

Ansätze zur Parameteridentifikation der PMSM

Benjamin Ternes, IEEE Member
Hochschule Bochum
Fachbereich Elektrotechnik und Informatik
Bochum, Germany
E-mail: benjamin.ternes@hs-bochum.de
GitHub: <https://github.com/benjternes/>

Jan Feldkamp
Hochschule Bochum
Fachbereich Elektrotechnik und Informatik
Bochum, Germany
E-mail: jan.feldkamp@hs-bochum.de

Zusammenfassung—Synchronmaschinen mit Permanentmagnetenerregung werden in vielen Anwendungen eingesetzt. Oftmals sind dies Anwendungen, die eine hochdynamische Regelung erfordern. Aus Kosten- und Wartungsgründen wird oft auf einen Drehgeber verzichtet, die Lage wird dann „geberlos“ aus den Kenngrößen geschätzt. Die hochdynamischen „geberlosen“ Regelungen benötigen die Induktivitäten der Maschine nicht nur als konstante Größen, sondern abhängig von den momentanen Strömen [3]. Die Flussverkettung der Permanentmagnete ändert sich aufgrund von Alterungserscheinungen und Temperaturveränderungen im Laufe des Betriebs. Der ohmsche Ständerwiderstand, der sich durch Erwärmung des Ständers im Laufe des Betriebs verdoppeln kann, wird zur Drehmomentsberechnung benötigt. Induktivitäten können auf verschiedene Arten gemessen werden. Im Rahmen der Maschinenauslegung durchgeführten Finite-Elemente-Methode und Berechnung der Induktivitäten auf dieser Basis. Auf der Basis berechnete Induktivitäten entstanden im Zusammenhang mit einem vereinfachten Modell, das dennoch realistische Werte liefern soll. Bei realen Maschinen können in der Fertigungstoleranzen auftreten und zum anderen werden die Wickelköpfe der Maschinen in der FEM-Berechnung nicht berücksichtigt. Aus diesen Gründen ist es sinnvoll, die Induktivitäten an der realen Maschine zu messen. Dazu werden im Folgenden zwei Ansätze zur Berechnung dargestellt: Injektion von Testsignalen im Stillstand der Maschine, die sog. differentiellen Induktivitäten zu bestimmen und bei konstanter Drehzahl die absoluten Induktivitäten zu identifizieren. Sind diese Induktivitäten gemessen, so können sie gespeichert und für die hochdynamische Regelung verwendet werden. Den ohmschen Ständerwiderstand der Synchronmaschine muss man während des Betriebes identifizieren.

Keywords—PMSM, Identifikation, Induktivitäten

INHALTSVERZEICHNIS

I	Mathematisches Modell der PMSM	1
I-A	Linearisierte Gleichungen	2
II	Ansätze zur Identifikation	2
II-A	Berücksichtigung der Eisenverluste . . .	3
II-B	Identifikation des Ständerwiderstands und der Ständertemperatur	3

I. MATHEMATISCHES MODELL DER PMSM

Grundlegende Beschreibungen elektrischer Maschinen liefern Standardwerke, wie z. B. [6, 5, 1, 10]. In der vorliegenden Arbeit sind die in der Regel verwendeten linearisierten

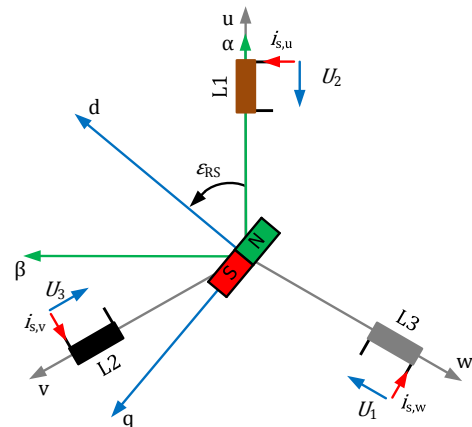


Abbildung 1. Graphische Veranschaulichung der verschiedenen Koordinatensysteme, ständerfest (α, β) und rotorfest (d, q).

Spannungsgleichungen mit konstanten elektrischen Parametern allerdings nicht mehr ausreichend. In dieser Arbeit werden Ansätze zur Erweiterung der linearisierten Gleichungen dargestellt. Einige Ansätze unterteilen die absoluten Induktivitäten L_d und L_q in zwei Selbst- und Gegeninduktivitäten. Bei [13] sind dabei sowohl die Selbst- als auch die Gegeninduktivität jeweils von den Strömen i_d und i_q abhängig. In dieser Arbeit wird eine absolute Induktivität in d - und q -Richtung verwendet. Dies hat den Vorteil, dass bei Vereinfachungen wieder ein lineares Gleichungssystem entsteht. Dabei werden allerdings die Eisenverluste nicht berücksichtigt. Diese sind aber notwendig, um Induktivitäten zu messen und insbesondere den ohmschen Ständerwiderstand zu identifizieren [3]. Alle folgenden Anpassungen des Maschinenmodells beziehen sich weiterhin nur auf das Grundwellenverhalten der Maschine. Eine Zusätzliche Betrachtung der Oberwelleneffekte wird innerhalb dieser Arbeit nicht weiter betrachtet.

Reduziert man die Synchronmaschine auf ihre grundlegenden elektrischen Eigenschaften so ergibt sich nach Abb. I: Drei Induktivitäten im Ständerblechpaket zusammen mit dem Permanentmagneten im Läufer.

Nach Ternes und Feldkamp [14] und Transformation in das ständerfeste (α, β)-Koordinatensystem ergibt sich die Spannungsgleichung im rotorfesten System zu

$$u_d = R_1 i_d + \frac{d}{dt} \Psi_d - \omega_{el} \Psi_q \quad (1)$$

$$u_q = R_1 i_q + \frac{d}{dt} \Psi_q + \omega_{el} \Psi_d \quad (2)$$

Allgemein lässt sich das daraus resultierende innere Drehmoment als

$$M_i = \frac{3}{2} \underline{\Psi}^{d,q} \times \underline{i}^{d,q} \quad (3)$$

beschreiben. Dabei wird vorausgesetzt, dass die Ständerwicklung symmetrisch und dreiphasig ist, der Strombelag nach Ternes und Feldkamp [14] sinusförmig über dem Umfang verteilt und kein Nullsystem vorliegt. Das innere Drehmoment M_i für eine Maschine mit p Polpaaren kann nach der Berechnung des Vektorproduktes als

$$M_i = \frac{3p}{2} (\Psi_d i_q - \Psi_q i_d) \quad (4)$$

definiert werden. Um das System vollständig zu beschreiben fehlt noch die Bewegungsgleichung nach Müller [5].

$$M_i - M_L = J \frac{d}{dt} \omega_{mech} \quad (5)$$

Bei diesem Modell sind alle Parameter konstant, die Ableitungen der Flussverkettungen, die in Gl. (1) und Gl. (2) verwendet werden unkompliziert zu bestimmen. Aufgrund von Sättigungseffekten des Eisens sind insbesondere bei hochausgenutzten Maschinen die Induktivitäten der Synchronmaschine nicht mehr konstant, sondern vom Motorstrom abhängig [3].

A. Linearisierte Gleichungen

Bei dem linearisierten Modell sind definitionsgemäß [6] keine Sättigungserscheinungen vorhanden. Alle elektrischen Parameter der Permanentmagnetenerregten Synchronmaschine und damit auch die Induktivitäten sind damit konstant. Aus dieser Annahme folgt nach Ternes und Feldkamp [14], dass sich in läuferfesten d, q -Komponenten

$$\Psi_d = \Psi_p m + L_d i_d \quad (6)$$

$$\Psi_q = L_q i_q \quad (7)$$

ergeben. Die in d -Achse ausgerichteten Permanentmagnete rufen eine als konstant angenommene Flussverkettung $\Psi_p m$ hervor. Daraus ergeben sich in Gl. (1), Gl. (2) und Gl. (3) eingesetzt – die Grundgleichungen des linearen Maschinenmodells

$$u_d = R_1 i_d + L_d \frac{di_d}{dt} - \omega_{el} L_q i_q \quad (8)$$

$$u_q = R_1 i_q + L_q \frac{di_q}{dt} + \omega_{el} L_d i_d + \omega_{el} \Psi_p m \quad (9)$$

$$M_i = \frac{3p}{2} (\Psi_p m i_q + (L_d - L_q) i_d i_q) \quad (10)$$

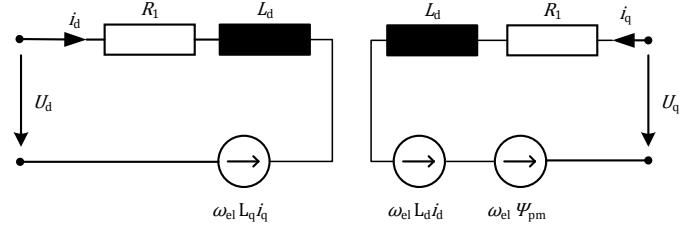


Abbildung 2. Graphische Darstellung der Gleichungen (9) und (8).

Die Spannungsgleichungen lassen sich gemäß Abb. I-A graphisch darstellen.

Erkennbar ist, dass in der Abb. I-A die Spannungsquellen $\omega_{el} L_q i_q$ und $\omega_{el} L_d i_d$ miteinander verkoppelt sind. Löst man oben stehende Gl. (8,9) mit der Bewegungsgleichung Gl. (5), so erhält man in Zustandsform

$$\frac{di_d}{dt} = -\frac{R_1}{L_d} i_d + \omega_{el} \frac{L_q}{L_d} i_q + \frac{1}{L_d} u_d \quad (11)$$

$$\frac{di_q}{dt} = -\omega_{el} \frac{L_d}{L_q} i_d - \frac{R_1}{L_q} i_q + \frac{1}{L_q} u_q - \frac{\omega_{el}}{L_q} \Psi_{pm} \quad (12)$$

$$\frac{d\omega_{el}}{dt} = \frac{3p^2}{2J} (L_d - L_q) i_q i_d + \frac{3p^2}{2J} \Psi_{pm} i_q - \frac{p}{J} M_L \quad (13)$$

II. ANSÄTZE ZUR IDENTIFIKATION

Um die Parameter einer PMSM identifizieren zu können, ist es notwendig die korrekte Lage des Rotors festzustellen [15, 8, 7]. Mit Hilfe eines Resolvers, Inkrementalgeber oder einen Absolutwertgeber wird die Rotorlage ermittelt. Die Implementierung solcher Messeinrichtungen ist mit Kosten und Wartungsaufwand verbunden und nicht immer nachrüstbar. An dieser Stelle soll deshalb auf eine geberlose Regelung eingegangen werden. Wie die Bezeichnung schon nahelegt, wird bei der geberlosen Regelung auf den Drehgeber verzichtet. Bei einer geberlosen Regelung werden i. d. R. aus den drei Phasenströmen der Läuferlagewinkel berechnet, wobei von den drei Phasenströmen nur zwei gemessen werden und der dritte wird aus ihnen berechnet [11]. Es gibt unzählige Veröffentlichungen in diesem Forschungsbereich, dabei werden auch unterschiedliche Verfahren zur Realisierung dargestellt. Im folgenden soll aber auf eine Unterscheidung und den Vergleich unterschiedlicher Implementierungsvarianten nicht eingegangen werden.

EMK-Verfahren für hohe Drehzahlen: Im Gegensatz zu dem beschriebenen Testsignalverfahren, welches aktiv in das Antriebssystem eingreift, ergeben sich bei hohen Drehzahlen genügend passive Verfahren zur Bestimmung der Rotorlage.

„[...] Eine Drehzahl ist immer dann für das EMK-Verfahren ausreichend, wenn die angelegten Spannungen so groß sind, dass der Rauschanteil auf den gemessenen oder berechneten Spannungen vernachlässigbar klein ist. [...] [3, S. 48]“

Basis für solche EMK-Modelle sind die in Abschn. I-A beschriebenen Gleichungen. Dabei wird von einem linearen Verhalten im Betriebsbereich ausgegangen [7].

A. Berücksichtigung der Eisenverluste

Bisher wurden in den beschriebene Gleichungen nur die ohmschen Verluste betrachtet. Seit Anfang des 20. Jahrhunderts ist jedoch bekannt, dass neben den ohmschen Verlusten im Kupfer des Ständers weitere Verluste in den elektrischen Maschinen auftreten [9, 12, 4, 13]. Diese Verluste werden als „Eisenverluste“ zusammengefasst und beinhalten Wirbelstromverluste durch Läufer- und Ständerblechpaket. Außerdem treten auch Hystereseverluste auf, die durch die Ummagnetisierung des Eisenblechs bedingt sind. Hier wird auf weiterführende Literatur empfohlen, s. h. Reinert, Brockmeyer und De Doncker [9], Stumberger u. a. [12], Kilthau und Pacas [4] und Sturmberger u. a. [13]. Eine gesonderte Untersuchung dieser beiden Effekte ist allerdings nicht sinnvoll, da Wirbelstrom- und Hystereseverluste den gleichen physikalischen Effekt beschreiben [9]. Eine getrennte Messung ist in der Praxis schwer zu realisieren. Zu den Eisenverlusten kommen noch einige parasitäre Effekte, wie Ständerverluste, durch eine nichtsinusförmige Speisung der Motoren, insb. durch Pulsrichter [3]. Auf dem Forschungsgebiet besteht noch große Uneinigkeit, so schreibt Kellner [3] in seiner Dissertation

„[...] Es ist zu erkennen, dass auf dem Forschungsgebiet der analytischen Beschreibung der Eisenverluste große Uneinigkeit über deren Art und Weise besteht. [...] Daher ist bislang noch kein allgemeingültiger Lösungsansatz zur analytischen Beschreibung der Eisenverluste gelungen. [3, S. 65]“

Für die Identifikation der Eisenverluste bietet es sich an, die Maschine mit einem Teststrom zu speisen. Dafür muss zwingend eine Vorschrift für die Beschreibung der Eisenverluste eingeführt werden, s. h. [3, S. 75].

B. Identifikation des Ständerwiderstandes und der Ständertemperatur

Der Ständerwiderstand R_1 ist eine wichtige Kenngröße für den Betrieb elektrischer Maschinen. Bei dem modellbasierten EMK-Verfahren für kleine Drehzahlen, z. B. [2], ist es notwendig eine möglichst genauen Ständerwiderstand zu bekommen. Im folgenden werde einige Beispiele zur Identifikation des Ständerwiderstandes anhand aktueller Literatur dargestellt.

Die Auswertung der u_d - oder u_q -Spannungsgleichung: Zur Auswertung der u_d -Gleichung ist ein d -Strom ungleich null Voraussetzung, was die praktische Anwendung stark einschränkt [3]. Die Auswertung der u_q -Gleichung liefert immer dann gute Ergebnisse, wenn gleichzeitig hohe i_d -Ströme und kleine Drehzahlen vorhanden sind. Für die Antriebe die aus dem Stand anfahren, ist dies kein Nachteil. Es gibt auf dem Gebiet „Verfahren zur Identifikation der Parameter von permanentregten Synchronmaschinen“ viele Veröffentlichungen. Viele Autoren verwenden den MRAC-Algorithmus (model-reference adaptive control) zur Identifikation des Ständerwiderstandes [11]. Der prinzipielle Aufbau ist in Abb. 1 gezeigt.

Wenn bekannt ist, welchen Verlauf die Ausgangsgröße der Strecke bei einer bestimmten Eingangsgröße haben soll, dann kann diese mathematische Beziehung in einem Referenzmodell hinterlegt werden. Der Algorithmus ist in [11] genauer beschrieben. Bei der Parameteridentifikation kann das

mathematische Referenzmodell die Gleichungen der PMSM beschreiben, der Regler passt über den Ständerwiderstand die unbekannte Strecke an, bis sie den idealen Maschinen-gleichungen entsprechen. Sind die Parameter der Maschine nicht genau bekannt, dann ist es nicht möglich ein genaues Referenzmodell zu erstellen. Eine andere Möglichkeit zur Identifikation des Ständerwiderstandes ist die Einprägung von Testsignalen in d - und q -Richtung. Die Auswertung der eingepprägten Signale liefert dann die Spannungs- bzw. Stromantwort. In: Wilson, S. D.; Jewell, G. W.; Stewart, P. G.: *Resistance estimation for temperature determination in PMSMs through signal injection*. In: *International Conference on Electric Machines and Drives*, (IEMDC) – (2005), pp. 735–740, wird eine Methode beschrieben, mit der durch Injektion eines Stromraumzeigers der Widerstand und damit auch die Temperatur der Ständerwicklung bestimmt wird. Das Verfahren zur Bestimmung dieser Maschinen Parameter wurde bisher nur simuliert und nicht verifiziert. Der entscheidende Nachteil dieses Prinzips ist, dass auch die Ständeridentifikation nur funktioniert, wenn das hochfrequente Testsignal vorhanden ist, also nur bei geringen Drehzahlen. Weitere patentierte Identifikationsverfahren auf dem Gebiet sind in: Schutzrecht US 2008/0018288A1 – *Method of adjusting parameters of a synchronous motor and variable speed drive using such a method* und Schutzrecht EP 1755211B1 – *Widerstandsschätzung eines elektrischen Wechselstrommotors* beschrieben. Weitere Ansätze zur Identifikation des Ständerwiderstandes sind in Kellner [3] beschrieben, diese Verfahren benötigen keine Testsignale und werten die bekannten Spannungsgleichungen in d - oder in q -Richtung in rotorfesten Koordinaten aus. Diese Möglichkeit gilt nicht für alle Betriebsbereiche. Aus diesem Grund wird ein weiteres Verfahren eingeführt, welches robust und ressourcenschonend ist. Durch die Injektion eines niederfrequenten i_d -Strom-Testsignales kann die u_d -Spannungsgleichung ausgewertet werden. Der gesamte Identifikationsprozess läuft innerhalb des rotorfesten d, q -Koordinatensystems ab. Prinzipiell können sowohl die u_d -Spannungsgleichung, als auch die u_q -Spannungsgleichung verwendet werden.

„Die u_q -Gleichung scheidet jedoch aus: Der benötigte alternierende i_q -Teststrom würde ein unerwünschtes Pendelmoment erzeugen.“[3, S. 148]

Der Einfluss in d -Richtung auf das abgegebene Drehmoment ist wesentlich geringer. Damit kann die Gleichung für den identifizierten Ständerwiderstand nach Kellner [3] geschrieben werden

$$R_{1,ident} = \frac{1}{i_d'' - i_d'} \cdot \left(u_d'' - u_d' + \omega_{el}'' L_q^{i_d'', i_q''} i_q'' - \omega_{el}' L_q^{i_d', i_q'} i_q' \right) \quad (14)$$

DANKSAGUNG

An dieser Stelle möchten wir allen beteiligten für dieses tolle Projekt danken. Dabei wollen wir die besonders gute Betreuung während der Projekte loben. Vielen Dank an Herrn Prof. Dr.-Ing. Arno Bergman, M. Sc. M. Hellwig, Prof. Dr.-Ing. Schugt.

LITERATUR

- [1] Rolf Fischer. *Elektrische Maschinen*. 14. Aufl. München: Hanser, 2009.
- [2] Fabio Genduso u. a. „Back-EMF Sensorless Control Algorithm for High Dynamics Performances PMSM“. In: *Industrial Electronics, IEEE Transactions* 57 (2010), S. 2092–2100.
- [3] Sven Kellner. „Parameteridentifikation bei permanenterregten Synchronmaschinen“. Dissertation. TU Erlangen-Nürnberg, 2012.
- [4] A. Kiltthau und J. M. Pacas. „Parameter-measurement and control of the synchronous reluctance machine including cross saturation“. In: *Industry Applications Conference, 2001. Thirty-Sixth IAS Annual Meeting. Conference Record of the 2001 IEEE*. Bd. 4. IEEE, 2001, S. 2302–2309. (Besucht am 31.10.2014).
- [5] Germar Müller. *Elektrische Maschinen*. Weinheim: Wiley-VCH, 2005.
- [6] Germar Müller, Karl Vogt und Bernd Ponick. *Berechnung elektrischer Maschinen*. Weinheim: Wiley-VCH-Verl., 2008.
- [7] Antti Piippo, Marko Hinkkanen und Jorma Luomi. „Adaptation of motor parameters in sensorless PMSM drives“. In: *Industry Applications, IEEE Transactions on* 45.1 (2009), S. 203–212. (Besucht am 31.10.2014).
- [8] K.M. Rahman und S. Hiti. „Identification of Machine Parameters of a Synchronous Motor“. In: *IEEE Transactions on Industry Applications* 41.2 (März 2005), S. 557–565. (Besucht am 31.10.2014).
- [9] Jürgen Reinert, Ansgar Brockmeyer und Rik WAA De Doncker. „Calculation of losses in ferro-and ferrimagnetic materials based on the modified Steinmetz equation“. In: *Industry Applications, IEEE Transactions on* 37.4 (2001), S. 1055–1061. (Besucht am 31.10.2014).
- [10] Dierk Schröder. *Elektrische Antriebe: Grundlagen*. Berlin [u.a.]: Springer, 2000.
- [11] J.-J. E. Slotine. *Applied nonlinear control*. Unter Mitarb. von Weiping Li. Englewood Cliffs, N.J: Prentice Hall, 1991. 459 S.
- [12] B. Stumberger u. a. „Evaluation of saturation and cross-magnetization effects in interior permanent-magnet synchronous motor“. In: *IEEE Transactions on Industry Applications* 39.5 (Sep. 2003), S. 1264–1271. (Besucht am 31.10.2014).
- [13] B. Stumberger u. a. „Evaluation of saturation and cross-magnetization effects in interior permanent-magnet synchronous motor“. In: *Industrial Applications, IEEE Transactions* 39 (2003), S. 1264–1271.
- [14] Benjamin Ternes und Jan Feldkamp. „Modellbasierte Implementierung einer Feldorientierten Regelung“. Projektarbeit. HS Bochum, 2014.
- [15] Samuel J Underwood und Iqbal Husain. „Online Parameter Estimation and Adaptive Control of Permanent-Magnet Synchronous Machines“. In: *IEEE Transactions on Industrial Electronics* 57.7 (Juli 2010), S. 2435–2443. (Besucht am 31.10.2014).