

Experimentelle Bestimmung der Rotorverluste eines dreipoligen kombinierten Radial-/Axialmagnetlagers aus Pulververbundwerkstoffen

Robert Seifert*, Erik Fleischer und Wilfried Hofmann

Technische Universität Dresden, Elektrotechnisches Institut
Helmholtzstraße 9, 01062 Dresden, Germany, *Robert.Seifert@tu-dresden.de

Kurzfassung—In Vakuumanwendungen, wie Molekularpumpen oder Schwungradenergiespeichern, treffen oftmals hohe Drehzahlen auf schwierige Kühlbedingungen. Es besteht daher der Bedarf nach aktiven Magnetlagern mit einem besonders geringem Leistungsbedarf sowie geringen Ummagnetisierungsverlusten im Rotor. Die zur Verlustminimierung prädestinierten Pulververbundwerkstoffe (SMC - Soft Magnetic Composites) finden aufgrund ihrer geringen mechanischen Festigkeit bisher keine Anwendung in industriellen Hochgeschwindigkeitsanwendungen. In diesem Artikel wird das DFG-Projekt „Verlustarme magnetische Radial-/Axiallagerung unter Verwendung von Pulververbundwerkstoffen“ zusammengefasst sowie abschließend der experimentelle Nachweis erbracht, dass die neu entwickelte dreipolige Lagerstruktur mit kombiniertem Radial- und Axiallager den Einsatz von SMC auch bei Drehzahlen von bis zu $30\,000\text{ min}^{-1}$ erlaubt. Eine Projektion der Messergebnisse auf verlustoptimierte industrielle SMC-Sorten verspricht zudem ein Reduzierungspotential der Ummagnetisierungsverluste von mindestens 23–44 %, wobei insbesondere kompakte und hochausgenutzte Geometrien im Vorteil sind.

Stichwörter—Rotorverluste, Ummagnetisierungsverluste, Pulververbundwerkstoffe, Aktive Magnetlager, Homopolarlager, Kombinierte Radial-/Axialmagnetlager

I. EINLEITUNG

Durch neue Anwendungsgebiete, wie Schwungradenergiespeicher oder Vakuumpumpen, besteht ein Bedarf an aktiven Magnetlagern mit besonders geringer Verlustleistung. Dies betrifft einerseits die Leistungsaufnahme im Stator durch die Steuerströme und andererseits die rotorseitigen Verluste. Letztere sind insbesondere in Vakuumanwendungen problematisch, da hier schwierige Kühlbedingungen vorherrschen. Rotorverluste entstehen infolge von Ummagnetisierungsverlusten in magnetisch gelagerten Rotoren, die sich in einem feststehenden Magnetfeld bewegen. In der Literatur waren Messdaten [1] und Berechnungsverfahren [2] für heteropolare Lager vorgestellt worden. Für die hinsichtlich der Rotorverluste günstigeren Homopolarlager sind den Autoren jedoch bisher keine analytischen Ansätze für deren Berechnung bekannt.

Ziel dieses Projekts ist es daher, neue Erkenntnisse sowohl hinsichtlich der Berechnung als auch der Minimierung der Rotorverluste in aktiven Magnetlagern zu gewinnen und die Möglichkeiten auszuloten, Pulververbundwerkstoffe (kurz SMC für Soft Magnetic Composite [3]) in aktiven Magnetlagern einzusetzen,

da diese weiteres Potential für die Verringerung der Rotorverluste versprechen.

Zunächst wurde ein Berechnungsmodell für Rotorverluste in homopolaren Magnetlagern auf Basis der 3D-FEM erstellt [4] und anhand von Messdaten aus der Literatur verifiziert. Die damit abgeschätzte Reduktion der Rotorverluste durch den Einsatz von Pulververbundwerkstoffen beträgt bis zu 74 % bei hohen Luftspalt-Flussdichten. Um dies experimentell überprüfen zu können, wurde eine neuartige dreipolige Magnetlagerstruktur (5-achsig) konzipiert, die es erlaubt sowohl im Stator als auch im Rotor Pulververbundwerkstoffe einzusetzen [5], [6]. Für die neue Lagerstruktur wurden passende Regelungsstrategien – sowohl eine lineare als auch eine nichtlineare – entworfen und experimentell verifiziert [7]. Die nichtlineare Regelung erlaubt einen Betrieb ohne Vormagnetisierung der Lager und ist somit hinsichtlich der Verluste sowohl im Rotor als auch im Stator am günstigsten.

Nach einer Zusammenfassung der eigenen Vorarbeiten sollen in diesem Artikel abschließend die experimentellen Ergebnisse aus den Auslaufversuchen mit der neuen dreipoligen Lagerstruktur vorgestellt werden. Die ermittelten Rotorverluste werden mit den Messergebnissen an einem Referenzlager [8] verglichen. Zudem erfolgt eine Projektion der Ergebnisse auf weitere industrielle SMC-Sorten.

II. BERECHNUNG DER ROTORVERLUSTE

Zu Beginn des Projektes wurden zunächst mit Hilfe einer 3D-FEM-Analyse die Rotorverluste magnetischer Lager mit SMC-Rotor quantifiziert. Um das Modell zumindest für den Fall eines geblechten Rotors mit Messwerten verifizieren zu können, wurde das homopolare Magnetlager aus [1] als Beispielgeometrie verwendet. Aus den in Abb. 2 dargestellten Stromdichteverteilungen, welche mit Hilfe einer FEM-Analyse ermittelt wurden, können direkt die Wirbelstromverluste bestimmt werden. Auf Basis des Modells nach [9] war es zudem möglich, die Hystereseverluste zu berechnen.

Für die Auslegung des Lagers mit SMC-Rotor wurde die gesamte aktive Länge des Rotors als massives Teil modelliert. Die innere Struktur aus isolierten Eisenkörnern wurde dabei makroskopisch durch die gegenüber Elektoblech verringerte elektrische Leitfähigkeit abgebildet. Die Rotorverluste wurden für mehrere Vor-

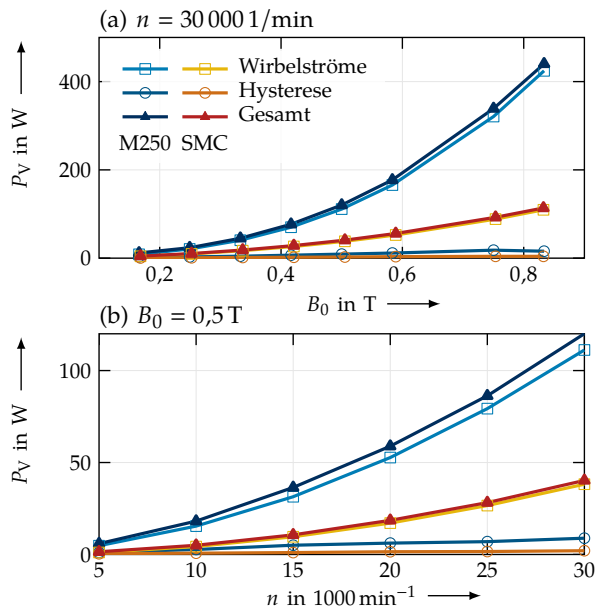


Abbildung 1. Berechnete Verlustleistung im Rotor mit 0,35 mm Blechdicke (M250-35A) bzw. massiven SMC-Rotor (Somaloy® 500 LB1) als Funktion (a) der Flussdichte B_0 und (b) der Drehzahl n

spannungen und Drehzahlen bis $30\,000\text{ min}^{-1}$ für die gesamte Magnetlagerung sowohl für einen geblechten Rotor als auch für einen Rotor aus SMC berechnet. In Abb. 1 sind die Ergebnisse zusammengefasst.

Dabei stellt Abb. 1a die Rotorverluste bei einer Drehzahl $n = 30\,000\text{ min}^{-1}$ und einer Variation der Vorspannungsflussdichte B_0 dar. In Abb. 1b wird dagegen eine konstante Vormagnetisierung von $0,5\text{ T}$ angenommen und die Drehzahl variiert.

Die Rechenergebnisse zeigen, dass mit einem SMC-Rotor insgesamt eine Verringerung der Ummagnetisierungsverluste auf 26% bis 35% gegenüber einem vergleichbaren geblechten Rotor möglich ist. Im SMC-Rotor treten wie erwartet geringere Wirbelstromverluste auf. Nicht zu erwarten waren dagegen die geringeren Hystereseverluste. Wie die Messergebnisse in Abschnitt V später zeigen werden, kann zwar die Verringerung der Wirbelstromverluste experimentell bestätigt werden, die Hystereseverluste werden in der Rechnung jedoch tatsächlich zu niedrig bewertet. Der Berechnungsansatz in [5] ist daher kritisch zu hinterfragen.

III. ENTWURF UND OPTIMIERUNG DES LAGERUNGSKONZEPTE

Aufbauend auf diesen Ergebnissen und dem Konzept aus [4] wurde ein kombiniertes Radial-/Axialmagnetlager entworfen, welches die Möglichkeit der dreidimensionalen Flussführung durch die Verwendung von SMC ausnutzt (SMC-Kombilager). Die Abmaße und Bemessungsdaten sollten zum Zwecke der Vergleichbarkeit möglichst dem Referenzlager aus [8] entsprechen. In Abb. 3a sind in der Frontansicht die drei radialen Pole des Lagers dargestellt. Zusammen mit dem zusätzlichen axialen Rückschluss entsteht so eine homopolare Struktur. Diese bietet zwei wesentliche Vorteile. Klar erkennbar ist die Möglichkeit, eine axiale

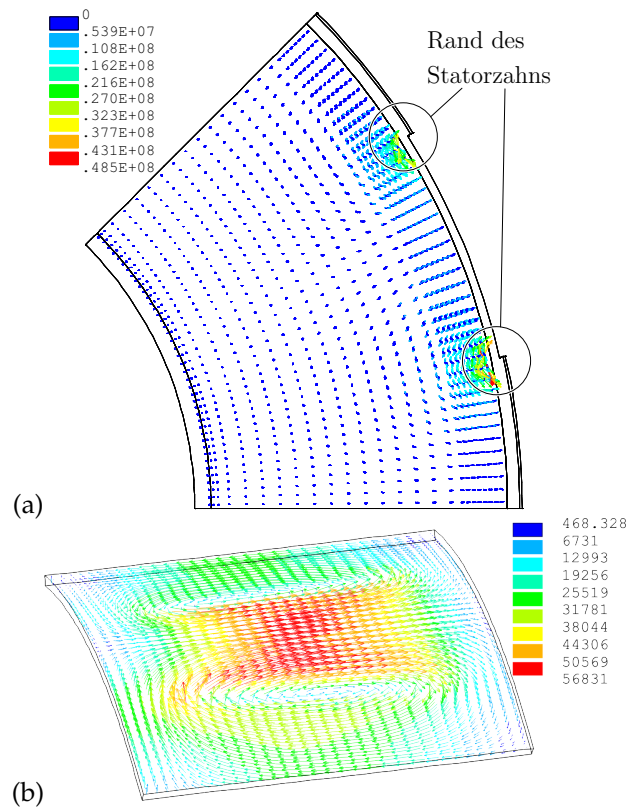


Abbildung 2. Stromdichteverteilungen: (a) im Rotorblech (M250-35A), (b) an der Oberfläche des SMC-Rotors (Somaloy® 500 LB1) bei $n = 30\,000\text{ min}^{-1}$, $B_0 = 0,5\text{ T}$

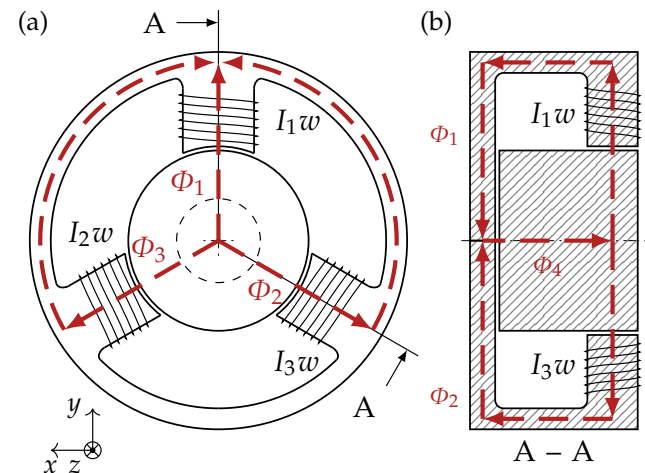


Abbildung 3. Frontansicht (a) und Querschnitt (b) des neuartigen dreipoligen kombinierten Axial/Radiallagers; Festlegung der Flussrichtungen für den Regelungsentwurf, beispielhaft für die Bestromung der oberen Spule mit I_1

Kraft in einer Richtung zu erzeugen. Ebenso wichtig ist, dass sich die drei radialen Flüsse im Rotor nicht mehr zu null addieren müssen und so frei eingestellt werden können. Die Rotorverluste können so theoretisch um bis zu 50% gesenkt werden.

Die Möglichkeit der dreidimensionalen Flussführung wurde insbesondere für die Integration von Radial- und Axiallager genutzt, da der gemeinsame SMC-Kern sowohl die axialen als auch radiale Flüsse führen

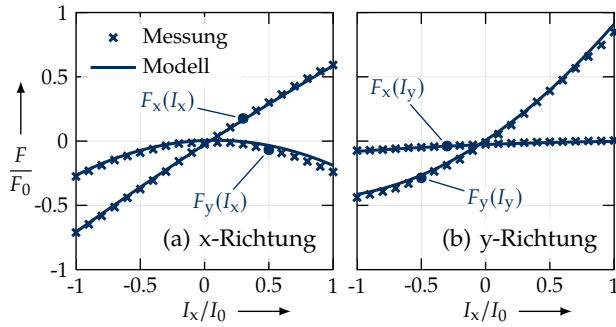


Abbildung 4. Vergleich analytisch berechneter Lagerkräfte mit Messungen für verschiedene Steuerströme

kann. Zudem konnten die Statorzähne mit gerundeten Kanten ausgeführt werden, was die Bewicklung und die Isolation vereinfacht und die mittlere Windungslänge verringert. Des Weiteren sind die wirksamen Eisenquerschnitte im Rücken groß, sodass sich der Fluss ungehindert verteilen kann. Damit wird die im Vergleich zu Elektroblech geringere Permeabilität teilweise ausgeglichen. Mit der gewählten minimalen Polzahl von drei kommt man der Zielstellung, minimale Rotorverluste zu erreichen, am nächsten.

Es wurde auf Basis eines linearen analytischen Modells eine Magnetlagergeometrie für eine maximale Lagerkraft im gegebenen Bauraum ermittelt und mit einer FEM-Simulation verifiziert. Die größte Herausforderung war an dieser Stelle, eine geeignete analytische Näherung für die Bestimmung des magnetischen Widerstands des Rotors und des Stators zu finden, da hier komplexe dreidimensionale Felder vorliegen. Mit der Annahme einer jeweiligen mittleren Eisenweglänge und einer dazugehörigen Querschnittsfläche konnten gute Ergebnisse erzielt werden [6].

Mittels des Simplex-Algorithmus werden anschließend Korrekturfaktoren so bestimmt, dass der Fehler zwischen analytischem und FEM-Modell minimal wird. So kann eine sehr gute Übereinstimmung erzielt werden, wie der Vergleich mit Messdaten in Abb.4 zeigt. Die Ergebnisse der Auslegung sind in Tab.I zusammengefasst. Die analytisch nicht erfassten Streuflüsse erklären die um ca. 10% erhöhte Tragkraft gegenüber dem Ergebnis der FEM-Analyse. Da der Rotor im Messaufbau nicht perfekt zentriert werden konnte, ist der Luftspalt des betrachteten Pols etwas kleiner, wodurch die gemessene Tragkraft um 23% von der FEM-Analyse abweicht.

IV. REGELUNG DES DREIPOLIGEN KOMBILAGERS

Die vorangegangenen Überlegungen haben zu einer neuen Lagertopologie geführt. Im Folgenden werden zwei Regelungsstrategien, eine lineare und eine nichtlineare für den Betrieb ohne magnetische Vorspannung, kurz diskutiert. Eine Vertiefung der Sachverhalte ist in [7] zu finden.

Tabelle I
KENNWERTE DES LAGERS

Bohrungsdurchmesser	45 mm
Außendurchmesser	90 mm
Axiale Länge	40 mm
Maximale Luftspaltflussdichte	0,8 T
Ruheluftspalt	500 μ m
Bemessungsstrom	5 A
Windungszahl	113
Erzeugbare Kräfte ¹	
radial (analytisch)	49,9...70,2 N
radial (FEM)	46,0...64,1 N
radial (Messung)	54,3...78,6 N
axial (analytisch)	67,6 N
axial (FEM)	64,7 N
axial (Messung) ²	25,8 N

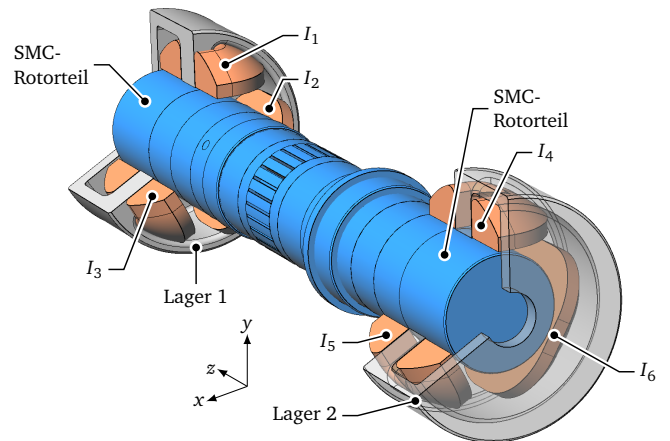


Abbildung 5. Prinzip-Zeichnung SMC-Kombilager: Vollständige 5-achsige Magnetlagerung

A. Lineare Regelung mit magnetischer Vorspannung

Um das Konzept der dezentralen Lageregelung einer einzelnen Lagerachse auf ein dreipoliges Kombilager zu übertragen, ist eine lineare Transformation zwischen Reglern und Strecke erforderlich. Mit der inversen Clarke-Transformation

$$\begin{bmatrix} I_1 \\ I_2 \\ I_3 \\ I_4 \\ I_5 \\ I_6 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 1 & 1 \\ \frac{1}{2}\sqrt{3} & -\frac{1}{2} & 0 & 1 \\ -\frac{1}{2}\sqrt{3} & -\frac{1}{2} & 0 & 1 \\ 0 & 1 & -1 & 1 \\ 0 & -\frac{1}{2}\sqrt{3} & -\frac{1}{2} & -1 \\ \frac{1}{2}\sqrt{3} & -\frac{1}{2} & -1 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_{x1} \\ I_{y1} \\ I_{x2} \\ I_{y2} \\ I_z \\ I_0 \end{bmatrix} \quad (1)$$

$$\mathbf{i}_c = \mathbf{T}_i \mathbf{i}_{xyz0} \quad (2)$$

erhält man den Vektor \mathbf{i}_c , welcher die Wicklungsströme zweier gespiegelt angeordneter Kombilager einer fünfachsiggen Lagerung beschreibt (Abb. 5). Die Ströme I_1 bis I_3 gehören dabei zu Lager 1, I_4 bis I_6 zu Lager 2.

¹Der angegebene Bereich für die radialen Kräfte reicht von der Minimalkraft, die in alle radialen Richtungen erzeugt werden kann, bis zur Tragkraft, welche die maximale Kraft in der Vorzugsrichtung darstellt. Alle Angaben gelten für den Dauerbetrieb.

²Aufgrund von Problemen mit dem Kraftmessprüfstand weicht dieser Wert stark ab und ist nur der Vollständigkeit halber aufgeführt.

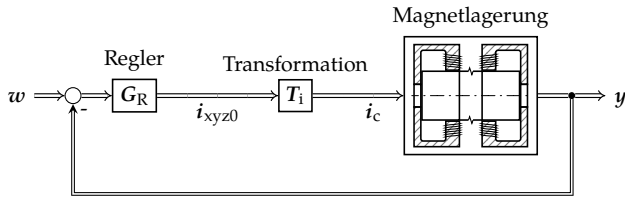


Abbildung 6. Struktur der linearen Lageregelung, bestehend aus den Lagereglern G_R und der Transformationsmatrix T_i ; mit den Zustandsvektoren: w - Lage-Sollwerte, y - Lage-Istwerte

Der Vektor der Steuerströme i_{xyz0} enthält eine Größe für jede der fünf Lagerachsen einer vollständigen Magnetlagerung und den Vormagnetisierungsstrom I_0 .

Die Nullkomponente der inversen Clarke-Transformation wird sowohl für die Steuerung der Kraft in z-Richtung als auch für die Vorspannung genutzt. Dabei wird der Vorspannungsstrom I_0 als 6. Größe im Steuervektor i_{xyz0} mitgeführt. Somit wird die Transformationsmatrix T_i quadratisch und invertierbar [10].

Die resultierende Regelungsstruktur ist in Abb. 6 dargestellt. Zwischen den fünf unabhängigen Lagereglern in G_R und der Strecke wird die Transformationsmatrix T_i eingefügt. Die einzelnen Werte im Vektor i_c liefern die Sollwerte für sechs unterlagerte Stromregelkreise. Diese Struktur unterscheidet sich nur durch die zusätzliche Transformation von einer dezentralen Lageregelung mit unterlagerten Stromregelung.

B. Nichtlineare Regelung ohne magnetische Vorspannung

Mit der Absenkung der Vorspannung geht eine zunehmende Nichtlinearität der Kraft-Strom-Kennlinie des Magnetlagers einher. Regelungstechnisch muss in diesem Fall die Magnetlagerstelle als System mit einer statischen Nichtlinearität betrachtet werden.

Diese wird hier mit der Methode der exakten Linearisierung behandelt. In den Regelkreis wird ein zusätzlicher Block zwischen Strecke und Regler eingefügt, welcher die Nichtlinearität im gesamten Arbeitsbereich kompensiert und eine neue Eingangsgröße für das linearisierte System bereitstellt. Eine anschauliche Variante ist es, die neuen Eingänge als Kräfte aufzufassen, welche auf die einzelnen Lagerachsen wirken. Somit erhält man die in Abb. 7 dargestellte Struktur.

Ähnlich zum linearen Ansatz besteht diese aus fünf unabhängigen Reglern in G_R und einer Strecke mit unterlagerten Stromregelkreisen. Im Unterschied zum linearen Ansatz wird jedoch ein nichtlinearer Block eingeführt, in dem die Wicklungsströme aus den Sollkräften in f_{xyz} und der aktuellen Rotorlage berechnet werden. Die exakte Ein-/Ausgangs-Linearisierung bildet somit eine zusätzliche nichtlineare Rückkopplenschleife.

C. Vergleich der Regelungsstrategien

Unabhängig von der Regelungsstrategie sind alle Lageregler mit dem symmetrischen Optimum nach [6] in Anlehnung an [11] ausgelegt. Ein stabiler Betrieb konnte sowohl mit der linearen als auch mit der nichtlinearen Regelung erreicht werden, wie Abb. 8 zeigt. Dargestellt sind die Sprungantworten beider Lagerachsen

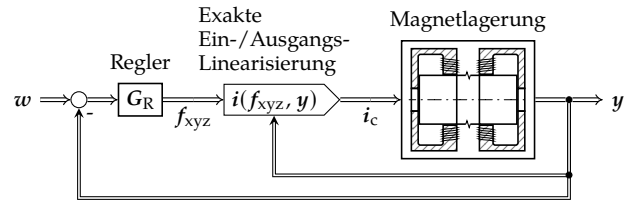


Abbildung 7. Struktur der nichtlinearen Lageregelung, bestehend aus den Lagereglern G_R und der Ausgangsrückführung zur exakten Linearisierung; mit den Zustandsvektoren: w - Lage-Sollwerte, y - Lage-Istwerte

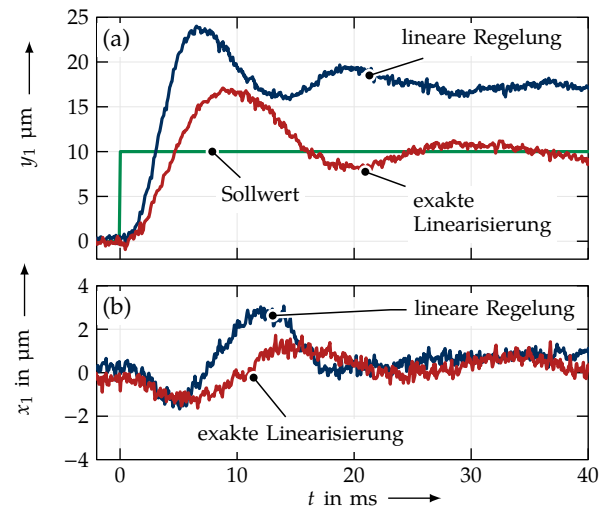


Abbildung 8. Gemessene Sprungantworten (a) der Führungsgröße y_1 und (b) der verkoppelten Lage x_1 für einen Sollwertsprung $\Delta y_1 = 10 \mu\text{m}$

x_1 und y_1 (für Lager 1) auf einen Sollwertsprung von $10 \mu\text{m}$ der y_1 -Position. Bei Verwendung der linearen Regelung kann trotz magnetischer Vorspannung die Nichtlinearität der Kraft-Strom-Kennlinien (vgl. Abb. 4) insbesondere auf der y-Achse nicht vollständig kompensiert werden. So weist die Antwort der y_1 -Achse bei einem Sollwertsprung der Führungsgröße y_1 mit $7 \mu\text{m}$ eine große Regelabweichung nach Abklingen der Schwingungen auf (Abb. 8a). Die in [7] dargestellte Abweichung der x_1 -Achse bei einem Sprung von x_1 ist mit $4 \mu\text{m}$ geringer. Der Integralanteil muss somit eine größere Abweichung ausgleichen und das Erreichen des Sollwertes dauert länger.

Nach dem Einschwingvorgang tritt bei Verwendung der nichtlinearen Regelung keine bleibende Regelabweichung auf und die mittlere zum Schweben notwendige Stellgröße bleibt unverändert. Dies deutet darauf hin, dass die Kompensation von Mitkopplung und Nichtlinearität zumindest statisch mit dem verwendeten Verfahren gelingt. Durch die exakte Linearisierung erhält man ein System, das wesentlich schneller einen neuen Sollwert erreicht, ohne dass ein entsprechend größerer Integralanteil dafür notwendig ist, der wiederum die Stabilitätsreserve verringert.

Die Wahl des Regelungsverfahrens beeinflusst auch die Querkopplung zwischen x- und y-Achse einer Lagerstelle. Die Sprungantworten in Abb. 8b zeigen dies.

Hier erlaubt es die nichtlineare Regelung, Störungen schneller auszuregulieren und führt somit zu einer besseren Entkopplung der Lagerachsen.

V. VERIFIKATION DER THEORETISCHEN ANNAHMEN BEZÜGLICH DER ROTORVERLUSTE

A. Auslaufversuche

Messtechnisch lassen sich die Rotorverluste mit Hilfe von Auslaufversuchen bestimmen. Der Rotor wird auf Nenn Drehzahl beschleunigt und die Auslaufzeit bis zum Stillstand für verschiedene Luftdrücke gemessen. Aus dem Drehzahlabfall lassen sich das Bremsmoment und die Gesamtratorverluste $P_{V_{ges}}$ bestimmen:

$$\begin{aligned} P_{V_{ges}} &= 2\pi \cdot M_R \cdot n = (2\pi)^2 \cdot J \cdot \frac{dn}{dt} \cdot n \\ &= P_L + P_{PMSM} + P_{ML}. \end{aligned} \quad (3)$$

Über den Vergleich der Drehzahlverläufe bei Raumdruck und im Vakuum ist es möglich, die Luftreibungsverluste P_L zu isolieren und über das in [12] bzw. [8] vorgestellte Modell die Schleppverluste P_{PMSM} (nur für Referenzlager) und die Ummagnetisierungsverluste P_{ML} der Magnetlager zu ermitteln. Auf Grund des geringeren Trägheitsmoments des neuen Versuchsaufbaus ($J_{SMC} = 638 \text{ kgmm}^2$) gegenüber dem Referenzlager ($J_{Ref} = 2284 \text{ kgmm}^2$) sind zwar die Auslaufzeiten kürzer (Abb. 9), die ebenfalls geringere Luftreibung (vgl. Abb. 10) führt jedoch zu deutlich reduzierten Gesamtverlusten (55%).

Verliefen die Untersuchungen am Referenzlager zu Beginn des Projekts noch problemlos [8], kam es bei den Auslaufversuchen für das neue dreipolige SMC-Kombilager (Abschnitt III) mit der dafür entwickelten nichtlinearen Regelung (Abschnitt IV) zu einigen Einschränkungen:

- Anders als das Referenzlager, besitzt das SMC-Kombilager eine Hülse aus insgesamt 10 Teilsegmenten, die einzeln abzudichten sind. Drücke von $< 0,3 \text{ mbar}$ lassen sich auf Grund erhöhter Leckage somit nicht erreichen. Das ist jedoch unkritisch, da bereits ab 1 mbar der Einfluss der Luftreibung vernachlässigbar klein wird [8].
- Der Frequenzrichter aus der Frühphase des Projekts stand für die abschließenden Untersuchungen nicht mehr zur Verfügung. Die Zwischenkreisspannung des Ersatzmodells ($U_{DC} = 144 \text{ V}$) reichte nur im Vakuum aus, den Rotor auf über $20\,000 \text{ min}^{-1}$ zu beschleunigen.
- Trotz einer erreichten Wuchtgüte G 0,4 (DIN ISO 1940) führte die verbleibende Unwucht des Rotors bei einer Drehzahl von $10\,000 \text{ min}^{-1}$ zu sehr großen Orbits ($> 15 \mu\text{m}$). Im Falle der linearen Regelung musste auf eine weitere Erhöhung der Drehzahl aus Sicherheitsgründen verzichtet werden. Mit der nichtlinearen Regelung war es möglich die kritische Drehzahl vorsichtig zu durchfahren, bevor sich die Orbits wieder leicht verkleinerten.

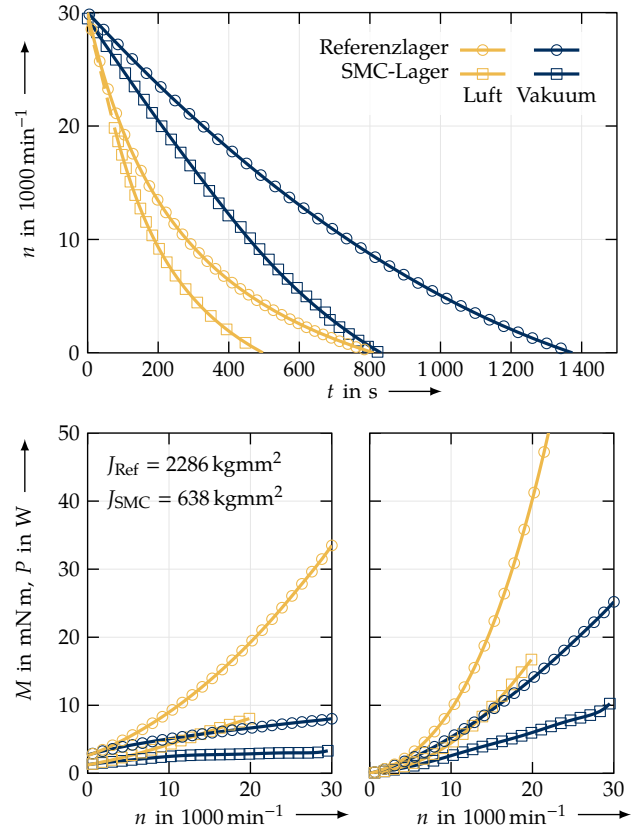


Abbildung 9. Auslaufversuche für Referenz-Magnetlager und SMC-Kombilager mit nichtlinearer Regelung: Interpolierte Messwerte aus jeweils mehreren Messreihen für den Drehzahlabfall von $30\,000 \text{ min}^{-1}$, Bremsmomente und Gesamtratorverluste für verschiedene Drücke, Luftdruck: $\approx 1,01 \text{ mbar}$, Vakuum: $0,015 \text{ mbar}$ (Referenzlager) bzw. $0,3 \text{ mbar}$ (SMC-Kombilager)

Die höhere Genauigkeit (Abb. 8) der neu entwickelten nichtlinearen Lageregelung macht sich somit im Belastungstest bei hohen Drehzahlen deutlich bemerkbar.

B. Verlustbestimmung

Das SMC-Kombilager wird von einer Schlitzläufer-Asynchronmaschine angetrieben [13], womit anders als beim Referenzlager keine Schleppverluste auftreten und sich aus den Messergebnissen unmittelbar die Ummagnetisierungsverluste des Magnetlagers P_{ML} ermitteln lassen. Der SMC-Hersteller HÖGANÄS gibt alle im Jahr 2017 verfügbaren Somaloy® SMC-Sorten die Verlustfaktoren für Hysterese k_h und Wirbelströme k_w sowie ein Verlustmodell an [14]:

$$P_{ML}(f) = V\rho \left(\underbrace{k_h f B^{1,75}}_{\text{Hysterese}} + \underbrace{\left(k_w + \frac{d^2}{1800\rho\sigma} \right) f^2 B^2}_{\text{Wirbelströme}} \right). \quad (4)$$

Unter der Annahme, dass dieses Modell auch für das nicht mehr erhältliche SMC Somaloy® 500 LB1 gilt, werden die Verlustfaktoren k_h und k_w aus dem mitgelieferten Datenblatt [15] ermittelt. Dabei wird Gl. 4 mittels einer nichtlinearen 2D-Least-Squares-Regression an das angegebene B - f -Kennlinienfeld angeglichen. Auf diese Weise kann das Verlustmodell in Gl. 4 auch für den

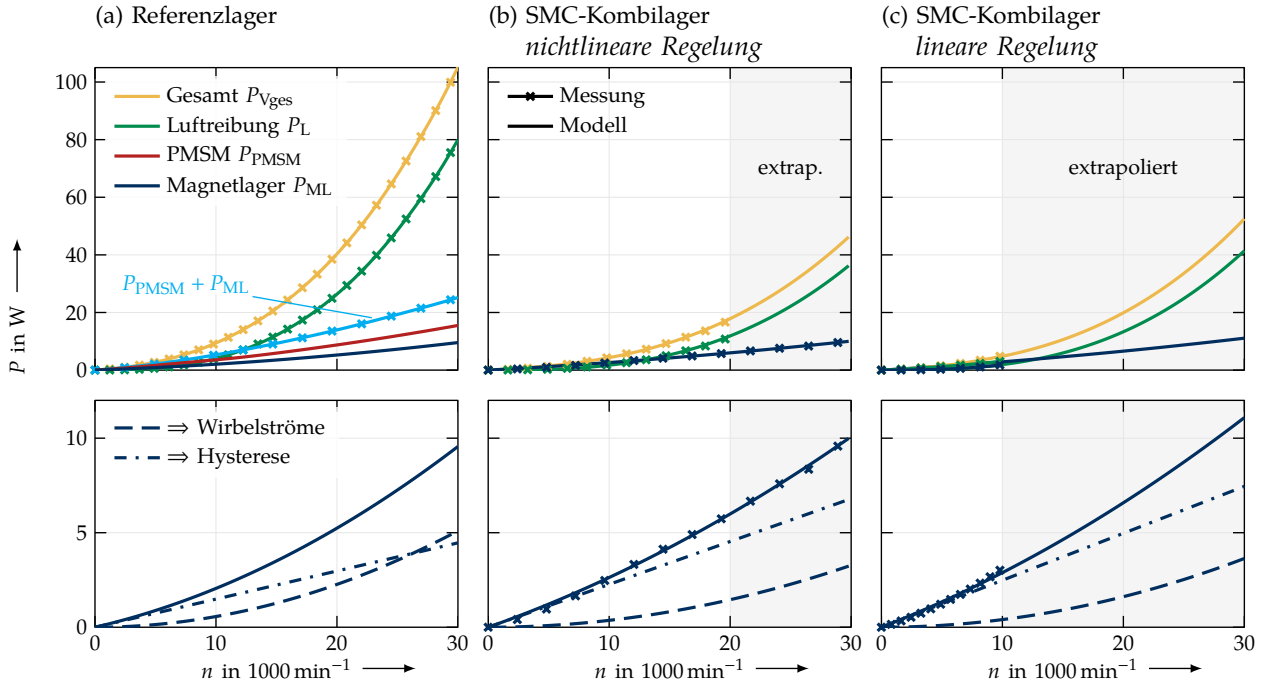


Abbildung 10. Komponenten der Rotorverluste, Anteil Hysterese- und Wirbelstromverluste an den Magnetlagerverlusten: (a) geblechtes Referenzlager mit PM-Synchronmaschine (b) SMC-Magnetlager mit Schlitzläufer-Asynchronmaschine bei nichtlinearer Lageregelung ohne magnetische Vorspannung sowie (c) bei linearer Lageregelung

vorliegenden Rotor aus Somaloy[®] 500 LB1 verwendet werden, wobei es in diesem Fall auf die Messwerte aus den Auslaufversuchen in Abb. 9 angewandt wird.

Da der genaue dreidimensionale Flussverlauf in den Stirn-Segmenten des SMC-Rotors nicht ermittelbar ist, werden die minimale Querschnittlänge³ d , das aktive Volumen V sowie die tatsächliche Flussdichte B im SMC-Kern in realistischen Grenzen als freie Variablen festgelegt und aus der Regression bestimmt. Neben den Verlustfaktoren k_h und k_w sind auch die Dichte ρ und der spezifische elektrische Widerstand σ materialspezifische Größen, die nach Gl. 4 abschließend einen Vergleich der Ergebnisse mit anderen SMC-Sorten erlauben (Abschnitt VI).

Da es nicht möglich war, das SMC-Kombilager bei Raumdruck auf die gewünschte Drehzahl von 30000 min^{-1} zu beschleunigen, war es nötig, die Luftreibungsverluste zu extrapolieren. Zu diesem Zweck wurde Gl. 4 mit dem Summanden $k_L \cdot f^3$ [16] um die kubisch von der Drehzahl abhängigen Luftreibungsverluste erweitert.

Wie die Messergebnisse in Abb. 10 zeigen, konnte die in Abschnitt II bzw. in [5] vorhergesagte Reduzierung der Ummagnetisierungsverluste durch die neue Lagertopologie nicht experimentell bestätigt werden. Bei Einsatz der nichtlinearen Regelung konnte eine Erhöhung der Verluste um 4 % gegenüber dem Referenzlager festgestellt werden, bei der linearen Regelung sind es

³Die minimale Querschnittslänge entspricht der kleinsten Ausdehnung eines Kernelements (z. B. Blechdicke). Im Falle des SMC-Kombilagere ist die obere Grenze der als freie Variable festgelegten Größe d der Außenradius des aktiven SMC-Kerns im Rotor ($d_{\max} = 44 \text{ mm}$).

16 % (vgl. auch Tab. II). Auffällig ist, dass der dominierende Anteil der Ummagnetisierungsverluste auf die Hysterese zurückzuführen und somit das Gegenteil der analytischen Vorbetrachtung eingetreten ist, welche die Wirbelströme als dominierenden Einflussfaktor sieht. Es liegt damit die Vermutung nahe, dass der analytische Ansatz aus [4] den Einfluss der Hysterese und damit auch die Gesamtverluste zu niedrig bewertet.

Es konnte bestätigt werden, dass mit der nichtlinearen Regelung durch die Kompensation der magnetischen Vorspannung eine Reduzierung der Verluste um 10 % erreicht werden kann. Der Abbruch der Messung bei $n = 10000 \text{ min}^{-1}$ erlaubt jedoch keine belastbaren Aussagen, da nur dieser sehr kleine Drehzahlbereich für die nichtlineare Regression der Messwerte zur Verfügung stand.

VI. VERGLEICH DER ROTORVERLUSTE FÜR INDUSTRIELLE SMC-SORTEN

Mit Hilfe des Verlustmodells nach Gl. 4 konnten, anhand der ermittelten Verlustfaktoren k_h und k_w für das verbaute Somaloy[®] 500 LB1, die Geometriefaktoren d und V sowie die Kern-Flussdichte B bestimmt werden. Diese können im Umkehrschluss genutzt werden, um auf Basis der Verlustfaktoren anderer SMC-Sorten in [14] die Rotorverluste für deren möglichen Einsatz im SMC-Kombilager abzuschätzen (Abb. 12). Dabei wurden nur Materialien in Betracht gezogen, die mindestens eine Zugfestigkeit von 50 MPa aufweisen.

Das verlustoptimierte Somaloy[®] 700 HR 5P erlaubt eine Reduzierung der Ummagnetisierungsverluste um 44 % gegenüber dem Referenzlager (Tab. II), besitzt

Tabelle II

VERGLEICH DER EXPERIMENTELLEN ERGEBNISSE (ABB. 10) MIT DER THEORETISCHEN VORBETRACHTUNG (ABB. 1) FÜR VERSCHIEDENE SOMALOY® SMC-SORTEN

Lager/Regelung	Kernmaterial	B in T	Hystereseverluste	Wirbelstromverluste	Ummagnetisierungsverluste	
			P_h in W	P_w in W	P_{Vges} in W	$1 - \frac{P_{Vges,SMC}}{P_{Vges,Ref}}$
Theoretisch						
Beispielgeometrie [1]	M250-35A	0,33	4,5	40,1	45,1	
Homopolarlager, geblecht	M250-35A	0,83	15,8	424,4	440,2	
Beispielgeometrie [1]	500 LB1	0,33	1,5	16,9	18,5	59 %
Homopolarlager, massiv	500 LB1	0,83	4,2	109,6	113,7	74 %
Experimentell						
Referenzlager [8]	NO20	- ¹	4,5	5,1	9,6	
SMC-Kombilager nichtlineare Regelung	500 LB1	\approx^2 0,33	6,8	3,2	10,0 -4 %	
	700 HR 3P	\approx 0,33	4,5	2,9	7,4 23 %	
	700 HR 5P	\approx 0,33	2,8	2,6	5,4 44 %	
SMC-Kombilager lineare Regelung	500 LB1	\approx 0,33	7,5	3,6	11,1 -16 %	
	700 HR 3P	\approx 0,33	4,9	3,3	8,2 14 %	
	700 HR 5P	\approx 0,33	3,1	2,9	6,0 37 %	

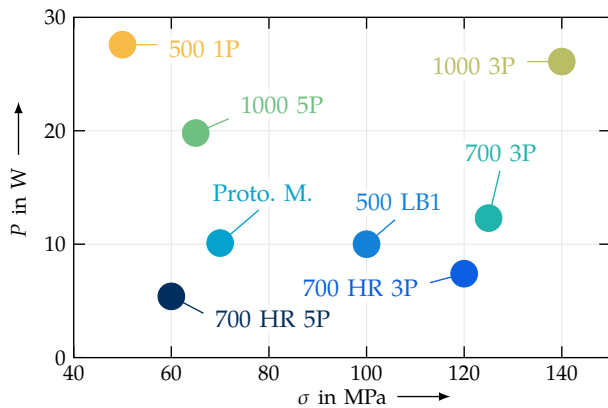
¹ nicht bekannt ² Wert aus nichtlinearer Regression (Gl. 4)

Abbildung 11. Gesamttrotterverluste im Vergleich zur Zugfestigkeit für verschiedene Somaloy® SMC-Sorten

mit 60 MPa jedoch eine geringere Zugfestigkeit als das Somaloy® 500 LB1 (Abb. 11). Das im Gegenzug hochfeste Somaloy® 1000 3P mit $\sigma = 140$ MPa weist wiederum vergleichsweise hohe Verluste auf (+173 %). Den besten Kompromiss stellt das Somaloy® 700 HR 3P ($\sigma = 120$ MPa) dar, welches eine Verlustreduzierung um 23 % ermöglicht. Die Eisenverluste der Blechsorten M250-35A (Beispielgeometrie für Berechnung aus Literatur [1]) und NO20 (im Zuge des Projekts vermessenes Homopolarlager der Fa. LEVITEC [8]) unterscheiden sich ebenfalls (17,1 W/kg bzw. 12,3 W/kg) und erschweren den Vergleich zur Rechnung.

Die Abweichungen in der möglichen Verlustreduzierung zwischen der theoretischen Vorbetrachtung und den experimentellen Ergebnissen lässt sich somit durch abweichende Geometrien, unterschiedliche Blechsorten, die Notwendigkeit der Extrapolation und der bei 0,3 mbar nicht vollständigen Vermeidung der Luftreibung erklären. Auch die von Seiten des Herstellers nicht bestätigten Verlustfaktoren für das verbaute Somaloy® 500 LB1 stellen eine mögliche Fehlerquelle dar. Dennoch

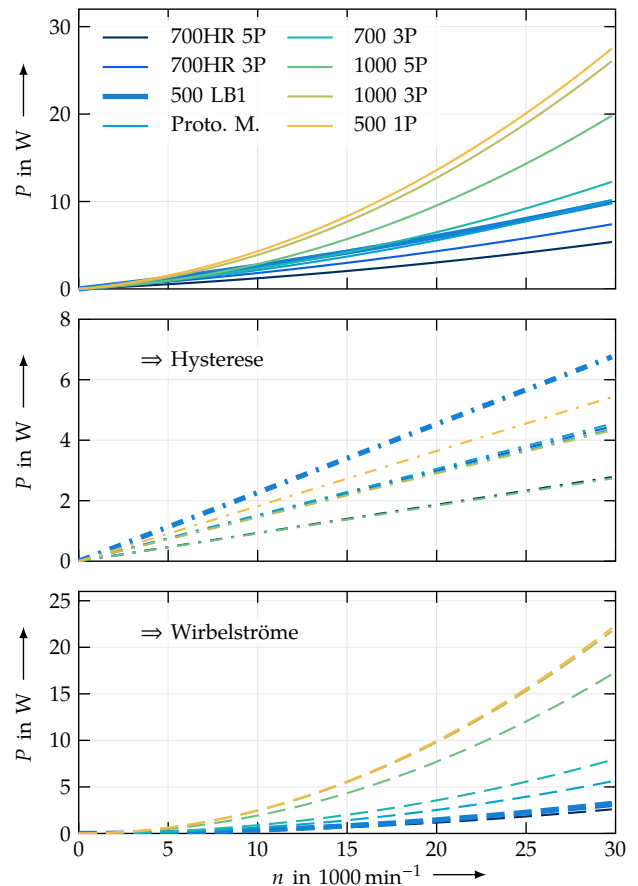


Abbildung 12. Gesamttrotterverluste bei nichtlinearer Regelung im Vergleich für verschiedene Somaloy® SMC-Sorten mit einer maximalen mechanischen Zugspannung von mindestens 50 MPa sowie deren Anteile der Hysterese- und Wirbelstromverluste

wird in Tab. II deutlich, dass die neue Lagertopologie in Verbindung mit der nichtlinearen Regelung eine signifikante Verlustreduzierung ermöglicht, vorausgesetzt verlustoptimierte SMC-Sorten kommen zum Einsatz.

VII. FAZIT

Bei den abschließenden Auslaufversuchen mit der neuen Lagertopologie konnte gegenüber dem geblechten Referenzlager keine Verlustreduzierung nachgewiesen werden. Die somit großen Unterschiede zu den theoretischen Ergebnissen lassen sich insbesondere durch die unterschiedlichen Blechsorten und die auf Grund der neuen Lagertopologie abweichende Geometrie erklären. Seit dem Aufbau des Versuchsstands mit dem inzwischen nicht mehr erhältlichen Somaloy® 500 LB1 als Kernmaterial im Rotor, haben sich die Festigkeit und die magnetischen Materialeigenschaften von Pulververbundwerkstoffen signifikant verbessert. Die Projizierung der experimentellen Ergebnisse auf im Jahr 2017 verfügbare, verlustoptimierte industrielle SMC-Sorten verspricht eine Reduzierung der Ummagnetisierungsverluste von mindestens 23–44 %, wobei insbesondere kompakte und hochausgenutzte Geometrien im Vorteil sind.

Im Vergleich der beiden Regelungsstrategien wurde deutlich, dass die Eliminierung der magnetischen Vorspannung durch Anwendung einer exakten Ein-/Ausgangslinearisierung die Steuerströme um durchschnittlich 23 % senken konnte. Somit war eine weitere Reduzierung der Ummagnetisierungsverluste um 10 % und der Kupferverluste um 41 % erreichbar. Teilweise waren sogar bessere Ergebnisse hinsichtlich Regelungsgüte und Stabilitätsreserve erzielbar, was sich insbesondere durch eine geringere Anfälligkeit für Unwuchten bei hohen Drehzahlen zeigte.

Die Verwendung von Pulververbundwerkstoffen in der neuen dreipoligen Lagerstruktur erlaubt unter Ausnutzung der möglichen dreidimensionalen Flussführung kompaktere Geometrien. Die verminderte elektrische Leitfähigkeit von SMC gegenüber Elektrolechen ermöglicht eine effektive Reduzierung der Rotorverluste. Es wurde somit eine interessante Alternative zu häufig verwendeten permanentmagnetisch vorgespannten Homopolarlagern vorgestellt, die insbesondere im Bereich der Vakuumtechnik vorteilhaft ist.

DANKSAGUNG

Die Autoren danken der Deutschen Forschungsgemeinschaft für die finanzielle Unterstützung des Forschungsvorhabens im Zuge des Projekts *DFG HO 1483/55-3, AOBJ: 615510*.

REFERENZEN

- [1] M. Kasarda, P. Allaire, P. Norris u. a., „Experimentally determined rotor power losses in homopolar and heteropolar magnetic bearings“, *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*, Jg. 121, Nr. 4, S. 697–702, Okt. 1999.
- [2] D. C. Meeker, A. V. Filatov und E. H. Maslen, „Effect of magnetic hysteresis on rotational losses in heteropolar magnetic bearings“, *IEEE Transactions on Magnetics*, Jg. 40, Nr. 5, S. 3302–3307, Sep. 2004.
- [3] H. Shokrollahi und K. Janghorban, „Soft magnetic composite materials (SMCs)“, *Journal of Materials Processing Technology*, Jg. 189, Nr. 1, S. 1–12, 2007.
- [4] E. Fleischer und W. Hofmann, „Einsatz von Pulververbundwerkstoffen in aktiven Magnetlagern zur Reduzierung der Rotorverluste“, *ETG-Kongress*, Düsseldorf, 2009, S. 35–40.
- [5] E. Fleischer und W. Hofmann, „Application of soft magnetic composites in active magnetic bearings“, *IECON 2011 - 37th Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society*, Nov. 2011, S. 1770–1775.
- [6] E. Fleischer, „Entwurf, Modellierung und nicht-lineare Regelung eines integrierten Radial-Axial-Magnetlagers“, Dissertation, Technische Universität Dresden, 2017, unveröffentlicht, eingereicht 2016.
- [7] E. Fleischer und W. Hofmann, „Linear and nonlinear control of a three pole combined radial and axial active magnetic bearing - a comparison“, *Mechanical Engineering Journal*, Jg. 3, Nr. 1, S. 1–13, 2016.
- [8] E. Fleischer und W. Hofmann, „Experimentelle Bestimmung der Rotorverluste in einem homopolaren Magnetlager“, *VDI / VDE-Tagung Antriebssysteme*, Nr. 2138, S. 65–73, 2011.
- [9] J. Tellinen, „A simple scalar model for magnetic hysteresis“, *IEEE Transactions on Magnetics*, Jg. 34, Nr. 4, S. 2200–2206, Juli 1998.
- [10] M. Linke, „Implementierung eines LQG-Reglers an einem 5-achsigen magnetisch gelagerten Antrieb“, Diplomarbeit, Technische Universität Dresden, 2013.
- [11] C. Kessler, „Das Symmetrische Optimum“, Teil I“, *Regelungstechnik*, Nr. 11, S. 395–400, 1958.
- [12] C. Hufenbach, „Untersuchung der Rotorverluste in einer Hochgeschwindigkeitsmagnetlagerung“, Diplomarbeit, Technische Universität Dresden, 2011.
- [13] E. Fleischer und W. Hofmann, „Auslegung eines Asynchronversuchsmotors mit Massivläufer für ein Hochgeschwindigkeitsmagnetlager“, 8. *Workshop Magnetlagertechnik Zittau-Chemnitz*, Zittau, 2011.
- [14] Höganäs. (5. Mai 2017). Somaloy Material Data, Adresse: https://www.hoganas.com/globalassets/media/sharepoint-documents/BrochuresanddatasheetsAllDocuments/SomaloyMaterialData_November_2016_1806HOG.pdf.
- [15] Höganäs, *Somaloy 500 LB1 Datenblatt*, 2007.
- [16] E. Alwers und W. Böning, *Taschenbücher der Technik: Elektrische Energietechnik*. Springer-Verlag Berlin, 1978, Bd. 1.