

Blasentstehung im hydrodynamisch geschmierten Gleitlager

Formation of Bubbles in a hydrodynamically lubricated journal bearing

**Matthias Nobis¹, Peter Reinke¹, Marcus Schmidt¹, Tim Kluiber¹, Robert Salzmesser¹,
Tobias Bonitz¹, Marcus Selzer¹
Christoph Egbers²**

¹ Westsächsische Hochschule Zwickau
Fakultät für Kraftfahrzeugtechnik
Postfach 20 10 37
D-08012 Zwickau

² Brandenburgische Technische Universität
Lehrstuhl für Aerodynamik und Strömungslehre
Siemens-Halske-Ring 16
D-03046 Cottbus

Hydrodynamisch geschmiertes Radialgleitlager, Gleitlagerströmung, LDA, Kavitation
Taylor, Couette, LDV, Journal Bearing, Cavitation

Zusammenfassung

Klassische Versuche zur Visualisierung der Entstehung und des Zerfalls von Kavitationsblasen sind z.B. die Umströmung von Profilen in Strömungskanälen oder die rotierende Schiffsschraube in einem Fluidbehälter. Die Visualisierung von Dampfblasenentstehung und Dampfblasenzerfall in einem hydrodynamisch geschmierten Gleitlager stellt eine neue Herausforderung hinsichtlich des Versuchsaufbaus dar. Das reale Gleitlager erlaubt keine ausreichende optische Zugänglichkeit auf die nur wenige Mikrometer hohe Strömung im Spalt zwischen Welle und Lagerschale. Die Beobachtung von Kavitationsvorgängen im Ölfilm ist somit nicht realisierbar. Abhilfe schafft ein aus Acrylglas gefertigter Modellprüfstand, an dem die Visualisierungsversuche durchgeführt werden.

Während durch den Maßstab des Modellprüfstands die Problematik der optischen Auflösung der Spaltströmung gelöst wird, ergibt sich aus der höheren Elastizität des Acrylglases gegenüber den realen Gleitlagerwerkstoffen allerdings eine neue Anforderung, kavitationskritische Strömungsverhältnisse bei deutlich kleineren Druckverhältnissen wie im realen Gleitlager einzustellen. Dazu müssen Dampfblasenentstehung lokale Gebiete mit Drücken unterhalb der Dampfdruckgrenze erzeugt werden. Der Dampfdruck von Motorenölen ohne Verunreinigungen mit Kraftstoff, Wasser oder ähnlichen Medien liegt bei einer Umgebungstemperatur von 20°C zum Teil unter 1 Pa Absolutdruck. Daher ist für den Modellprüfstand der Einsatz einer entsprechend den Randbedingungen passenden Flüssigkeit notwendig.

Neben der Forderung nach einem moderaten Dampfdruckniveau muss das einzusetzende Fluid klar sein, um eine Beobachtung der Blasendynamik auch in tieferen Fluidschichten

sicherzustellen. Der Einsatz von CO₂-haltigem Wasser bietet eine gute Möglichkeit zur gezielten Erzeugung von Blasen innerhalb des Schmierpalts. Das Ausgasen von CO₂ aus Wasser beschreibt keinen realen Kavitationsvorgang, da hier ein Lösungsprozess vorliegt. Allerdings stellt die druck- und temperaturabhängige Lösungsgrenze eine gute Analogie zur Dampfdruckkurve dar. Dementsprechend folgt die Ausgasung der Druckverteilung in der Modellspaltströmung, sodass örtliche Unterdruckgebiete lokalisiert werden können. Dabei beeinflusst die räumliche Ausbildung der Dampfzonen wiederum das Strömungsfeld.

Das Ziel des Vorhabens ist die Bestimmung kritischer Betriebsparameter. Die Ergebnisse der durchgeführten Versuche werden mittels 3D-CFD Simulationen begleitet. Zur genaueren Beschreibung der Strömungsverhältnisse im Schmierpalt werden darüber hinaus Geschwindigkeitsmessungen mit Hilfe eines Laser-Doppler-Anemometers durchgeführt. Der Beitrag beschreibt Aufbau sowie Durchführung des Modellexperiments und zeigt ausgewählte Untersuchungsergebnisse.

Einleitung

Wolffarth untersuchte 1995 unterschiedliche Paarungen aus Welle und Lagerschale bei variierenden Betriebsparametern hinsichtlich ihrer Kavitationsneigung. Die Auswahl der Lagerschalen beschränkte sich dabei auf Geometrieformen, wie sie vor allem in Verbrennungsmotoren zur Lagerung der Kurbelwelle zum Einsatz kommen. Ein typisches Kurbelwellenhauptlager ist zumeist zweigeteilt und besteht aus Ober- und Unterschale. Die Oberschale ist gekennzeichnet durch eine Ölzuführbohrung, welche in eine Ölversorgungsnut mündet. Bedingt durch die auf den Kolben wirkende Gaskraft verlagert sich die Kurbelwelle hauptsächlich in Richtung der Lagerunterschale. Um dieser größeren Druckbelastung der Unterschale gegenüber der Oberschale gerecht zu werden, wird diese in aller Regel ohne Taschen oder Nuten ausgeführt. Zur letztendlichen Bewertung der Kavitationsneigung untersuchte *Wolffarth* jeweils im Anschluss eines Versuchs die Welle und Lagerschale optisch auf Verschleiß- bzw. Erosionsspuren. Entsprechend der Schadensbilder wurde auf die Art der Kavitation zurückgeschlossen.

Die konstruktiven Merkmale des Modellprüfstands basieren auf der Geometrie eines von *Wolffarth* untersuchten Kurbelwellenhauptlagers. Alle Abmessungen wurden dabei im Maßstab 1:3 auf den Modellprüfstand übertragen. Ein wesentlicher Unterschied zwischen dem Kurbelwellenhauptlager und dem Modellprüfstand liegt in der relativen Spaltweite. Motortypische Gleitlager weisen eine relative Spaltweite von ca. 0,1% auf. Für die Sicherstellung der Zugänglichkeit mit laseroptischer Messtechnik beträgt die relative Spaltweite am Modellprüfstand 2,5%. Die Ähnlichkeit der Strömung wird dabei unter Beibehaltung der Reynoldszahl gewährleistet.

Die Visualisierung der Blasenentstehung im Modellspalt erfolgt mit CO₂ angereichertem Wasser. *Diamond et al.* gab 2003 eine sehr gute Zusammenfassung über die Löslichkeit von CO₂ in Wasser. Die vom Wasser maximal lösliche Menge an CO₂ ist direkt von der Temperatur und vom Druck abhängig. Im Umkehrschluss kann mit der Variation des CO₂-Gehalts, der Temperatur und des Druckes Einfluss auf die Neigung zur Blasenbildung genommen werden. Am geeigneten Prüfstandsaufbau sind die beiden Größen Temperatur und Druck nur in engen Grenzen variabel. Die Einstellung der gewünschten Blasenanzahl erfolgt somit über eine Variation des CO₂-Gehalts.

Kenngrößen und Parameter des Modells

Abb. 1 zeigt einen schematischen Längs- und Querschnitt durch das Gleitlagermodell. Der Winkel $\varphi = 0^\circ$ befindet sich definitionsgemäß im weitesten Spalt. Ausgehend von $\varphi = 0^\circ$ besitzt die Ölzuführbohrung eine Winkellage φ_B . Die Messposition des LDA wird ebenfalls vom weitesten Spalt aus gehend durch eine Winkellage angegeben. In den Gleichungen 1 bis 6 werden charakteristische Parameter definiert. Die Berechnung der Reynoldszahl Re dient als Basis zur Einstellung der Ähnlichkeit gegenüber den Strömungsverhältnissen im realen Gleitlager. Der innere Volumenstrom Q_0 wird durch die Rotation des Innenzylinders hervorgerufen. Ausgehend von dieser Größe wird ein mittlerer zugeführter Volumenstrom Q_{in} definiert.

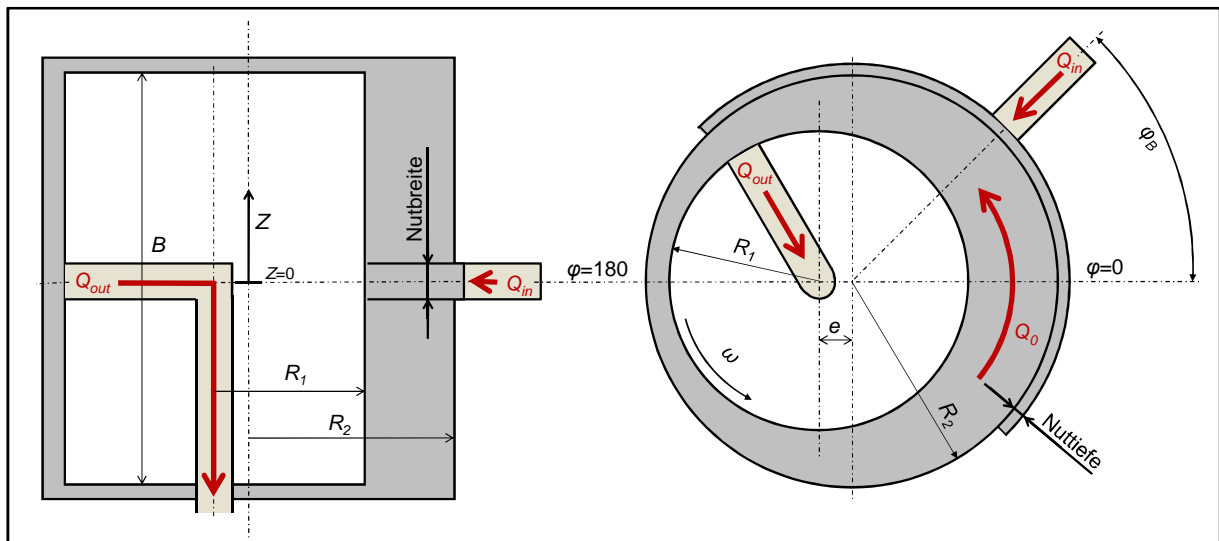


Abb. 1: Geometrische Kenngrößen

$$H_0 = R_2 - R_1 \quad (1) \quad U_1 = \omega \cdot R_1 \quad (4)$$

$$\psi = \frac{H_0}{R_1} \quad (2) \quad Re = \frac{H_0 \cdot R_1 \cdot \omega}{\nu} \quad (5)$$

$$\varepsilon = \frac{e}{H_0} \quad (3) \quad Q_0 = 0,5 \cdot B \cdot H_0 \cdot U_1 \quad (6)$$

Prüfstands Aufbau

Das Gleitlagermodell besteht aus einem rotierenden Innenzylinder und einem fest stehenden, gegebenenfalls exzentrisch positionierten Außenzylinder. Der Innenzylinder ist durch eine Ölabführbohrung gekennzeichnet. Im Außenzylinder befindet sich eine Ölzuführbohrung, die in einer um 180° umlaufenden Nut mündet.

Wie in Abb. 2 schematisch skizziert, ist das Gleitlagermodell an einen hydraulischen Kreislauf angeschlossen. Der Vorratsbehälter 1 dient zur Speicherung von ca. 15 Liter Wasser. Im Vorratsbehälter 2 mit entsprechend gleichem Fassungsvermögen befindet sich das mit CO_2 angereicherte Wasser. Zu Beginn eines jeden Versuchs wird durch Regelung der Pumpendrehzahl und mithilfe des nachgeschalteten Regelventils der entsprechende Versorgungsvolumenstrom eingestellt.

Die Quantifizierung der eingestellten Zuführmenge erfolgt über ein Ultraschallvolumenstrommessgerät. Das 3-Wegeventil befindet sich vorerst in der Bypassstellung. Somit ist der

Vorratsbehälter 2 vom hydraulischen Kreislauf entkoppelt. Mit einer anschließenden, schrittweisen Umstellung des 3-Wegeventils wird zunehmend mehr Wasser aus dem Vorratsbehälter 1 in den Vorratsbehälter 2 geleitet, mit der Folge, dass das mit CO₂ angereicherte Wasser in Richtung der Zuführbohrung des Gleitlagermodells gefördert wird. Um eine Vermischung der beiden Fluide im Behälter zu vermeiden, befindet sich eine bewegliche Membran als Sperrschicht zwischen beiden Medien. Mit der Stellung des 3-Wegeventils kann Einfluss auf das Mischungsverhältnis von CO₂-freiem zu CO₂-haltigem Wasser im T-Stück (vgl. Abb. 2) und damit auch im Gleitlagermodell genommen werden. Demzufolge ist es möglich, den resultierenden CO₂-Gehalt der beiden vermischten Fluide zu variieren und infolgedessen auf die Neigung zur Gasblasenentstehung im Gleitlagermodell Einfluss zu nehmen.

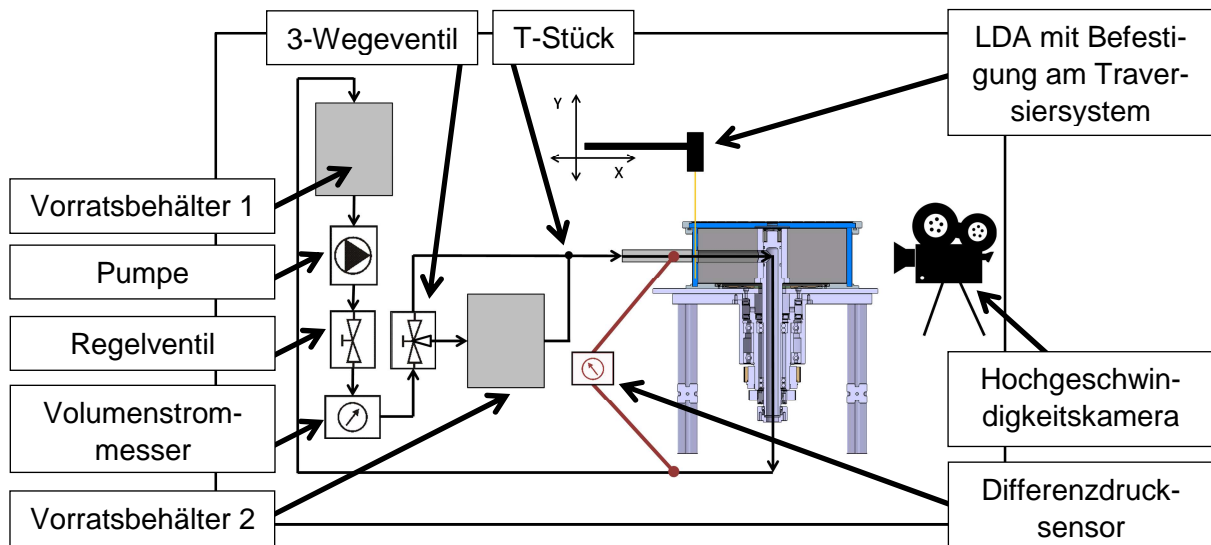


Abb. 2: Prüfstands Aufbau

Zur optischen Erfassung der Blasenentstehungsvorgänge dient eine Hochgeschwindigkeitskamera. Diese ist in radialer Richtung außerhalb des Gleitlagermodells positioniert. Die im Rahmen dieses Beitrags gezeigten Bilder wurden bei einer eingestellten Bildfrequenz von 125 Hz aufgenommen. Das in Abb. 2 dargestellte LDA dient zur Messung der Geschwindigkeitsverteilung in radialer Spaltrichtung. Dies schafft einen Überblick über die Strömungsverhältnisse im Spalt und liefert damit eine genauere Beschreibung des eingestellten Betriebspunktes. Das LDA ist in axialer Richtung an einem Traversiersystem befestigt. Die genaue Positionierung des Messvolumens im Spalt erfolgt über eine entsprechende Koordinatenvorgabe.

Das Abströmen der zugeführten Fluidmenge erfolgt über die Abführbohrung im Innenzylinder, die hohl gebohrte Antriebswelle und durch eine Drehdurchführung zurück in den Vorratsbehälter 1. Eine eingestellte Exzentrizität und die über 180° umlaufende Nut bewirken eine ständige Änderung der Abströmbedingungen bzw. des freigegebenen Auslassquerschnitts. Die Folge sind ein periodisch variierender Versorgungsvolumenstrom sowie Differenzdruck zwischen ein- und Auslass und instationäre Strömungsverhältnisse im Modellschlitz. Für die Messgrößen Volumenstrom, Differenzdruck und Strömungsgeschwindigkeit ist demzufolge eine drehwinkelbasierte Messmethodik erforderlich. Für diesen Zweck ist am Prüfstand eine Lichtschranke installiert, welche mit jeder Umdrehung einen Impuls liefert.

Numerisches Modell

Die numerischen Simulationen werden mit dem Programmpaket OpenFOAM durchgeführt. Der 3D-Code basiert auf der Finiten-Volumen-Methode und verwendet die dreidimensionalen, inkompressiblen Navier-Stokes-Gleichungen sowie die Massenbilanzgleichung. In Abb. 3 ist das Volumennetz des numerischen Gleitlagermodells dargestellt. Durch den blockstrukturierten Aufbau werden nahezu orthogonale Hexaederzellen im Zylinderspalt generiert, welche mit eindeutigen Zellnachbarschaftsbeziehungen die Effizienz des numerischen Löasers steigern. Für die Ölzuführ- sowie Ölábführbohrung wird ein übliches Vernetzungsmuster (O-Netz) gewählt, welches eine optimale, wandadaptierte Netzstruktur aufweist. An den Rändern des Rechengebiets werden auf Basis der experimentell ermittelten Messwerte die Randbedingungen für Druck und Volumenstrom definiert.

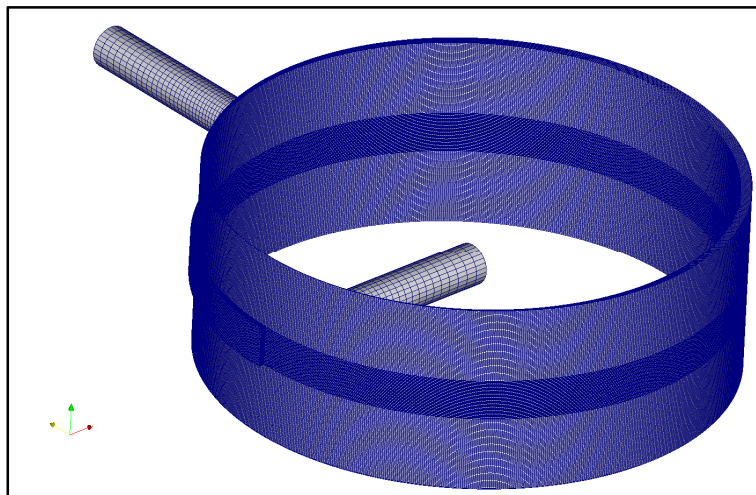


Abb. 3: Rechengebiet der numerischen Strömungssimulation

Ergebnisse der Untersuchungen

Die im Rahmen dieses Beitrags gezeigten Visualisierungsergebnisse sollen als Basis für weiterführende Untersuchungen dienen. Bedingt durch die große relative Spaltweite geschehen alle Druckänderungen im Modellspalt auf einem moderaten Niveau in der Nähe des Umgebungsdrucks. Um dennoch verhältnismäßig große Druckgradienten zu generieren, wurden für diese Versuche die folgenden Betriebsparameter gewählt. Die relative Exzentrizität wurde auf einen Wert von $\varepsilon=90\%$ eingestellt. Die Lage der Ölzuführbohrung beträgt hierbei $\varphi_B=90^\circ$. Somit befindet sich der engste Spalt bei $\varphi=180^\circ$ direkt am Nutende (vgl. Abb. 4). Bei einem Drehwinkel des Innenzylinders von 175° bis 185° kommt es folglich zu einer maßgebenden Änderung des effektiv freigegebenen Auslassquerschnitts. Diese plötzliche Änderung der Abströmbedingungen hat einen entscheidenden Einfluss auf das Strömungsfeld am Nutende bzw. am Rand der Ölábführbohrung im Innenzylinder.

Greuter et al. unterscheidet die Gleitlagerkavitation in vier Erscheinungsformen. Im Einzelnen sind dies die Strömungs-, Austritts-, Saug- und Stoßkavitation. Die Ursachen für das Auftreten jeder dieser Kavitationsarten sind unterschiedlich. Die Austritts-, Saug- und Stoßkavitation wird vor allem durch die plötzliche Verlagerung der Welle innerhalb der Lagerschale hervorgerufen. Bei der Strömungskavitation kommt es an Stellen sehr hoher Strömungsgeschwindigkeit zur Absenkung des lokalen Druckniveaus und folglich zur Bildung von Kavitationsblasen. Eine Einordnung der im Rahmen dieses Beitrags gezeigten Blasenent-

stehung in eine dieser Kategorien ist nur bedingt möglich. Befindet sich die Ölabführbohrung direkt am Nutende bzw. im engsten Spalt, dann trägt die enorme Verkleinerung des Strömungsquerschnitts im Zuströmbereich vor der Ablaufbohrung zu einer lokalen Geschwindigkeitserhöhung und einer dementsprechenden Druckabsenkung bei. Darüber hinaus verkleinert sich maßgeblich der Auslassvolumenstrom. Bedingt durch die Trägheit des strömenden Fluids in der Ölabführbohrung kommt es zu einer weiteren Druckabsenkung innerhalb des Auslasses. In Folge dieser beiden Mechanismen sinkt der Druck auf ein Niveau, bei dem der Prozess des Ausgasens von CO_2 beginnt.

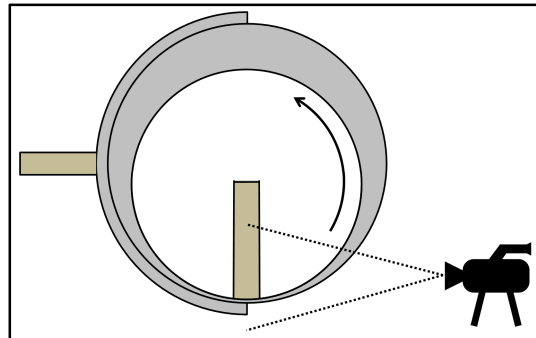


Abb. 4: Prüfstandkonfiguration für Visualisierungsversuche

In Abb. 6 bis Abb. 9 sind für vier Drehwinkelpositionen des Innenzylinders Bilder der Visualisierungsversuche zu sehen. Die Abb. 10 und Abb. 11 zeigen beispielhaft die Ergebnisse der dazugehörigen 3D CFD Simulation für die zwei Drehwinkelstellungen des Innenzylinders von 179° und 185° . Der Vergleich mit der Abb. 6 bzw. Abb. 7 lässt eine gute Übereinstimmung zwischen der experimentellen und der numerischen Blasengenerierung erkennen. Unter der Vorgabe der entsprechenden Randbedingungen kann demnach mittels der 3D CFD Simulation der Blasenentstehungsprozess gut abgebildet werden. Die Drehzahl des Innenzylinders beträgt dabei $1/\text{s}$. Wie Abb. 5 zeigt ist sowohl der zugeführte Volumenstrom als auch der Differenzdruck zwischen Einlass und Auslass des Gleitlagermodells direkt von der Drehwinkelposition des Innenzylinders abhängig. Für den eingestellten Betriebspunkt wird folglich ein mittlerer zugeführter Volumenstrom definiert. Dieser beträgt im Rahmen der Visualisierungsversuche 10 l/min .

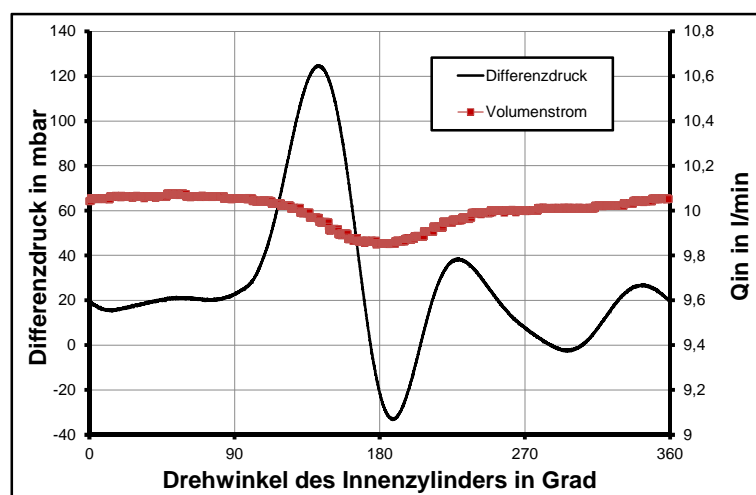


Abb. 5: Differenzdruck und Volumenstromverlauf während einer Umdrehung des Innenzylinders

Bei einem Drehwinkel des Innenzylinders von 179° sind im Strömungsfeld noch keine Gasblasen erkennbar. Im nächsten Winkelschritt bei 185° bzw. bei 191° und 197° gibt es im Inneren der Ölabführbohrung eine klare Ausbildung von Gasblasen. Die Filmaufnahmen

mittels Hochgeschwindigkeitskamera dienen zur Visualisierung der Blasenentstehung und lassen lediglich eine qualitative Bewertung des Strömungsvorgangs zu. Für eine Quantifizierung des Strömungsfelds werden mithilfe des LDA Geschwindigkeitsmessungen im Spalt durchgeführt.

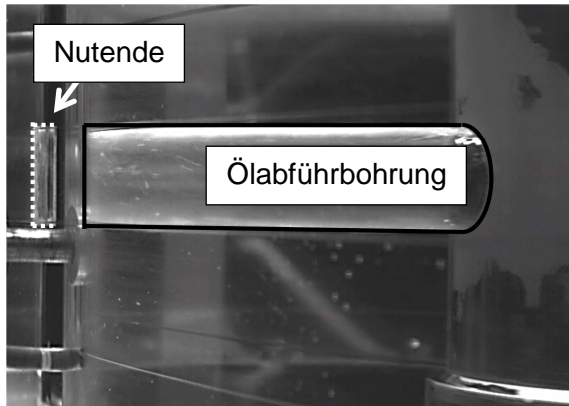


Abb. 6: Experiment bei einem Drehwinkel des Innenzylinders von 179°

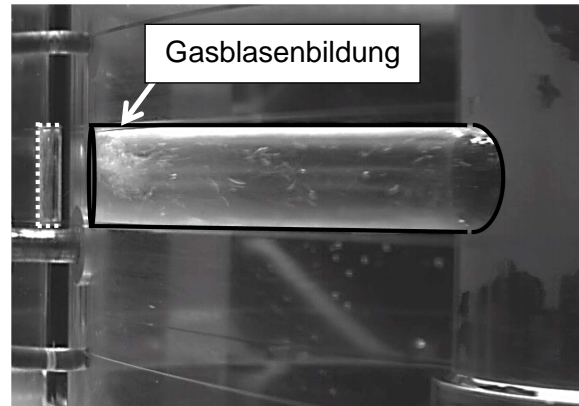


Abb. 7: Experiment bei einem Drehwinkel des Innenzylinders von 185°

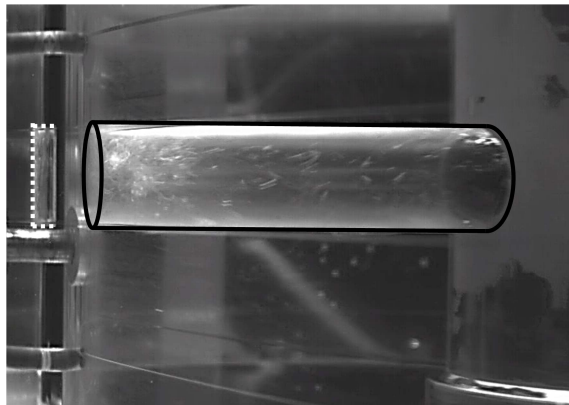


Abb. 8: Experiment bei einem Drehwinkel des Innenzylinders von 191°

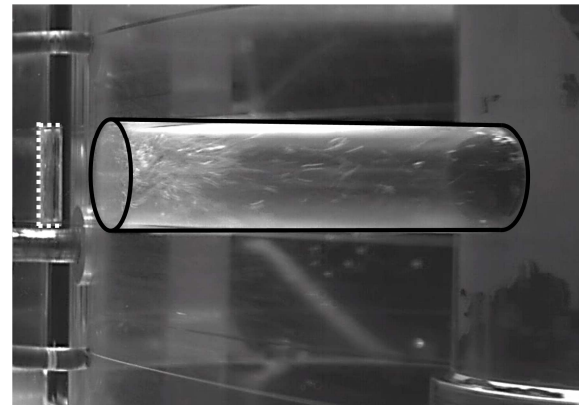


Abb. 9: Experiment bei einem Drehwinkel des Innenzylinders von 197°

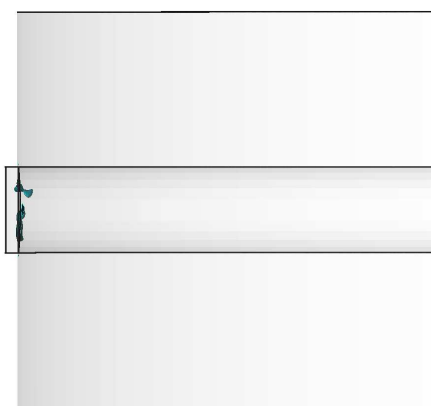


Abb. 10: Simulation bei einem Drehwinkel des Innenzylinders von 179°

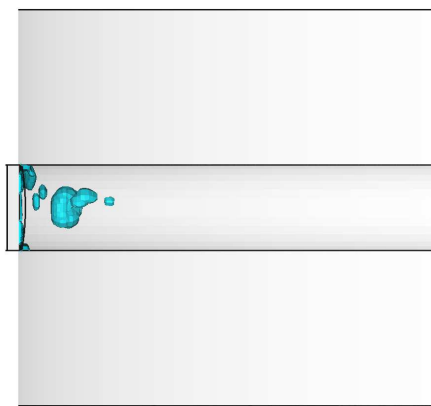


Abb. 11: Simulation bei einem Drehwinkel des Innenzylinders von 185°

Die Abb. 12 bis Abb. 15 zeigen beispielhaft gemessene Geschwindigkeitsprofile im direkten Vergleich zu den Ergebnissen der numerischen Strömungssimulation. Die Abbildungen charakterisieren einen festen Betriebspunkt bei jeweils unterschiedlichen Drehwinkelstellungen des Innenzylinders.

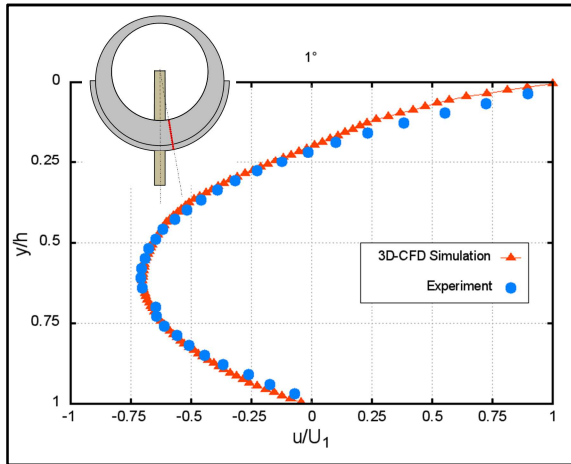


Abb. 12: Experimentell und numerisch ermitteltes Geschwindigkeitsprofil bei einem Drehwinkel des Innenzylinders von 1° , $\psi = 2,5\%$, $Re = 35$, $\varepsilon = 80\%$, $\varphi_B = 0^\circ$, $\varphi = 8,96^\circ$

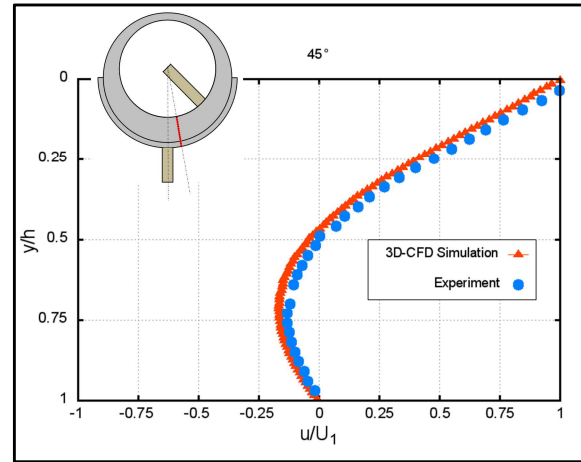


Abb. 13: Experimentell und numerisch ermitteltes Geschwindigkeitsprofil bei einem Drehwinkel des Innenzylinders von 45° , $\psi = 2,5\%$, $Re = 35$, $\varepsilon = 80\%$, $\varphi_B = 0^\circ$, $\varphi = 8,96^\circ$

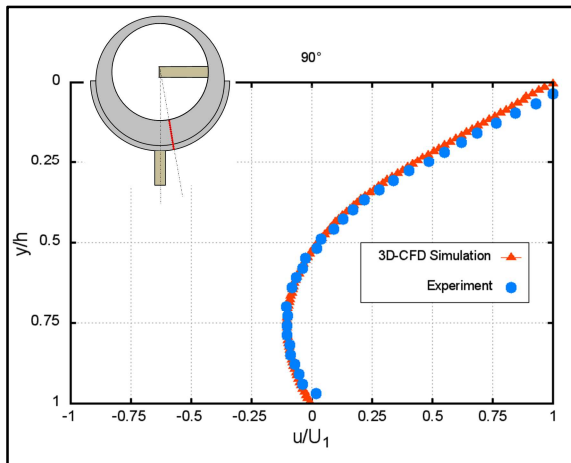


Abb. 14: Experimentell und numerisch ermitteltes Geschwindigkeitsprofil bei einem Drehwinkel des Innenzylinders von 90° , $\psi = 2,5\%$, $Re = 35$, $\varepsilon = 80\%$, $\varphi_B = 0^\circ$, $\varphi = 8,96^\circ$

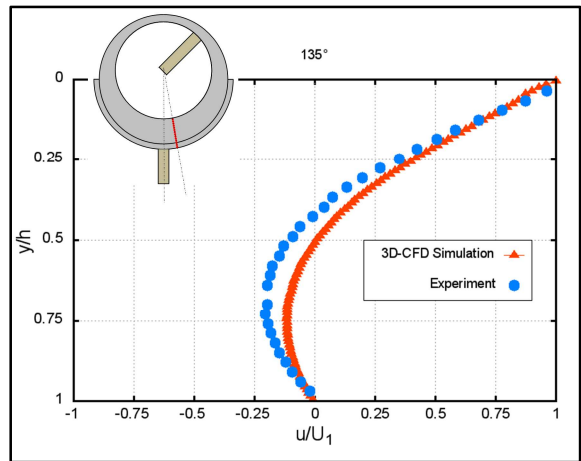


Abb. 15: Experimentell und numerisch ermitteltes Geschwindigkeitsprofil bei einem Drehwinkel des Innenzylinders von 135° , $\psi = 2,5\%$, $Re = 35$, $\varepsilon = 80\%$, $\varphi_B = 0^\circ$, $\varphi = 8,96^\circ$

Im Modellsplatt liegt eine instationäre bzw. eine über 360° periodisch stationäre Strömung vor. Die dargestellten Geschwindigkeitsprofile sind infolgedessen als Momentaufnahme bei dem angegebenen Drehwinkel des Innenzylinders zu verstehen. Die Triggerung des LDA erfolgt einmal mit jeder Umdrehung des Innenzylinders bei einem Drehwinkel von 0° . Die Phasenmittelung der gemessenen Geschwindigkeiten erfolgt über einen Drehwinkel von einem Grad. Um Umkehrschluss bedeutet dies eine Anzahl von 360 Messwerten für eine Umdrehung. Die dazugehörigen Werte für die Druckdifferenz zwischen Ein- und Auslass sowie der eingestellte Volumenstrom können entsprechend der Winkellage der Abb. 16 entnommen werden. Unter Berücksichtigung der Haftbedingung des Fluides an den Wänden des Systems beträgt die normierte Geschwindigkeit u/U_1 direkt an der Oberfläche des Innenzylinders ($y/h = 0$) genau eins. Am feststehenden Außenzylinder ($y/h = 1$) ist die normierte Geschwindigkeit null. In Abhängigkeit vom Drehwinkel des Innenzylinders bildet sich im Spalt ein mehr oder weniger großes Rückströmgebiet aus. In dieser Zone ist die Strömungsrichtung des Fluids im Spalt entgegen dem Drehsinn des Innenzylinders gerichtet und wird folglich durch negative Strömungsgeschwindigkeiten charakterisiert. Wie die Abb.

12 bis Abb. 15 zeigen konnte auch hinsichtlich der Geschwindigkeitsverteilung im Modellschlitz eine sehr gute Übereinstimmung zwischen den experimentellen und numerischen Ergebnissen erreicht werden.

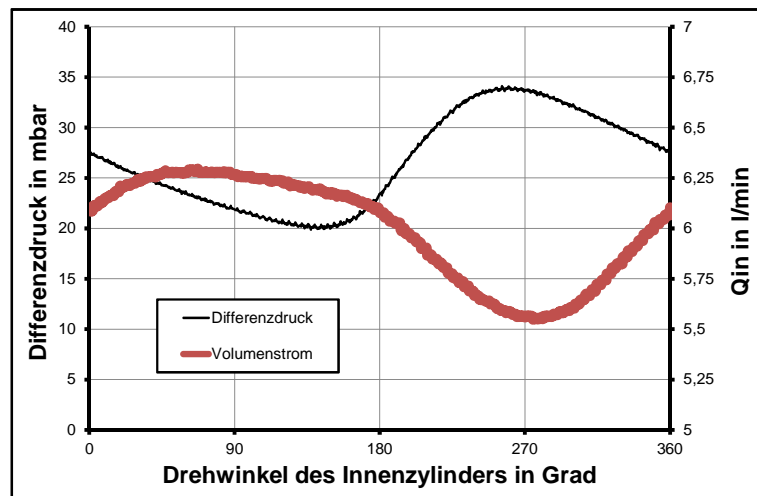


Abb. 16: Zugeführter Volumenstrom Q_{in} und Differenzdruck zwischen Ein- und Auslass bei $\psi = 2,5\%$, $Re = 35$, $\varepsilon = 80\%$, $\varphi_B = 0^\circ$

Zusammenfassung und Ausblick

Der entwickelte Gleitlagermodellprüfstand bietet sehr gute Möglichkeiten, die Eigenschaften von lagerähnlichen Spaltströmungen genauer zu untersuchen. Der Aufbau aus Acrylglas lässt sowohl Visualisierungsversuche als auch laseroptische Geschwindigkeitsmessungen zu. Mit einer entsprechend vorkonditionierten Flüssigkeit können im Gleitlagermodellprüfstand Gasblasen erzeugt werden. Damit wird es möglich, Kavitationsvorgänge aus realen Gleitlagern qualitativ nachzubilden.

Der wesentliche Unterschied zwischen dem Modellprüfstand und einem realen Gleitlager liegt in der deutlich vergrößerten Spaltweite im Modell. Der größere Spalt ist für den Einsatz des LDA zwingend erforderlich. Die Folge ist allerdings eine Verkleinerung sämtlicher durch die Bewegung des Innenzylinders hervorgerufener Druckgradienten bzw. Druckänderungen. Die Generierung und Visualisierung von Gasblasen im Modellschlitz ist umso effektiver durchführbar, je größer die lokalen Druckunterschiede sind. Für weiterführende Untersuchungen ist infolgedessen eine Verkleinerung des Modellschlitzes durch den Einsatz eines Innenzylinders mit entsprechend größerem Durchmesser vorgesehen.

Ein Pleuellager in einem Pleuellagertrieb ist stark dynamisch belastet. Während eines Arbeitsspiels bewirkt die Summe aus allen am Pleuellager angreifenden Kräften eine Verlagerung der Pleuellager innerhalb der Pleuellagerhülse. Diese Sekundärbewegung der Pleuellager erzeugt eine Quetschströmung und kann folglich weitere lokale Unterdruckgebiete verursachen. Der derzeitige Pleuellageraufbau lässt nur die Einstellung einer festen Pleuellagerexzentrizität zu. Für die nächste Entwicklungsstufe des Pleuellagermodellprüfstands ist die Realisierung einer vereinfachten Pleuellagerverlagerungsbahn geplant. Es ist angedacht, die Umsetzung über eine zur Drehzahl des Innenzylinders synchrone, periodische Verschiebung des Pleuellagerhüllens zu realisieren.

Verwendete Formelzeichen

B	Lagerbreite
e	Exzentrizität
H_0	mittlere Spaltweite
h	lokale Spaltweite
Q_0	innerer Volumenstrom
Q_{in}	zugeführter Volumenstrom
Q_{out}	abfließender Volumenstrom
R_1	Radius Innenzylinder
R_2	Radius Außenzylinder
Re	Reynoldszahl
u	Umfangsgeschwindigkeit
U_1	Umfangsgeschwindigkeit des Innenzylinders
ψ	normierte Spaltweite
ε	relative Exzentrizität
ν	kinematische Viskosität
φ	Winkel
φ_B	Winkellage der Zuführbohrung
ω	Winkelgeschwindigkeit

Literatur

Wollfarth, M., 1995: „Experimentelle Untersuchungen der Kavitationserosion im Gleitlager“ Dissertation, Universität Karlsruhe

Greuter E., Zima, S., Hoffmann, W., Liebig, B., 2011: „Motorschäden - Schäden an Verbrennungsmotoren und deren Ursachen“, 4.Auflage, Vogel Buchverlag, Würzburg

Diamond, Larry W., Akinfiev, Nikolay N., 2003: „Solubility of CO₂ in water from –1.5 to 100 °C and from 0.1 to 100 MPa: evaluation of literature data and thermodynamic modelling“, Fluid Phase Equilibria 208 pp. 265–290

Nobis, M., Stücke, P., Schmidt, M., Egbers, C. Scurtu, N., 2011: „Untersuchung der Zylinderspaltströmung unter Berücksichtigung der Geometrieformen realer Gleitlager“, 19. GALA Fachtagung, Illmenau

Taylor, G.I., 1923: „Stability of a viscous liquid contained between two rotating cylinders“ Phil. Trans. Royal Soc. London.

Eagles, P. M., Stuart J. T., DiPrima R. C., 1978: “The Effects of Eccentricity on Torque and Load in Taylor-Vortex Flow” Journal of Fluid Mechanics, Vol. 87, pp. 209-231.

Koschmieder, E. L. 1976: “Taylor vortices between eccentric cylinders” The Physics of Fluids. Vol. 19.

N. Scurtu, P. Stücke, C. Egbers, 2008: “Numerical and experimental study of the flow in an eccentric Couette-Taylor system with small gap” PAMM, Vol. 8, Issue 1, pp. 10641 – 10642.

Nobis, M., Schmidt M., 2009: „Experimentelle und numerische Untersuchung der Schmierspaltströmung“ Masterarbeit, Westsächsische Hochschule, Zwickau