten Rings scheint eine Undichtigkeit anzudeuten, was jedoch aufgrund der Position des Innendurchmessers nicht bestätigt werden kann. Aus dem Diagramm ist lediglich zu entnehmen, dass der zweite Ring relativ stark verkippt, siehe Abbildung 98.

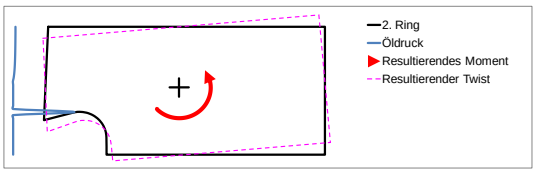


Abbildung 98: Resultierendes Moment durch Öldruck am zweiten Ring.

Der Kurbelwinkel zwischen 0° und 180° ist in Abbildung 99 genauer untersucht, zusätzlich zu der Darstellung von Stoß und Ringrücken sind auch die Positionen 30° und 90° des zweiten Ringes dargestellt. Der Stoßbereich des zweiten Rings hat keinen Kontakt zu einer der beiden Nutflanken. Im Stoßbereich ist typischerweise eine starke Verformung vorhanden, die sich durch eine verschobene Position in der Nut darstellt. Wie in der Abbildung zu erkennen ist, hat der Außendurchmesser in der Tat nur im Stoßbereich keinen Kontakt mit der Unterflanke, über den Rest des Umfangs besteht Kontakt. Entsprechend ist die Dichtfunktion nahezu am kompletten Ringumfang gegeben. Der Ring dichtet also nur im Stoßbereich nicht vollständig ab, ab der Position 30° ist die Dichtwirkung gegeben.

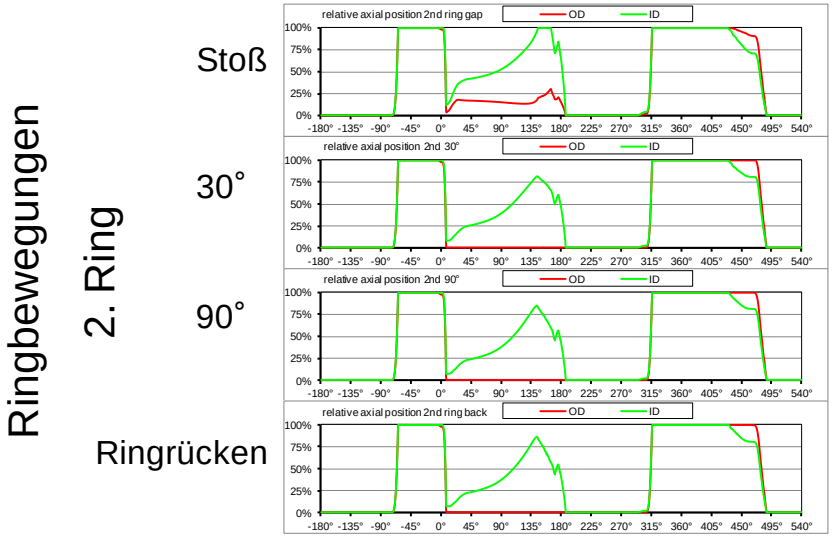


Abbildung 99: Unterschiedliche axiale Ringpositionen des 2. Rings.

Da beide Ringe gut abdichten, kommt es zu einem höheren Ringzwischendruck im Kurbelwinkelbereich zwischen 180° und 200°. Diese Druckerhöhung hat die beiden kurzen Ringbewegungen des ersten Ringes zur Folge.

Ebenfalls auffällig ist die Ähnlichkeit zwischen den Druckverläufen und dem Gasfluss am Stoß, der sich aus den entstehenden Druckdifferenzen ergibt. Die geringfügige Schwankung im Gasfluss des ersten Ringes über die Flanken (290° bis 450°) hat auf den kumulierten Gasfluss keine Auswirkung.

Beide Ölfilmverteilungen sind für die genutzte Ringbestückung typisch. Das kurze Ölfilmdickemaximum des zweiten Rings ist eine typische Eigenschaft für Nasenminutenringe. Durch die konisch zulaufende Lauffläche und der daraus resultierenden Pivotpunktlage, entsteht der oben beschriebene Twist-Effekt (siehe Abbildung 98). Erreicht der Ring die obere Nutflanke, fällt der Druck hinter dem Ring ab und bringt den Ring dazu, sich radial nach innen zu bewegen. Beim Abwärtshub ist aufgrund des Abstreifeffekts ein sehr geringer Ölfilm zu sehen. Der Ringzwischendruck erreicht einen Maximalwert von 17,2 *bar* und das berechnete Blow-By liegt bei 8,2 Liter pro Zylinder pro Minute.

6.4.2.4 Variante 1: Erhöhung der Kolben- und Zylinderwandtemperatur

In der betrachteten Variante handelt es sich um eine Kolbenbeschichtung mit geringer Wärmeleitfähigkeit in Kombination mit einer schlechten Kühlung des Gesamtsystems. In Abbildung 100 sind die Ergebnisse der Simulationsrechnung für die Druckverläufe und Ringbewegungen in vier Temperaturstufen dargestellt. Gegenüber dem Basissystem sind keine signifikanten Veränderungen in der Ringbewegung erkennbar. Für alle vier simulierte Schritte steigt der Zwischenringdruck parallel zum Verbrennungsdruck an und sinkt ab ca. 45° Kurbelwinkel wieder ab. Durch das nahezu kontinuierliche Abdichten des zweiten Ringes entspannt sich der Zwischenringdruck jedoch nicht so stark und erreicht bei ca. 160° das Verbrennungsdruckniveau. Dadurch entsteht kurz danach wieder die Situation, dass der Zwischenringdruck kurzzeitig höher liegt als der Verbrennungsdruck und ein kurzzeitiges Abheben des Topringes einen Druckausgleich verursacht. Dieser Druckausgleich geschieht wieder stufenförmig.

Der Zwischenringdruck steigt bei jeder Temperaturänderung. Dies ist hauptsächlich mit der Verkleinerung von Land- und Totvolumen zu erklären, da bei gleichen Massenströmen weniger Volumen zur Verfügung steht und somit ein höherer Druck entsteht. Ein weiterer Einfluss auf die resultierenden Gaskanäle entsteht durch das Zusammenspiel von Stoß- und Kolbenspiel. Ein einfaches Modell für die Gaskanäle als viereckige Flächen besteht aus der Multiplikation von Kolben- und Stoßspiel, siehe Abbildung 101. In der betrachteten Variante wird das Stoßspiel zunehmend größer, während das Kolbenspiel geringer wird. Es kommt dazu, dass die absoluten Veränderungen von Kolben- und Stoßspiel vom ersten Ring nahezu identisch und die des zweiten Ringes sehr ähnlich sind. Nimmt man an, dass die Summe von Kolben- und Stoßspiel konstant bleiben, was hier nahezu der Fall ist, so wird der maximale Strömungskanal erreicht, wenn Kolben- und Stoßspiel gleich sind. Dieser Extremwert wird im dritten Berechnungsschritt erreicht. Dadurch ist die Randbedingung für den zweiten und vierten Schritt seitens der Strömungskanäle fast identisch. Diese Randbedingung wird jedoch durch die Zylinderverzüge bei jedem Berechnungsschritt leicht verändert, so dass die Blow-By-Werte immer weniger ansteigen.

Tabelle 10: Simulationsergebniss: Kennwerte, Variante 1.

	0K	10K	20K	30K	40K
Max. Zwischenringdruck [bar]:	17.2	17.4	17.7	17.9	18.1
Blow-By [l/min/Zyl.]:	8.2	8.3	8.4	8.5	8.5

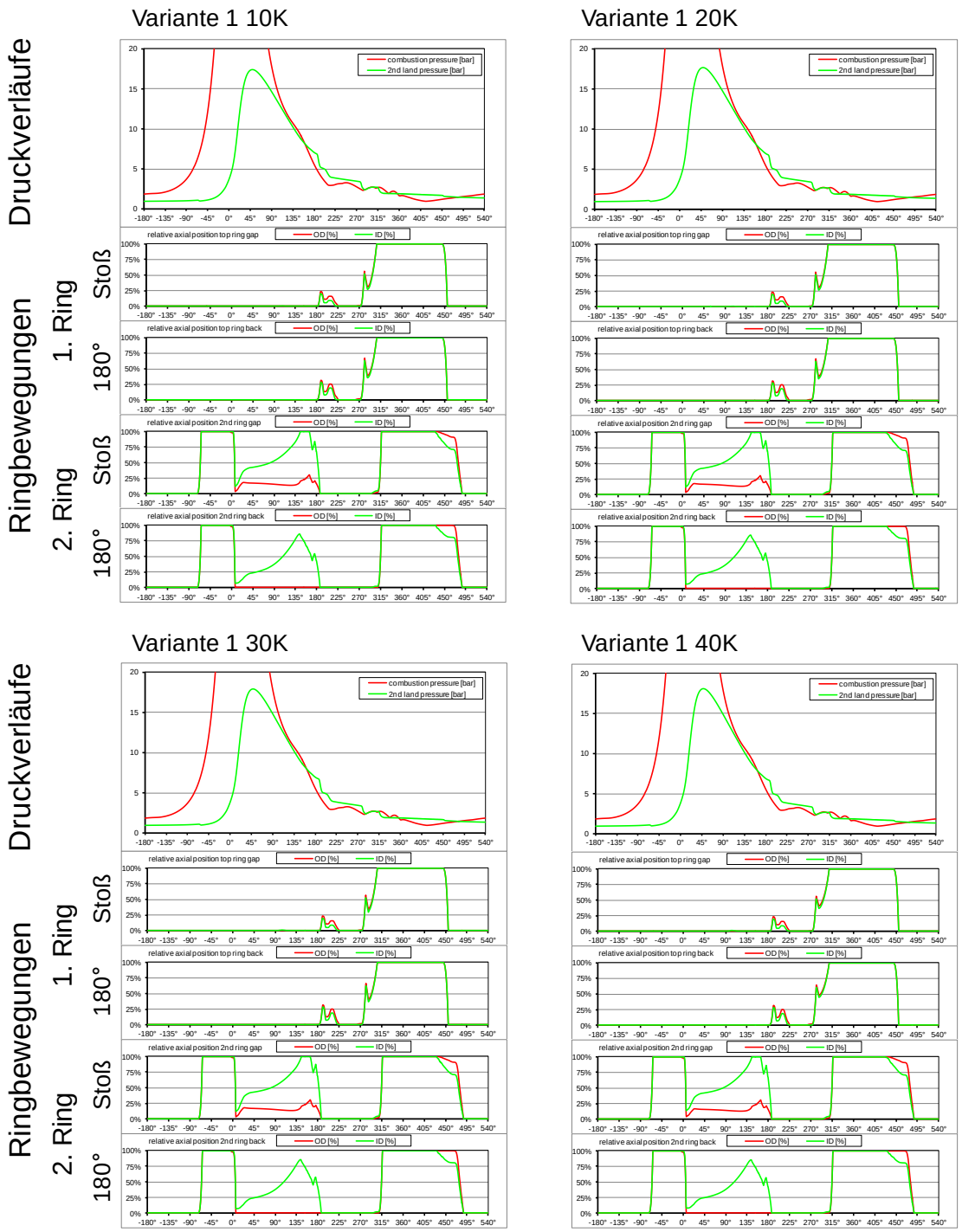


Abbildung 100: Simulationsergebnis, Variante 1.

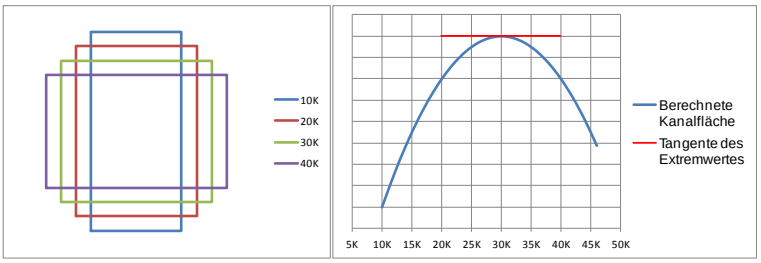


Abbildung 101: Qualitative Darstellung von Kanalfläche des Stoßes (l.).

6.4.2.5 Variante 2: Erhöhung der Kolben- und Verringerung der Zylinderwand-temperatur

Auch in der zweiten Variante ist kaum eine Veränderung der Ringbewegung zu erkennen. Dadurch, dass aufgrund der geringen Wärmeleitfähigkeit der Schicht die Kolbentemperatur erhöht wird und die Zylindertemperatur sich im Gegenzug abkühlt, ist die geometrische Auswirkung deutlich größer. Die Ringbewegung verändert sich jedoch nicht signifikant, vgl. Abbildung 102. Wieder steigt der Zwischenringdruck bis ca. 45° an und fällt dann wieder ab. Ebenfalls erreicht der Zwischenringdruck das Niveau vom Verbrennungsdruck und baut sich nach kurzzeitigem Abheben des ersten Ringes wieder stufenartig ab.

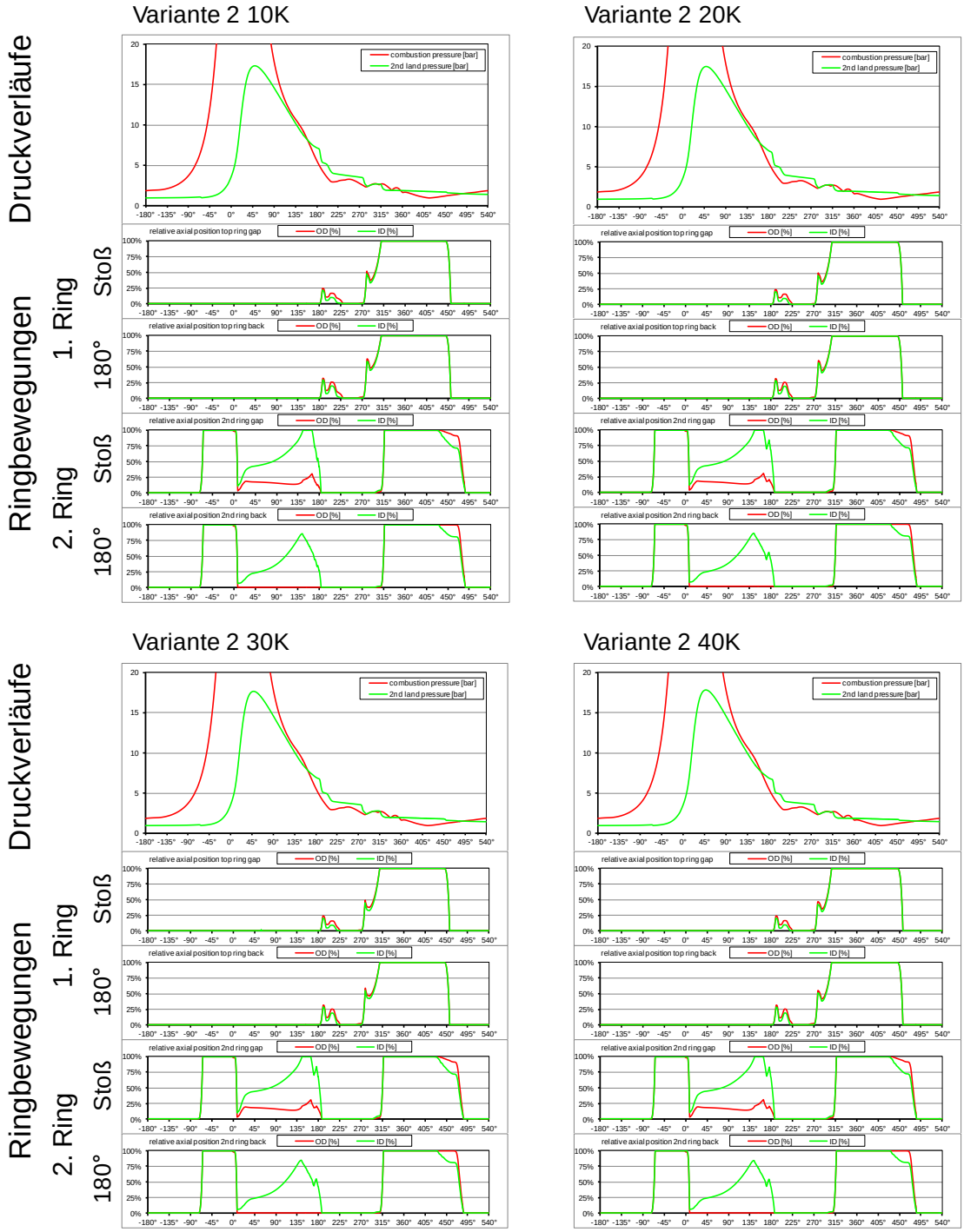


Abbildung 102: Simulationsergebnis, Variante 2.

Auffällig ist jedoch, dass die Ringbewegung des zweiten Rings bei der ersten Temperaturveränderung zwischen 165° und 180° stabiler ist. Dennoch ist das kurze wieder nach oben Bewegen noch immer leicht vorhanden. Es handelt sich hierbei um keine starke Veränderung der Ringbewegung und ist somit nicht von Bedeutung. Betrachtet man die Ergebnisse genauer, so zeigt sich bei steigender Temperaturveränderung eine klare Tendenz: der Zwischenringdruck wird immer größer, da das Tot- und Landvolumen immer geringer wird. Das Blow-By sinkt jedoch mit steigender Temperaturveränderung, da durch die kleiner werdenden Stoß- und Kolbenspiele die Gasflüsse ebenfalls geringer werden.

Betrachtet man den kumulierten Gasfluss von Land- und Totvolumen, so kann der Eindruck entstehen, dass durch den in Summe geringeren Gasfluss ein niedrigerer Druck entsteht. Dadurch dass das Landvolumen jedoch im Verhältnis geringer wird, entsteht ein höheres Masse-Volumen-Verhältnis wodurch der Druck insgesamt steigt, vgl. Kennwerte in Tabelle 11. Der in Abbildung 103 gezeigte kumulierte Gasfluss ist nur qualitativ zu bewerten, da sich der Gasfluss ebenfalls auf das Totvolumen bezieht. Der dargestellte Effekt wird geringer ausfallen, das Verhalten ist jedoch realistisch zu sehen.

Tabelle 11: Simulationsergebnisse: Kennwerte, Variante 2.

	0K	10K	20K	30K	40K
Max. Zwischenringdruck [bar]:	17.2	17.3	17.5	17.6	17.9
Blow-By [l/min/Zyl.]:	8.2	7.9	7.7	7.5	7.3

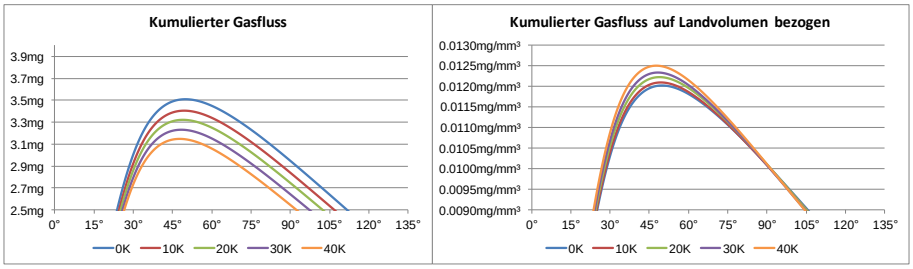


Abbildung 103: Gasfluss, und Gasfluss pro Volumen.

6.4.2.6 Variante 3: Verringerung der Kolben- und Erhöhung der Zylinderwandtemperatur

Die Variante drei setzt voraus, dass die Beschichtung eine hohe Wärmeleitfähigkeit aufweist und der Kolben kühler wird während die Zylinderwand wärmer wird. Durch die Annahme, dass die Kühlung wie bei der ersten Variante wenig Wärme abtransportiert, führt die abgegebene Wärmeenergie vom Kolben, die dort zu einer Abkühlung führt, an der Zylinderwand zu einer Erwärmung. Im Ringverhalten ist jedoch auch hier keine signifikante Veränderung zu erkennen. Wie auch bei der zweiten Variante ist jedoch wieder eine kleine Veränderung in der Bewegung des zweiten Ringes zwischen 165° und 180° zu sehen, wobei diesmal die zweite und vierte Simulationsstufe betroffen sind, vgl. Abbildung 104. Weil es kaum Einfluss auf die Ergebnisse hat, kann die Veränderung vernachlässigt werden.

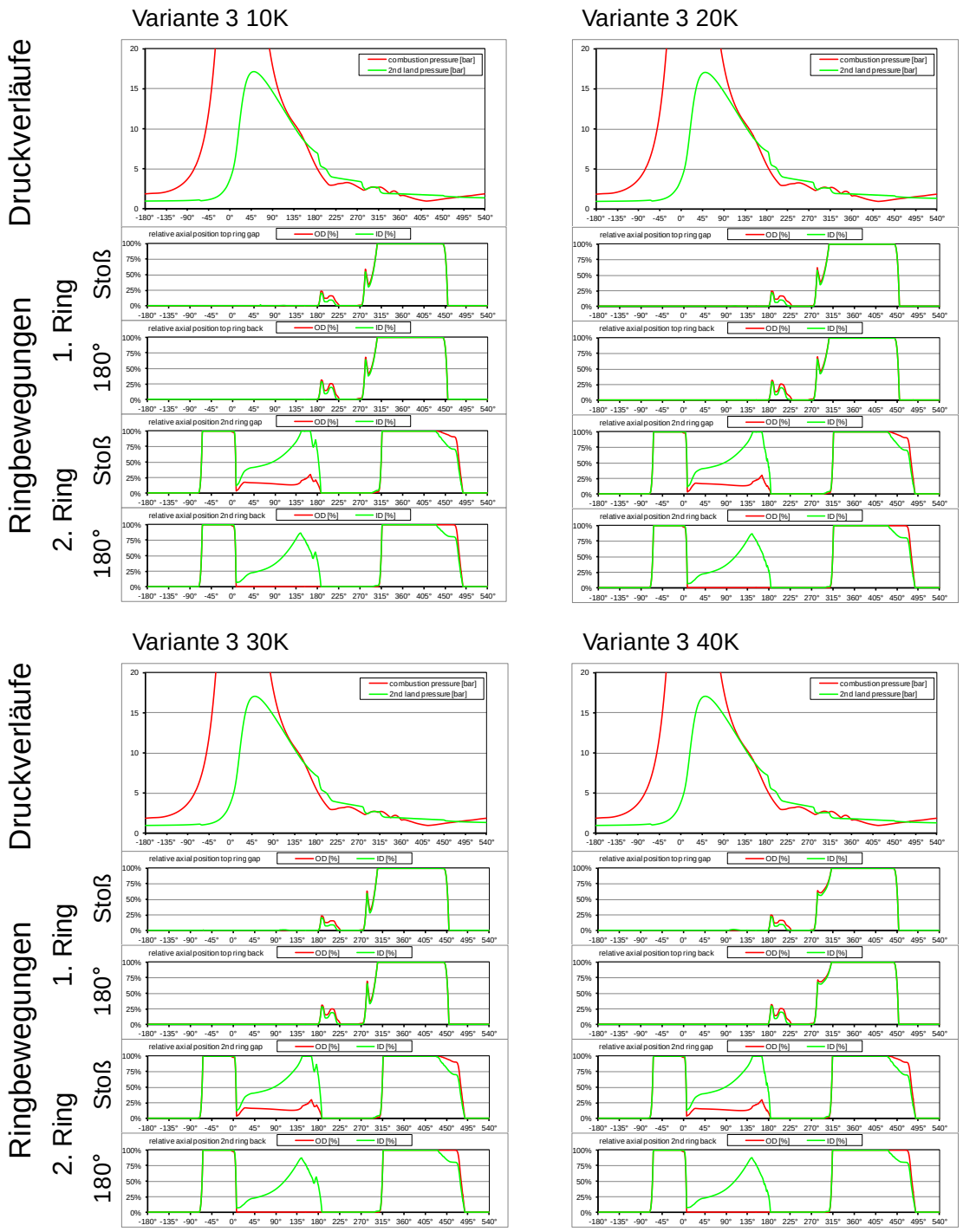


Abbildung 104: Simulationsergebnis, Variante 3.

Da die hier diskutierte dritte Variante thermisch betrachtet das Gegenteil der zweiten Variante darstellt, ist entsprechend eine gegenläufige Tendenz der Kennwerte zu erwarten, die aber, wie in Tabelle 12 zu sehen, nur für das Blow-By zutrifft. Durch die vergrößerten Stoß- und Kolbenspiele entsteht ein erhöhter Gasaustausch und das Blow-By nimmt entsprechend zu. Der Gasfluss über die Nutflanken verändert sich relativ gering, da die Spaltwerte nicht stark verändert werden. In Abbildung 105 ist diese Proportionalität zu erkennen.

Das nahezu konstante Verhalten des Zwischenringdrucks ist im Verhältnis von fließenden Gasmassen und Vergrößerung des Landvolumens begründet. Durch diese Vergrößerung wird ein Ausgleich für das Massen-Volumen-Verhältnisse erreicht.

Tabelle 12: Simulationsergebnisse: Kennwerte, Variante 3.

	0K	10K	20K	30K	40K
Max. Zwischenringdruck [bar]:	17.2	17.1	17.0	17.0	17.1
Blow-By [l/min/Zyl.]:	8.2	8.5	8.7	9.2	9.4

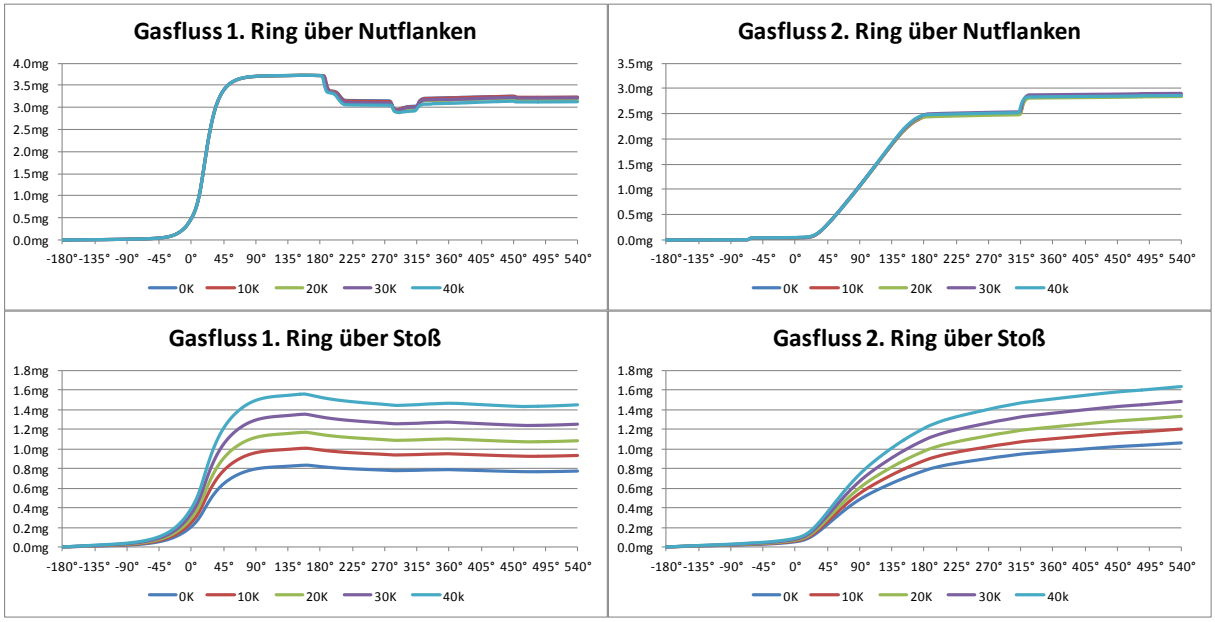


Abbildung 105: Kumulierter Gasfluss, Variante 3.

6.4.2.7 Variante 4: Verringerung der Kolben- und Zylinderwandtemperatur

Bei der vierten Variante bildet die Annahme einer hohen Wärmeleitfähigkeit der Schicht die Ausgangsbasis. Im Gegensatz zur vorgestellten dritten Variante wird hier die Kühlung der Zylinderlaufbuchse als besonders gut angenommen. Die abgegebene Wärme führt also zu einer Reduzierung im Kolben. Wie zu erwarten zeigt auch die Abkühlung beider Elemente, also des Kolbens und der Zylinderlaufbuchse, keine signifikante Veränderung in der Ringbewegung. Anders als bei den anderen drei Varianten findet die Bewegung des zweiten Ringes zwischen 165° und 180° ab einer Temperaturänderung von 20 K statt, vgl. Abbildung 106. Diese Veränderung ist jedoch gering und wird aufgrund der geringen Auswirkung vernachlässigt. Da die vierte Variante das thermische Gegenteil der ersten Variante ist, sind gegenläufige Tendenzen der Kennwerte zu erwarten. Die in Tabelle 13 zusammengestellten Kennwerte bestätigen diese Annahme. Sie zeigen, dass der Zwischenringdruck bei steigender Temperaturveränderung sinkt. Die Volumina, in die das Gas fließen kann, werden größer und das Gas hat dadurch mehr Raum, um sich auszubreiten, was den Druck in Summe verringert. Dazu kommt, dass die Stoßspiele zunehmen und das Kolbenspiel abnimmt. Der daraus resultierende Gaskanal wird insgesamt geringer, sodass grundsätzlich weniger Gas fließen kann.

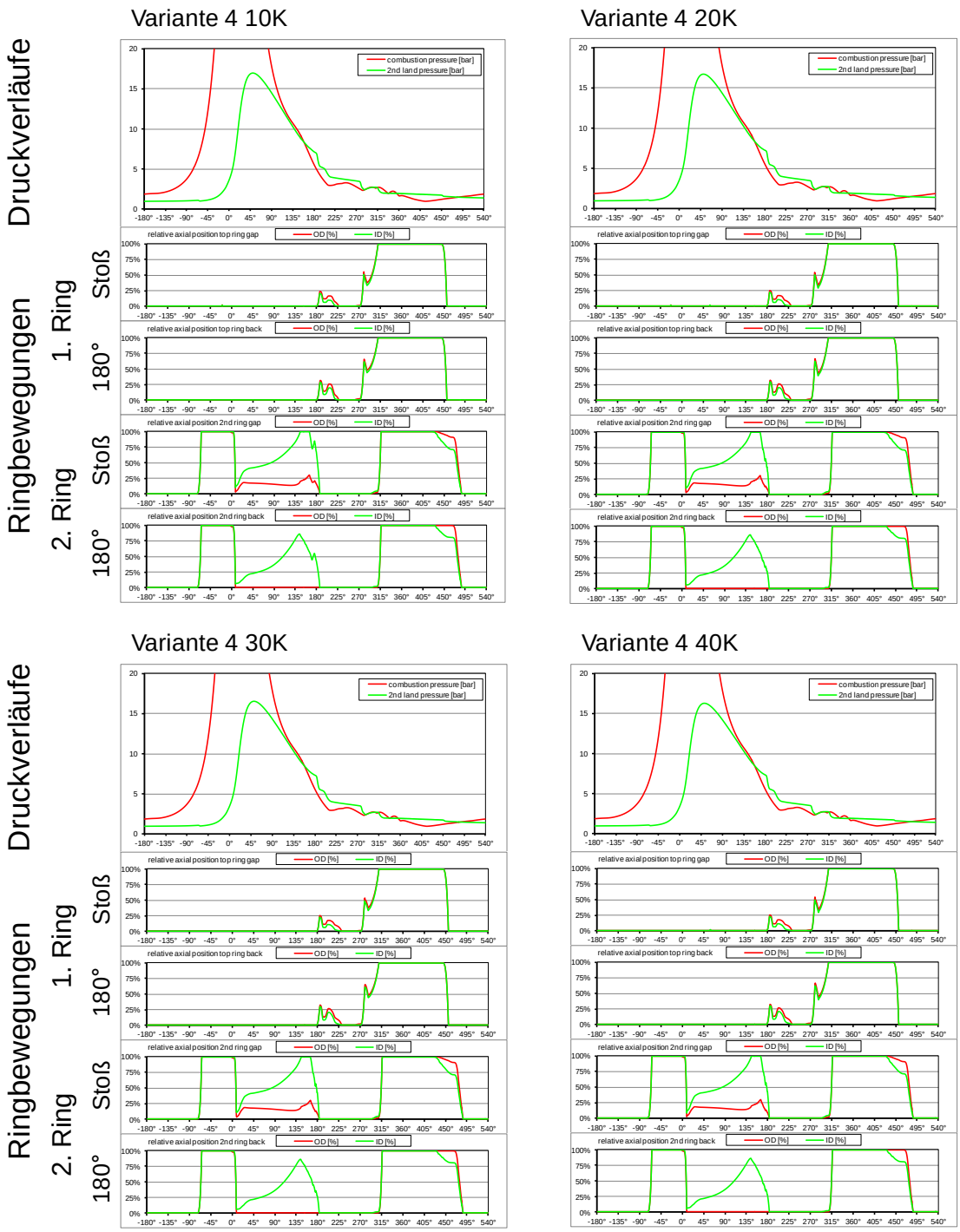


Abbildung 106: Simulationsergebnis, Variante 4.

Tabelle 13: Simulationsergebnisse: Kennwerte, Variante 4.

	0K	10K	20K	30K	40K
Max. Zwischenringdruck [bar]:	17.2	16.9	16.7	16.5	16.3
Blow-By [l/min/Zyl.]:	8.2	8.2	8.0	7.9	7.8

6.4.3 Vergleich und Diskussion der Simulationsergebnisse

Anhand der Formfüllungsanalyse wurde zunächst gezeigt, dass die Dichtfunktion des Ringes grundsätzlich gegeben ist. Durch die thermischen Einflüsse auf die Zylinderwand sind keine signifikanten Einflüsse zu erkennen. Wird das Motorblocksystem verändert, entstehen weitere Einflüsse, die in dieser Berechnung nicht berücksichtigt werden können (z. B. Spannbedingungen durch die Montage, Temperaturgradient entlang der Zylinderwand).

Prinzipiell sind die Ergebnisse für die Ringbewegung im betrachteten System unabhängig von Zylinderverzügen zu bewerten. Die Berücksichtigung des Verzuges ist dennoch wichtig, weil er die dynamische Veränderung des Gesamtsystems beeinflusst. Diese Veränderungen können in der Realität stärker oder geringer ausfallen, in ihrem generellen Verhalten bleiben sie jedoch gleich.

Zur Abschätzung der Auswirkung der im Projekt entwickelten Beschichtung auf das Gesamtsystem wurde die Wärmeleitfähigkeit der aufgebrachten Schicht in verschiedenen Varianten mit der Abkühlung der Zylinderlaufbuchse kombiniert und entsrpechende Simulationsrechnungen durchgeführt. Die vier untersuchten Varianten stellen Extreme dar und verdeutlichen die Auswirkungen, die aufgrund der auf den Kolben aufgebrachten Schicht entstehen können. Geometrische Änderungen des Kolbens durch Aufbringen der Schicht werden durch Maßänderungen vor der Beschichtung ausgeglichen und müssen in den Simulationsrechnungen nicht berücksichtigt werden. Die Bewertung des Ringverhaltens erfolgt bezüglich der Auswirkung auf das Gesamtsystem.

V1. Der Kolben und die Zylinderwand werden wärmer

V2. Der Kolben wird wärmer, während die Zylinderwand kühler wird

V3. Der Kolben wird kühler, während die Zylinderwand wärmer wird

V4. Der Kolben und die Zylinderwand werden kühler

Aufgrund der thermischen Auswirkungen können Variante 1 und 4 sowie Variante 2 und 3 zusammengefasst werden. In der ersten Variante wird der Fall betrachtet, dass die Wärmeleitfähigkeit der Schicht gering ist und die Kühlung des Gesamtsystems dazu führt, dass auf Dauer ein höheres Wärmeniveau erreicht wird. Funktioniert die Kühlung des Gesamtsystems deutlich besser, wird in der zweiten Variante eine bessere Verteilung der Wärmeenergie im Motorblocksystem erreicht: der Kolben wird wärmer und die Zylinderwand wird kühler. Die dritte Variante unterscheidet sich zur ersten Variante durch eine höhere Wärmeleitfähigkeit der Schicht. Der Kolben gibt mehr Wärmeenergie ab und sinkt entsprechend im Temperaturniveau ab. Durch die schlechten Kühlbedingungen wird die Wärme nicht genügend aus dem System abtransportiert und die Zylinderwand wird im Zusammenspiel wärmer. In der vierten Variante wird betrachtet, wie sich das System bei einem guten Kühlsystem verhält: die Wärmeenergie, die der Kolben abgibt, wird gut aus dem System abgeführt und beide Komponenten kühlen ab.

In Abbildung 107 sind die Ergebnisse der Simulationsrechnung für Blow-By und den Zwischenringgasdruck für Variante 1 und Variante 2 dargestellt. Es sind klare Tendenzen zu erkennen, wie sich die Temperaturauswirkung bemerkbar macht. Für Variante 1 und Variante 4 ist das Verhalten von Blow-By und Zwischenringdruck gleich. Wird die Gesamttemperatur erhöht, erhöhen sich auch das Blow-By und der Zwischenringdruck. Für Variante 2 und 3, bei denen Kolben und Zylinderwand gegensätzlich verändert werden, zeigt sich ein anderes Bild. In Abbildung 107 ist in den beiden unteren Diagramme das Verhalten entsprechend der Va-

rianten 2 und 3 dargestellt, bei 10 K thermische Veränderung wird der Kolben um 5 K erwärmt und der Zylinder um 5 K abgekühlt. Der Unterschied der beiden dargestellten Verhaltensvarianten (obere und untere Darstellungen in Abbildung 107) liegt darin, dass sich Blow-By-Werte und Zwischenringdrücke voneinander entfernen. Das heißt: steigt der Zwischenringdruck, sinkt das Blow-By. Ob der Verlauf des Zwischenringdrucks bei Variante 2 und 3 in Abhängigkeit der Temperaturänderung bei weiterer Abkühlung weiterhin konstant bleibt oder sogar weiter zunimmt, wie es die Tendenz zeigt, kann aus den Berechnungen nicht eindeutig festgelegt werden. Größere Temperaturänderungen sind nicht realistisch und werden daher nicht betrachtet.

Der Grund für das dargestellte Verhalten liegt insbesondere darin, dass bei Variante 1 und 4 lediglich die Veränderungen betrachtet werden, die auf die unterschiedlichen Materialien und damit die unterschiedlichen Wärmeausdehnungkskoeffizienten der Komponenten im System zurückzuführen sind. In Variante 2 und 3 wird jedoch durch die unterschiedlichen Temperaturänderungen von Kolben und Zylinder das geometrische Zusammenspiel der Komponenten in dem von der Berechnung darstellbaren Bereich beeinflusst. Während durch geometrische Änderungen in Variante 2 und 3 alle relevanten Parameter verkleinert oder vergrößert werden, zeigt sich in Variante 1 und 2 abweichende Änderungen.

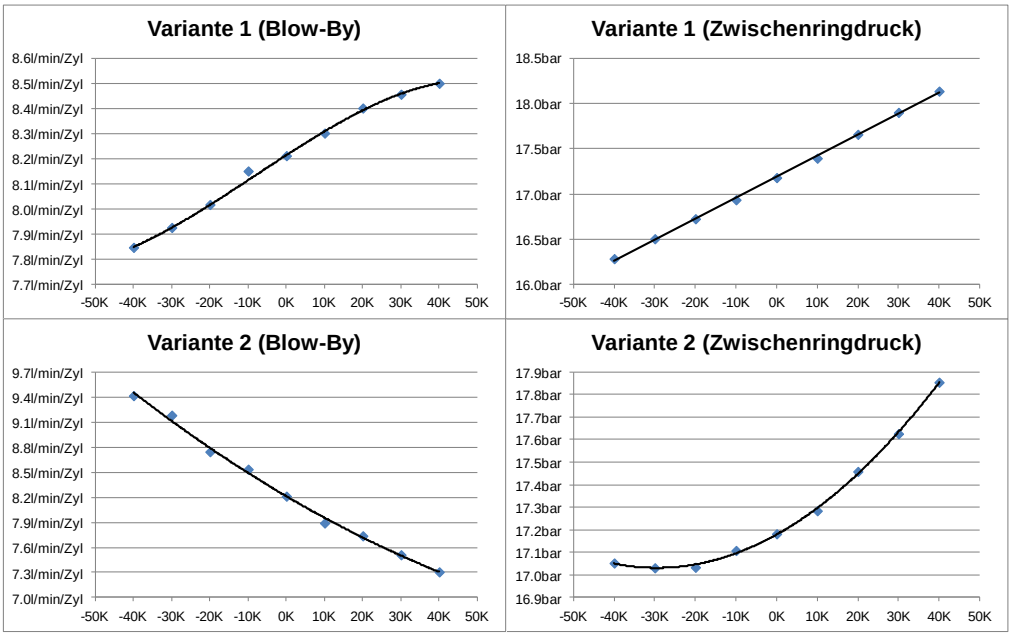


Abbildung 107: Reaktionstendenzen der Temperaturauswirkung.

Da für die Simulationsrechnungen viele Annahmen gemacht wurden, sind die vorgestellten Ergebnisse nur zu einer qualitativen Bewertung zulässig und geben somit eine Richtung an, wie sich das System verhalten kann, wenn thermische Änderungen auftreten. Wird das gesamte System wärmer, so steigt auch Blow-By und Zwischenringdruck. Verlagert sich die Wärmeenergie, so ist davon auszugehen, dass wenn der Kolben schlechter die Wärmeenergie abgibt das Blow-By sinken kann, die Zwischenringdrücke aber tendenziell zunehmen. Ein weiterer wichtiger Aspekt ist die Tatsache, dass ein Ansteigen der Kolbentemperatur dazu führt, dass der Ring mehr Wärme über seine Flanke aufnimmt als er über seine Lauffläche an

die Zylinderlauffläche abgeben kann. Das führt dazu, dass das Stoßspiel des Kolbenrings deutlich geringer wird. Dieser Nebeneffekt birgt bei extremen Temperaturdifferenzen die Gefahr eines Stoßkontakts und kann damit zu einem Motorschaden führen. Dieser Fall würde bei einer weiteren Temperaturänderung im Variante 2 (insgesamt 50 K Temperaturerhöhung) erreicht werden. Es ist demnach sehr wichtig die Temperaturänderungen durch spezielle Beschichtungen zu kennen, um in der Kolben-, Zylinderlaufbuchsen- und Kolbenringauslegung solche Effekte von Beginn an zu verhindern.

Mit den untersuchten Varianten 2 und 3 kann das Blow-by bei einer Temperaturerhöhung (= Leistungssteigerung) reduziert werden: bei guter Kühlung des Zylinders sollte die Duplex-Schicht möglichst eine geringe Wärmeleitfähigkeit aufweisen, um das Blow-by zu reduzieren.

7 Wissenschaftlich-technische Ergebnisse: Verdrängerpumpen

Das im Projekt zu entwickelte Duplex-Schichtsystem wurde an Bauteilen der Pumpe QPS2-005RC32-20 S174 getestet (Abbildung 108). Eine erfolgreiche Oberflächenveredelung der beanspruchten Bauteile würde sich vor allem wirtschaftlich rentieren. Zum einen wird diese Pumpe in verhältnismäßig großer Stückzahl in einer Nenngröße bzw. Ausführung produziert, zum anderen besteht sie zu einem sehr hohen Anteil aus hochbeanspruchten Aluminiumteilen, bietet somit viele Ansatzpunkte. Und drittens, könnte durch die Oberflächenveredelung ein zusätzlicher Korrosionsschutz der Außenseite der Pumpe realisiert werden, was dieser Applikation weitere Anwendungsmöglichkeiten öffnet.

Abbildung 108: Einzelteile der QPS2.

7.1 Ermittlung Belastungskennwerte und Versuchsaufbau

Die Ermittlung der Belastungskennwerte orientiert sich an den Einsatzbedingungen (Abbildung 109). Im vorliegenden Fall kommen zusätzlich zu den durch die hydraulische Belastung hervorgerufenen Kräften noch weitere Kräfte hinzu, da die Pumpe über einen Riemenzug angetrieben wird und gleichzeitig als Lagerung für ein Lüfterrad eingesetzt wird, wodurch weitere Belastungen durch Axial- und Radialkräfte entstehen.

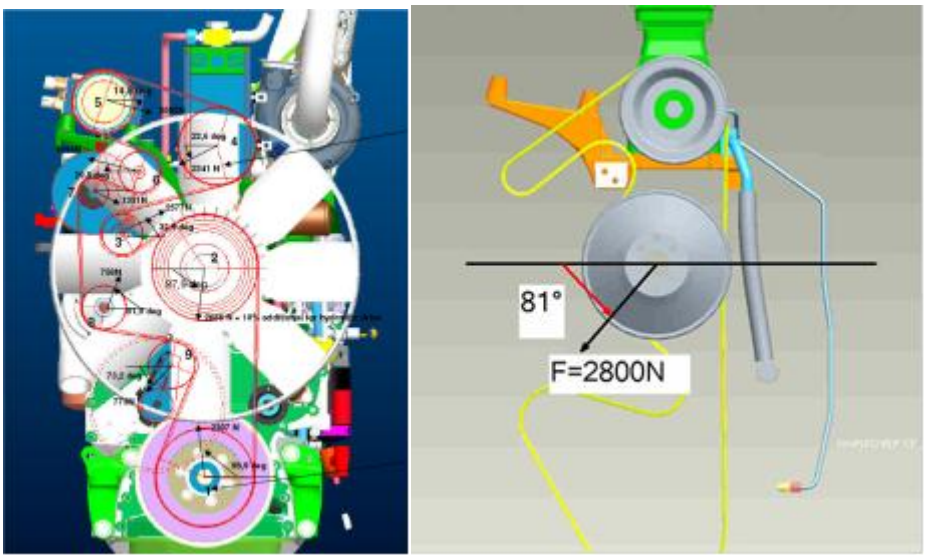


Abbildung 109: Belastung der Pumpe im Einsatzfall.

Nach Festlegung der äußeren Bedingungen wurden die Simulation (Abbildung 110) der Belastung der Pumpe bzw. der einzelnen Bauteile durchgeführt und zwei Prüfstände aufgebaut, um die Kriterien, die an die Pumpe gestellt werden auch praktisch zu untersuchen zu können und Unterschiede zwischen einzelnen Konstruktions- und Beschichtungsständen zu testen. Leistungskriterien sind: Die Grundkonstruktion muss so ausgestaltet sein, dass sie über die zu erwartende Lebensdauer ausfallsicher ist. Gleichzeitig

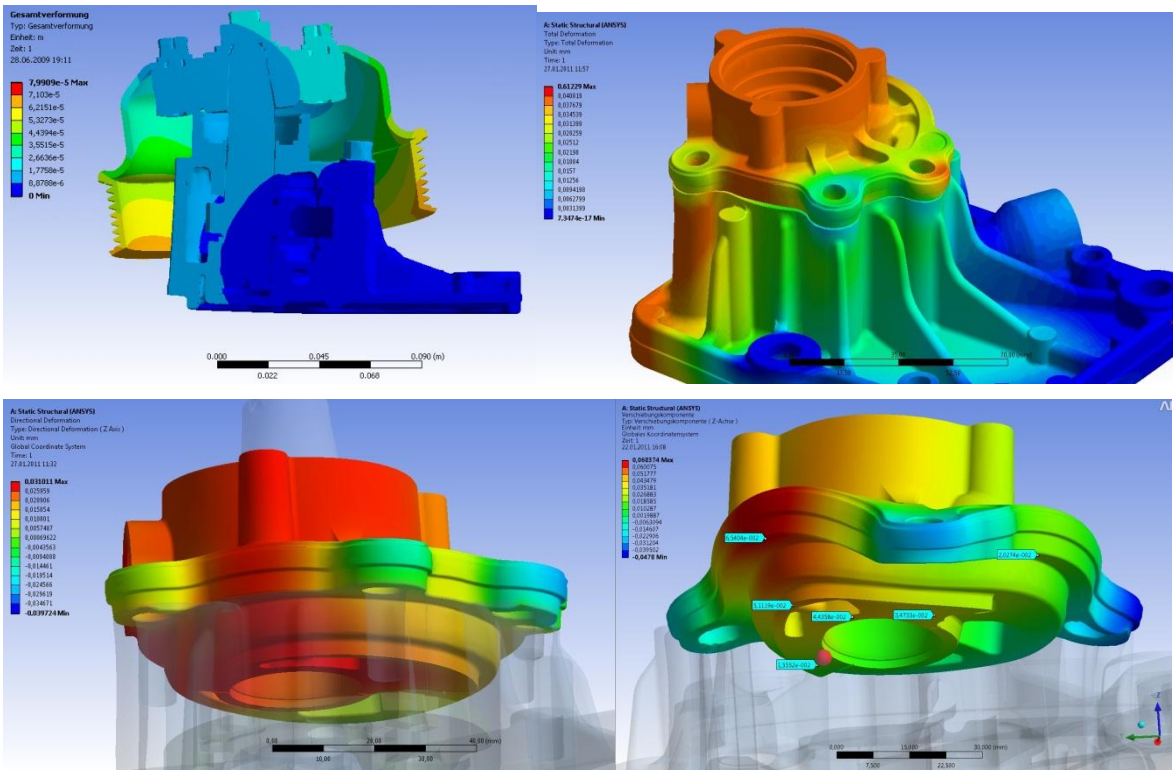


Abbildung 110: Belastung der Pumpe bzw. der Bauteile.

muss die Konstruktion in der Lage sein auch unter den Höchstbelastungen innerhalb der Wirkungsgradvorgaben zu bleiben. Darauf basierend werden ein Prüfstand zur Wirkungsgraduntersuchung, an dem über entsprechende Messtechnik die entscheidenden Parameter gemessenen werden können, und ein Dauerteststand (), bei dem alle Belastungsfälle an der Pumpe simuliert werden und auch dokumentiert werden können, aufgebaut (Abbildung 111).

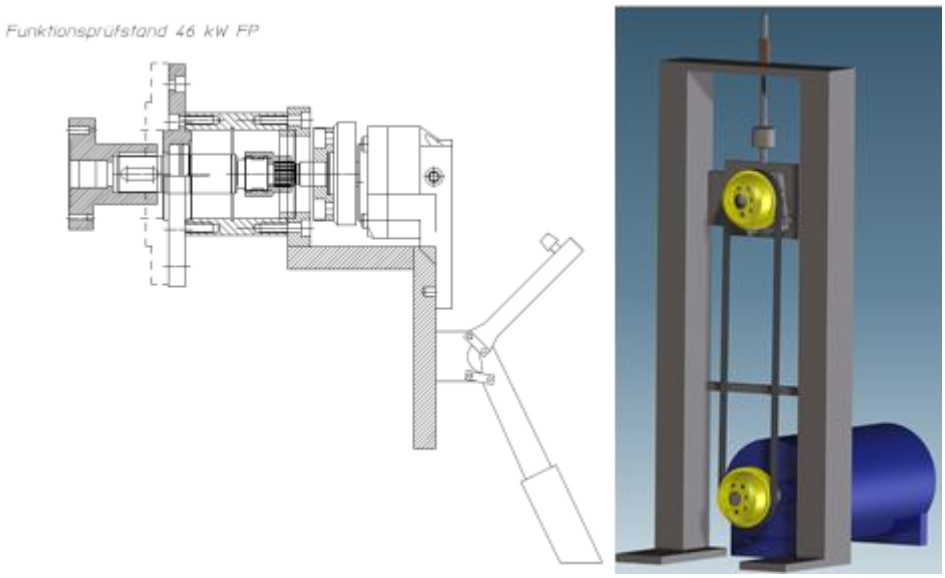


Abbildung 111: Testaufbau zur Wirkungsgraduntersuchung (links) und Dauerteststand.

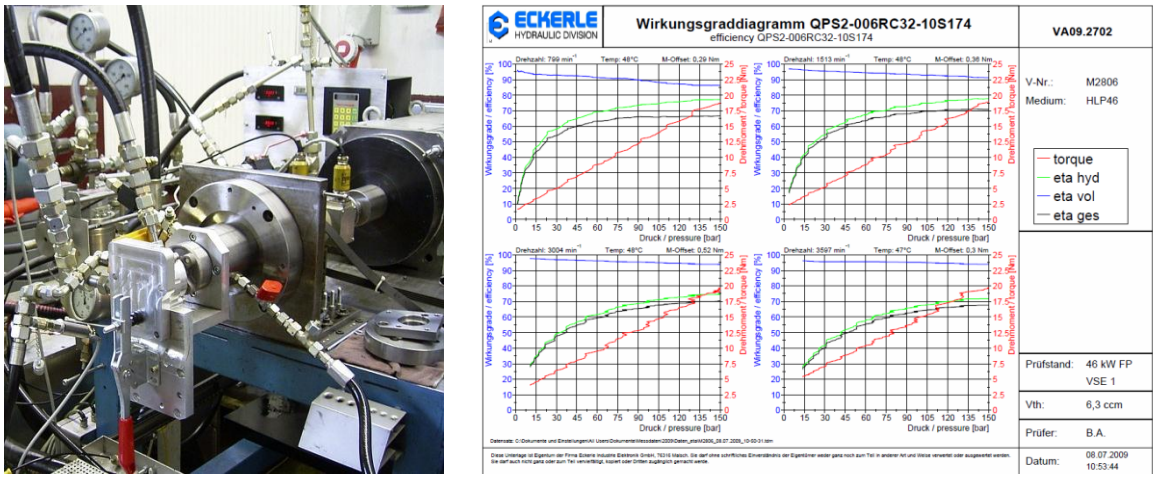


Abbildung 112: Aufbau Funktionsprüfstand und Messprotokolle.

Auf dem Funktionsprüfstand (Abbildung 112)werden die Pumpe bei konstanten Drehzahlen mit einer Druckrampe beaufschlagt, dabei wird der Abfall des Volumenstroms sowie die Zunahme des Drehmomentes gemessen. Daraus lässt sich der volumetrische, der hydromechanische und der Gesamtwirkungsgrad in den einzelnen Arbeitspunkten bestimmen. Hier werden Bauteil-/Konstruktionsänderungen auf Ihren Einfluss untersucht, erste Tendenzen in Richtung Bauteilverschleiß können ebenfalls begutachtet werden.

Einzelne Entwicklungsstände, die auf dem Funktionsprüfstand hinsichtlich ihrer Eignung beurteilt wurden, werden auf dem Dauerteststand (Abbildung 113) mindestens bis zur geforderten Lebensdauer oder einem Ausfall getestet. Auf dem Prüfstand können die Testpumpen mit wechselnde Drehzahlen und Drücken belastet werden. Des Weiteren

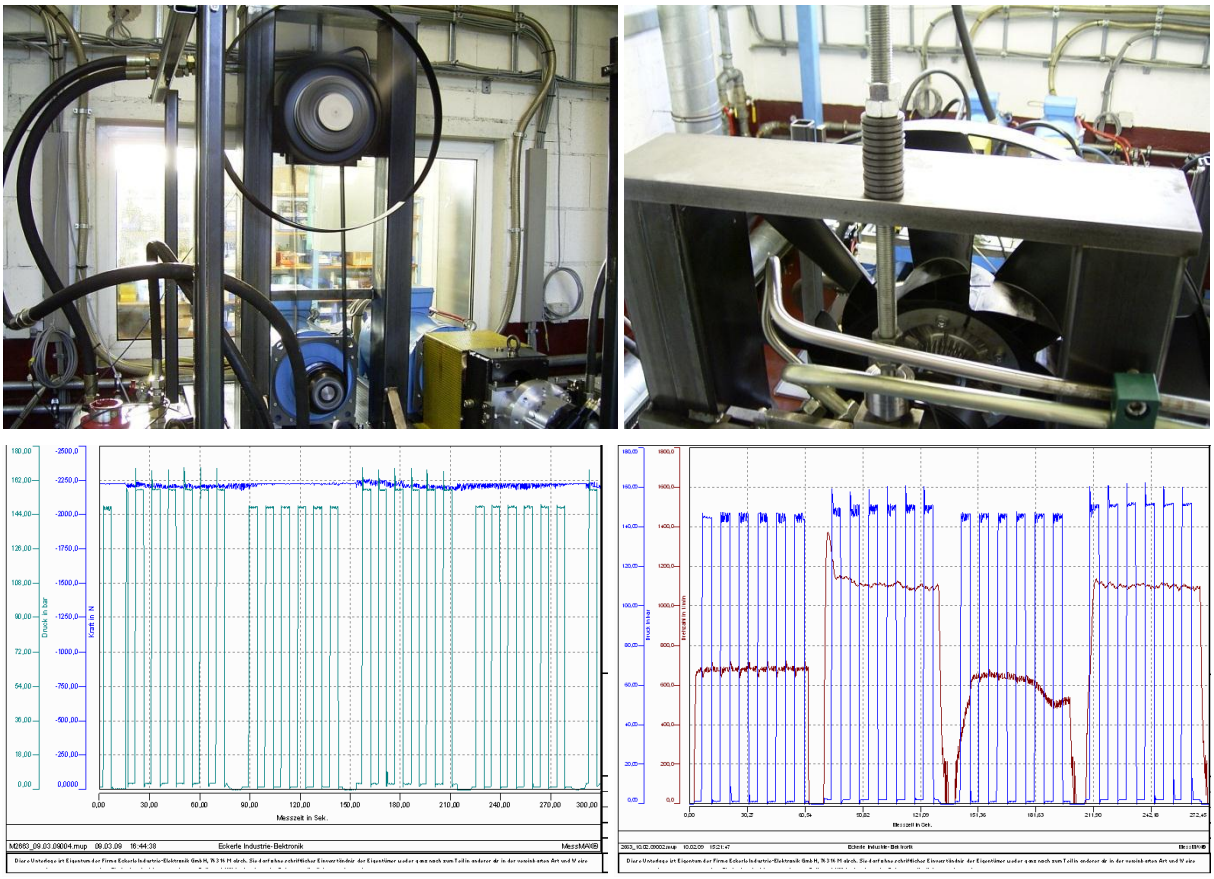


Abbildung 113:Aufbau Dauerteststand und Messprotokolle.

werden auch die relevanten Radial- (Riemenvorspannungen) und Axialkräfte getestet. Die Radialkraft kann für die Einstellung unterschiedlicher Werte über eine Kraftmessdose protokolliert werden. Die tatsächliche Pumpendrehzahl (aufgrund des Riemenschlupfes niedriger als Motordrehzahl) wird optisch am Lüfterrad gemessen. Wirkungsgradvergleiche und Laufzeittests wurden mit unbeschichteten Aluminiumteilen (müssten auf der Außenseite als Korrosionsschutz lackiert werden) und mit einer Aluminium-Oxid Beschichtung der Fa. AHC (galvanisch an allen Oberflächen abgeschieden) durchgeführt und verglichen. Die reinen Alu-Teile haben hier durch einen besseren Reibungskoeffizienten Vorteile beim Wirkungsgrad, zeigen allerdings im Bereich des Verschleißes an den Laufflächen deutliche Nachteile gegenüber den Aluminium-Oxid-Teilen. Eine geeignete Duplexbeschichtung könnte hier die Vorteile beider Varianten verbinden bzw. noch bessere Ergebnisse in beiden Bereichen erreichen.

7.2 Reibwertmessungen

Auf Grund von Delaminationsproblemen der ersten entwickelten Schichten, werden die weiteren Tests zuerst auf die Axialscheiben beschränkt. Für diese geometrisch einfachen Teile lassen sich die Beschichtungsprozesse und benötigten Werkzeuge/Halterungen schneller anpassen. Wegen der Problematiken bei dem Nitriervorgang wurde der Fokus der Arbeiten auf die Entwicklung eine abriebtolerante Schicht mit einem besseren Reibungskoeffizienten gelegt. Auch hierfür eigneten sich die Axialscheiben sehr gut, da diese neben den Vorteilen für den Beschichter auch von der Pumpenseite her das interessanteste Teil sind. Zum einen tragen diese Bauteile je nach Betriebspunkt sehr stark zu den Gesamtreibungsverlusten bei, zum anderen sind diese Bauteile durch ihre hohe Belastung gerade Mischreibungsbereich sehr anfällig gegen Verschleiß. Dies ist schädlich für die Wirkungsgradentwicklung und das System unserer Kunden (z.B. Beschädigung nachgeschalteter Hydrauliksysteme durch Verschleißpartikel).

Abbildung 114: Messaufbau zur Bestimmung der Reibwerte.

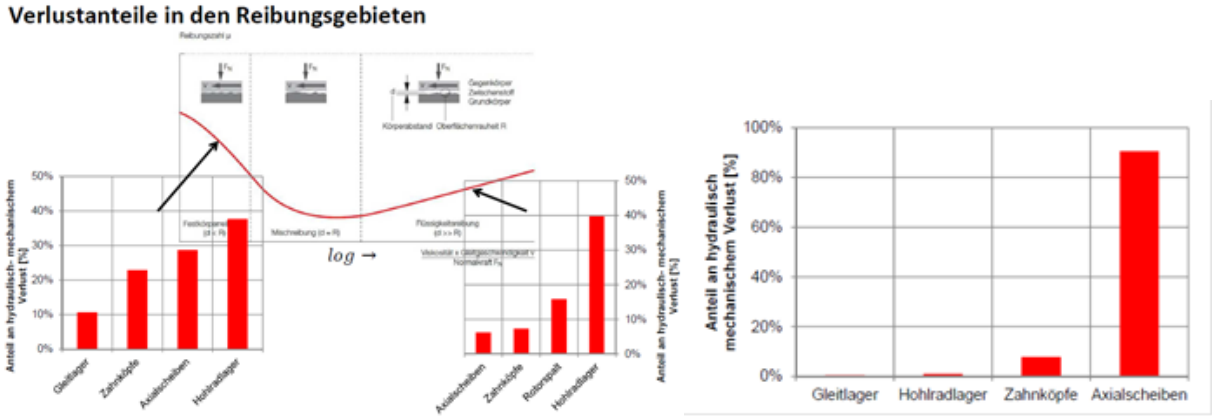
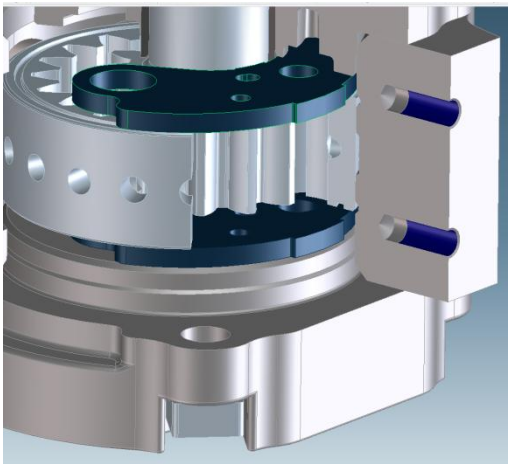


Abbildung 115: Links: Untersuchungen zum Anteil der Einzelkomponenten an der Reibung. Rechts: Erhöhter Reibungsanteil im drucklosen Umlauf (Spülbetrieb/Kühlung).

Um die richtigen theoretischen Ansätze zu finden und zu verifizieren wird auch einspezieller Messaufbau zur Bestimmung der Reibungskoeffizienten aufgebaut (Abbildung 114). Hierbei kann über eine Kraftmessdose die Anpresskraft der Axialscheiben gegen die rotierenden Getriebeteile exakt eingestellt werden. In der Literatur findet man häufig nur Angaben zu den Reibungskoeffizienten einzelner Werkstoffe im ungeschmierten Zustand. Für die Optimierung der Pumpe sind jedoch vor allem diese Werte interessant. Des Weiteren fanden Untersuchungen mit komplett durchspülten Pumpen (jedoch ohne hydraulische Funktion) statt.



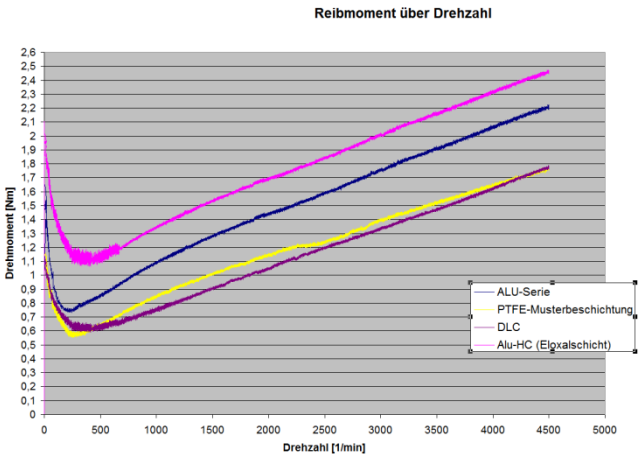


Abbildung 116: Messungen der Reibwerte in Pumpe.

Die Ergebnisse zeigen deutlich den Vorteil der DLC beschichteten Teile zu den bisherigen Lösungen. Zumal die PTFE-Musterbeschichtung aufgrund von extremen Problemen bei der Oberflächenebenheit und beim Verschleiß nicht serientauglich ist. Auch die Axialscheiben aus unbeschichtetem Aluminium sind nicht für alle Einsatzfälle geeignet, so dass der Vergleich zur Eloxalschicht deutlich ausfällt.

Die in der Reibungsuntersuchung positiv hervorgetretene DLC-Beschichtung (Nassstrahlen mit DLC3) muss noch ihre Dauerfestigkeit bestätigen. Aufgrund der fortgeschrittenen Projektlaufzeit wurden zwei Axialscheiben in einem Extremtest geprüft. Die Pumpe läuft gezielt im Mischreibungsbereich bei kleinen Drehzahlen und hohen Drücken, dieser

Abbildung 117: Vergleich des Verschleiß Verhaltens. Axialscheibe mit Bronzebeschcihtung (links) und mit DLC.

Betriebspunkt kommt in herkömmlicher Weise nur für sehr kurze Prozesszeiten vor. Dadurch kann jedoch ein Zeitraffereffekt produziert werden. Als Vergleichsbasis wird ein 50 Stundentest mit einer Bronze Axialscheibe heran gezogen. Mit einer Aluminiumscheibe hätte der Test schon nach kurzer Zeit zu einem kompletten Ausfall geführt.

Wie in Abbildung 117 zu erkennen ist zeigt die Bronze-Axialscheibe deutlich erkennbaren Verschleiß. Dieser ist auch messtechnisch feststellbar und liegt je nach Messstelle bereits im Zehntel Millimeter Bereich. Eine solche Pumpe ist nur noch bedingt einsatzfähig. Bei der DLC-Scheibe ist nach vergleichbarer Testdauer mit den vorliegenden Messmitteln kein relevanter Verschleiß messbar, optisch ist nur eine leichte Verfärbung an Teilen der Lauffläche erkennbar. Ein weiterer Test an einem Gehäuse wird ohne Verschleiß abgebrochen, allerdings ist es hier bisher auch nicht gelungen, mit einem unbeschichteten Gehäuse den bei Kunden auftreten Verschleiß in einem Test bei Eckerle nachzuvollziehen. Auffällig war jedoch, dass auf dem Gehäuse die Beschichtung DLC1 funktioniert hat, bei Aluminium Axialscheiben hat diese Schicht bereits ohne Beanspruchung versagt. Hier sind die Unterschiede der Bauteile/des Beschichtungs-prozesses noch genauer zu untersuchen.

Abbildung 118: Gehäuse mit DLC 1 Beschichtung.

8 Wissenschaftlich-technische Ergebnisse: Plasmamonitoring

8.1 Überblick Plasmamonitoring

Parallel zu den Arbeiten der Duplex-Prozessentwicklung wurden detaillierte Analysen des Plasmas durchgeführt. Ziel war die Entwicklung eines geeigneten, prozessspezifischen Monitorings, zur Erhöhung der Prozessstabilität, der Reproduzierbarkeit und der Steigerung der Prozesseffizienz. Ausgangspunkt dieser Arbeiten ist die aktuelle Steuerungsmethode. Die PECVD Prozesse werden mittels der anlagenspezifischen Steuerungsparametern, den sogenannten Toolparametern (Gasflussraten, Generatorausgangsleistung, Druck), gesteuert und charakterisiert. Jedoch kann durch diese keine Aussage über den Plasmazustand getroffen werden. Auf Grund von z.B. variablen Leistungsverlusten im Anpassnetzwerk (Matchbox) kann sich trotz anscheinend gleicher Prozessbedingungen ein unterschiedlicher Plasmazustand einstellen, der unterschiedliche Schichteigenschaft generiert (Abbildung 119). Deswegen müssen für eine zuverlässigere Prozesscharakterisierung die Wechselwirkungen zwischen den Toolparametern, dem Plasmazustand und den Schichteigenschaften identifiziert und die Hardware, insbesondere der HF-Versorgungskreis mittels eines HF-Hardware-Modells, miteinbezogen werden. Ein solches Modell berücksichtigt zusätzlich die im System auftretenden Verluste.

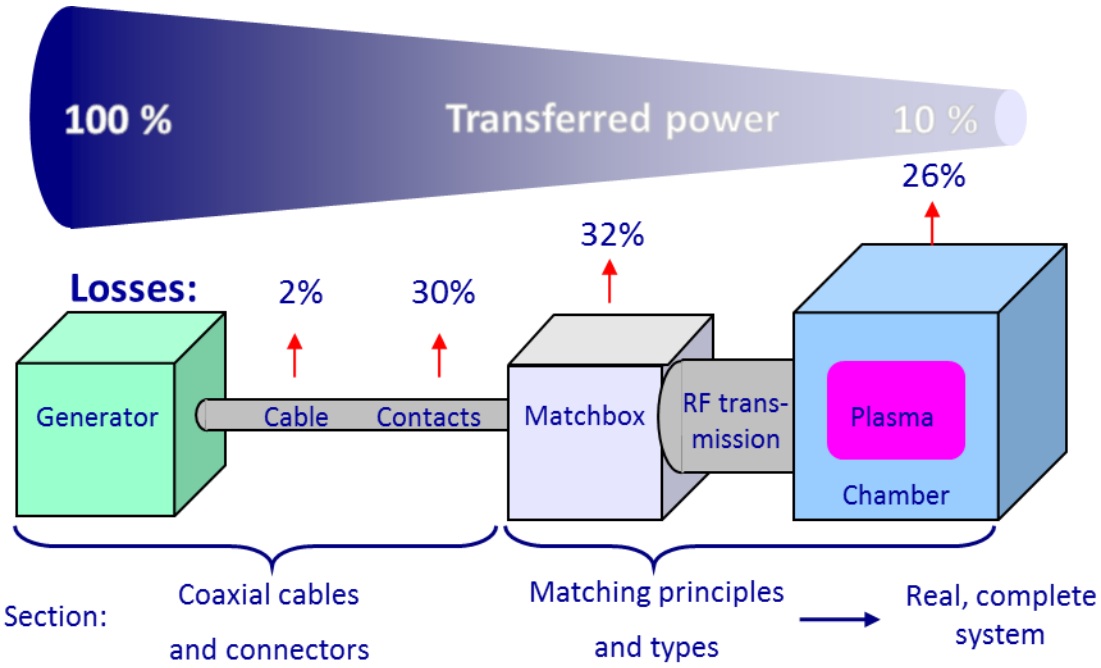


Abbildung 119: Leistungsbilanz in der HF-Versorgung.

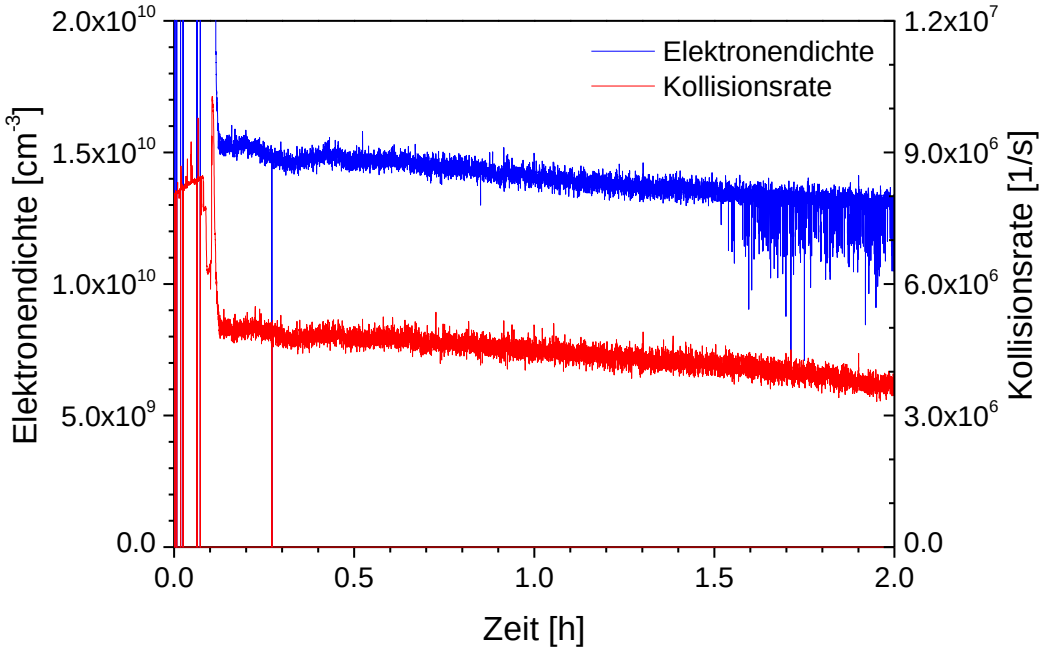
Zur Plasmaanalyse wurden die optische Emissionsspektroskopie und das Hercules System der Fa. Plasmetrex GmbH eingesetzt. Die Arbeiten wurden an zwei verschiedenen PECVD-Anlagen am Fraunhofer IWM durchgeführt. Grundlegende Experimente an der MPA 1 (zylindrische Platte-Platte-Konfiguration) und weitere Messungen an der größeren MPA 3, welche jedoch über eine radiale Elektrodenanordnung verfügt. An dieser wurden zusätzlich zu den Plasmaparametern, die HF-Parameter erfasst und ein neues Anpassprinzip (Matching) getestet. Durch ihren Aufbau bietet sie des Weiteren ideale Voraussetzung, um rotationssymmetrische Bauteile wie Kolben zu beschichten. Der Plasmamonitor wurde ebenfalls an dieser Anlage realisiert.

8.2 Hercules Messtechnik und Behebung von Messartefakten

Das Hercules Messsystem ist ein geeignetes System, um die Prozessstabilität zu kontrollieren und Messartefakte zu detektieren. Das Hercules misst den Elektronenverschiebungsstrom mittels eines in die Kammerwand integrierten Sensors, ohne das Plasma zu beeinflussen, und berechnet über ein plasmaphysikalisches Modell unterschiedliche Plasmaparameter. Das Fraunhofer IWM verfügt über ein Hercules PMX, welches das Plasma serienmäßig nur mittels „self-excited electron resonance spectroscopy“ (SEERS) analysieren kann. Durch ein Software-Update ist es jedoch auch möglich mittels des „non-linear extended electron dynamics“ (NEED) Algorithmus, welcher normalerweise nur dem Hercules N zur Verfügung steht, Prozesse zu untersuchen. Je nach vorliegenden Randbedingungen wird das verwendbare Modell zur Plasmaanalyse eingesetzt. Beide unterscheiden sich jedoch auch in den von ihnen bestimmten Plasmaparametern. Mittels SEERS werden u.a. die Elektronendichte und die elastische Kollisionsrate der Elektronen bestimmt, das NEED bestimmt z.B. die Plasma Resistivity, welche die beiden andesrn Parameter in sich vereint. Elastische Kollisionsrate als auch die Plasma Resistivity können als Indikator für die Prozessstabilität eingesetzt werden.

An der Anlage MPA 1 kam das SEERS Modell zum Einsatz und es konnten die handelsüblichen Sensoren der Plasmetrex GmbH eingesetzt werden. Auf Grund der speziellen Anlagenkonfiguration der MPA 3 wurde das NEED Modell eingesetzt und es wurden entsprechende Sensoren gefertigt.

Zur fehlerfreien Messung an der MPA 1 wurden zusätzliche Wasserkühlungen in die Messtechnik integriert. Zu der Überwachung mittels SEERS wird die Spitzenspannung zur Berechnung der Elektronendichte herangezogen, welche mittels einer VI-Probe in der HF-Zuleitung gemessen wird. Bei längeren Prozesslaufzeiten kam es zu Überhitzungen der VI-Probe, wodurch Fluktuationen im Messwert auftraten, was sich wiederrum auf einige der Plasmaparameter, u.a. die Elektronendichte, auswirkte. Detektiert wurde dieses Artefakt zuerst am Hercules. Das Messartefakt war nicht ohne weiteres erklärbar, vor allem nicht plasmaphysikalisch, da die anderen Plasmaparameter, wie die Kollisionsrate diese Fluktuationen nicht abbildeten (Abbildung 120). Erst weiterführende Betrachtungen weiterer Messwerte brachte die Lösung.



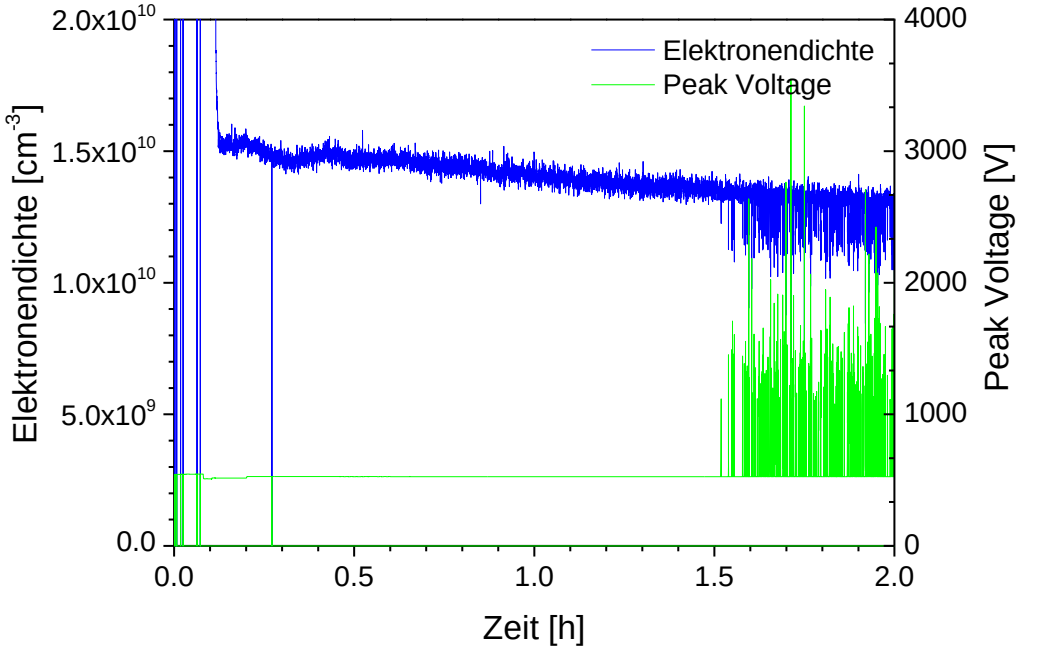


Abbildung 120: Auftretende Messartefakte auf Grund der Überhitzung der VI-Probe. Dies wirkt sich auf die Elektronendichte, nicht jedoch auf die Kollisionsrate aus (oben). Der Grund wurde bei der Spitzenspannungs-messung der VI-Probe gefunden (unten).

8.3 Kalibration und Etablierung der OES Messtechnik

Zur Plasmaanalyse mittels OES wurde für das Glasfaserkabel eine geeignete Halterung entwickelt, welches es ermöglicht das Plasma lokal, das heißt in einem definiertem Volumen zu betrachten. Dies wurde mittels einer von außen verschiebbaren Bündellinse vor der Glasfaser realisiert. Des Weiteren verhindert diese Adaption eine Beschichtung der Optik, wodurch über den gesamten Beschichtungsprozess hinweg, ohne Veränderung der Aufnahmeparameter überwacht werden kann. In Abbildung 121 ist diese Halterung für die PECVD-Anlage MPA-1 dargestellt. Eine Übertragung auf die Anlage MPA 3 ist ohne großen Aufwand möglich. Für belastbare und reproduzierbare Messwerte mussten einerseits die gemessenen Spektrallinien symmetrisch abgebildet werden und andererseits genügend Messpunkte verfügbar sein, um die Halbwertsbreiten der Spektrallinien bestimmen zu können. Durch eine exakte Justage das Lichtleiters an das OES ist dies in einem gewissen Wellenlängenbereich gewährleistet. Je nach verwendetem Gittertyp und betrachteter Wellenlänge sind aber nicht immer genügend Messpunkte für eine genaue Anpassung verfügbar. Aus diesem Grunde wurden pro Spektrallinie mehrere Spektren mit einer kleinen Wellenlängenverschiebung aufgenommen. Die Identifizierung der Atomlinien und Molekülbanden erfolgte durch die Spektroskopie-Software „SpecLine“ der Fa. Plasus und den in der Literatur verfügbaren Daten. Besonders hilfreich sind hierfür die Datenbanken des „National Institutes of Standard and Technology“ [6, 7]. Die Bestimmung der spektralen Empfindlichkeit, der wellenlängenabhängigen Absorption des verwendeten Spektrometers (inkl. CCD), wurde mit einer Kalibrationslampe von OceanOptics durchgeführt. Diese verfügt über eine Halogen- (Emissionswellenlängenbereich 300 bis 1100 nm) und eine Deuteriumlichtquelle (200 bis 400 nm), deren Emissionsintensitäten bekannt sind. Dies war nötig, um die im Folgenden erläuterten Plasmaparameterbestimmungsmodelle verwenden zu können.

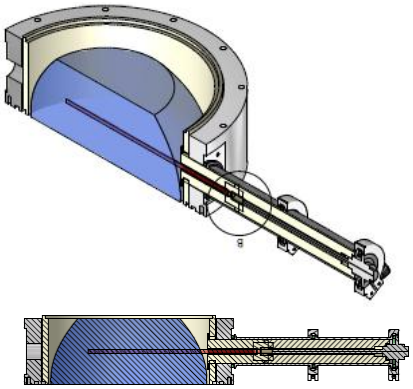


Abbildung 121: Konstruktionszeichnungen der Halterung des Glasfaserkabels und der Linsenoptik mit Befestigung an der PECVD-Kammer MPA-1.

8.4 Entwicklung der Plasmaparameterbestimmungsmodelle

Zur Bestimmung der Gastemperatur mittels OES wurden zwei Ansätze verfolgt. Zum einen durch die Messung der energieabhängigen Dopplerverbreiterung von Spektrallinien und zum anderen über die Bestimmung der Rotationstemperaturen zweiatomiger Moleküle.

Eine Spektrallinie unterliegt verschiedenen Verbreiterungsmechanismen, ihre Breite wird durch die Halbwertsbreite (engl. *„full width at half maximum“*, FWHM) angegeben. Diese wird beeinflusst von:

- Natürliche Linienverbreiterung (Lebensdauer des angeregten Zustands)
- Stark-Effekt (elektrisches Feld)
- Zeeman-Effekt (magnetisches Feld)
- Doppler-Effekt (kinetische Bewegung der Teilchen)
  Die Doppler-Verbreiterung $\Delta\lambda_D$ ergibt sich mit der Gastemperatur T_{Gas} der Emissionswellenlänge λ der Lichtgeschwindigkeit c, der Boltzmann-Konstanten k_B und der Teilchenmasse m zu:

$$\Delta\lambda_D = 2 \cdot \frac{\lambda}{c} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot ln2 \cdot k_B \cdot T_{Gas}}{m}} \qquad (2)$$

- Spektrographenverbreiterung (Bestimmung mittels Kalibrationslampen möglich)

In den vorliegenden Niederdruckplasmen können Stark- und Zeeman-Effekt vernachlässigt werden. Bei der Betrachtung von nichtmetastabilen Zuständen ist die natürliche Linienverbreiterung in der Regel um den Faktor 10^3 kleiner als die Spektrographen Verbreiterung. Somit spielen lediglich die Spektrographen und die Dopplerverbreiterung eine Rolle. Nach Bestimmung der Spektrographenverbreiterung kann mittels Entfaltung die Dopplerverbreiterung und somit die Gastemperatur bestimmt werden. Im Rahmen des Projekts führte dieser Ansatz jedoch zu keinem verwertbaren Ergebnis.

Zusätzlich ist eine Bestimmung der Gastemperatur über die Rotationstemperaturen zweiatomiger Moleküle möglich. Meist wird hierfür Wasserstoff oder Stickstoff verwendet. Da die Wasserstoffemissionsbanden von anderen Spezies überlagert wurden, wurde den Entladungen zu Diagnosezwecken in Kleinstmengen Stickstoff zugegeben. Dies beeinflusst die Plasmaeigenschaften nicht, was sowohl die Literatur [8], als auch durch eigene Analysen mittels des Hercules Systems zeigt. Die elastische Kollisionsrate, welche ein guter Indikator für die Prozessstabilität ist, zeigt bei der Zugabe von Stickstoff keinerlei Veränderung. Durch die Simulation des Emissionsbandenverlaufs, basierend auf den energieabhängigen Besetzungswahrscheinlichkeiten, kann anschließend die Gastemperatur bestimmt werden. Dabei wird ausgenutzt, dass die Rotationstemperatur im Falle von Niederdruckplasmen der Neutralgastemperatur angenähert werden kann [9, 10]. Auch die entstehenden Schichteigenschaften von Si-DLC-Schichten zeigten keine Veränderungen. Dem Fraunhofer IWM stehen Modelle zur Simulation der Emissionsprofile des N_2 $C^3\Pi_u - B^3\Pi_g$ $(\nu = 0 - 2)$ (siehe Abbildung 122) und des N_2^+ $B^2\Sigma_u^+ - X^2\Sigma_g^+$ $(\nu = 0 - 2)$ Übergangs zur Verfügung. Die

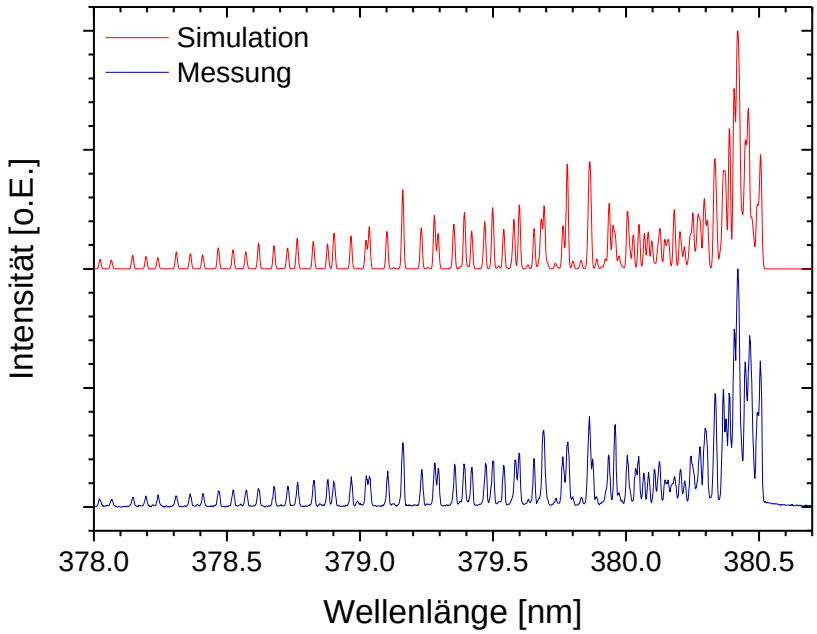


Abbildung 122: Simulation und Messung des N_2-Übergangs $C^3\Pi_u - B^3\Pi_g$ $(\nu = 0 - 2)$. Die Gastemperatur beträgt im dargestellten Fall ca. 350K.

Elektronentemperatur- und Teilchendichtebestimmung ist auf Grund der zahlreichen möglichen Wechselwirkungen im Plasma kompliziert. Es müssen Vereinfachungen und Modelle angesetzt werden, um die Wechselwirkungen zu beschreiben. Im Falle der hier vorliegenden kapazitiven Anregung mit 13.56 MHz und den darauf basierenden Niederdruckplasmen hat sich zu Bestimmung der Elektronentemperatur und der Teilchendichten das „*Corona-Modell*“ in Verbindung mit der „*Line-Ratio-Method*“ zur Beschreibung der Populations- und De-Populationsprozessen elektrischer Zustände etabliert. Diesem liegt zu Grunde, dass lediglich die Elektronen über genügend Energie für inelastische Wechselwirkungen (Anregung, Ionisierung, Fragmentierung etc.) verfügen. Somit ist der dominante Anregungsprozess im Plasma der der Elektronenstoßanregung aus dem Grundzustand. Abregung erfolgt vorwiegend mittels spontaner Emission. Die Methode ist in der Literatur detailliert beschrieben [11, 8, 12, 13, 14].

Der Ansatz wurde auf die vorliegenden Randbedingungen angepasst. Als komplex und zeitintensiv gestaltete sich hierbei die Identifikation belastbarer Daten für die Wirkungsquerschnitte. Diese stellen auf Grund der unterschiedlichen experimentellen und theoretischen Bestimmungsmethoden große Fehlerquelle in den Berechnungen dar. Deswegen muss überprüft werden, wie diese bestimmt wurden und welche An- und Abregungsmechanismen diese beinhalten. Im Rahmen des Projekts wurden Edel-, Inertgasplasmen und auf Tetramethylsilan (TMS) basierende Beschichtungsplasmen untersucht. Zur Elektronentemperaturbestimmung wird der Entladung zusätzlich Neon (5% des Argongasflusses) zugefügt, die Berechnung erfolgte mittels Vergleich von Neon und Argon Spektrallinien. Unter Einbezug der Pumpleistung des Gesamtsystems wurde das Teilchendichteverhältnis von Neon zu Argon abgeschätzt Anschließend wurde die Teilchendichten der TMS Fragmente bestimmt. In einem TMS basierten Beschichtungsplasma sind u.a. Fragmente von H, H_2, Si, C, CH und C_2 detektierbar.

8.5 Beschichtungsarbeiten MPA-1

Zur Identifikation der Abhängigkeiten zwischen Prozessregelgrößen, Plasmaparametern und Schichteigenschaften wurden an der Anlage MPA 1 umfangreiche Beschichtungstests, unter Variation der Generatorleistung und des Gesamtgasflusses, durchgeführt. Prekursor für die Funktionsschicht war TMS. Die Schichten wurden auf Stahlsubstraten abgeschieden.In den Abbildung 123 bis Abbildung 126 ist der Einfluss der beiden Toolparameter auf einige der detektierbaren Plasmaparameter und auf die Schichteigenschaften dargestellt. Abbildung 127 und Abbildung 128 zeigen exemplarisch die Korrelation zwischen den Plasmaparametern und der Härte. Mittels dieser Auswertungen wird ersichtlich wie z.B. die Schichthärte modifiziert werden kann, indem die Plasmaparameter variiert werden. Solche Datensätze bilden die Grundlage für eine Schichtübertragung [14].

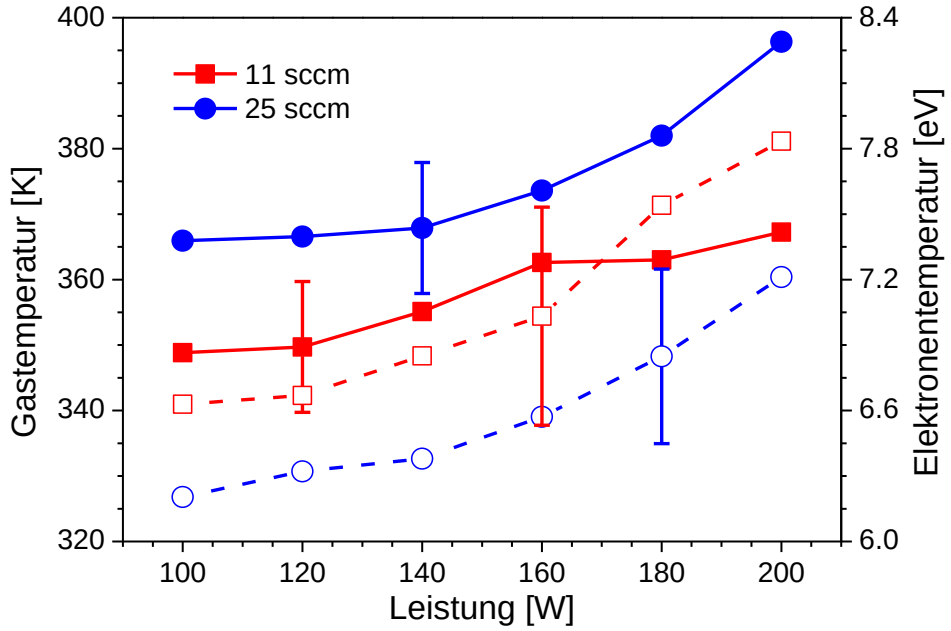


Abbildung 123: Einfluss der Generatorausgangsleistung und des Gesamtflusses (11sccm Quadrate, 25sccm Kreise) auf die Gastemperatur (ausgefüllte Symbole) und die Elektronentemperatur.

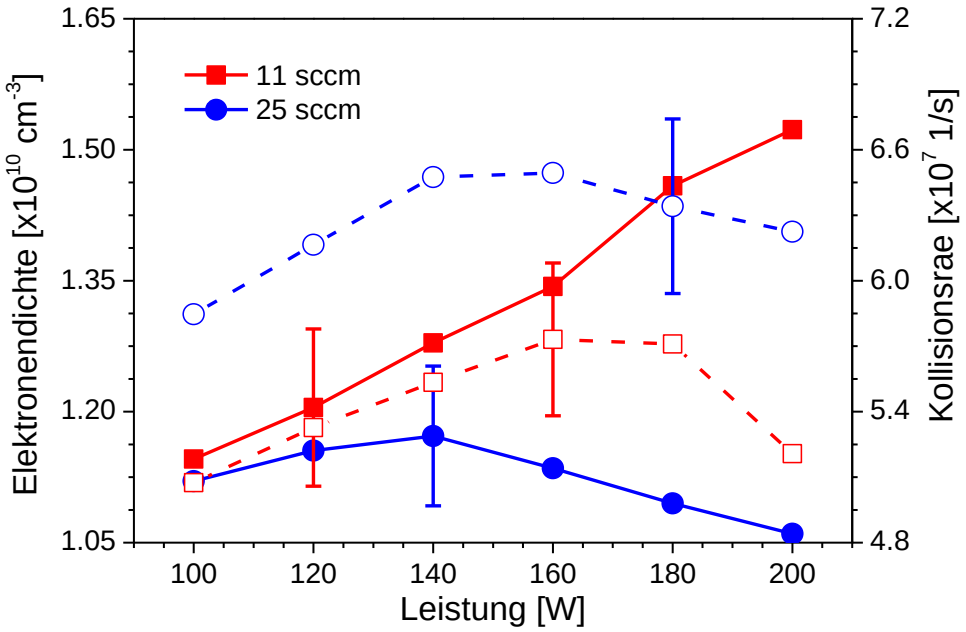


Abbildung 124:Einfluss der Generatorausgangsleistung und des Gesamtflusses (11sccm Quadrate, 25sccm Kreise) auf die Elektronendichte (ausgefüllte Symbole) und die Kollisionsrate.

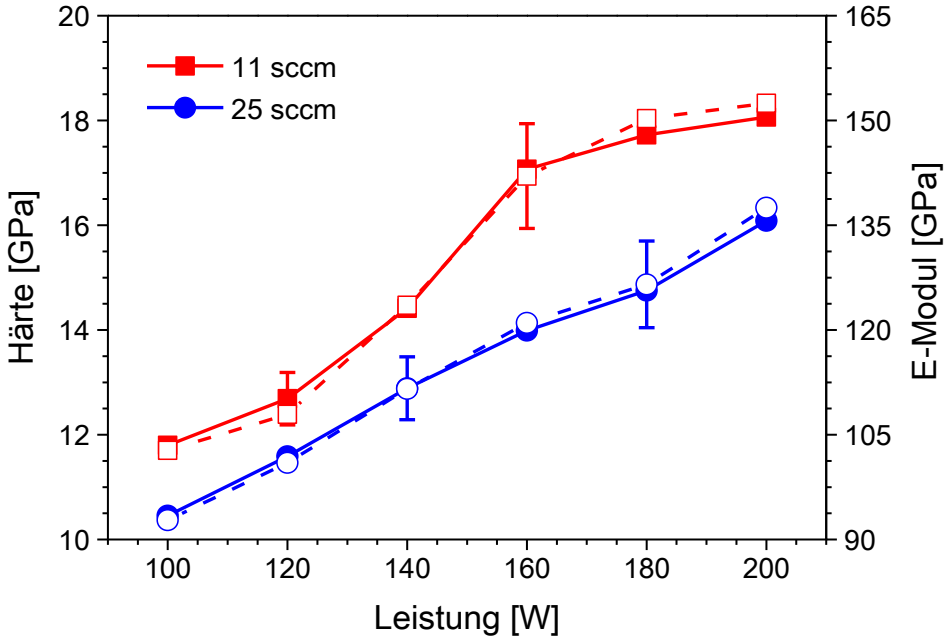


Abbildung 125: Einfluss der Generatorausgangsleistung und des Gesamtflusses (11sccm Quadrate, 25sccm Kreise) auf die Härte (ausgefüllte Symbole) und das E-Modul.

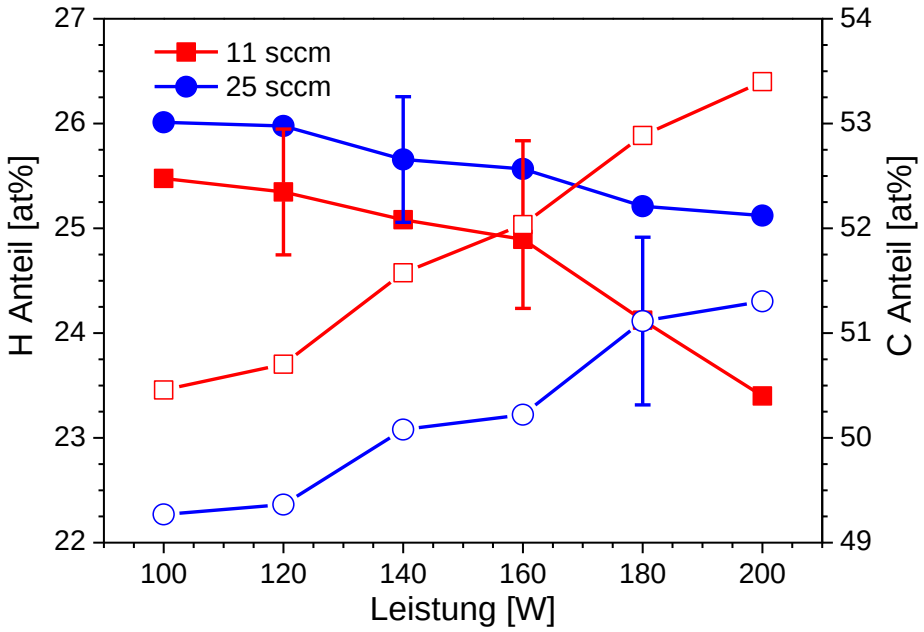


Abbildung 126: Einfluss der Generatorausgangsleistung und des Gesamtflusses (11sccm Quadrate, 25sccm Kreise) auf den Wasserstoff- (ausgefüllte Symbole) und den Kohlenstoffanteil in der Schicht. Der fehlende prozentuale Anteil fällt auf Silizium.

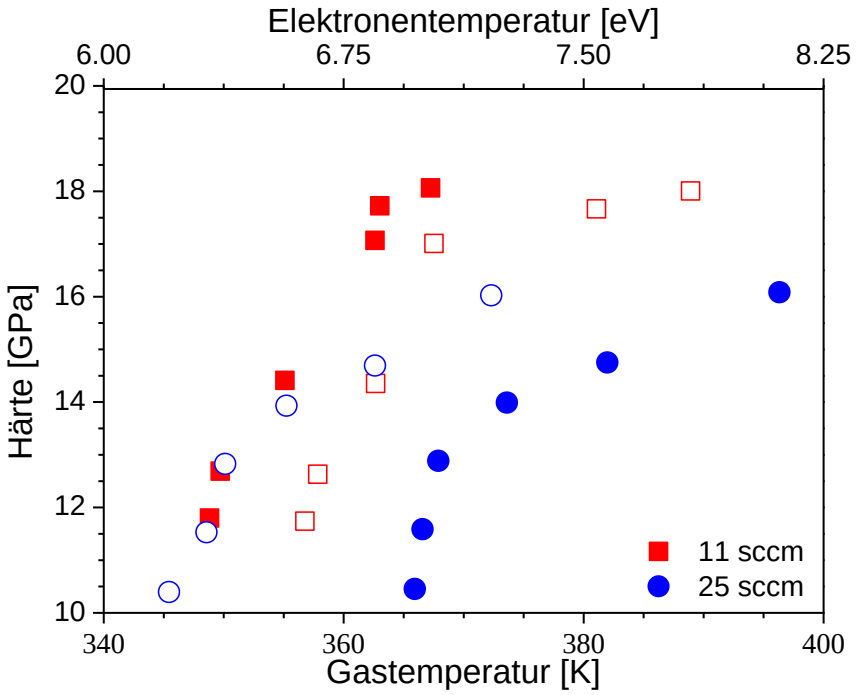


Abbildung 127: Korrelation zwischen der Härte und den Plasmaparametern für die beiden Gesamtgasflüsse von 11sccm (Quadrate) und 25sccm (Kreise). Abhängigkeit von der Gastemperatur (ausgefüllte Symbole) und der Elektronentemperatur.

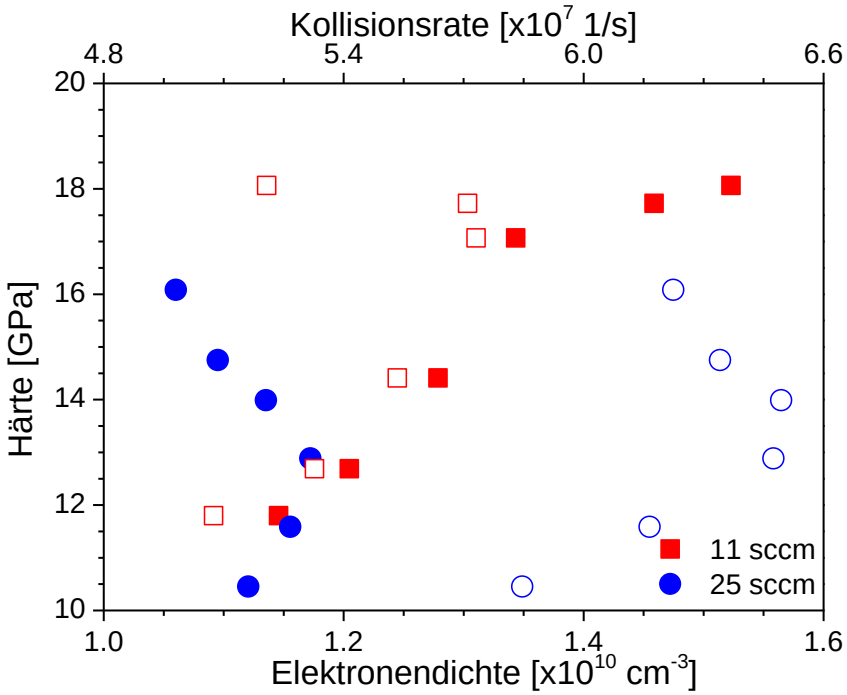


Abbildung 128: Korrelation zwischen der Härte und den Plasmaparametern für die beiden Gesamtgasflüsse von 11sccm (Quadrate) und 25sccm (Kreise). Abhängigkeit von der Elektronendichte (ausgefüllte Symbole) und der Kollisionsrate.

8.6 HF-Monitoring

Zur Überwachung des Anpassnetzwerks wurden in der Matchbox der Anlage MPA 3 Sensoren untergebracht. Da kommerziell nur bedingt geeignete Sensoren verfügbar sind, wurden die benötigten Spannungsteiler und Stromsensoren zusammen mit P.H.F. konstruiert und hergestellt. Zur Reduzierung der Blindkapazität, welche für Verluste im Anpassnetzwerk verantwortlich sind und um den Einbau der Sensoren zu ermöglichen wurde außerdem eine neue Matchbox entwickelt.

8.7 Entwicklung Plasmamonitor

Zur Messdatenerfassung aller HF-, Plasma Werte und eingestellten Toolparameter wurde ein Plasmamonitor entwickelt. Die gesamten Messdaten werden sowohl auf den Messgeräten, als auch auf dem Monitor dargestellt. Die Übertragung der Messsignale basiert auf dem Schnittstellen-Standard RS-485 und auf Spectra-Modulen. Die Visualisierung erfolgt mittels LabView. In Abbildung 129 ist die Erstversion Benutzeroberfläche des Monitoring Systems dargestellt.

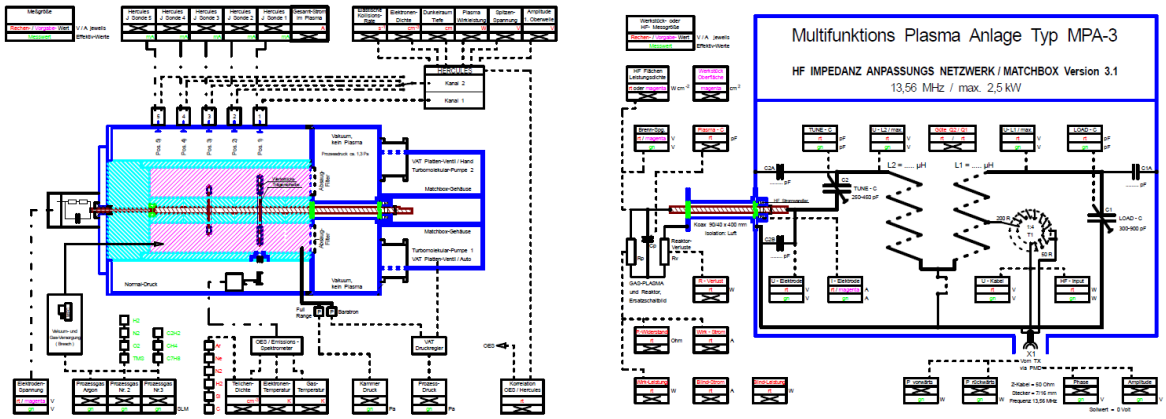


Abbildung 129: Erste Version der Bedienoberfläche des Plasmamonitors. Auf der linken Seite werden die Plasmaparameter sowie die Kammerspezifischen Daten (Druck, Gasflüsse) überwacht. Auf einem zweiten Monitor (rechts) das gesamte HF-Netzwerk mit seinen zahlreichen Messstellen für HF-Ströme und Spannungen.

8.8 Theoretische Betrachtung der Anlage MPA 3

Zusätzlich zu den experimentellen Untersuchungen wurden theoretische Betrachtungen durchgeführt, um Erkenntnisse über die Homogenität der Entladung zu erhalten. Diese Arbeiten sind zur Deposition von homogenen Schichteigenschaften, auch bei variablem Beladungszustand und unterschiedlicher Bauteilgeometrie, nötig. Zum besseren Verständnis ist die Reaktorkonfiguration in Abbildung 130 dargestellt. Eine Folge der neuen Reaktorgeometrie ist, dass nahezu alle Parameter des Plasmas vom Beladezustand abhängig sind und es zusätzlich starke axiale und Winkelabhängigkeiten im Reaktor gibt (Abbildung 130 bis Abbildung 132). Die Ionenenergie ist dabei starken Abhängigkeiten ausgesetzt. Besonders negativen Einfluss hat das Einbringen von zylindrischen Scheiben als Substrathalter für zu beschichtende Ringe auf die Ionenenergie, da hierdurch die Kapazität der Plasmarandschicht über der heißen Elektrode extrem vergrößert wird, was zu einer starken Verringerung des Spannungsabfalls über diese Plasmarandschicht und damit der Ionenenergie führt. Da der Entladungsstrom kaum beeinflusst wird, lassen sich die Plasmaparameter an der hier genutzten Ein-Frequenz-Plasmaanlage nur in sehr engen Bereichen nachführen. Ein sinnvoller Ausweg

ist der Umbau zu einer Zwei-Frequenz-Plasmaanlage, bei der sich die Plasmadichte und die Ionenenergie getrennt voneinander einstellen lassen. Die Frequenzen sollten bei 2 MHz für die niederfrequente Entladung (zur Einstellung der Ionenenergie) und 40 MHz oder 60 MHz für die höherfrequente Entladung zur Einstellung der Ionendichte (und damit der Ionenstromdichte) im Plasma liegen.

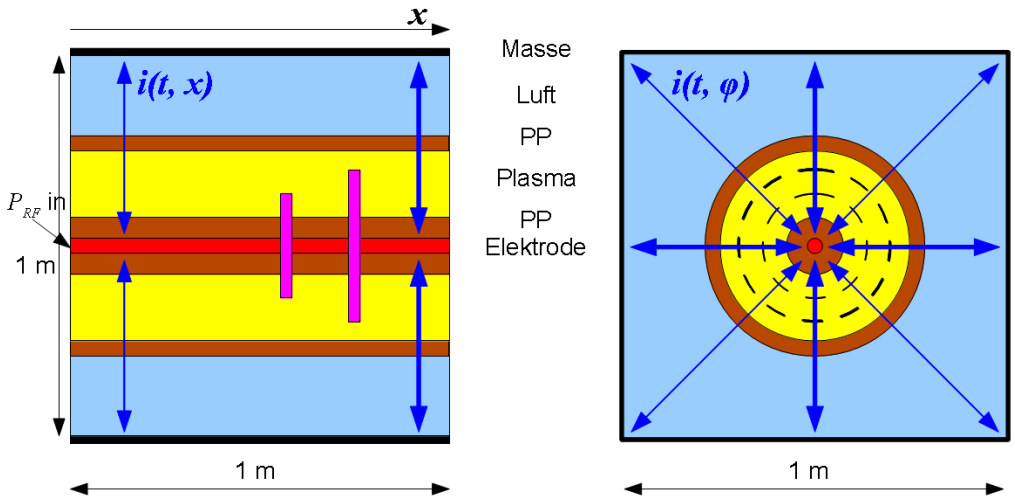


Abbildung 130: Reaktorkonfiguration der MPA 3.

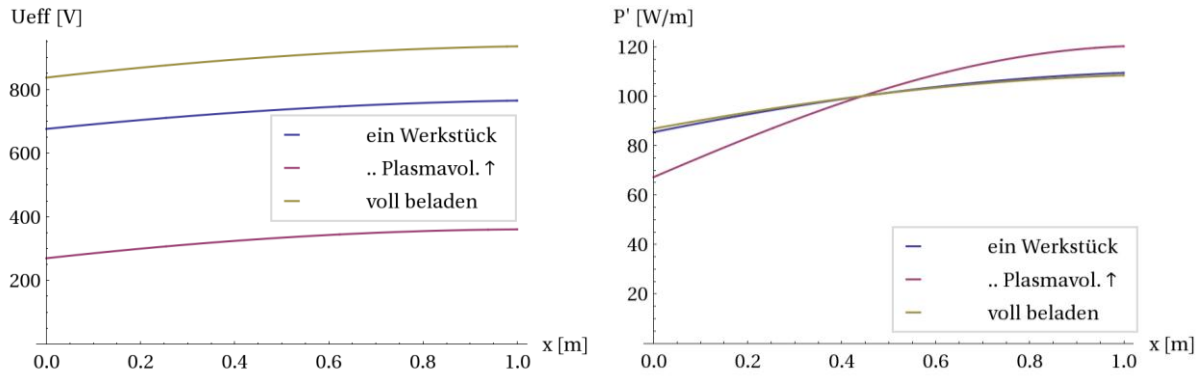


Abbildung 131: Links: Axiale Abhängigkeit der HF-Spannung. Rechts: Einfluss der Axialen Position auf die Leistungsdichte. Jeweils bei einer Plasmawirkleistung von 100W. Es wird jeweils differenziert zwischen einem Werkstück (zylindrische Scheibe), vergrößertem Plasmavolumen (Vergrößerung des inneren Reaktors bis zu 1 m Durchmesser) und Erhöhung des Beladungszustands.

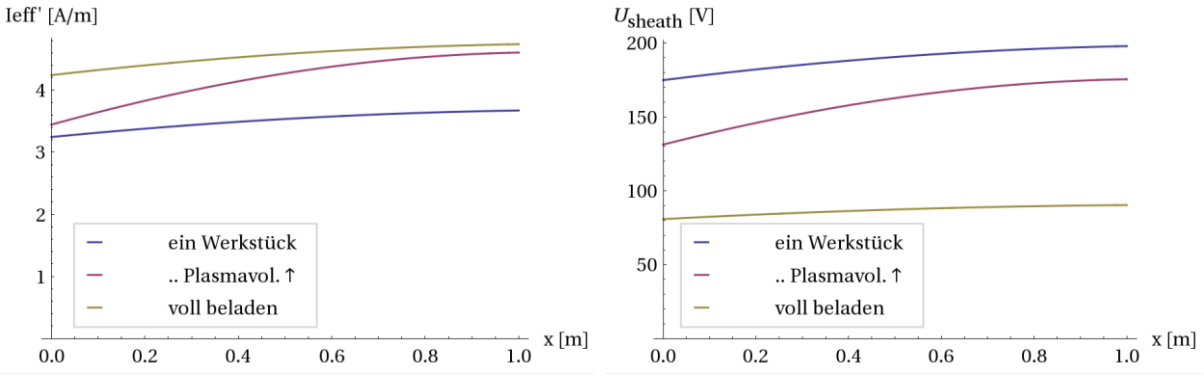


Abbildung 132: Links: Einfluss der axialen Position auf die radiale Stromdichte. Rechts: Ionenenergie als Funktion von Position und Beladung. Jeweils bei einer Plasmawirkleistung von 100W. Es wird jeweils differenziert

zwischen einem Werkstück (zylindrische Scheibe), vergrößertem Plasmavolumen (Vergrößerung des inneren Reaktors bis zu 1 m Durchmesser) und Erhöhung des Beladungszustands.

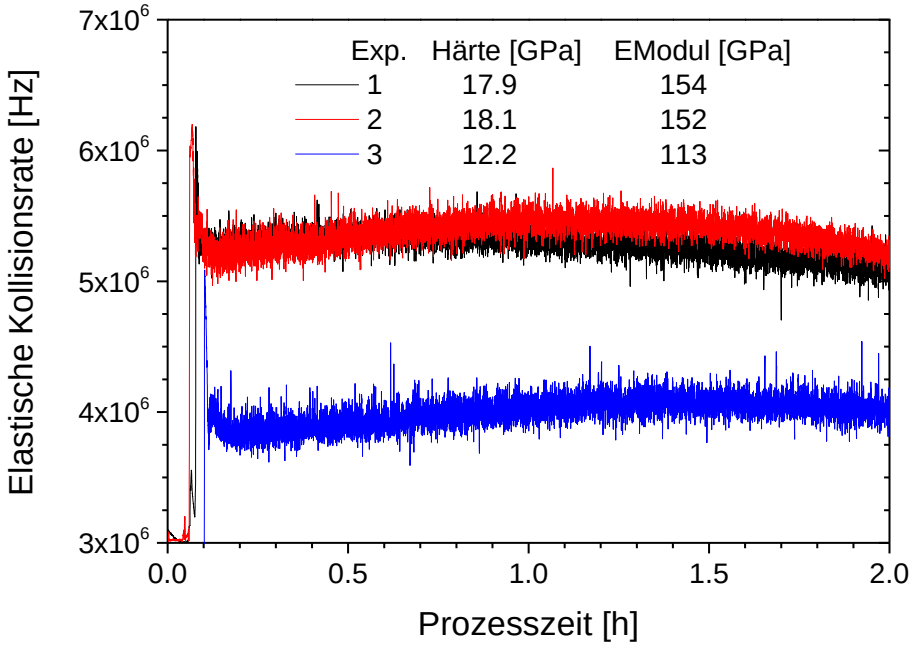
8.9 Optimierung der Prozessreproduzierbarkeit

Durch das Prozessmonitoring konnte die eingangs erwähnte Reproduktionsproblematik, welche auf der Prozessteuerung mittels Toolparametern basiert, detektiert werden. In Abbildung 133 ist der Verlauf der elastischen Kollisionsrate für drei Reproduktionsversuche und einige der sich einstellenden Schichteigenschaften dargestellt. Die elastische Kollisionsrate ist ein Maß für die Prozessstabilität. Trotz gleicher Toolparameter ergeben sich unterschiedliche Plasmazustände, da bei gleicher Generatorausgangsleistung eine variable Leistung ins Plasma transferiert werden kann. Diese Abweichung wird auch bei der Schichtanalyse beobachtet. Mit diesem Ergebnis wird ersichtlich, dass mit der hier vorliegenden Plasmadiagnostik ein Fehler im Prozess erkannt, aber nicht gelöst werden kann. Dies war ein weiterer Grund um das Monitoring auf das HF-Netzwerk auszuweiten.

Mit der bisherigen Anpassmethode konnte keine Verbesserung der Prozessreproduzierbarkeit festgestellt werden, da bei gleicher Generatorausgangsleistung eine variable Leistung ins Plasma transferiert wird. Aus diesem Grund wurde ein neues Anpassverfahren getestet. In den folgenden Versuchen wurde die Generatorleistung lediglich dazu verwendet einen festen Elektrodenstrom einzustellen. Damit wurde der Prozess von den Leistungsverlusten in der Matchbox unabhängig. Mit diesem Verfahren wurden zahlreiche Versuche mit Edelgasplasmen und mit Beschichtungsplasmen durchgeführt. Auf Grund der vorliegenden Randbedingungen (Elektrodenkonfiguration), musste an der MPA-3 jedoch das NEED Modell verwendet werden. Sie berechnet die Plasma Resistivity, welche die elastische Kollisionsrate beinhaltet und somit ebenfalls als ein Maß für die Prozessstabilität herangezogen werden kann. Reproduktionsversuche, bei denen auf den Elektrodenstrom angepasst wurde, deuten darauf hin, dass mit dieser Methode keine unterschiedlichen Plasmazustände generiert werden (Abbildung 133 unten). Diese Hypothese wird gestützt durch die entstehenden Schichteigenschaften.

8.10 Beschichtungstests MPA 3

Des Weiteren wurden Beschichtungsversuche durchgeführt. Die Plasmen basierten ebenfalls auf Argon und TMS. Variiert wurden dabei der Elektrodenstrom, der Gesamtgasfluss und das Argon zu TMS Verhältnis. Die Versuchsparameterkombinationen erfolgten mittels statistischer Versuchsplanung, um die abgeleiteten Erkenntnisse statistisch abzusichern. Mittels Regressionsanalyse werden direkte Wechselwirkungen zwischen den verschiedenen Parametern identifiziert und analysiert. Auch diese Daten sind zum jetzigen Zeitpunkt noch nicht vollständig ausgewertet. Bisherige Erkenntnisse zeigen jedoch, dass die meisten Einflüsse den Haupteffekten zugeschrieben werden können und die Wechselwirkungen der Variablen nicht von entscheidender Bedeutung sind. Mit diesen Erkenntnissen sollen die Plasmaparameter manipuliert werden. Um diesen Ansatz zu verfolgen, müssen jedoch noch weitere Auswertungen durchgeführt werden. Die Ergebnisse werden im Anschluss publiziert.



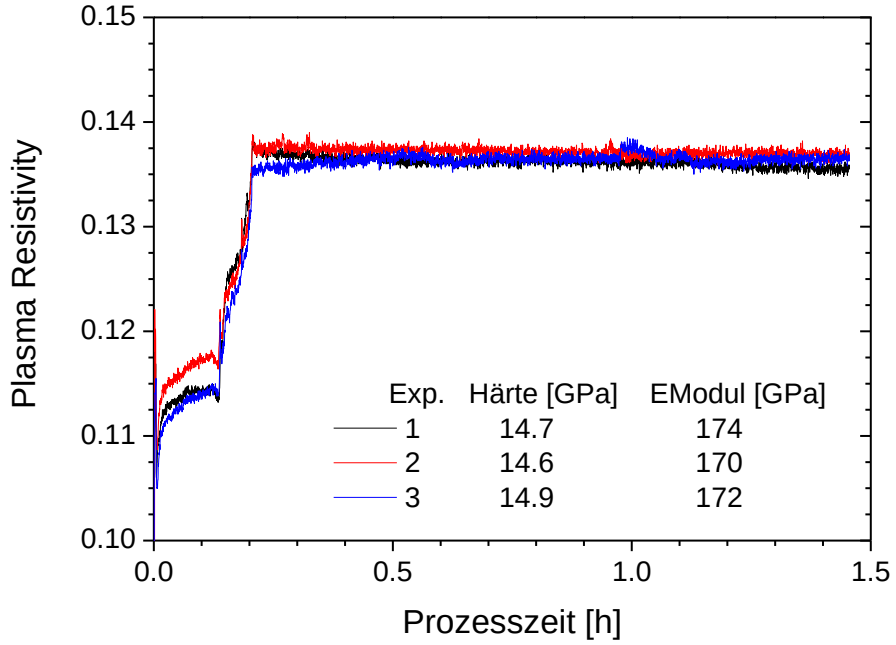


Abbildung 133: Oben: Verlauf der elastischen Kollisionsrate über die Prozessdauer bei Reproduktionsversuchen und die sich daraus ergebenden Werte für Härte und E-Modul. Trotz gleicher Toolparameter ergeben sich Unterschiede in dem Plasmazustand. Unten: Verlauf der Plasma Resistivity über die Prozessdauer bei Reproduktionsversuchen und die sich ergebenden Härte und E-Modul Werte. Mit dem neuen Matching-Ansatz konnten keine Abweichung im Plasmazustand, als auch bei den angegebenen Schichteigenschaften, mehr detektiert werden.

9 Zusammenfassung der Projektergebnisse und Ausblick

Das geplante Verfahren zur Oberflächenveredelung, in einem durchlaufenden Prozess von den Versuchsbauteilen zuerst die Oxidhaut zu entfernen und sie anschließend zu nitrieren, wärmebehandeln und zu beschichten, konnte nicht im vollen Maße technisch verwirklicht werden. Es erfolgte lediglich die Umsetzung einzelner Prozessschritte. Alternativ wurde ein weiterer Ansatz zur Vorbehandlung untersucht. Das Nassstrahlen der Aluminiumbauteile reduziert die Eigenspannungsdifferenzen zwischen Substrat und Schicht, wodurch zusätzlich zu der Verfestigung des Grundwerkstoffs eine verbesserte Schichthaftung beobachtbar ist. Beide Ansätze wurden auf verschiedenen Versuchsträgern geprüft. Die erzielten Ergebnisse divergierten von Einsatzfall zu Einsatzfall.

Im Bereich der Kolben ist, da mit den entwickelten Schichten für diese Versuchsträger die erhofften Vorteile für den Verschleißschutz und die Reibungsreduktion nicht im erwünschen Maße eingetreten sind, nicht davon auszugehen, dass mit jetzigem Stand der Prozesstechnologie eine Serienreife erreicht wird. Zur Umsetzung der Entwicklung in Kundenprojekten bzw. in Serienprozesse im Hinblick auf ressourceneffiziente Produktion sind noch weitere grundlegende Entwicklungen notwendig.

KS Kolbenschmidt wird jedoch das gewonnene Know-How der gesamten Rheinmetallgruppe präsentieren, so dass nach weiteren Forschungs- und Entwicklungsarbeiten eine industrielle Anwendung im Automotive- oder Defence-Bereich möglich sein könnte. Speziell im Defence-Bereich könnten im Falle hoher Prozesskosten dennoch wirtschaftlich sinnvolle Anwendungen bestehen, so dass die Ausweitung der Technologie auf andere Industriezweige denkbar sein könnte.

Die im Projekt generierten Erfahrungen bzgl. des Verhaltens von Kolbenringen in der DLC-beschichteten Kolbennut sowie des tribologischen Verhaltens der Zylinderlaufflächen bzw. Zylinderlaufbuchsen werden in Verbindung mit DLC-beschichteten Kolben direkt in zukünftige Motorenprojekte einfließen. Die Erkenntnisse aus den Simulationen bzgl. des Einflusses einer Kolbenbeschichtung aufgrund der Änderung der Wärmeleitfähigkeit werden in Form von Know-how zukünftige Diskussionen mit Motorbauern bereichern.

Im Bereich der Verdrängerpumpen konnten die erfolgreichsten Ergebnisse durch die Kombination aus Nassstrahlen und DLC-Beschichtung erreicht werden. Aus technischer Sicht wäre ein unmittelbarer Einsatz der Axial-Scheiben als Alternative zu einer Aluminium-Oxid-Schicht (Variante „hart-coatiert“) im Falle der Pumpen möglich, und es läge direkt einen Vorteil bei den hydromechanischen Wirkungsgraden vor. Eine Kosten-/Nutzenabschätzung steht noch aus, vor allem bzgl. der umgeschichteten Axial-Scheiben. In Abhängigkeit von den Kosten muss geprüft werden, ob die Vorteile der DLC-Schicht in Punkto Reibung (auch zu unbeschichteten Scheiben) und die erhöhte Verschleißfestigkeit nicht eine Beschichtung in allen Anwendungsfällen rechtfertigt. Des Weiteren ist die DLC-Schicht bei Hochdruckanwendungen auf anderen Materialien zu erproben. Darüber hinaus gibt es weitere Aluminium-Bauteile, bei denen der Einsatz der eingesetzten DLC-Beschichtung (mit Nassstrahl-Vorbehandlung) in Betracht kommt. Als erstes ist hier die Lagerung des Hohlrades zu nennen, welche im Projektverlauf in der hydrostatischen Ausführung (Abbildung 118) bereits vielversprechende Ergebnisse geliefert hat. Allerdings gilt es hier zuerst einen geeigneten Prüfstandsversuch zu finden, mit dem der Verschleiß beim Kunden nachvollzogen werden kann. Die guten Reibwerte machen die Beschichtung auch für die hydrodynamischen Lagerstellen von Wellen und Hohlrädern interessant (besonders im Hinblick auf die guten Trockenlaufeigenschaften der Schicht). Hier werden bisher Lagerbuchsen eingesetzt. Eventuell

wäre eine solche Beschichtung direkt im Gehäuse möglich. Je nach Anwendung wäre auch ein Einsatz bei den radialen Kompensationssegmenten denkbar. Hier wäre der gravierende Vorteil erneut in der Reduzierung der Reibmomente angesiedelt (siehe hierzu auch Abbildung 115). Durch die reduzierte Reibung wird natürlich auch der Verschleiß der Oberfläche etwas reduziert. Des Weiteren könnten die Teile hierdurch deutlich unempfindlicher gegen Schmutzpartikel werden und so die Wirkungsgradabfälle durch Riefen in den Oberflächen vermeiden.

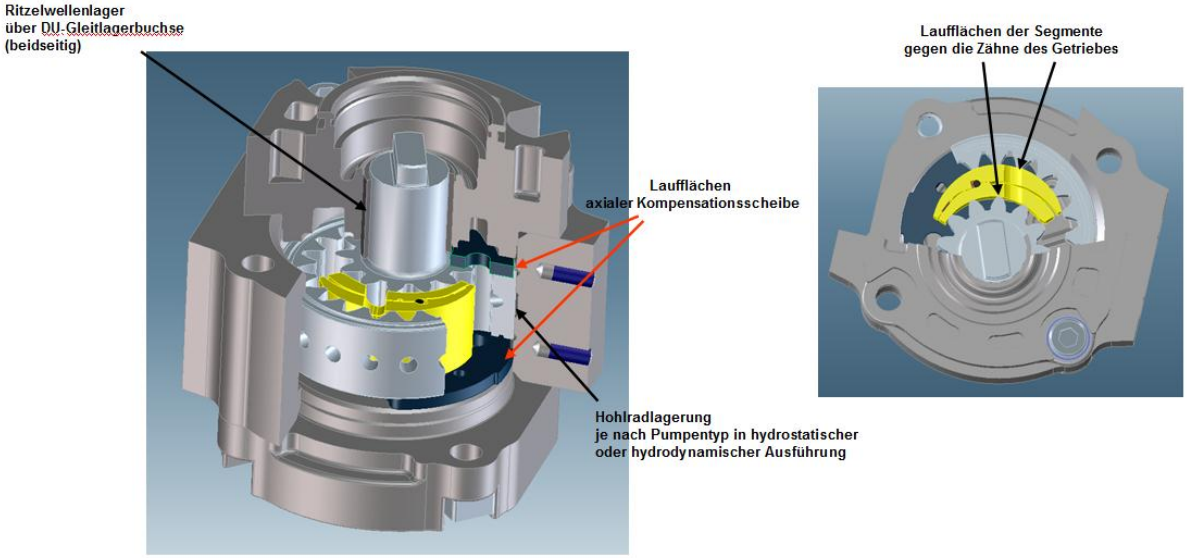


Abbildung 134: Potentielle Einsatzmöglichkeiten des entwickelten Schichtsystems aus Nassstrahlen und DLC-Beschichtung.

Es wird deutlich, dass auch ohne die Nitrierschicht eine abriebtolerante Beschichtung mit niedrigem Reibungskoeffizienten für Aluminium (und andere Materialien) ein großes Spektrum an Einsatzmöglichkeiten bietet. Im Falle der Axial-Scheiben sind die bisherigen Ergebnisse direkt übertragbar. Bei den anderen Bauteilen müssen auf Basis der jetzigen Erkenntnisse weitere Tests und Optimierungsschleifen folgen.

Unabhängig vom Anwendungsfall der Versuchsträger konnte das Fraunhofer IWM durch die Forschungsarbeiten sein Prozessführungs-Know-How bezüglich des Beschichtens und der Vorbehandlung von Aluminium durch Strahlen erweitern. Durch die Etablierung der Hoch-Druck-Prozesse an den institutseigenen Anlagen kann das Portfolio bzgl. generierbarer Eigenschaften erweitert werden. Das entwickelte Verfahren wird weiterhin untersucht, um mögliche Anwendungsfelder für diese Technik zu identifizieren.

Durch die Arbeiten im Bereich der PECVD-Prozessanalyse konnte ein verbessertes Verständnis für die Anlagentechnik und das Zusammenwirkens der verschiedenen Parameter entwickelt werden. Durch dieses erweiterte Prozessverständnis ist es möglich die Effekte, vor allem bzgl. Prozessfehlern und deren Quellen, besser zu deuten. Durch ein neuartiges Anpassverfahren konnte die Prozessreproduzierbarkeit gesteigert werden. Das Fraunhofer IWM kann sich vorstellen, dass der Ansatz des beschrieben Anpassverfahrens in Zukunft sehr vielversprechende Ergebnisse liefert. Um dieses Verfahren jedoch bei der Beschichtung von industriellen Bauteilen einsetzen zu können, müssen die Untersuchungen noch weiter vertieft, auf Toluol ausgeweitet und vor allem der Einfluss der Schichtgeometrie auf alle HF- und Plasmaparameter genauer untersucht werden.

10 Veröffentlichungen und Vorträge

Wissenschaftliche Veröffentlichungen:

Grotjahn T., Aslanbas Ö., Mee M., König M., Meier S.,
Plasma parameter investigation during plasma-enhanced chemical vapor deposition of silicon-containing diamond-like carbon films,
Surface and Coating Technology (in Druck)

Wissenschaftliche Vorträge:

Meier S.,
Duplex Plasma Technology for Aluminium,
37th International Conference of Metallurgical Coatings and Thin Films 2013, San Diego, USA

Grotjahn T., Schnakenberg S., Plötze R., Rothe R., Meier S.,
Advanced PECVD process control through the use of RF and plasma key parameters for transfer of layer properties,
40th International Conference of Metallurgical Coatings and Thin Films 2013, San Diego, USA

Wissenschaftliche Poster:

Grotjahn T., Rothe R., Meier S.,
Utilization of plasma key parameters for process stability,
Plasma Surface Engineering 2012, Garmisch-Partenkirchen

Grotjahn T., Rothe R., Meier S.,
Influence of RF and plasma parameters on film properties for layer transfer by an advanced PECVD process control method,
40th International Conference of Metallurgical Coatings and Thin Films 2013, San Diego, USA

11 Literaturverzeichnis

[1] N. Renevier, T. Czerwiec, A. Billard, J. V. Stebut und H. Michel, „A way to decrease the nitriding temperature of aluminium: the low-pressure arc-assisted nitriding process," *Surface and Coatings Technology,* Bd. 116, pp. 380-385, 1999.

[2] R. Evans, A. Salifu, G. Zhang, E. Evans, S. Hariharan und G. Young, „Development of experimental techniques and an analytical model for aluminum nitriding," *Surface and Coatings Technology,* Bd. 157, pp. 59-65, 2002.

[3] T. Czerwiec, N. Renevier und H. Michel, „Low-temperature plasma-assisted nitriding," *Surface and Coatings Technology,* Bd. 131, pp. 267-277, 2000.

[4] T. Telbizova, S. Parascandola, U. Kreissig, R. Gunzel und W. Moller, „Mechanism of diffusional transport during ion nitriding of aluminum," *Applied Physics Letters,* Bd. 76, pp. 1404-1406, 2000.

[5] W. Moller, S. Parascandola, T. Telbizova, R. Gunzel und E. Richter, *Surface and Coatings Technology,* Bd. 136, pp. 73-79, 2001.

[6] *NIST Atomic Spectral Databases, http://www.nist.gov/pml/data/asd.cfm.*

[7] *NIST Diaomic Spectral Database, http://www.nist.gov/pml/data/msd-di/.*

[8] U. Fantz, „Basics of plasma spectroscopy," *Plasma sources science and technology,* Bd. 15, p. 137, 2006.

[9] V. Donnelly und M. Malyshev, „Diagnostics of inductively coupled chlorine plasmas: Measurements of the neutral gas temperature," *Applied Physics Letters,* Bd. 77, pp. 2467-2469, 2000.

[10] R. Porter und W. Harshbarger, „Gas rotational temperature in an RF plasma," *Journal of the Electrochemical Society,* Bd. 126, pp. 460-464, 1979.

[11] K. Behringer, „Diagnostics and modelling of ECRH microwave discharges," *Plasma physics and controlled fusion,* Bd. 33, p. 997, 1991.

[12] V. Donnelly, „Plasma electron temperatures and electron energy distributions measured by trace rare gases optical emission spectroscopy," *Journal of Physics D: Applied Physics,* Bd. 37, p. R217, 2004.

[13] X.-M. Zhu und Y.-K. Pu, „Optical emission spectroscopy in low-temperature plasmas containing argon and nitrogen: determination of the electron temperature and density by the line-ratio method," *Journal of Physics D: Applied Physics,* Bd. 43, p. 403001, 2010.

[14] T. Grotjahn, Ö. Aslanbas, M. Mee, M. König und S. Meier, „Plasma parameter investigation during plasma-enhanced chemical vapor deposition of silicon-containing diamond-like carbon films," *Surface and Coatings Technology,* in Druck.