

Beiträge zum lagerlosen Getriebemotor

W. Gruber, E. Göbl

Institut für Elektrische Antriebe und Leistungselektronik

Johannes Kepler Universität Linz

Altenberger Str. 69

4040 Linz, Österreich

Tel.: +4373224686435, Fax: +4324686423

Email: wolfgang.gruber@jku.at, lisig@gmx.net

T. Stallinger, R. Remplbauer

Linz Center of Mechatronics GmbH

Altenberger Str. 69

4040 Linz, Österreich

Tel.: +4376224686079, Fax: +4324686005

Email: thomas.stallinger@lcm.at, richard.remplbauer@gmail.com

Zusammenfassung

Dieser Aufsatz beschäftigt sich mit einem neuartigen lagerlosen (Scheibenläufer-)Motor-konzept - dem lagerlosen Getriebemotor - für Anwendungen bei niedrigen Drehzahlen aber hohen Drehmomenten, in denen typischerweise Direktantriebe eingesetzt werden. Zuerst werden mit Hilfe eines analytischen Modells für die einsträngige Kraft- und Drehmomentbildung Konstruktionskriterien abgeleitet. Basierend auf diesen Ergebnissen wurden mehrere lagerlose permanentmagneterregte Getriebemotortopologien in Außenläuferbauweise hinsichtlich ihrer Betriebscharakteristik bewertet. Ein Prototyp des lagerlosen Getriebemotors wurde anschließend durch 3D Finite-Elemente Simulationen optimiert, konstruiert, gefertigt und erfolgreich in Betrieb genommen. Messergebnisse zeigen die Funktionalität des vorgeschlagenen neuen lagerlosen Motorkonzepts.

1 Einleitung

Der Getriebemotor wurde ursprünglich 1963 als Synchronreluktanzmotor vorgestellt [1]. Erst viel später, 1995, wurde auch eine permanentmagneterregte Version eingeführt [2]. Wie der Name schon sagt, basiert das Antriebsprinzip auf dem Mechanismus eines Getriebes: Eine kleine Bewegung entlang des Rotorwinkels führt zu einer größeren Drehung entlang der Achse der minimalen und maximalen Permeabilität. Seit Kurzem wird dieses Konzept auch erfolgreich in passiven Magnetgetrieben eingesetzt [3]. Es ist bekannt, dass Getriebemotoren relativ langsam drehen

aber Potenzial für hohe Drehmomentdichten haben - Eigenschaften, die insbesondere bei Direktantrieben wünschenswert sind [4].

Lagerlose Scheibenläufermotoren sind sehr kompakte, vollständig magnetisch gelagerte Systeme, die eine passive Stabilisierung dreier Freiheitsgrade (der axialen Lage und der Kipprichtungen) durch permanentmagnetische Reluktanzkräfte erlauben. Die radiale Position und das Antriebsmoment werden durch entsprechend bestromte Statorspulen dagegen aktiv geregelt [5].

Hier stellen wir eine Kombination aus Getriebe- und lagerlosem Scheibenläufermotor vor. Unsere Überlegungen führen zu einem neuartigen lagerlosen Scheibenläufertypus. Abbildung 1 zeigt exemplarischen den Querschnitt eines solchen lagerlosen Getriebemotors im Außenläuferdesign, ähnlich dem in [4] beschriebenen herkömmlich mechanisch gelagerten System.

Neben den genauen geometrischen Entwurfsparametern spezifizieren folgende drei Parameter die Motortopologie: N_s bezeichnet die Anzahl der Statorschenkel. Da im betrachteten Fall jeder Statorschenkel mit einer konzentrischen Spule umwickelt ist und jeder Motorstrang nur aus dieser einen Spule besteht, ist N_s auch gleich der Strangzahl. Zusätzlich definieren noch p_r (die Polpaarzahl des Rotors) und N_{mz} (die Anzahl der Mikro Zähne pro Statorschenkel) das Motordesign. In Abb. 1 ist ein Getriebemotor mit $N_s=6$, $p_r=20$ und $N_{mz}=3$ dargestellt.

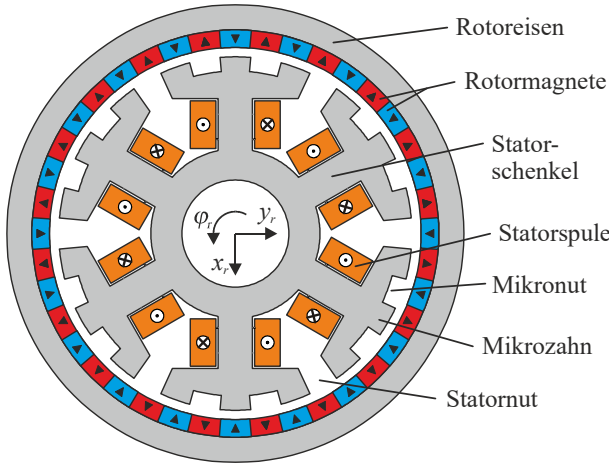


Abb. 1: Querschnitt eines (lagerlosen) Getriebemotors in Außenläuferbauform

Diese Arbeit basiert auf den vorhergehenden Publikationen zum Getriebemotor [6] und [7]. Die Gliederung ist wie folgt: Nach der Einführung wird in Kapitel 2 die aktive Kraft- und Drehmomentbildung behandelt, wobei dazu die von den Permanentmagneten (PM) einerseits und einer Statorwicklung andererseits erzeugten Luftspaltfelder analysiert werden. Ausgehend von diesem Modell werden Designkriterien für lagerlose PM-Getriebemotoren abgeleitet. Kapitel 3 bewertet verschiedene Getriebemortopologien hinsichtlich ihrer Fähigkeit, Radialkräfte und Drehmoment zu erzeugen. Optimierung, Aufbau und Regelung des realisierten Prototyps wird kompakt in Kapitel 4 zusammengefasst. Der letzte Abschnitt präsentiert die Messergebnisse.

2 Kraft- und Drehmomentbildung

Während die Drehmomentgenerierung bei Getriebemotoren schon Gegenstand zahlreicher Arbeiten wie etwa in [8] und [9] war, blieb die Tragkraftbildung bisher weitgehend unbeachtet. Die folgenden Überlegungen gehen davon aus, dass ein permanentmagnetisches Luftspaltfeld mit der Polpaarzahl p_{PM} in Kombination mit einem von den Statorspulen erzeugten Luftspaltfeld mit der Polpaarzahl p_s Drehmomente generieren, wenn die Bedingung

$$p_s = p_{PM} \quad (1)$$

erfüllt ist. Tragkräfte entwickeln sich dagegen nur dann, wenn

$$p_s = p_{PM} \pm 1 \quad (2)$$

zutrifft. [10] und [11] geben Auskunft darüber, wie diese beiden Bedingungen abgeleitet werden können.

Für die folgenden Überlegungen ist noch die Anzahl aller Statornuten Z_s von Bedeutung, welche sich aus

$$Z_s = N_s N_{mz} \quad (3)$$

berechnet. Für die Modellbildung wird angenommen, dass die Permeanz des Luftspaltes P_s durch die Statorzähne moduliert wird, wie in Abb. 2 (ganz oben) dargestellt. Es wird weiterhin davon ausgegangen, dass die Mikrozahl, die Mikronut und die Statornut jeweils die gleiche Breite aufweisen und dass alle Nuten ausreichend tief sind, sodass ihre Permeanzen jeweils ignoriert werden können.

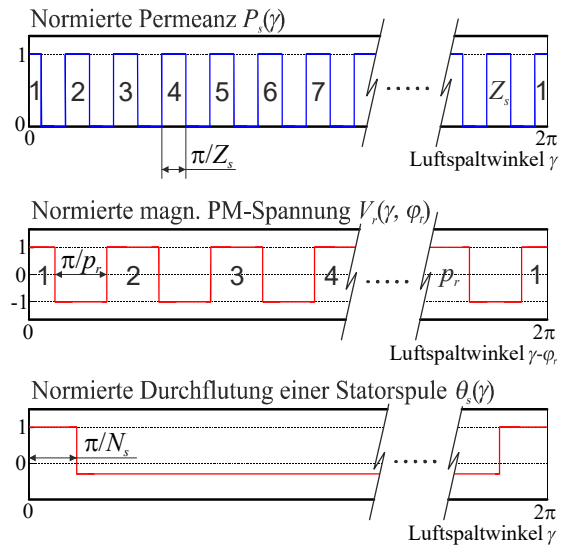


Abb. 2: Normierte Luftspaltpermeabilität und normierte Durchflutung der Permanentmagnete des Rotors sowie einer Statorspule

2.1 Feldharmonische im Luftspalt

Bei kreisförmig (nutenlos) angenommenem Luftspalt generieren die PM des Rotors ein heteropolares Feld, das hauptsächlich die Oberwelle der Ordnung p_r enthält. Die Statornuten modulieren dieses Luftspaltenfeld allerdings noch zusätzlich. Unter der Annahme, dass die Arbeitspunkte der Rotormagnete nicht vom Rotorwinkel abhängig sind, erhält man die in Abb. 2 dargestellte normierte magnetische Spannung V_r . Das durch die PM erzeugte Luftspaltfeld berechnet sich dann über

$$B_{pm}(\gamma, \varphi_r) = P_s(\gamma) V_r(\gamma, \varphi_r), \quad (4)$$

wobei γ für die Winkellage im Luftspalt und φ_r für den Rotorwinkel steht. Es ergeben sich die harmonischen Ordnungen im Luftspalt [6]

$$H_{pm} = \left\{ \begin{array}{l} (2k_1 - 1) \cdot p_r \mid \forall k_1 \in \mathbb{N} \\ \left| (2k_2 - 1) \cdot Z_s \pm (2k_1 - 1) \cdot p_r \right| \mid \forall k_1, k_2 \in \mathbb{N} \end{array} \right\}. \quad (5)$$

Für die Analyse des von einer Statorspule erzeugten Luftspaltflusses wird die gleiche Vorgangsweise wie bei den PM gewählt. Die Durchflutung einer Statorspule θ_s ist ebenfalls in Abb. 2 dargestellt und das entsprechende Luftspaltfeld kann durch Auswertung von

$$B_s(\gamma, \varphi_r) = P_s(\gamma) \theta_s(\gamma) \quad (6)$$

berechnet werden. Man erhält daraus die harmonischen Ordnungen

$$H_s = \left\{ \begin{array}{l} k_1 \mid k_1 \in \mathbb{N} \setminus (k_1 \% N_s = 0) \\ \left| (2k_2 - 1) \cdot Z_s \pm k_1 \right| \mid k_2 \in \mathbb{N}, k_1 \in \mathbb{N} \setminus (k_1 \% N_s = 0) \end{array} \right\} \quad (7)$$

im Luftspaltfeld, wobei $\%$ für den Modulo-Operator steht. Sowohl H_{pm} als auch H_s beinhalten die Laufvariablen k_1 und k_2 . Da allerdings die Amplituden der Harmonischen indirekt proportional zu diesen Variablen sind, werden in weiterer Folge jeweils nur die Werte 1 und 2 (also jene mit hohen Amplituden) in Betracht gezogen.

2.2 Notwendige Designkriterien

Durch Kombination der Ergebnisse für die Harmonischen im Luftspalt aus dem vorangegangenen Abschnitt nach (5) und (7) sowie der Kenntnis von (1) und (2) können nun analytische Bedingungen für die einsträngige Drehmoment- und Radialkraft erzeugung abgeleitet werden.

Zunächst wird die Drehmomentgenerierung untersucht, indem Harmonische gleicher Ordnung in H_{pm} und H_s gesucht werden. Da p_r typischerweise so gewählt wird, dass es sich nahe bei Z_s befindet, und normalerweise beide Werte viel höher liegen als N_s , kann die folgende einfache Designregel

$$\left| Z_s - p_r \right| = 1 \text{ oder } 2 \quad (8)$$

abgeleitet werden, wenn nur die wichtigsten Oberwellen von H_s und H_{pm} berücksichtigt werden. Dabei überlagern sich mitunter

Harmonische mehrerer Ordnungen zum Gesamtdrehmoment, wie etwa die Ordnungen p_r (mit $Z_s - 1$) und $Z_s - p_r$ (mit 1).

Für $p_r > Z_s$ ist die Drehrichtung von φ_r bei der Überlagerung allerdings invertiert, sodass die beiden Drehmomentkomponenten entgegengesetzt wirken. Aus diesem Grund ist für $p_r < Z_s$ ein höheres einsträngiges Drehmoment zu erwarten. Wie man sieht, ist für $p_r = Z_s$ mit keiner Drehmomenterzeugung zu rechnen.

In der Folge wird nun die einsträngig Tragkraftbildung in ähnlicher Weise wie die Drehmomentbildung untersucht. Für die Tragkraftbildung eines Außenläufers hat $p_s = p_{pm} - 1$ größere Bedeutung als $p_s = p_{pm} + 1$ [12], sodass hier nur dieser Fall analysiert wird. Durch entsprechenden Vergleich der Harmonischen aus H_{pm} und H_s erhält man nun die Designregel

$$\left(\left| Z_s - p_r \right| = 2 \text{ oder } 3 \right) \cup \left(Z_s - p_r = 0 \text{ oder } 1 \right) \quad (9)$$

hinsichtlich der Kraftbildung. Die höchsten Kräfte sind für $Z_s - p_r = 0, 1, 2$ und 3 zu erwarten. Zusätzlich würden, wie (9) für $Z_s - p_r = -2$ und -3 zeigt, auch Lagerkräfte erzeugt, wobei aber in diesem Fall die sich überlagernden Tragkraftbildungen verschiedener harmonischer Ordnungen gegeneinander wirken. Somit erzeugen diese Topologien nur reduzierte Tragkräfte. Für $Z_s - p_r = -1$ ist schließlich kaum eine Tragkraftbildung zu erwarten.

Kombiniert man nun die Kriterien für hohe Drehmoment- mit jener für hohe Tragkraftherzeugung (ein lagerloser Motor muss schließlich beide Fähigkeiten gleichermaßen besitzen), so zeigt sich, dass lediglich die Bedingung

$$Z_s - p_r = 1 \text{ oder } 2 \quad (10)$$

für gut funktionierende lagerlose Getriebemotoren in Außenläuferbauform bleibt [6].

2.3 Erweiterte Designkriterien

Der vorhergehende Abschnitt gibt notwendige Bedingungen um hohes einsträngiges Drehmoment bzw. hohe einsträngige Tragkraft zu erzeugen. Dies führt dann zur Einstrang-Charakteristik nach Abb. 3. Die Richtungen ‚tangential‘ und ‚radial‘ der Kraftwirkungen beziehen sich auf die Achse der bestromten

Spule. Diese Charakteristik wurde auch von 3D Finite-Elemente (FE) Simulationen bestätigt.

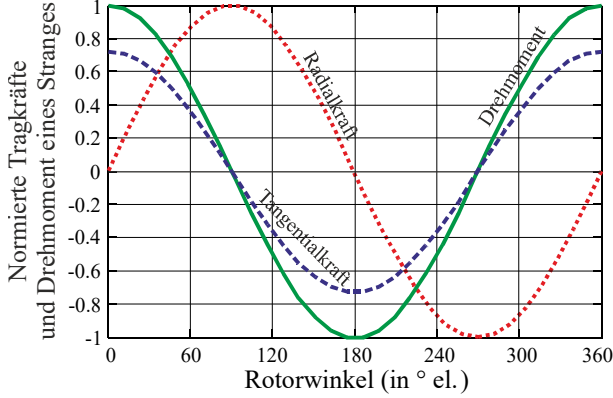


Abb. 3: Einstrang-Charakteristik eines PM-Getriebemotors (bei konstanter Durchflutung)

Da der gesamte lagerlose Motor jedoch aus N_s Strängen besteht, die gemeinsam zusammen- (oder aber auch entgegen-)wirken um Lagerkräfte und Rotordrehmoment zu erzeugen, reicht die einsträngige Betrachtung alleine allerdings nicht aus, um die gesamte Motorcharakteristik abzuschätzen.

Die gesamte Kraft- (F_x , F_y) und Drehmomentbildung (M_z) aller Stränge lässt sich bei vorliegender Linearität die Statorströme betreffend (dies erlaubt keine Sättigung oder Reluktanzkräfte und -momente) in Matrixform als

$$\begin{pmatrix} F_x & F_y & M_z \end{pmatrix}^T = \mathbf{T}_m(\varphi_r) \mathbf{i}_s \quad (11)$$

mit dem Strangstromvektor

$$\mathbf{i}_s = \begin{pmatrix} i_{s,1} & \dots & i_{s,N_s} \end{pmatrix}^T \quad (12)$$

darstellen. Für die Regelung bzw. die Bewertung des Motors ist der inverse Zusammenhang

$$\mathbf{i}_s = \mathbf{K}_m(\varphi_r) \begin{pmatrix} F_x & F_y & M_z \end{pmatrix}^T \quad (13)$$

ausschlaggebend. Dieser kann über

$$\mathbf{K}_m(\varphi_r) = \mathbf{T}_m(\varphi_r)^T \left(\mathbf{T}_m(\varphi_r) \mathbf{T}_m(\varphi_r)^T \right)^{-1} \quad (14)$$

berechnet werden [11] und gibt an, welche Strangströme zur Erzeugung einer vorgegebenen Kraft bzw. eines vorgegebenen Drehmomentes erforderlich sind. Je größer die notwendigen Ströme, desto schlechter die Wirkung des lagerlosen Motors. Aus diesen

Überlegungen heraus wurden in [13] ein Moment- und ein Kraftfaktor eingeführt. Diese Faktoren berücksichtigen und bewerten die Fähigkeit aller N_s Stränge, gemeinsam Tragkräfte und Drehmoment jeweils bezogen auf die einsträngige Charakteristik zu erzeugen. Diese Faktoren können direkt aus den Einträgen von $\mathbf{K}_m(\varphi_r)$ ermittelt werden. Der Momentfaktor ist als

$$k_m = \frac{M_{ges,min}}{M_{str,max}} = \frac{1}{\max_{j,\varphi_r} |K_{m,3j}(\varphi_r)|} \quad (15)$$

und der Kraftfaktor als

$$k_f = \frac{F_{ges,min}}{F_{str,max}} = \min_{i=1,2} \left(\frac{1}{\max_{j,\varphi_r} |K_{m,ij}(\varphi_r)|} \right) \quad (16)$$

definiert. Diese Faktoren sind neben N_s und p_z auch noch von N_{mz} abhängig. Tabelle 1 fasst die Tragkraft- und Drehmomentamplitude eines Stranges, sowie die Kraft- und Momentfaktoren für einen lagerlosen Getriebemotor mit $N_s=6$ und $N_{mz}=4$ zusammen.

Tab. 1: Einstrang-Tragkraft und -Drehmoment eines lagerlosen Getriebemotors mit $N_s=6$ Strängen und $N_{mr}=4$ Mikrozzähnen

Polpaarzahl p_r	Radialkraft	Drehmoment	Kraftfaktor k_f	Momentfaktor k_m
20	3.69N	0.36Nm	2.2	3.0
21	6.25N	0.33Nm	1.0	0.0
22	7.78N	0.34Nm	0.3	3.0
23	7.47N	0.30Nm	3.0	3.0
24	5.99N	0.01Nm	1.0	0.0
25	0.94N	0.15Nm	2.6	3.0
26	4.24N	0.09Nm	2.5	3.0
27	2.54N	0.03Nm	0.8	0.0
28	1.14N	0.01Nm	0.3	3.0

Um die Kraft- und Momentwerte in Tab. 1 aus FE Simulationen zu erhalten, wurde der Statoraußendurchmesser d_s auf 100mm und der Luftspalt auf 2mm festgelegt. Dieser Luftspalt mag relativ groß erscheinen, ist aber für eine hermetische Abdichtung von Rotor und Stator mit einer Prozesskammerwand notwendig. Die axiale Höhe von Rotor h_r und Stator h_s wurde auf 10mm fixiert. Die Mikrozzähne, die Mikronuten sowie die Statornuten weisen jeweils die gleiche Breite auf. Eine konstante Durchflutung von 300AWdg wurde einem

Strang eingepreßt. Es zeigt sich, dass in diesem Fall ein Rotorpolpaar von 23 sowohl in Bezug auf die Tragkraft- als auch auf die Drehmomentbildung die beste Wahl darstellt.

3 Topologie-Auswahl

Die Untersuchung aus dem vorhergehenden Unterkapitel für einen lagerlosen Getriebemotor mit $N_s=6$ und $N_{mz}=4$ kann nun auch für andere Topologien durchgeführt werden. Für alle Designvarianten mit $4 \leq N_s \leq 6$, $3 \leq N_{mz} \leq 5$ und $Z_s - 4 \leq p_r \leq Z_s + 4$ wurden entsprechende Simulationen und Berechnungen durchgeführt. Für jede N_s/N_{mz} Kombination wurde die optimale Rotorpolpaarzahl p_r für den lagerlosen Motorbetrieb ermittelt. Die geometrischen Werte für Statoraußendurchmesser, axiale Höhe, Luftspalt sowie Nut- und Zahnbreite wurden für diese Untersuchungen noch nicht optimiert, sondern blieben so wie im vorhergehenden Abschnitt angegeben stets konstant. Es zeigte sich, dass die Topologie

$$Z_s - p_r = 1 \quad (17)$$

in jedem Fall die beste lagerlose Motorperformance aufweist: Sowohl die einsträngigen Kennwerte als auch die beiden Faktoren haben in diesem Fall hohe Werte. Die erzeugbaren Tragkräfte und das Drehmoment solcher Motoren sind für maximale Strangdurchflutungen bis 300AWdg in Tab. 2 zusammengefasst.

Tab. 2: Lagerlose Getriebemotoren mit günstiger Topologie mit ihren Tragkraftkraft- und Drehmomentwerten

Strangzahl N_s	Mikrozähne N_{mz}	Polpaarzahl p_r	Gesamtkraft	Gesamtmoment
5	3	14	25.2N	0.9N
5	4	19	22.5N	0.9N
5	5	24	19.5N	0.8N
6	3	17	26.0N	1.0N
6	4	23	22.4N	0.9N
6	5	29	18.2N	0.8N

Lagerlose PM-Getriebemotoren mit $N_s=4$ Strängen weisen bei bestimmten Rotorwinkeln entweder Nullstellen im Gesamtdrehmoment oder in der Gesamttragkraftkraft auf. Diese Systeme sind daher (bei Nullstellen in den Tragkräften) nicht als lagerlose Motoren

einsetzbar oder weisen hohe Drehmomentwelligkeiten auf. Für $N_s=5$ und 6 sind dagegen stets mehrere Topologien möglich. Die Ausgangsleistungen der 5-strängigen Maschinen erscheinen vergleichsweise schlechter, was sich aus der Simulation mit konstanter Durchflutung ergibt, da diese zu einer reduzierten Stromdichte in der 5-strängigen Maschine im Vergleich zu der 6-strängigen Variante führt. Das 6-strängige System erscheint trotzdem besonders attraktiv, weil zwei handelsübliche 3-Phasen-Halbbrücken-Wechselrichter zur Ansteuerung der Stränge verwendet werden können. Dies ist möglich, weil eine Doppelstern-Verschaltung der sechs Stränge, wie in [14] beschrieben, erlaubt ist.

So wurde aus Tab. 2 der lagerlose PM-Getriebemotor mit $N_s=6$ und $N_{mz}=3$ in Kombination mit $p_r=17$ für die Optimierung und den Aufbau als Prototyp ausgewählt, da er insgesamt die günstigste Betriebscharakteristik aufweist.

4 Prototyp

Bezüglich der Optimierung wird auf [6] verwiesen. Es sei aber angemerkt, dass neben der Optimierung der aktiven Kraft- und Momentbildung insbesondere auch die Erhöhung der passiven Kippsteifigkeit Ziel der Optimierung war. Die schließlich ermittelten Parameter sind in Tab. 3 zusammengestellt.

Tab. 3: Daten des optimierten Getriebemotors

Name	Beschreibung	Wert	Einheit
d_s	Statoraußendurchmesser	100	mm
d_r	Rotoraußendurchmesser	124	mm
δ	Luftspalt	2	mm
h_s	Radiale Rotorhöhe	10	mm
h_r	Axiale Rotorhöhe	15	mm
m_{zn}	Mikrozahn/-nut Verhältnis	45	%
k_ϕ	Kippsteifigkeit	8.6	Nm/rad
k_z	Axiale Steifigkeit	6.6	N/mm
k_r	Radiale Steifigkeit	-70	N/mm
$M_{str,max}$	Max. Moment @300AWdg	0.33	Nm
$F_{str,max}$	Max. Kraft @300AWdg	8.3	N

Ein Foto des gefertigten Prototyps ist in Abb. 4 zu sehen. Der Rotor besteht aus einem ferromagnetischen Rückschluss in den die PM-Blöcke geklebt sind. Er ist zudem in einem sehr gut elektrisch leitfähigen Aluminiumgehäuse eingebettet, das den innenliegenden Wirbelstrom-Positionssensoren als Target dient. Der

Rotorwinkel wird über Hall-Sensoren ermittelt. Das Statorisen ist über einen mittigen Dorn fest mit der Grundplatte verbunden. Die sechs konzentrischen Spulen sind über eine Leiterplatte auf der Rückseite der Grundplatte in einer doppelten Sternschaltung miteinander verbunden.

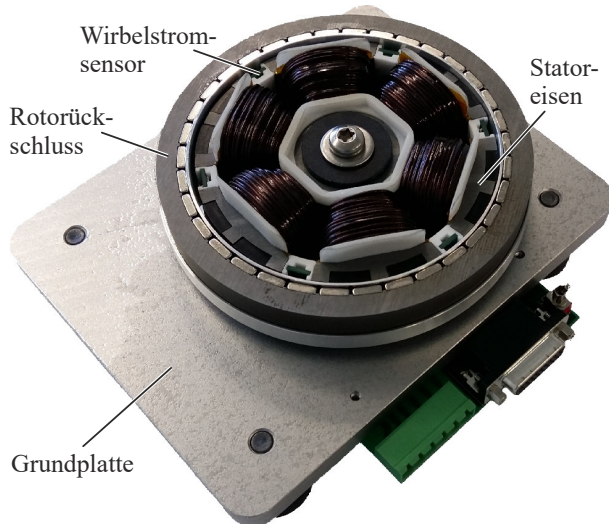


Abb. 4: Gefertigter Prototyp des lagerlosen Getriebemotors in Außenläuferbauform

Die verwendete Leistungselektronik verfügt über sechs Halbbrücken mit einer Zwischenkreisspannung von 48V und maximalem effektiven Strom von 10A pro Phase. Das implementierte Regelschema ist in Abb. 5 ersichtlich, wird in [15] genauer beschrieben und basiert auf der in [16] vorgestellten Theorie auf Grundlage der über (14) berechneten K_m -Matrix.

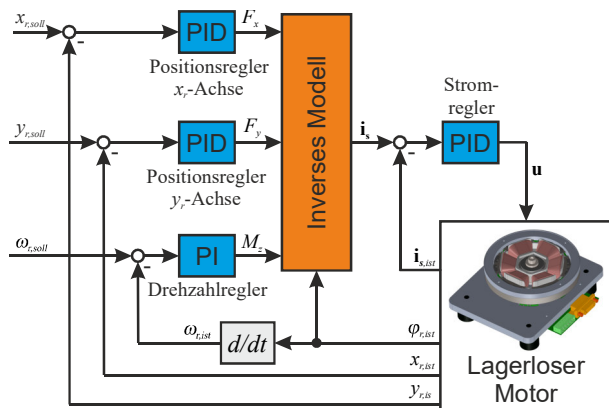


Abb. 5: Blockdiagramm des verwendeten nichtlinearen Regelschemas

Die äußeren PID-Positions- sowie ein äußerer PI-Drehzahlregler geben die erforderlichen Lagerkräfte und das Antriebsmoment vor. Aus dem inversen Systemmodell werden die

entsprechenden Phasenströme zum Erzeugen dieser Kräfte und des Drehmoments ermittelt und über untergeordnete Stromregler dem Motor eingeprägt.

5 Messungen

Um die Charakteristik des aufgebauten Getriebemotors mit den FE-Simulationsergebnissen zu vergleichen, wird der Motor auf einem speziellen Prüfstand aufgespannt, der mit einem xyz-Kreuztisch, einer Kraftmessdose und einem Drehmomentsensor ausgestattet ist. Der Rotor ist dabei mechanisch über den xyz-Tisch gelagert und kann im Bezug zum Stator definiert bewegt werden. Die Kraftmessdose ist in der Lage, die auf den Stator wirkenden Kräfte in allen drei translatorischen Freiheitsgraden zu messen. Mit diesem Aufbau wurden verschiedene statische Messungen durchgeführt, die in der Folge vorgestellt werden.

5.1 Passive Steifigkeiten

Wie in der Einleitung beschrieben entstehen beim lagerlosen Scheibenläufer stabilisierende passive Rückstellkräfte, wenn der Rotor axial ausgelenkt wird. Die FE-Simulationen liefern eine Axialsteifigkeit von 6.6N/mm. Abbildung 6 zeigt die dazugehörige Messung, welche der simulierten Vorhersage sehr gut entspricht.

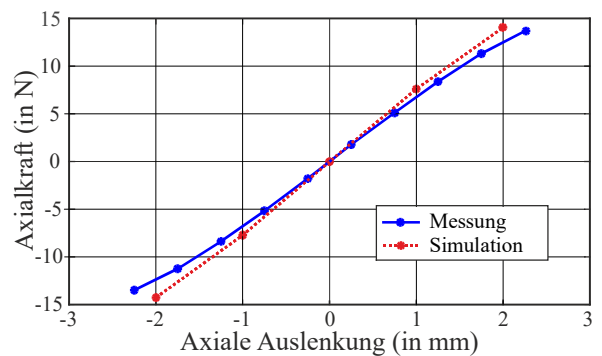


Abb. 6: Vermessung der axialen Steifigkeit

Im Gegensatz zur Axialrichtung ist der Rotor in radialer Richtung aufgrund der PM instabil. Daher müssen die Ströme in den Statorwicklungen diese Freiheitsgrade über die Positionsregelung stabilisieren. In Abb. 7 wird die gemessene passive Radialsteifigkeit dargestellt und mit der FE-Simulationvorhersage von -70N/mm verglichen. Auch für diesen Fall stimmen die beiden Kurven sehr gut überein und unterscheiden sich nur um maximal 10%.

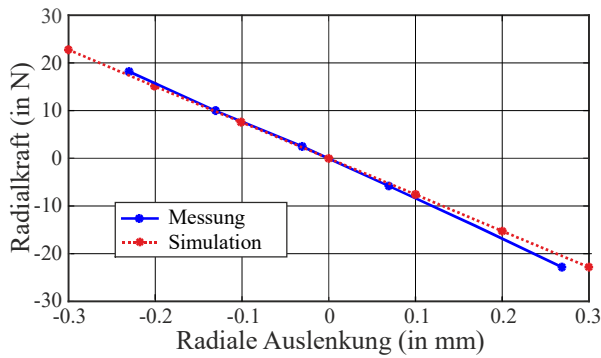


Abb. 7: Vermessung der radialen Steifigkeit

5.2 Aktive Kraft- und Momentbildung

Im vorherigen Abschnitt wurden nur die passiven Reluktanzkräfte des PM-Feldes betrachtet. Dagegen widmet sich dieser Abschnitt nun der aktiven Kraft- und Drehmomentbildung. So wird hier ein Strang mit konstanter Durchflutung angeregt. Das dadurch resultierende Antriebsmoment sowie die sich ergebenden radialen Tragkräfte werden über eine elektrische Periode des Rotorwinkels aufgenommen. Abbildung 8 zeigt das entsprechende einsträngige Drehmoment und Abb. 9 das einsträngige Kraftorbit.

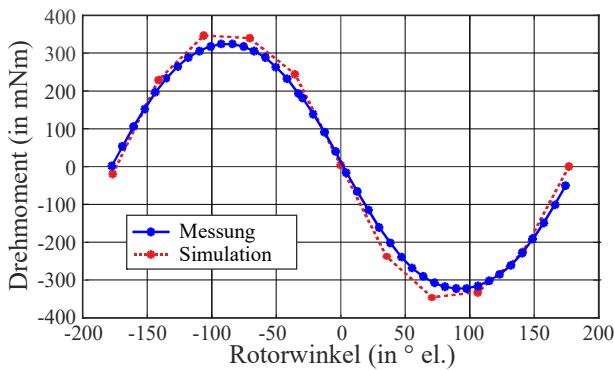


Abb. 8: Gemessener Drehmomentverlauf eines Stranges

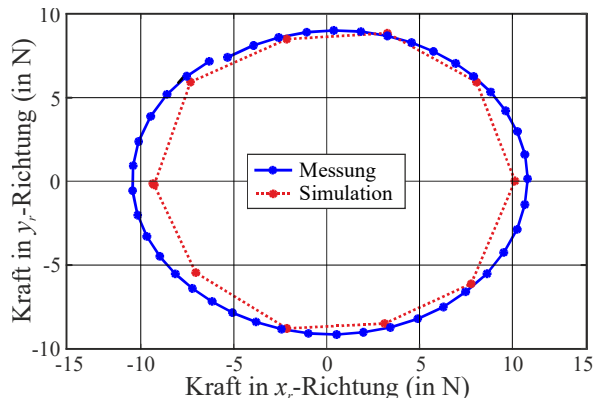


Abb. 9: Gemessener Kraftorbit eines Stranges

5.3 Führungsübertragungsverhalten

Die nächste Messung findet bei magnetisch gelagertem Rotor statt und soll die Funktionalität des in Abb. 5 dargestellten Positionsregelkreise zeigen. Dazu wird eine sprungförmige Änderung im Sollwert der x_r -Position vorgegeben und die Reaktion der Rotorposition aufgezeichnet (siehe Abb. 10). Der genaue Übergang des Rotors von der alten zur neuen x_r -Position (beschrieben durch Anstiegszeit und Überschwingen) hängt stark von den gewählten Parametern der PID-Positionsregelung ab. Es zeigt sich jedenfalls, dass die y_r -Position von der Bewegung kaum beeinflusst wird. Dies zeugt von einer sehr guten Entkopplung zwischen den kartesischen Tragkraftachsen durch das Regelschema.

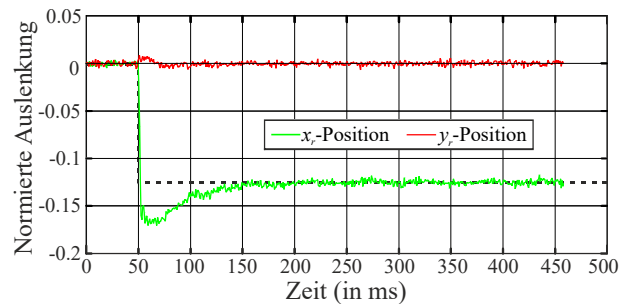


Abb. 10: Verhalten des Rotors bei einem Sprung in der Positionsvorgabe

5.4 Hochlauf

Abschließend wird noch die volle Funktionsfähigkeit getestet, indem der Motor magnetisch gelagert bis zu einer Solldrehzahl von 500U/min beschleunigt wird. Die Hochlaufsequenz ist in Abb. 11 dargestellt.

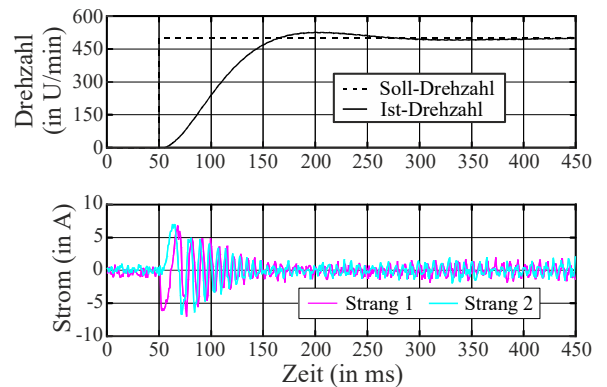


Abb. 11: Beschleunigung des Motors auf 500U/min

Das Beschleunigen benötigt Antriebsmoment, welches durch die erhöhte Strangstromamplitude in diesem Zeitraum angezeigt wird.

Bei stationärer Drehzahl sind nur das geringe Leerlaufmoment und die stabilisierenden Lagerkräfte zu erzeugen, sodass die Strangströme nur geringe Amplituden aufweisen.

6 Fazit

Diese Arbeit hat ein neuartiges lagerloses Scheibenmotordesign, den lagerlosen Getriebemotor, thematisiert. Es wurde ein analytisches Modell zur Ermittlung des Luftspaltfeldes erstellt, um die Qualität der Lagerkraft- und Drehmomentbildung vorherzusagen. 3D FE-Simulationen korrelieren sehr gut mit den Analyseergebnissen. Weiterhin wurde auf dieser Grundlage ein lagerloser sechssträngiger PM-Getriebemotor in Außenläuferbauform optimiert, aufgebaut und in Betrieb genommen. Es wurden eine Vielzahl von statischen und dynamischen Messungen am Prüfstand und im magnetisch gelagerten Betrieb vorgenommen, mit denen die volle Funktionalität des lagerlosen Motors gezeigt werden konnte.

Danksagung

Teile dieser Arbeit wurden im Förderprogramm ‚Symbiotic Mechatronic‘ am LCM im Rahmen des K2-Programms der Oberösterreichischen Landes- und der Österreichischen Bundesregierung durchgeführt. Die Autoren danken allen Partnern für ihre Unterstützung.

Literatur

- [1] C. H. Lee, "Vernier motor and its design," IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems, Bd. 82, Nr. 66, S. 343-349, Juni 1963.
- [2] A. Ishizaki, T. Tanaka, K. Takahashi und S. Nishikata, "Theory and optimum design of PM vernier motor," Proc. of 7th Int. Conf. on Electrical Machines and Drives (ICEMD), S. 208-212, 1995.
- [3] K. Atallah und D. Howe, "A novel high-performance magnetic gear," IEEE Trans. on Magnetics, Bd. 37, Nr. 4, S. 2844-2846, Juli 2001.
- [4] J. Li, K. T. Chau, J. Z. Jiang, C. Liu, und W. Li, "A new efficient permanent-magnet Vernier machine for wind power generation," IEEE Trans. on Magnetics, Bd. 46, Nr. 6 S. 1475-1478, Juni 2010.
- [5] R. Schöb und N. Barletta, "Design of a bearingless blood pump," Proc. 3rd Int. Symp. Magnetic Suspension Technology (ISMST), S. 265-274, 1995.
- [6] W. Gruber, R. Remplbauer und E. Göbl, "Design of a novel bearingless permanent magnet Vernier slice motor with external rotor," Proc. IEEE Int. Electric Machines and Drives Conf. (IEMDC), S. 1-6, 2017.
- [7] T. Stallinger, E. Göbl, R. Remplbauer und W. Gruber, "Performance evaluation of a novel bearingless PM Vernier motor," Proc Int. Conf. on Power Electronics and Drive Systems (PEDS), S. 408-413, 2017.
- [8] B. Kim und T. A. Lipo, "Operation and design principles of a PM Vernier motor," IEEE Trans. on Industry Applications, Bd. 50, Nr. 6, S. 3656-3663, Nov.-Dez. 2014.
- [9] S. L. Ho, S. Niu und W. N. Fu, "Design and Comparison of Vernier Permanent Magnet Machines," IEEE Trans. on Magnetics, Bd. 47, Nr. 10, S. 3280-3283, Okt. 2011.
- [10] J. Bichsel, "The bearingless electrical machine," Proc. Int. Symp. on Magnetic Suspension Technology, NASA Conference Publication 3152, Teil 2, S. 561-573, 1991.
- [11] S. Silber und W. Amrhein, "Bearingless single-phase motor with concentrated full pitch windings in exterior rotor design," Proc. 6th Int. Symp. on Magnetic Bearings (ISMB), S. 476-485, 1998.
- [12] W. Amrhein und S. Silber, "Bearingless single-phase motor with concentrated full pitch windings in interior rotor design," Proc. 6th Int. Symp. on Magnetic Bearings (ISMB), S. 486-496, 1998.
- [13] W. Gruber, W. Bauer, K. Radman, W. Amrhein und R. T. Schöb, "Considerations regarding bearingless flux-switching slice motors," Proc. 1st Brazilian Workshop on Magnetic Bearings, 2013.
- [14] W. Gruber, M. Rothböck und R. T. Schöb, "Design of a novel homopolar bearingless slice motor with reluctance rotor," IEEE Trans: on Industry Applications, Bd. 51, Nr. 2, S. 1456-1464, März-April 2015.
- [15] T. Reichert, "The bearingless mixer in exterior rotor construction," Dissertation ETH Zürich Nr. 20329, 2012.
- [16] H. Grabner, S. Silber und W. Amrhein, "Feedback control of a novel bearingless torque motor using an extended FOC method for PMSMs," IEEE Int. Conf. on Industrial Technology (ICIT), S. 325-330, 2013.