

Untersuchung der Auswirkungen der Statorsegmentierung auf die Eigenschaften eines elektrischen Kraftfahrzeugtraktionsantriebs

**Markus Balluff, Jan Karthaus, Michael
Schröder, Martin Gerlach & Kay
Hameyer**

**e & i Elektrotechnik und
Informationstechnik**

ISSN 0932-383X
Volume 135
Number 2

Elektrotech. Inftech. (2018) 135:213-222
DOI 10.1007/s00502-018-0602-y

e & i
elektrotechnik und informationstechnik heft 2.2018

OVE Verbandszeitschrift

THEMENSCHWERPUNKT
Elektrische Maschinen und Antriebe

PRAXIS + WISSEN
Hochspannungsisolation Klasse H
Der Isolationstester – ein Prüfgerät zur Entwicklung und Validierung moderner Isolationssysteme
Aktuelles aus dem Fachbereich Robotik der GMAR
Accelerated efficiency and loss mapping of electric drives
Erdungsimpedanz: So leicht kann Messen sein

INTERVIEW
mit Dipl.-Ing. Karin Eichinger, TGM

www.tsa.at | TSA – Traktionssysteme Austria

Traktionsmotor
Bombardier Transportation, „Flexity Wien“ Straßenbahn

TSA
TRAKTIONSSYSTEME AUSTRIA

© DOLLMANN Design + Architektur ZT GmbH

Um Sie in Wien und weltweit sicher ans Ziel zu bringen: **Wir entwickeln das Herz der Elektromobilität weiter.**

Gesamtherausgeber Prof. Dr. Axel Döllmann, 1140 Wien, 2220 1140 M, Springer-Verlag GmbH, Postfach 248, 1140 Wien

SpringerWienNewYork

Your article is protected by copyright and all rights are held exclusively by Springer-Verlag GmbH Austria, ein Teil von Springer Nature. This e-offprint is for personal use only and shall not be self-archived in electronic repositories. If you wish to self-archive your article, please use the accepted manuscript version for posting on your own website. You may further deposit the accepted manuscript version in any repository, provided it is only made publicly available 12 months after official publication or later and provided acknowledgement is given to the original source of publication and a link is inserted to the published article on Springer's website. The link must be accompanied by the following text: "The final publication is available at link.springer.com".

Untersuchung der Auswirkungen der Statorsegmentierung auf die Eigenschaften eines elektrischen Kraftfahrzeugtraktionsantriebs

M. Balluff, J. Karthaus, M. Schröder, M. Gerlach, K. Hameyer

Statoren für elektrische Maschinen können aus fertigungstechnischen Gründen aus einzelnen Segmenten zusammengebaut werden, um so zum Beispiel bereits fertigungsbewickelte Einzelzähne zu einem Stator zusammenzubauen. Die Verbindung zwischen den einzelnen Segmenten muss zum einen mechanisch stabil sein und darf zum anderen das elektromagnetische Verhalten nur wenig beeinflussen. Die Einflüsse der Segmentierung des Stators und des Pressverbundes mit dem Statorgehäuse werden in diesem Beitrag hinsichtlich des elektromagnetischen Verhaltens untersucht. Dabei wird auch der Einfluss von Fertigungstoleranzen berücksichtigt. Dazu wird zunächst der Einfluss der mechanischen Spannung auf das Magnetisierungsverhalten ferromagnetischer Feststoffe anhand der Magnetostraktion und des Villari-Effektes vorgestellt. Des Weiteren werden Messungen des Villari-Effektes eines Elektrobands vorgestellt, welche zur Modellierung dieses Effektes in der elektromagnetischen Simulation verwendet werden. Anschließend wird der Pressverbund der Statorsegmente im Statorträger mittels einer 2D-Finite-Elemente-Simulation berechnet. Das mechanische Spannungsverhalten und die Verformung der Statorsegmente werden für unterschiedliche Toleranzlagen untersucht und analysiert. Unter Verwendung der Ergebnisse der mechanischen Simulation wird dann die Geometrie für die elektromagnetische Simulation aufgebaut und die Maschine unter Berücksichtigung des spannungsabhängigen Materialverhaltens simuliert. Mit der elektromagnetischen Simulation werden der Einfluss der mechanischen Spannungen und der Verformung der Segmente auf die Flussdichte im Statorjoch und am Luftspalt der Maschine sowie das Drehmoment und die Eisenverluste untersucht. Die Ergebnisse werden exemplarisch für den Eckpunkt der Maschine mit maximalem Drehmoment ausgewertet. Es werden die unterschiedlichen Toleranzlagen der Maschine bei der Auswertung berücksichtigt.

Schlüsselwörter: elektrische Maschine; segmentierter Stator; mechanische Simulation; elektromagnetische Simulation; Fertigungsabweichung; Villari-Effekt

Study on the effects of stator segmentation on the characteristics of an electrical vehicle traction drive.

To utilize manufacturing advantages, e.g. using pre-wound single teeth, stator cores for electrical machines can be segmented. The connection between the single teeth has to be mechanically sturdy, while the influence on the electromagnetic performance must be minimal. The influences of the segmentation of the stator and of the fit assembly with the stator housing are examined in this article with regard to the electromagnetic behavior. The influence of manufacturing tolerances is considered as well. First, the influence of mechanical stress on the magnetization behavior of ferromagnetic solids based on the magnetostriction and the Villari effect is presented. Furthermore, measurements of the Villari effect are presented, which are used to model this effect in the electromagnetic simulation. Subsequently, the fit assembly of the stator segments in the stator carrier is calculated by means of a 2D finite element simulation. The mechanical stress behavior and the deformation of the stator segments are determined and analyzed for different tolerance levels. Using the results of the mechanical simulation, the geometry for the electromagnetic simulation is derived. The machine is simulated in an electromagnetic way, taking into account the stress dependent material behavior. The influence of mechanical stress and the deformation of the segments is studied. The flux density in the stator yoke and the air gap of the machine, as well as the torque and the iron losses are evaluated. The results are analyzed exemplarily for the corner point of the machine with maximum torque. The different tolerance positions of the machine are taken into account.

Keywords: electrical machine; segmented stator; mechanical simulation; electromagnetic simulation; manufacturing deviations; Villari effect

Eingegangen am 20. Dezember 2017, angenommen am 7. Februar 2018, online publiziert am 13. März 2018
© Springer-Verlag GmbH Austria, ein Teil von Springer Nature 2018



1. Einleitung

Die zunehmende Elektrifizierung des Antriebsstrangs bei Kraftfahrzeugen wird in den nächsten Jahren zu einem erheblichen Wachstum im Bereich der Produktion elektrischer Antriebe führen [1]. Zur Kostensenkung im Bereich der Fertigung großer Stückzahlen ist daher eine möglichst automatisierte Produktion des elektrischen An-

Balluff, Markus, Institut für Elektrische Maschinen (IEM), RWTH Aachen University, Schinkelstraße 4, 52062 Aachen, Deutschland (E-Mail: markus.balluff@iem.rwth-aachen.de); **Karthaus, Jan**, Institut für Elektrische Maschinen (IEM), RWTH Aachen University, Schinkelstraße 4, 52062 Aachen, Deutschland; **Schröder, Michael**, Institut für Elektrische Maschinen (IEM), RWTH Aachen University, Schinkelstraße 4, 52062 Aachen, Deutschland; **Gerlach, Martin**, Institut für Elektrische Maschinen (IEM), RWTH Aachen University, Schinkelstraße 4, 52062 Aachen, Deutschland; **Hameyer, Kay**, Institut für Elektrische Maschinen (IEM), RWTH Aachen University, Schinkelstraße 4, 52062 Aachen, Deutschland

triebs notwendig [2]. Eine Herausforderung in der automatisierten Fertigung elektrischer Maschinen stellt die Wicklung der elektrischen Maschine dar. Für elektrische Maschinen mit konzentrierten Wicklungen gibt es beispielsweise die Möglichkeit, den Stator segmentiert aufzubauen und so die Zähne vor dem Einbau zu bewickeln sowie zu isolieren [3]. Konzentrierte Wicklungen bieten gleichzeitig die Vorteile einer geringen Wickelkopflänge und eines hohen Kupferfüllfaktors [2, 4, 5]. Beim Ausstanzen der Segmente aus dem Elektroband fällt bei diesem Aufbau zudem weniger Verschnitt an [3, 6, 7].

Die bewickelten und isolierten Segmente können unter Verwendung eines Pressverbands, welcher sowohl die Segmente gegeneinander fixiert als auch das Drehmoment abstützt, in einem Statorträger eingebaut werden. Die Statorsegmente werden bei diesem Vorgang zusammengestaucht und es stellt sich eine mechanische Spannung in den Segmenten ein, die der Verformung entgegenwirkt. Das magnetische Verhalten weichmagnetischer Materialien zeigt eine Abhängigkeit von der mechanischen Belastung [8–10]. Mit dem Villari-Effekt kann dieses Verhalten beschrieben werden. Es kann davon ausgegangen werden, dass das Magnetisierungsverhalten elektrischer Maschinen aufgrund der mechanischen Spannungsbelastung des Pressverbundes beeinflusst wird. Durch die Segmentierung werden konstruktionsbedingt zusätzliche Luftspalte in den magnetischen Kreis eingebracht. Bedingt durch den Pressverbund treten zudem Verschiebungen auf, die dazu führen können, dass sich die Luftspaltweite der Maschine verändert.

Durch die Fertigungsprozesse von elektrischen Maschinen treten unweigerlich Abweichungen und Unsicherheiten in der Konstruktion auf. Wie bei allen Fertigungsprozessen ist nur eine endliche Fertigungsgenauigkeit erreichbar, so dass jedes gefertigte Bauteil eine Abweichung von seinen idealen Eigenschaften aufweist. In mehrstufigen Fertigungsverfahren akkumulieren sich diese Abweichungen der einzelnen Bauteile, so dass der Einfluss von Fertigungsabweichungen bei segmentierten elektrischen Maschinen gesondert betrachtet werden muss.

Die Einflüsse der Segmentierung des Stators und des Pressverbundes mit dem Statorträger werden in diesem Beitrag hinsichtlich des elektromagnetischen Verhaltens anhand einer Beispielmachine untersucht. Dabei wird auch der Einfluss von Fertigungstoleranzen berücksichtigt. Als Beispielmachine wird eine permanentmagneterregte Synchronmaschine mit konzentrierten Wicklungen ausgewählt. Zunächst wird der mechanische Pressverbund der Statorsegmente im Statorträger berechnet. Das mechanische Spannungsverhalten und die Verformung der Statorsegmente werden für unterschiedliche Toleranzlagen untersucht und analysiert. Unter Verwendung dieser Ergebnisse wird dann die Geometrie für elektromagnetische Berechnungen abgeleitet und die Maschine unter Berücksichtigung des spannungsabhängigen Materialverhaltens berechnet. Mittels elektromagnetischer Simulationen werden der Einfluss der mechanischen Spannungen und der Verformung der Segmente auf die magnetische Flussdichte im Statorjoch und am Luftspalt der Maschine, sowie auf das Drehmoment und die Eisenverluste untersucht. Der betrachtete Arbeitspunkt entspricht dem Eckpunkt der Maschine mit maximalem Drehmoment. Die unterschiedlichen Toleranzlagen der Maschine werden bei der Auswertung berücksichtigt.

2. Magnetisches Materialverhalten bei mechanischer Beanspruchung

In diesem Abschnitt wird zunächst der magnetomechanische Effekt erläutert. Anschließend folgen die Beschreibung der Messung des magnetomechanischen Effekts sowie die daraus resultierenden Messergebnisse.

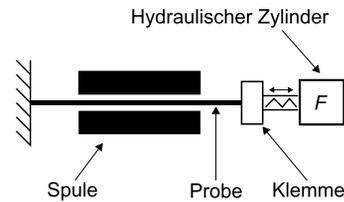


Abb. 1. Tafelmessgerät mit hydraulischem Zylinder

2.1 Magnetomechanischer Effekt

Wird ein Material einem magnetischen Feld ausgesetzt, tritt eine Verformung in Richtung der Magnetisierung auf. Dieser Effekt wurde von Joule 1842 entdeckt und wird Magnetostriktion genannt [11]. Die Existenz der Magnetostriktion bedeutet im Umkehrschluss, dass Materialspannungen das Magnetisierungsverhalten beeinflussen. Wirkt die mechanische Spannung nur in eine Raumrichtung, führt dieser Effekt zudem zu einem anisotropen Materialverhalten, genannt Villari-Effekt [11]. Für positiv magnetostriktive Materialien führt eine Zugspannung der Probe in Richtung des magnetischen Feldes zu einem besseren Magnetisierungsverhalten. Die relative Permeabilität μ_r steigt an, da die Bildung einer einheitlichen Domäne durch die Zugspannung begünstigt wird. Die Magnetisierungskurve ist unter mechanischer Zugspannung steiler. Für Druckspannungen weist das Material ein schlechteres Magnetisierungsverhalten auf. Die magnetische Permeabilität ist geringer und die Magnetisierungskurve flacht ab. Werden die Hysteresekurven anstelle der Magnetisierungskurve betrachtet, so ist eine Stauchung der Hysteresekurve für mechanische Zugspannungen und eine Dehnung der Hysteresekurven für mechanische Druckspannungen zu beobachten. Für ein Material mit negativem magnetostriktiven Verhalten kehrt sich dieser Effekt um und die Magnetisierung nimmt bei mechanischen Druckspannungen zu.

2.2 Messung des magnetomechanischen Effekts

Zur Messung des belastungsabhängigen Materialverhaltens wird ein genormtes Tafelmessgerät mit angeschlossenem Hydraulikzylinder verwendet, wie in Abb. 1 dargestellt [12]. Durch den Zylinder kann in die Probe eine homogene mechanische Spannung von ± 100 MPa eingebracht werden. Der Kraftvektor wird kollinear zum magnetischen Feldvektor aufgeprägt, so dass ein skalarer Zusammenhang zwischen den magnetischen Größen und der mechanischen Spannung ermittelt werden kann. Mechanische Druckbelastungen führen bei dem eingesetzten Material ab einem Schwellwert zu einem Durchbiegen der Probe, so dass eine homogene mechanische Kraftverteilung nicht mehr gewährleistet werden kann. Deshalb liegt die maximal einstellbare mechanische Druckspannung in dieser Versuchsreihe bei -20 MPa. Als Material für diese Messreihen wird das Elektroband M400-50A verwendet. Die Messungen werden längs zur Walzrichtung durchgeführt. Weiterführende Arbeiten in [13] erläutern den Einfluss der Walzrichtung auf die magnetischen Eigenschaften.

2.3 Messergebnisse

In Abb. 2 sind die charakteristischen belastungsabhängigen magnetischen Materialeigenschaften, wie Verläufe für die relative Permeabilität sowie die spezifischen Eisenverluste dargestellt. Zu beobachten ist eine signifikante Abhängigkeit der magnetischen Eigenschaften von der mechanischen Spannung. Insbesondere mechanische Druckspannungen führen zu einer Abnahme der relativen Permeabilität sowie einer Steigerung der spezifischen Eisenverluste. Im Zugbereich kann es zunächst zu einer Abnahme der spezifischen Verluste kommen, bevor auch in diesem Bereich die Verluste zunehmen.

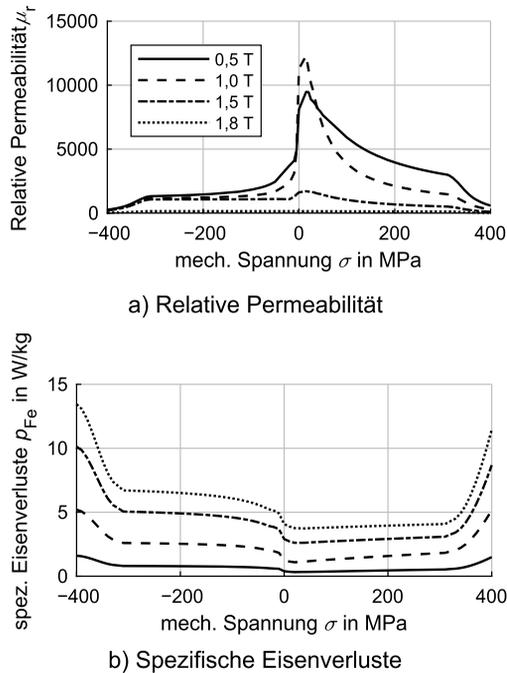


Abb. 2. Extrapolation der gemessenen Werte für (a) die relative Permeabilität μ_r und (b) die Verlustdichte des Materials (bei 50 Hz) in Abhängigkeit der mechanischen Spannung σ für unterschiedliche magnetische Flussdichten B

Die Zunahme zeigt sich weniger stark ausgeprägt als im Druckspannungsbereich.

Wie in Abschn. 2.2 erläutert, begrenzt das Durchbiegen der Probe die messbaren Druckspannungen auf -20 MPa. In der elektrischen Maschine werden durch den Aufbau mechanische Spannungen außerhalb des Messbereichs erwartet. Für diese Bereiche werden die magnetischen Eigenschaften daher erweitert. Als Grundlage dienen Vermessungen aus [14] für höhere mechanische Druck- und Zugspannungen sowie [8] für mechanische Spannungen im plastischen Bereich.

Für Zugbelastungen über 100 MPa sinkt die relative Permeabilität μ_r weiter, jedoch langsamer, ab. Mit diesem Verhalten kann das Material bis zur Streckgrenze $R_{p0,2}$ beschrieben werden. Im Bereich der plastischen Verformung nimmt die Permeabilität nahezu quadratisch ab. Nach Erreichen von $R_{p0,2}$ sinkt die relative Permeabilität innerhalb weniger 10 MPa um den Faktor zwei bis drei ab [8]. Für die Verluste ist ein ähnliches, umgekehrtes Verhalten wie für die relative Permeabilität zu erkennen. Die Verluste steigen im elastischen Bereich stetig an und nehmen im Bereich der plastischen Verformung um den Faktor zwei bis drei zu.

Eine Möglichkeit hohe Druckbelastungen in einer Probe einzustellen, ist das Vermessen einer Probe als Lamellenpaket [14]. Mit zunehmender Druckspannung tritt ein Sättigungseffekt in der relativen Permeabilität auf. Die relative Permeabilität nimmt ab -150 MPa nicht weiter signifikant ab. Die Permeabilität ist in diesem Bereich unabhängig von der magnetischen Flussdichte B . Die Verluste weisen, wie die relative Permeabilität, für zunehmende Druckbelastung ebenso einen leichten Sättigungseffekt auf. Sie sind jedoch auch bei hoher Druckbelastung noch abhängig von der magnetischen Flussdichte B . Die Erkenntnisse zum Materialverhalten können mit weiteren Messungen aus [15], [9] und [10] bestätigt werden. Der Einfluss der axialen mechanischen Spannung auf die magnetischen Eigenschaften von nicht-orientiertem Elektromagnetband wird in [16] untersucht.

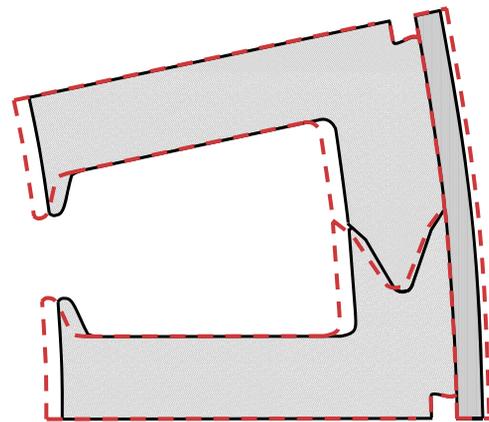


Abb. 3. Simulierte Symmetrieeinheit und erwartete Verschiebung (gestrichelt)

3. Mechanisches Modell

Um die Einflüsse des segmentierten Statoraufbaus zu quantifizieren, wird eine mechanische Simulation des Pressverbundes durchgeführt. Von speziellem Interesse sind die auftretenden mechanischen Spannungen in den Statorsegmenten sowie die resultierende radiale Verschiebung des Zahnkopfs am Luftspaltdurchmesser.

3.1 Modellierung des Pressverbunds

Die mechanische Finite-Elemente-Simulation wird anhand eines zweidimensionalen Schnitts durchgeführt. Mögliche Ansätze für derartige 2D-Simulationen sind der „ebene Spannungszustand“ oder der „ebene Dehnungszustand“ [17]. Das reale Verhalten der Maschine befindet sich zwischen beiden Simulationsvarianten, weswegen beide die gegebenen Geometrien und Eigenschaften in guter Näherung beschreiben können. Verwendet wird der „ebene Spannungszustand“, da bei diesem eine tendenziell höhere Spannungsbelastung abgebildet wird. Für die mechanische Simulation wird die kleinstmögliche Symmetrieeinheit der Maschine betrachtet. Das Simulationsmodell besteht daher aus zwei halben Statorsegmenten und dem Statorträger wie in Abb. 3 dargestellt.

In der Mitte der Statorsegmente wird eine reibungsfreie Lagerung angenommen, die ebenfalls die Symmetrierandbedingung darstellt. Für die Kontakte zwischen Statorsegment und Statorträger sowie zwischen den beiden Statorsegmenten wird ein Reibungskoeffizient von 0,2 angenommen. Dieser entspricht dem Reibungskoeffizient einer trockenen Haftreibung von Stahl auf Stahl [18]. In der Berechnung wird von einem symmetrischen Kontaktverhalten ausgegangen. Für die Berechnung der Kontakte wird der Augmented-Lagrange-Algorithmus verwendet [17, 19]. Bei der Vernetzung des Modells werden mehrere Einflüsse berücksichtigt. Die Verformungen und das sich einstellende Spannungsverhalten sind an der Verbindungsnut aufgrund der komplexen Geometrie nicht trivial zu berechnen. Die größten mechanischen Spannungen werden an der Spitze der Verbindungsnut und an deren Flügeln erwartet. Einen kritischen Bereich stellen die im Ausgangszustand vorhandenen Luftspalte zwischen Feder- und Nutgeometrie dar. Diese sind sehr klein, können aber nicht beliebig fein vernetzt werden. Andernfalls würden an diesen Stellen Singularitäten auftreten, die zu Konvergenzproblemen in der Berechnung führen [19]. Ähnliches gilt für die Spitze der Verbindungsnut. An dieser treten durch hohe Spannungen verhältnismäßig große plastische Verformungen auf, welche wiederum Konvergenzprobleme hervorrufen können [20]. Die „mechanische“ Vernetzung ist deshalb so konstruiert, dass sie die Effekte so

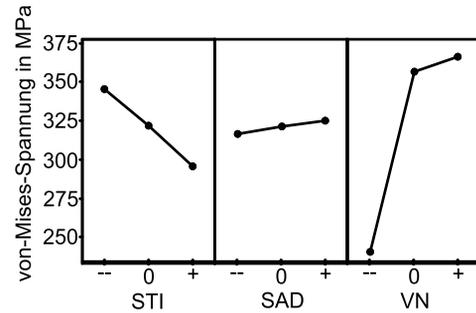
genau wie möglich abbildet, zugleich aber eine möglichst robuste und stabile Berechnung der Kontaktflächen bezüglich der Singularitäten ermöglicht.

Die Berechnung des elastischen Spannungs- und Verformungsverhaltens in der mechanischen Simulation basiert auf der Verwendung der Hook'schen Matrix. Im Fall der vollständigen Isotropie, die hier unterstellt wird, kann die Hook'sche Matrix durch den Elastizitätsmodul E und die Querkontraktionszahl ν charakterisiert werden [21]. Der Hook'sche Ansatz gilt nur bis zur Proportionalitätsgrenze, ab welcher sich mechanische Spannung und mechanische Verformung nicht mehr linear zueinander verhalten. Ab dieser Grenze wird von einer plastischen Verformung gesprochen [21], für die ein weiteres Modell zur Abbildung des Verhältnisses zwischen Spannung und Verformung benötigt wird. Hierfür kommt in mechanischen Festigkeitsberechnungen mit kleinen plastischen Verformungen häufig das Modell nach Ludwik zum Einsatz [22]. Plastische Verformungen werden nur im Bereich der Feder-Nut-Verbindung der Statorsegmente erwartet. Für den Statorträger wird ein ausschließlich elastisches Materialverhalten angenommen. Für die Statorsegmente wird ein Elektroband der Güte M400-50A mit einer Streckgrenze von 340 MPa verwendet. Der Statorträger besteht aus unlegiertem Stahl der Güte DC04. Zur Quantifizierung der Spannungszustände wird die Von-Mises-Vergleichsspannung herangezogen, welche sich aus der Gestaltänderungsenergie von Feststoffen ableitet [23]. Sie ist anwendbar für isotrope zähe Werkstoffe und bildet auch den Bereich des Fließens in guter Näherung ab.

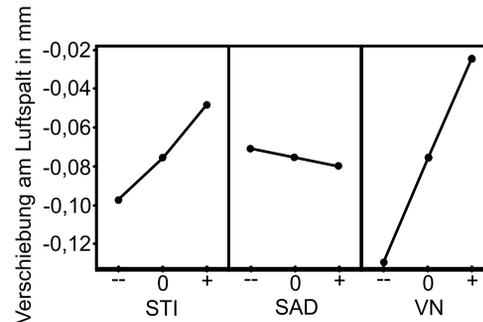
Eine weitergehende Möglichkeit zur Beschreibung eines Spannungszustandes ist der Mohr'sche Spannungskreis bei dem der Spannungszustand als Kreis in einem Koordinatensystem aus der Schubspannung τ und der Normalspannung σ dargestellt wird. Eine ausführliche Herleitung findet sich in [18]. Nach dem Mohr'schen Spannungskreis lässt sich jeder Spannungszustand, beschrieben durch die Normalspannungen σ_x und σ_y und die Tangentialspannung τ_{xy} durch Rotation des Koordinatensystems in einen Zustand überführen, in dem keine Schubspannung mehr auftritt. In diesem Zustand werden die Normalspannungen σ'_x und σ'_y als Hauptspannungen bezeichnet. In Richtung der beiden Hauptspannungen existiert keine Schubspannung [18]. Diese Transformation ist für die Abbildung der mechanischen Spannungen in der elektromagnetischen Simulation notwendig, da nur spannungsabhängige Materialkennwerte für einachsige Spannungszustände vorliegen. Zur Abbildung der Verformungen wird in Anlehnung an die Von-Mises-Vergleichsspannung die Von-Mises-Vergleichsdehnung verwendet.

3.2 Einfluss der Fertigungstoleranzen

Mit Hilfe der aufgebauten mechanischen Simulation des Pressverbands wird ermittelt, welche Fertigungstoleranzen der beteiligten Komponenten Statorträger und Statorsegmente sich signifikant auf das mechanische Spannungsverhalten und die auftretenden Verformungen auswirken. Die Komponenten weisen insgesamt vier für den Pressverbund relevante Einzeltoleranzen auf. Das Maß des Statorträgerinnendurchmessers hat ein bidirektionales Toleranzfeld, besitzt also eine positive und negative Toleranzangabe. Das Statorsegment weist an allen Kontaktflächen eine unidirektionale Profilformtoleranz auf, die nur positive Abweichungen vom Nominalmaß zulässt. Aufgrund der Interaktion der Verbindungsnuttoleranzen von Feder- und Nutkontur werden diese nicht unabhängig voneinander betrachtet, sondern in gleichgerichteter Ausprägung variiert. Sie werden zum Beispiel beide nominal oder maximal betrachtet und nicht in Mischkombinationen. Dies entspricht dem realen, durch Verschleiß am Stanzwerkzeug auftretenden Toleranzverhalten.



a) Haupteffektdiagramm der maximalen Von-Mises-Spannung.



b) Haupteffektdiagramm der maximalen Verformung am Zahnkopf.

Abb. 4. Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse in Form von Haupteffektdiagrammen

Um den Einfluss der Fertigungstoleranzen auf die Zielgrößen vollumfänglich zu betrachten wird eine Sensitivitätsanalyse durchgeführt. Damit sowohl Wechselwirkungen als auch nichtlineare Einflüsse der Parameter auf die Zielgrößen erkannt werden können, wird ein dreistufig vollfaktorieller Versuchsplan aufgebaut. Als Zielgrößen werden die maximale Von-Mises-Spannung im Statorblechpaket und die maximale Verschiebung des Zahnkopfs definiert. Die Nominalausprägung spiegelt die Fertigung und Montage eines ideal maßhaltigen Stators ab. Ausgehend von diesem Fall als Zentralpunkt werden 26 weitere Kombinationen simuliert.

3.3 Ergebnisse und Diskussion

Die berechneten Ergebnisse für die jeweilige Parameterausprägung sind in den Haupteffektdiagrammen in Abb. 4 dargestellt.

Die Verbindungsnuttoleranz (VN) zeigt sowohl auf die maximal auftretende Von-Mises-Spannung als auch auf die Zahnkopfverschiebung den größten Einfluss. Die Statoraußendurchmessertoleranz (SAD), welche deutlich kleiner ist als die des Statorträgerinnendurchmessers (STI), zeigt einen geringeren Einfluss auf die Zielgrößen. Durch die Betrachtung der isolierten Haupteffekte kann eine Schwankung der Von-Mises-Spannung von über 100 MPa beobachtet werden. Die Zahnkopfverschiebung kann um ca. 0,1 mm schwanken, was bei einer nominellen Luftspalthöhe von 1 mm einer Schwankung von 10 % entspricht.

Der Einfluss der Verbindungsnuttoleranz auf die Von-Mises-Spannung zeigt einen nichtlinearen Verlauf. Jener kommt aus der Auslegung der Stator-Verbindung als Federzahn. Bei der nominalen Verbindungsnutgeometrie kommt es zu einem geringen Aufspreizen der Flügel und es existiert ein kleiner Luftspalt zwischen den Spitzen der Feder-Nut-Verbindung. Ab einer gewissen Überpressung ist dieser Luftspalt nicht mehr vorhanden und es kommt zu einer Pla-

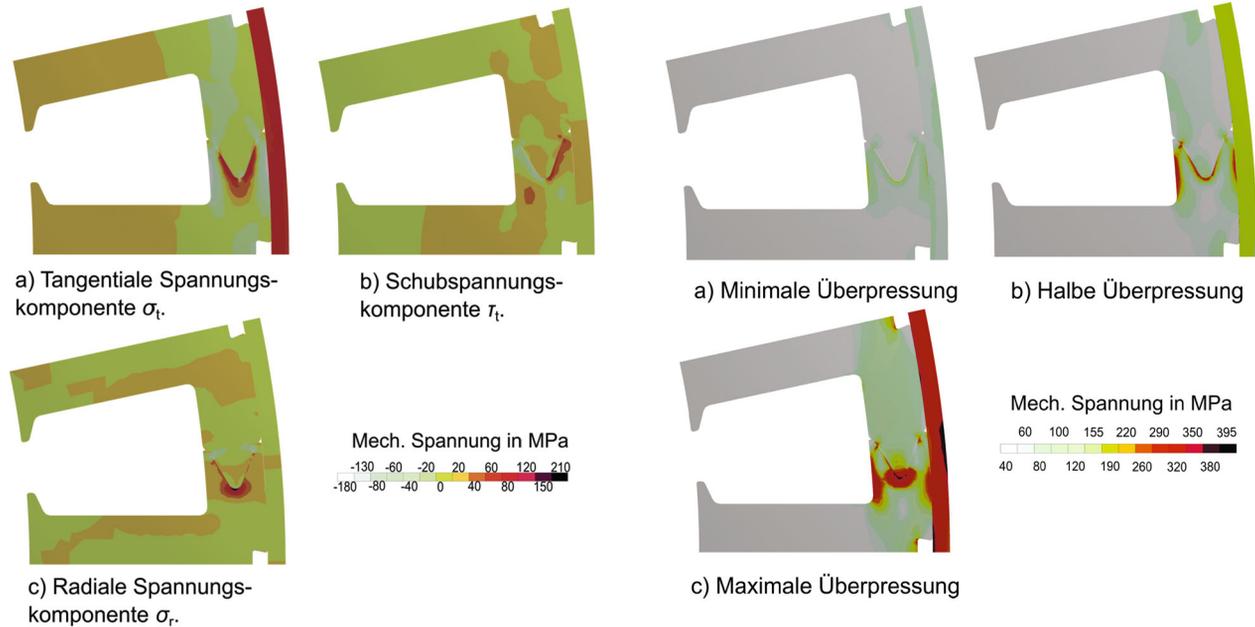


Abb. 5. Tangential-, Schubspannungs- und Radialkomponente für den mechanischen Spannungszustand des nominellen Falls

stifizierung im Bereich der Nutspitze. Die hierbei auftretenden Spannungen sind deutlich höher als im Fall ohne Kontakt im Spitzenbereich. Nach dem Auftreten der ersten Plastifizierung steigt auch bei weiterer Toleranzabweichung die maximale Spannung nur noch gering an. Die Einflüsse der Statorträgerinnentoleranz und des Statoraußendurchmessers können als linear angesehen werden. Ebenso verhält es sich mit dem Einfluss aller drei Toleranzbereiche auf die Verschiebung der Zahnköpfe. Eine signifikante Wechselwirkung tritt nur zwischen den Parametern Statorträgerinnendurchmesser und Verbindungsnut auf die Zielgröße der maximalen mechanischen Spannung auf.

Die Von-Mises-Vergleichsspannung erlaubt keine Unterscheidung der mechanischen Spannung in Zug- und Druckspannung. Das magnetische Verhalten von Elektrobänder unterscheidet sich jedoch je nach Zug- oder Druckspannung deutlich voneinander. Um die Spannungsverhältnisse in der Maschine zu analysieren, wird deshalb ein zylindrisches Koordinatensystem verwendet. Dieses ermöglicht die Aufteilung der auftretenden Spannungen in ihre Tangential-, Radial- und Schubspannungskomponente. Die drei Komponenten sind in Abb. 5 für den mechanischen Spannungszustand des nominellen Falls dargestellt. Bereiche mit positivem Vorzeichen beschreiben hierbei eine Zugspannung, Bereiche mit negativem Vorzeichen beschreiben Druckspannungen.

Die tangentielle Spannungskomponente stellt insgesamt den größten Anteil der Spannungen dar. Im Statorträger tritt durch die Aufdehnung eine reine Zugbelastung auf. Im Joch der Statorsegmente treten, ausgenommen im Bereich der Verbindungsnut, wie erwartet Druckbelastungen auf. Die Radial- und die Schubspannungskomponente sind außerhalb des Bereichs der Verbindungsnut nahezu Null. An den Außenseiten der Flügel führt die Aufdehnung zu einem Druckverhalten und an der Innenseite zu einem Zugverhalten, was deutlich in der tangentialen Spannungskomponenten zu erkennen ist. Am äußeren Teil der Verbindungsnut treten in Feder und Nut Druckbelastungen in radialer Richtung auf. An der Innenseite der Verbindungsnut tritt in dem Flügel eine radiale Zugbelastung auf. Diese radialen Spannungsanteile sind auf die Aufdehnung der

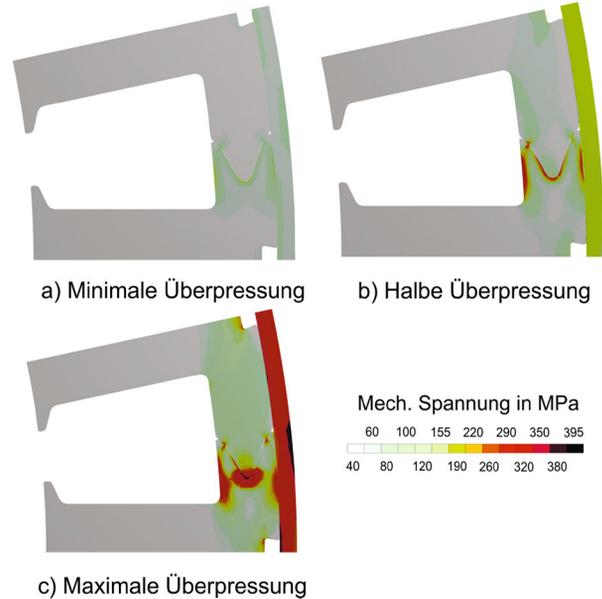


Abb. 6. Von-Mises-Spannung für die minimale, halbe und maximale Überpressung

Flügel zurückzuführen. Da die Verbindungsnut nicht rein tangential ausgerichtet ist treten auch Schubspannungen auf. Im Fall eines nicht segmentierten Stators würde sich nur eine tangentielle Druckspannung aufbauen, welche entgegengesetzt der im Statorträger sichtbaren Zugspannung wirkt. Durch den segmentierten Aufbau und die ausgeprägte Feder-Nut-Gestaltung ergibt sich allerdings ein komplexeres Spannungsverhalten.

Aufbauend auf die Sensitivitätsanalyse werden relevante Parameterkombinationen untersucht, die auch real auftretende Grenzfälle abdecken. Die Parameter werden für die Kombinationen derart gewählt, dass sich die minimale, mittlere und maximale Überpressung einstellen. Die Von-Mises-Spannungen der simulierten Parameterkombinationen sind in Abb. 6 dargestellt. Im Gegensatz zur Sensitivitätsanalyse wird nicht nur der maximale Spannungswert betrachtet, sondern auch die Spannungsverteilung in den Bauteilen.

Wie erwartet zeigen sich deutliche Unterschiede zwischen den drei Fällen. Je nach Fall treten radiale Verschiebungen des Zahnkopfs zwischen $-0,148$ mm und $0,03$ mm auf, wobei die negative Verschiebung eine Verringerung des Luftspalts darstellt. Dies bedeutet eine mögliche Luftspaltschwankung von über 15 %, die sich signifikant auf Drehmoment und Leistung der Maschine auswirken kann [24–26]. Die Parameterkombination für die minimale Überpressung zeigt Spannungen direkt im Feder-Nut-Bereich, welche bis zu 200 MPa betragen. Diese konzentrieren sich auf die Verbindungsstelle und beeinflussen nur einen geringen Bereich des Statorjochs. Die halbe Überpressung zeigt eine Ausdehnung der betroffenen Statorbereiche und eine Spannungsbelastung im gesamten Jochbereich von durchschnittlich etwa 70 MPa. Die maximale Überpressung zeigt die höchste Spannungsbelastung mit bis zu 390 MPa im Bereich der Nutspitze, wobei Plastifizierung auftritt. In diesem Fall ist der gesamte Jochbereich mit mechanischen Spannungen im Bereich von 90 MPa bis 180 MPa belastet. Die Ergebnisse der mechanischen Simulation zeigen einen signifikanten Einfluss der Parameter und ihrer Toleranzbereiche auf die resultierenden mechanischen Spannungen und Verformungen. Aus diesem Grund ist eine Überführung der Spannungs- und Verformungsverhältnisse in die elektromagnetische Simulation notwendig, um den Einfluss des Villari-Effekts

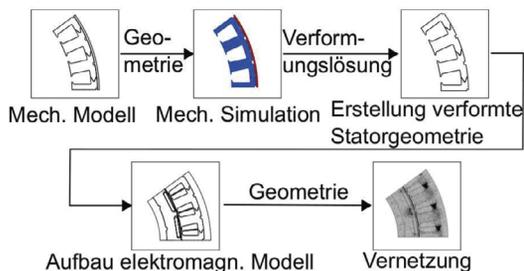


Abb. 7. Vorgehensweise beim Aufbau des elektromagnetischen Modells unter Berücksichtigung der Verformungslösung für die Statorgeometrie

und der Luftspalthöhenveränderung auf verschiedene Zielgrößen der Elektromagnetik quantifizieren zu können.

4. Elektromagnetisches Modell

Für die elektromagnetische Simulation der betrachteten Maschine wird das Teilmodell eines Polpaares aufgebaut. Mittels statischer mechanischer Simulation wird – unter Verwendung der Verformungslösung der mechanischen Simulation – die Geometrie der Maschine mit verformten Stator aufgebaut. Anschließend werden die Randbedingungen, das Netz sowie die Anregungen der elektromagnetischen Simulation beschrieben. Es werden die Drehmomentcharakteristik der Maschine simuliert sowie die Eisenverluste betrachtet.

Äquivalent zur im Abschn. 3 beschriebenen Vorgehensweise wird eine mechanische Simulation eines Polpaares durchgeführt, mit der die Geometrie der Statorsegmente nach Einbau in den Statorträger abgebildet werden kann. Ein Polpaar besteht aus drei Statorsegmenten. Für die drei Statorsegmente wird die Verformungslösung für jeden Knoten des Modells in der mechanischen Simulation berechnet. Mit der verformten Geometrie wird anschließend das Polpaarmodell der Maschine mit Wicklungen, Rotor und Magneten aufgebaut. Der Statorträger wird für die elektromagnetische Simulation nicht berücksichtigt. Das Vorgehen ist in Abb. 7 schematisch dargestellt.

4.1 Mechanischer Spannungszustand für die elektromagnetische Simulation

Für die korrekte Abbildung des Spannungsverhaltens im ebenen Spannungszustand werden, wie in Abschn. 3.3 beschrieben, drei Spannungskomponenten benötigt. Im Joch tritt mit einiger Entfernung zur Verbindungsnut eine rein tangentielle Spannung auf (vgl. Abb. 8(a)). Die radiale Komponente und die Schubspannungskomponente sind in diesem Bereich vernachlässigbar klein. Die magnetische Flussdichte B hat im Joch in guter Näherung einen tangentialen Verlauf. Das Material wird somit in paralleler Richtung zur mechanischen Spannungsbelastung magnetisiert. Der mechanische Spannungszustand und die Magnetisierungsrichtung eines Elements in diesem Bereich des Stators können gut mit der Messvorrichtung aus Abschn. 2.2 abgebildet werden.

Im Bereich der Verbindungsnut liegen sowohl Radial- als auch Schubspannungskomponenten vor. Im Folgenden wird der Spannungs- und Magnetisierungszustand eines einzelnen Elements in Abb. 8 betrachtet. Wie in Abschn. 3.1 erläutert, kann das Element durch Koordinatentransformation in einen Zustand ohne Schubspannungskomponente überführt werden. Die beiden verbleibenden Spannungskomponenten sind Hauptspannungen. Die magnetische Flussdichte in dem betrachteten Element ist nicht mehr parallel zur mechanischen Spannungsbelastung in axialer Richtung. Deshalb muss der Rotationswinkel θ der Transformation für eine korrekte Abbildung des Magnetisierungsverhaltens berücksichtigt werden.

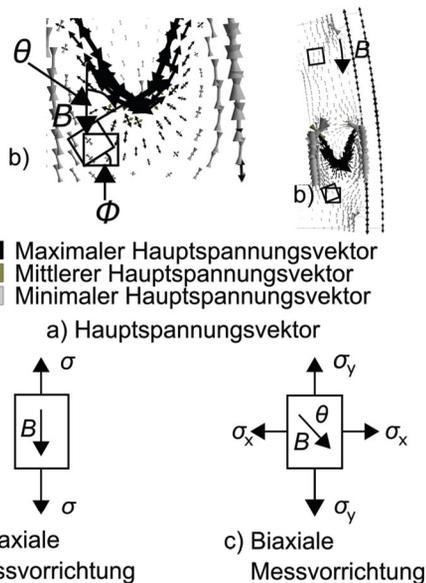


Abb. 8. Darstellung der Spannungszustände aus dem mechanischen Simulationsmodell in der Messung

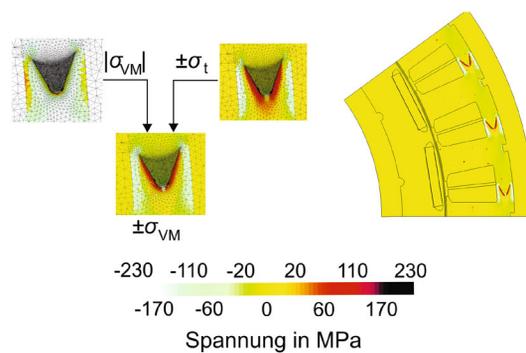


Abb. 9. Methodik zur Abbildung des Spannungszustands in der elektromagnetischen Simulation

4.2 Methodik

Die angewendete Methodik ist in Abb. 9 dargestellt. Als Betrag für die mechanische Spannung wird der Wert der Von-Mises-Spannung verwendet. Für die Unterscheidung in eine Druck- und Zugbelastung wird diesem Wert das Vorzeichen der tangentialen Spannungskomponenten hinzugefügt. Damit wird eine Abbildung der Druck- und Zugbelastungen des Materials möglich, ohne dass im Bereich der Verbindungsnut große Anteile des Spannungszustandes vernachlässigt werden.

4.3 Magnetischer Flussdichteverlauf in der Verbindungsnut

Für diese Studie wird der Eckpunkt ($I_{str,1} = 320 \text{ A}$, $\gamma = 210^\circ$) untersucht. Dieser Arbeitspunkt beschreibt den Zustand maximalen Drehmoments, bei dem sich große Bereiche des Statoreisens in Sättigung befinden. Für die Untersuchung des Einflusses der mechanischen Spannungen auf die Flussdichteverteilung im Stator werden zwei Simulationen der Maschine durchgeführt. In Abb. 10 ist die magnetische Flussdichteverteilung der zwei Simulationsmodelle zu Beginn der elektrischen Periode in der Geometrie abgebildet. Zusätzlich ist die Differenz der Flussdichten der beiden Simulationen in Abb. 10(c) dargestellt.

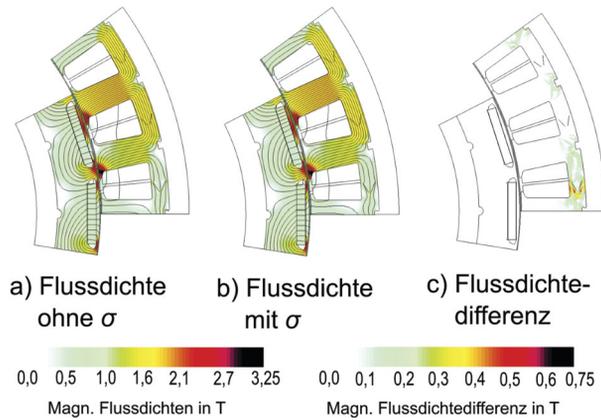


Abb. 10. Vergleich der magnetischen Flussdichtelösungen in der Maschine für die Simulation (a) mit und (b) ohne mechanische Spannungen. Die Differenz der magnetischen Flussdichten ist in (c) dargestellt

Der deutlichste Unterschied im Flussdichteverhalten ist im Bereich der unteren Verbindungsnut des Polpaares zu erkennen. An den Stellen, an denen die Feder und die Spitze miteinander verbunden sind und kein Luftspalt auftritt, steigt die Flussdichte an. Im Bereich der Luftspalte ist die Flussdichte geringer. Die obere und mittlere Verbindungsnut des Polpaares führen eine magnetische Flussdichte von 1,8 T, bei der sich das Material in Sättigung befindet. Der Luftspalt, der im Bereich von 0,01 mm liegt, ist in diesem Fall vernachlässigbar. An dieser Stelle treten in diesem Arbeitspunkt keine Unterschiede der Flussdichte zwischen den beiden Simulationen auf. Die Flussdichte ist für beide Fälle gleichverteilt im Joch.

Beim Vergleich der Simulation unter Berücksichtigung der mechanischen Spannung in Abb. 10(b) mit der Simulation ohne Berücksichtigung der mechanischen Spannungen in Abb. 10(a) treten die größten Veränderungen im Bereich der Fertigungs- und Verbindungsnut auf. Im Bereich der Fertigungsnut führt die mechanische Spannung von 50 MPa dazu, dass in diesem Bereich weniger Fluss geführt wird. Nur im Bereich der unteren Verbindungsnut ist eine Veränderung der magnetischen Flussdichte aufgrund der mechanischen Spannung zu erkennen. Das Material an der mittleren und oberen Verbindungsnut befindet sich bei ca. 1,8 T in Sättigung. Bei Sättigung ist die Permeabilität konstant und unabhängig von der mechanischen Spannung. Dementsprechend treten keine Veränderungen der Flussdichte in diesem Bereich auf. Die unterste Verbindungsnut führt eine magnetische Flussdichte im Bereich von 0,8 T. In diesem Bereich der Magnetisierung hat die mechanische Spannung einen signifikanten Einfluss auf die Flussdichteverteilung in der Nut. Im Bereich der Verbindungsnut treten Flussdichtedifferenzen von bis zu 0,75 T auf, wie in Abb. 10(c) dargestellt. Der Fluss wird aus den Bereichen mit hoher Druck- und Zugbelastung verdrängt.

4.4 Magnetischer Flussdichteverlauf im Luftspalt

Für die Analyse der Flussdichte im Luftspalt werden der Toleranzfall der maximalen negativen Verschiebung am Luftspalt und die Flussdichte der unverformten Ausgangsgeometrie miteinander verglichen. Wie in Abschn. 3.3 beschrieben, kann die Luftspalthöhe durch Toleranzen des Pressverbunds bis zu 15 % schwanken. In Abb. 11 ist der Verlauf der Flussdichte in der Mitte des Luftspaltes für die Ausgangsgeometrie und die verformte Geometrie bei maximaler negativer Verschiebung am Luftspalt abgebildet.

Für die Berechnung wird in beiden Fällen das Statormodell ohne Verbindungsnut verwendet und das mechanische Spannungsverhal-

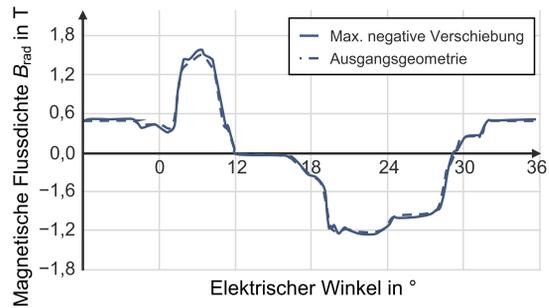


Abb. 11. Analyse der magnetischen Flussdichte im Luftspalt für die Ausgangsgeometrie und die maximale negative Verschiebung des Zahnkopfs

ten des Materials wird nicht berücksichtigt. In der radialen Komponente der magnetischen Flussdichte ist eine Zunahme der magnetischen Flussdichte aufgrund des kleineren Luftspaltes zu erkennen. Besonders im Bereich der Zahnköpfe nimmt die Flussdichte um ca. 0,1 T zu. Es existiert auch ein Einfluss auf die tangentielle Flussdichtekomponente, wobei es lediglich im Bereich der Zahnköpfe zu einer Zunahme kommt. Der Einfluss der Flussdichteveränderungen, aufgrund der Verschiebung und der mechanischen Spannung, werden in den folgenden Abschnitten hinsichtlich des Drehmoments und der Eisenverluste der elektrischen Maschine untersucht.

4.5 Analyse des Drehmomentverlaufs

Die mechanische Spannungsbelastung des Materials und das dadurch veränderte Magnetisierungsverhalten des Materials haben kaum einen Einfluss auf das Drehmoment der Maschine. Die Drehmomente mit und ohne Berücksichtigung der mechanischen Spannung im Fall der nominellen Überpassung, sind für beide Arbeitspunkte nahezu identisch. Da keine signifikante Veränderung der magnetischen Flussdichte für die anderen Toleranzfälle auftritt, kann davon ausgegangen werden, dass die mechanische Spannung auch für die Toleranzfälle der minimalen, nominellen und maximalen Überpassung nur einen geringen Einfluss auf das Drehmoment der Maschine hat. Das veränderte Magnetisierungsverhalten des Materials hat dementsprechend keinen nennenswerten Einfluss auf das Drehmoment und bewirkt im Statorjoch in der Nähe der Verbindungsnoten lediglich eine veränderte Flussführung. Aufgrund der Verschiebung der Statorsegmente am Luftspalt ist somit bei einer Schwankung der Luftspaltbreite, bezogen auf die idealen Abmessungen, um 14,8 %, für das Maximaldrehmoment der Maschine von einer Schwankung um 2,1 % auszugehen. Für geringere Drehmomente nimmt der Einfluss der Luftspaltbreite zu und das Drehmoment schwankt um bis zu 4 %. Die Ergebnisse stimmen mit anderen Untersuchungen in diesem Bereich überein [24].

4.6 Analyse der Eisenverluste

In diesem Abschnitt wird der Einfluss der mechanischen Spannung auf die Eisenverluste im Stator der elektrischen Maschine untersucht. Die spezifischen von der mechanischen Spannung abhängigen Eisenverluste werden mittels

$$p_{Fe}(\sigma, B, f) = p_{stat}(\sigma, B, f) + p_{dyn}(\sigma, B, f) \quad (1)$$

beschrieben [9], wobei p_{stat} die statischen und p_{dyn} die dynamischen Bestandteile der Eisenverluste beschreiben. Sie zeigen Abhängigkeiten von der mechanischen Spannung σ , der magnetischen Flussdichte B und der Frequenz f . Die statischen Verluste p_{stat} werden mit

$$p_{stat}(\sigma, B, f) = p_{hys}(\sigma, B, f) = a_1(\sigma) \cdot B^{\alpha_0(\sigma) + \alpha_1(\sigma) \cdot B} \cdot f \quad (2)$$

Tab. 1. Ermittelte Verlustparameter für $\sigma = 0$ MPa

a_1	0,01565
α_0	1,41514
α_1	0,47951
a_2	$1,35585 \cdot 10^{-4}$
a_3	0,01079
a_4	4,83385
a_5	$3,58316 \cdot 10^{-4}$

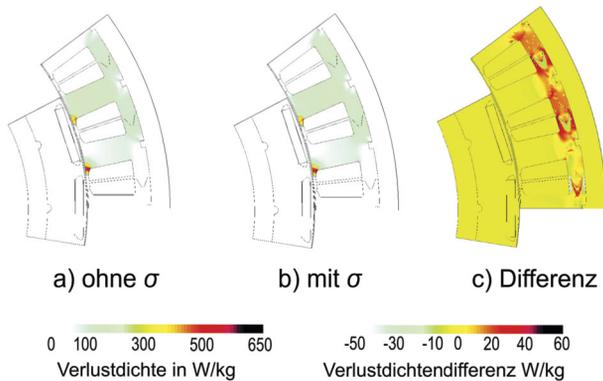


Abb. 12. Eisenverlustdichte für das Modell (a) ohne und (b) mit mechanischen Spannungen. Die resultierende Verlustdichtendifferenz ist in (c) dargestellt

berechnet und die dynamischen Verluste p_{dyn} berechnen sich zu

$$p_{dyn}(\sigma, B, f) = p_{cl}(B, f) + p_{exc}(\sigma, B, f) + p_{nl}(\sigma, B, f), \quad (3)$$

mit

$$p_{cl}(B, f) = a_2 \cdot B^2 \cdot f^2, \quad (4)$$

$$p_{exc}(\sigma, B, f) = a_2 \cdot a_3(\sigma) \cdot B^{2+a_4(\sigma)} \cdot f^2 \quad \text{und} \quad (5)$$

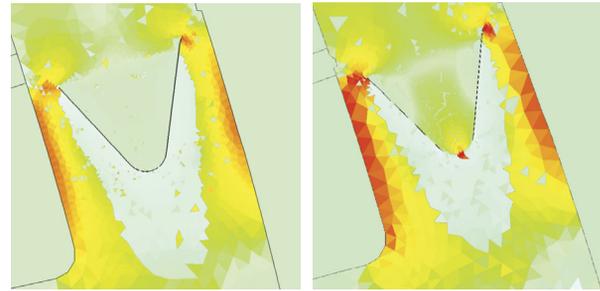
$$p_{nl}(\sigma, B, f) = a_5(\sigma) \cdot B^{1,5} \cdot f^{1,5}. \quad (6)$$

Dabei sind a_1 bis a_5 die von der mechanischen Spannung abhängigen Verlustparameter, mit denen die einzelnen Verlustkomponenten beschrieben werden. Die ermittelten Verlustparameter für $\sigma = 0$ MPa sind in Tab. 1 dargestellt.

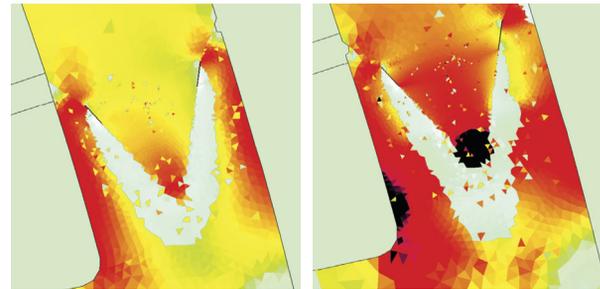
Die spannungsabhängigen Verlustparameter werden nach [27] ermittelt. Wegen der spannungsunabhängigen elektrischen Leitfähigkeit bleibt der Wirbelstromparameter ebenfalls spannungsunabhängig. Die Hysteresekurve wird für hohe Druck- und Zugbelastungen gedehnt und für kleine Zugbelastungen gestaucht. Die Hystereseverluste nehmen dementsprechend zu oder ab. Auch der Bestandteil der Excess-Verluste reagiert auf eine mechanische Spannungsbelastung.

Mit dieser Methode wird die Eisenverlustdichte im Statorjoch der Maschine für den Fall der minimalen, der nominellen, der halben und der maximalen Überpassung untersucht. Anschließend werden die Eisenverluste der vier Toleranzfälle im Arbeitspunkt berechnet und verglichen. Die spezifischen Verluste sind in Abb. 12 in der Maschinenengeometrie für den gewählten Arbeitspunkt und den Toleranzfall der nominellen Überpassung dargestellt.

Abbildung 12(a) zeigt die spezifischen Eisenverluste der Maschine ohne Berücksichtigung der mechanischen Spannung. Abbildung 12(b) die spezifischen Eisenverluste mit Berücksichtigung der



a) Minimale Überpassung. b) Nominelle Überpassung.



c) Halbe Überpassung. d) Maximale Überpassung.

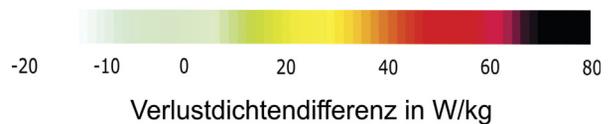


Abb. 13. Detailbetrachtung der Verlustdichtendifferenz in der Maschine für die (a) minimale, (b) nominelle, (c) halbe und (d) maximale Überpassung.

mechanischen Spannung und in Abb. 12(c) ist die Differenz der beiden Verlustdichten aufgetragen. Für die Berechnung mit und ohne Berücksichtigung der mechanischen Spannung werden die entsprechenden Flussdichtelösungen verwendet.

Im Statorjoch ist aufgrund der Druckspannung ein Anstieg der spezifischen Eisenverluste zu erkennen. Im Bereich der Verbindungsnuten treten sowohl Zu- als auch Abnahmen der Verluste auf. Zunächst wird die unterste Verbindungsnut des Polpaars betrachtet. An dieser Verbindungsnut ist eine Abnahme der Verlustdichte an den äußeren Rändern der Feder zu erkennen. In diesem Bereich wird eigentlich aufgrund der Druckspannung eine Zunahme der Verluste erwartet. Die Verbindungsnut führt eine Flussdichte von ca. 0,8 T (vgl. Abb. 10). In diesem Flussdichtebereich tritt aufgrund der spannungsabhängigen Permeabilität eine Verschiebung der Flussdichte in den Bereich der Zugspannungen auf, die dazu führt, dass die Flussdichte und somit auch die Eisenverluste an den äußeren Rändern der Feder, im Vergleich zur Simulation ohne Berücksichtigung der mechanischen Spannung, abnehmen. Umgekehrt ist im Bereich der Zugspannung eine Abnahme der Eisenverluste zu erwarten. Es tritt jedoch aufgrund der Verschiebung der Flussdichte eine Erhöhung der Eisenverluste in diesem Bereich auf.

In der mittleren und oberen Verbindungsnut führt das Statorjoch eine magnetische Flussdichte von ca. 1,8 T (vgl. Abb. 10). In diesem Flussdichtebereich ist die Flussdichte im Statorjoch gleichverteilt. An den äußeren Rändern der Feder zeigt sich durch die Druckspannung

Tab. 2. Ermittelte Eisenverluste

Toleranzlage	Eisenverluste ohne mech. Spannungen	Eisenverluste mit mech. Spannungen	Prozentualer Unterschied
Minimale Überpassung	816,00 W	858,60 W	5,26 %
Nominelle Überpassung	822,39 W	878,54 W	6,83 %
Halbe Überpassung	810,98 W	900,20 W	11,00 %
Maximale Überpassung	803,32 W	918,04 W	14,28 %

gen eine Zunahme der Eisenverlustdichte von 60 W kg^{-1} . Im Bereich der Zugspannung, unter der Feder, nimmt die Verlustdichte um -20 W kg^{-1} ab.

In Abb. 13 sind die Eisenverlustdichten der Toleranzfälle der minimalen, halben, nominellen und maximalen Überpassung an der mittleren Verbindungsnut dargestellt. Der Bereich, in dem die Eisenverluste aufgrund der begünstigenden Zugspannung abnehmen, wird mit ansteigender Spannungsbelastung kleiner. Die Bereiche, in denen die Druckspannungen und die größeren Zugspannungen zu einer Zunahme der Eisenverluste führen, dehnen sich mit steigender Spannungsbelastung aus. Zudem kommt es für die Toleranzfälle der halben und der maximalen Überpassung, zu einer zunehmenden Druckbelastung an der Spitze der Verbindungsnut. Diese führt im Fall der maximalen Überpassung zu einer Zunahme von 80 W kg^{-1} an der Spitze, wie in Abb. 13(d) dargestellt.

Die über eine elektrische Periode gemittelten Eisenverluste der Maschine sind in Tab. 2 für die vier untersuchten Fälle zusammengefasst.

Auch ohne Berücksichtigung der mechanischen Spannungen weisen die vier Fälle unterschiedliche Eisenverluste auf. Für den Fall der nominellen Überpassung sind diese um ca. 20 W größer als die der maximalen Überpassung. Dieser Unterschied ist auf die unterschiedlichen Luftspaltbreiten der vier Toleranzfälle zurückzuführen, die einen Einfluss auf die magnetische Flussdichte B im Stator haben. Dieser Einfluss ist in den Eisenverlusten deutlich stärker zu sehen, als im Drehmoment, da die Flussdichte exponentiell in die Eisenverlustberechnung eingeht. Die Eisenverluste steigen unter Berücksichtigung der mechanischen Spannung deutlich an. Die Eisenverluste mit Berücksichtigung der mechanischen Spannungen nehmen bezogen auf die Eisenverluste ohne Berücksichtigung der mechanischen Spannung prozentual von 5,26 % bei der minimalen Überpassung, bis auf 14,28 % für die maximale Überpassung zu.

5. Schlussfolgerung

Der Aufbau eines segmentierten Stators in einem Pressverbund führt zu einer Verformung und zu einer mechanischen Spannungsbelastung des Elektrobands. Die mechanische Simulation zeigt eine mechanische Spannungsbelastung, die aufgrund von Toleranzeinflüssen um mehr als 100 MPa schwankt. Die auftretende Verschiebung am Zahnkopf führt in diesem Fall zu einer möglichen Luftspaltschwankung von über 15 % bezogen auf die ideale Geometrie. Übertragen in die elektromagnetische Simulation zeigt diese auch den Haupteinfluss auf das maximale Drehmoment am Eckpunkt der elektrischen Maschine. Die mechanischen Spannungen haben einen vernachlässigbaren Einfluss auf das Drehmoment. Die Eisenverluste der Maschine werden jedoch sowohl von der Luftspalthöhe als

auch von den mechanischen Spannungen beeinflusst. Bei Berücksichtigung der mechanischen Spannungen steigen die Verluste um bis zu 15 %, im Vergleich zu Simulationen ohne Berücksichtigung der mechanischen Spannungen.

Für zukünftige Untersuchungen muss das Verfahren zur Bestimmung des Materialverhaltens unter Zug- und Druckbelastung verbessert werden, damit ein weiterer Bereich der Belastungen messtechnisch erfasst werden kann. Insbesondere von Interesse sind hier Messeinrichtungen, die eine Feldverteilung senkrecht zur mechanischen Belastung abbilden können.

Literatur

- Fübel, A. (2017): Technische Potenzialanalyse der Elektromobilität. Berlin: Springer.
- Eilenberger, A., Schrödl, M., Demmelmayr, F. (2011): Elektrofahrzeuge mit Permanentmagnet-Synchronmaschinen. *E&I, Elektrotech. Inf.tech.*, 128(1) 40–46.
- Shen, J., Wang, C., Miao, D., Jin, M., Shi, D., Wang, Y. (2011): Analysis and optimization of a modular stator core with segmental teeth and solid back iron for PM electrical machines. In *Electrical machines & drives conference (IEMDC)* (pp. 1270–1275).
- Neubauer, M., Neudorfer, H. (2015): Besonderheiten hochausgenutzter Traktionsmaschinen mit kurzer Baulänge. *E&I, Elektrotech. Inf.tech.*, 132(1), 18–24.
- Wang, J., Yuan, X., Atallah, K. (2013): Design optimization of a surface-mounted permanent-magnet motor with concentrated windings for electric vehicle applications. *IEEE Trans. Veh. Technol.*, 62(3), 1053–1064.
- Albrecht, T., Gürsel, C., Lamprecht, E., Klier, T. (2012): Joining techniques of the rotor segmentation of PM-synchronous machines for hybrid drives. In *Proceedings: 2nd international electric drives production conference*.
- Franke, J., Albrecht, T., Lamprecht, E., Hubert, M., Schneider, M. (2014): The development and validation of a segmented rotor design for electric motors in hybrid vehicle applications. *International symposium on power electronics, electrical drives, automation and motion, SPEEDAM*, 106–111.
- Leuning, N., Steentjes, S., Schulte, M., Bleck, W., Hameyer, K. (2016): Effect of elastic and plastic tensile mechanical loading on the magnetic properties of NGO electrical steel. *J. Magn. Magn. Mater.*, 417, 42–48.
- Karthauss, J., Steentjes, S., Hameyer, K. (2016): Mechanical stress-dependency of iron losses in non-oriented electrical steel sheets. In *Proceedings: XXIV symposium electromagnetic phenomena in nonlinear circuits* (S. 111–112).
- Naumoski, H., Maucher, A., Herr, U. (2015): Investigation of the influence of global stresses and strains on the magnetic properties of electrical steels with varying alloying content and grain size. In *Proceedings: 5th international electric drives production conference* (S. 1–8).
- Cullity, B., Graham, C. (2003): *Introduction to magnetic materials*. 2. Aufl. New York: Wiley-IEEE Press.
- DIN IEC 60404-3, *Magnetische Werkstoffe - Teil 3: Verfahren zur Bestimmung der magnetischen Eigenschaften von Elektrobund- und -blech mit Hilfe eines Tafelmessgerätes*, 2010.
- Leuning, N., Steentjes, S., Hameyer, K. (2017): Effect of magnetic anisotropy on villary effect in non-oriented FeSi electrical steel. *Int. J. Appl. Electromagn. Mech.*, 55(1), 23–31.
- Miyagi, D., Maeda, N., Ozeki, Y., Miki, K., Takahashi, N. (2009): Estimation of iron loss in motor core with shrink fitting using FEM analysis. *IEEE Trans. Magn.*, 45(3), 1704–1707.
- Makar, J., Tanner, B. (2000): The effect of plastic deformation and residual stress on the permeability and magnetostriction of steels. *J. Magn. Magn. Mater.*, 222(3), 291–304.
- von Pfingsten, G., Paul, D., Hameyer, K. (2016): Influence of axial mechanical stress on the magnetic properties of non-oriented electrical steel, In *6th international electric drive production conference (EDPC)*, Nürnberg (S. 193–200).
- Gebhardt, C. (2014): *Praxisbuch FEM mit Ansys Workbench: Einführung in die lineare und nichtlineare Mechanik*, 2. Überarbeitete Auflage. Munich: Hanser.
- Wriggers, P. (2006): *Technische Mechanik kompakt: Starrkörperstatik Elastostatik Kinetik*, 2. Durchgesehene und überarbeitete Auflage. Leipzig: Teubner Verlag | GWV Fachverlage GmbH.
- ANSYS (Hrsg.) (2010): *Ansys mechanical structural nonlinearities: introduction to contact*.
- Gaertner, E. L., Bortoli, M. G. d. (2006): Some aspects for the simulation of a nonlinear problem with plasticity and contact. In *Proceedings International Ansys Conference* (Vol. 134)
- Gottstein, G. (2014): *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik: Physikalische Grundlagen*, 4. neu bearbeitete Auflage. Berlin: Springer.
- Thomas, S. (2001): *Konstitutive Gleichungen und numerische Verfahren zur Beschreibung von Verformung und Schädigung*. Dissertation, Technische Universität Darmstadt.

23. Linke, M., Nast, E. (2015): Festigkeitslehre für den Leichtbau. Berlin: Springer.
24. Balluff, M., Naumoski, H., Hameyer, K. (2016): Sensitivity analysis on tolerance induced torque fluctuation of a synchronous machine. In Proceedings: 6th international electric drives production conference (S. 128–134).
25. Petkovska, L., Cvetkovski, G. (2008): Performance optimization of a permanent magnet synchronous motor by sampling based sensitivity analysis. In Proceedings: international conference on electrical machines.
26. Wu, Z., Guo, H., Qian, H., Wang, D. (2013): Sensitive analysis of geometrical parameters on robust design for surface mounted permanent magnet synchronous motor. In Proceedings: international conference on electrical machines and systems (S. 1169–1173).
27. Karthaus, J., Steentjes, S., Leuning, N., Hameyer, K. (2017): Effect of mechanical stress on different iron loss components up to high frequencies and magnetic flux densities. *Compel*, no. 3, vol. 36, 580–592.

Autoren



Markus Balluff

studierte an der Technischen Universität München Fahrzeug- und Motorentchnik und erhielt im März 2015 den Master of Science. Seit Mai 2015 ist er in der Forschung und Vorentwicklung Elektrische Antriebe der Daimler AG als Doktorand tätig und wird vom Institut für Elektrische Maschinen der RWTH Aachen betreut. Sein Forschungsschwerpunkt liegt im Bereich der Performance elektrischer Maschinen unter dem Einfluss von Fertigungsabweichung sowie dem Design und der Auslegung von elektrischen Maschinen.



Jan Karthaus

studierte an der RWTH Aachen Elektrotechnik und erhielt im September 2013 den Master of Science. Im Anschluss wurde er wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Elektrische Maschinen der RWTH Aachen. Seine Forschungsschwerpunkte liegen im Bereich von Eisenverlustberechnungen, Auslegung und Simulation elektrischer Maschinen, dem magnetomechanischen Effekt und elektrischen Hochdrehzahlmaschinen.



Michael Schröder

studierte an der RWTH Aachen Elektrotechnik und schloss im Mai 2012 mit dem Diplom ab. Im Anschluss wurde er wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Elektrische Maschinen der RWTH Aachen. Seit Oktober 2014 ist er Gruppenleiter der Gruppe „Analyse und Design“ und seit November 2017 Oberingenieur des Instituts. Seine Forschungsschwerpunkte liegen im Bereich des akustischen und strukturdynamischen Verhaltens elektrischer Maschinen unter dem Einfluss von Fertigungsabweichung.



Martin Gerlach

studierte an der RWTH Aachen Elektrotechnik und schloss im Oktober 2017 mit dem Master of Science ab. In Rahmen seiner Masterarbeit untersuchte er die Auswirkungen von Fertigungseinflüssen auf die Eigenschaften eines elektrischen Kraftfahrzeugantriebs.



Kay Hameyer

erwarb sein Diplom in Elektrotechnik von der Universität Hannover und promovierte an der Technischen Universität Berlin. Nach seinem Studium arbeitete er für die Robert Bosch GmbH in Stuttgart als Entwicklungssingenieur für permanentmagneterregte Servomotoren und Kraftfahrzeugbordnetzkomponenten. Bis 2004 war Dr. Hameyer Professor für Numerische Feldberechnungen und Elektrische Maschinen an der KU Leuven in Belgien. Seit 2004 ist er Professor und Leiter des Instituts für Elektrische Maschinen der RWTH Aachen. 2006 war er Vizedekan der Fakultät für Elektrotechnik und Informationstechnik der RWTH Aachen und von 2007 bis 2009 Dekan der Fakultät. Seine Forschungsschwerpunkte liegen im Bereich der numerischen Feldberechnung und -optimierung, dem Entwurf und der Regelung elektrischer Maschinen, insbesondere von permanentmagneterregten Maschinen und Drehfeldmaschinen sowie der Entwicklung von Methoden für die virtuelle Realität. Seit vielen Jahren beschäftigt sich die Arbeit von Dr. Hameyer mit der Magnetschwebetechnik für Antriebssysteme, der elektromagnetischen Geräuschanregung elektrischer Maschinen und der Charakterisierung ferromagnetischer Materialien und Isolierstoffen. Er ist Autor von mehr als 250 Journal-Publikationen, mehr als 500 internationalen Konferenzveröffentlichungen und Autor von vier Büchern. Dr. Hameyer ist Mitglied im VDE, IEEE Senior Member und Fellow des IET.