

# Entwicklungsmethodik für schnelldrehende, permanentmagneterregte Traktionsmaschinen

M. Hombitzer, D. Franck, K. Hameyer

Im Rahmen des vom Deutschen Bundesministerium für Bildung und Forschung geförderten Forschungsprojektes *e-generation* (Förderkennzeichen 16N11867) wurde eine schnelldrehende permanentmagneterregte Synchronmaschine entworfen, deren maximale Betriebsdrehzahl bei  $18.000 \text{ min}^{-1}$  liegt und sich hierdurch deutlich von derzeit am Markt vorzufindenden Traktionsmaschinen absetzt. Ziel dieses Projektes war es, unter den Randbedingungen eines beschränkten Bauraums, der zur Verfügung stehenden Spannung sowie eines begrenzten Strangstroms die benötigten Raddrehmomente in Kombination mit einem eingängigen Getriebe bei gleichzeitiger Reduktion der Antriebsverluste um 40% im Vergleich zu bestehenden Systemen zu erreichen.

Dazu wurde eine Entwurfsmethodik entwickelt, welche neben den Randbedingungen aufgrund des Bauraums, der Spannung sowie des Strangstroms zudem die hohen auftretenden mechanischen Belastungen des Rotors durch Fliehkräfte, die neben der Leistungsdichte ebenfalls gesteigerte Verlustleistungsdichte sowie insbesondere die erhöhten frequenzabhängigen Verluste berücksichtigt. Um einen im Rahmen des Projektes aufgebauten Prototypen vermessen zu können, wurde vorab ein Hochdrehzahlprüfstand im Detail geplant und aufgebaut. An diesem wurden umfangreiche Messungen durchgeführt, um die entwickelte Entwurfsmethodik zu validieren sowie die resultierende Traktionsmaschine bzgl. der Erfüllung der Anforderungen zu verifizieren.

Schlüsselwörter: Elektrische Maschine; Traktionsantrieb; Hochdrehzahl; Strukturodynamik; Prüfstands Aufbau

## **Design methodology for high-speed permanent magnet excited traction drives.**

*Within the research project e-generation, sponsored by the German Federal Ministry of Education and Research (funding code 16N11867), a high-speed permanent magnet excited traction drive was developed. Its maximum speed of 18,000 rpm clearly distinguishes it from machines, which are currently available on the market. The project's goal was to provide the desired torque at the wheels in combination with a single-speed transmission with reduction of losses by 40% compared to existing drivetrains, considering the restricted installation space, the available voltage level and the limited phase current.*

*For this purpose, a design methodology was developed to consider the boundary conditions of installation space, voltage and current as well as mechanical stress due to centrifugal forces, the increased loss density and the increased frequency-dependent losses. A high-speed test bench was planned and set up to characterize a prototype of the designed machine. Extensive measurements were performed to validate the design methodology and to verify the machine with regard to the fulfillment of the requirements.*

Keywords: electrical machine; traction drive; high-speed drive; structural dynamics; test bench development

Eingegangen am 5. Dezember 2016, angenommen am 6. Februar 2017, online publiziert am 20. März 2017  
© Springer Verlag Wien 2017



## 1. Einleitung

Die Anforderungen an einen elektrischen Antriebsstrang für Traktionsanwendungen sind vielfältig und individuell. Sie unterscheiden sich je nach Fahrzeugklasse sowie Nutzungsprofil. Die Antriebsstrangkomponenten Energiespeicher, Leistungselektronik, elektrische Maschine und Getriebe bilden ein kompliziertes System mit gegenseitigen Abhängigkeiten und Wechselwirkungen. Hierdurch entstehen zusätzliche Randbedingungen für die Entwicklung der einzelnen Komponenten. Eine separate Auslegung und Optimierung der Einzelkomponenten ist daher nicht zielführend. Durch eine ganzheitliche Betrachtung und Berücksichtigung von Wechselwirkungen dieser Komponenten ist es möglich die Leistungsfähigkeit des gesamten Triebstrangs zu verbessern.

Die hauptsächlichen Anforderungen gelten sowohl für den gesamten Antriebsstrang sowie für die einzelnen Komponenten:

- Geringe Abmessungen (Bauraum und Gewicht)
- Hohe Leistungsdichte

- Hoher Wirkungsgrad in weitem Betriebsbereich
- Geringe Kosten

Diese Aspekte können im Rahmen der Auslegung nicht getrennt voneinander betrachtet werden, da sie in gegenseitiger Abhängigkeit stehen und die Optimierung hinsichtlich eines dieser Kriterien zwangsläufig zu Nachteilen anderer führt [1]. Somit entsteht ein Zielkonflikt, den es zu lösen gilt.

Ein Ansatzpunkt um Bauraum, Materialeinsatz und Kosten der elektrischen Maschine zu reduzieren und die Leistungsdichte zu erhöhen ist die Erhöhung der Betriebsdrehzahl. Bei höheren Drehzah-

---

**Hombitzer, Marco**, Institut für Elektrische Maschinen (IEM), RWTH Aachen University, Schinkelstraße 4, 52062 Aachen, Deutschland (E-Mail: [marco.hombitzer@iem.rwth-aachen.de](mailto:marco.hombitzer@iem.rwth-aachen.de)); **Franck, David**, 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

len sind geringere Drehmomente erforderlich um die angestrebte Leistung zu erzielen. Da das Drehmoment die geometrischen Abmessungen einer elektrischen Maschine maßgeblich bestimmt, kann somit der benötigte Bauraum reduziert werden. Die Maschinendrehzahl kann jedoch nicht beliebig gewählt werden. Die Drehzahl der Maschine und des Getriebes ist als Kompromiss aus technischen und ökonomischen Gesichtspunkten festzulegen.

Jedoch bringt die Erhöhung der Drehzahl Herausforderungen mit sich, auf die bei der Maschinenauslegung ein besonderes Augenmerk gelegt werden muss. Die im Folgenden vorgestellte Entwicklungsmethodik berücksichtigt neben Anforderungen, die aus den weiteren Komponenten des Antriebsstrangs resultieren, vor allem die hohen auftretenden mechanischen Belastungen des Rotors durch Fliehkräfte, die neben der Leistungsdichte ebenfalls gesteigerte Verlustleistungsdichte sowie insbesondere die erhöhten frequenzabhängigen Verluste.

In diesem Beitrag soll exemplarisch am Beispiel des Entwurfs einer schnelldrehenden, permanentmagneterregten Synchronmaschine die Entwicklungsmethodik gezeigt werden. Die besonderen Aspekte der Realisierung eines Hochdrehzahl-Maschinenprüfstandes soll ebenso diskutiert werden. Um Resonanzprobleme am Prüfstand zu vermeiden, wurde dessen Aufbau detailliert strukturdynamisch untersucht.

## 2. Anforderungen an Traktionsantriebe und Randbedingungen

Um den Energieverbrauch des Fahrzeugs zu minimieren und die Reichweite zu erhöhen ist ein möglichst hoher Wirkungsgrad des gesamten Antriebsstrangs erforderlich. Dabei ist nicht der maximal erreichbare Wirkungsgrad entscheidend sondern der gemittelte Gesamtwirkungsgrad während einer typischen Fahrt. Daher muss der Antriebsstrang je nach Fahrzeug und dessen Einsatz individuell ausgelegt werden. Hierbei muss der Fokus stets auf dem gesamten Antriebsstrang liegen statt lediglich auf seinen Einzelkomponenten, da eine unabhängige Optimierung der Einzelkomponenten nicht zwangsläufig zu einem vorteilhaften Systemverhalten führt. Somit ergeben sich für die elektrische Maschine eine Reihe von Anforderungen und Randbedingungen, die vor Beginn der Auslegung zu ermitteln sind. Traktionsantriebe in Fahrzeugen werden im Vergleich zu vielen industriellen Einsätzen elektrischer Maschinen nicht nur in einem stationären Arbeitspunkt betrieben. Die Betriebspunkte eines Fahrzeugantriebs sowie deren Verteilung können mit Hilfe von Fahrzeugsimulationsmodellen bestimmt werden. Dabei werden unter Berücksichtigung von Fahrzyklus, konkreten Fahrzeugdaten, Getriebe, elektrischer Maschine, Batterie und Betriebsstrategie die genauen Betriebspunkte über Drehmoment und Drehzahl ermittelt. Anhand dieser Betriebspunktverteilung können charakteristische Betriebspunkte extrahiert und als Auslegungspunkte für die elektrische Maschine definiert werden. Dabei ergeben sich neben den Anforderungen an Drehmoment und Drehzahl ebenfalls die jeweiligen Betriebsarten in diesen Punkten wie Dauerbetrieb S1 oder Kurzzeitbetrieb für definierte Betriebszeiten S2 [2]. Eine exemplarische Verteilung von für die Auslegung relevanten Betriebspunkten ist in Abb. 1 dargestellt. Dabei bildet Betriebspunkt BP1 eine maximale Fahrzeugbeschleunigung ab, BP2 eine typische Beschleunigung bei z. B. Stadtfahrt und BP3 eine Fahrt bei hoher Geschwindigkeit auf Autobahnen.

Die Transformation der erforderlichen Antriebsleistungen bei definierten Fahrzeuggeschwindigkeiten auf konkrete Drehmoment-/Drehzahlanforderungen der elektrischen Maschine erfolgt über ein Getriebe. Dementsprechend können die Betriebspunkte im Maschinenkennfeld durch Variation der Getriebeübersetzung verschoben

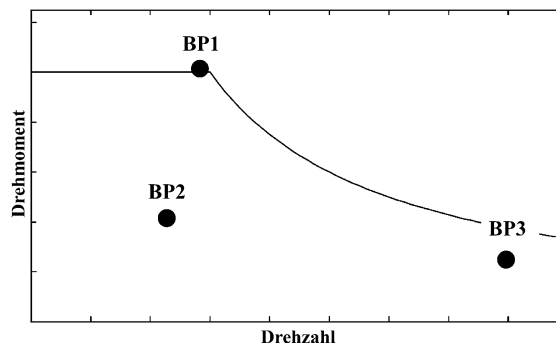


Abb. 1. Beispielfhafte Verteilung auslegungsrelevanter Betriebspunkte

werden. Zusätzlich kann hierdurch die Bauraumaufteilung zwischen Getriebe und Maschine sowie deren Bauform beeinflusst werden. Im vorliegenden Beispiel wird in Abstimmung mit den am Projekt beteiligten Getriebekonstrukteuren ein Hochdrehzahlkonzept verfolgt und die maximale Maschinendrehzahl auf  $18.000 \text{ min}^{-1}$  festgelegt. Weitere Randbedingungen für die Maschinenauslegung ergeben sich durch den Aufbau des Hochvolt-Bordnetzes des Fahrzeugs. So sind hierdurch die maximale Zwischenkreisspannung und somit die maximale Klemmenspannung vorgegeben, für welche die Auslegung der Statorwicklung der Maschine erfolgen muss. Der maximal der Maschine zur Verfügung stehende Strom wird durch die Leistungselektronik sowie die Batterie begrenzt. Die Schaltfrequenz der Leistungselektronik stellt eine weitere Randbedingung dar, die vor allem bei der Festlegung der Polpaarzahl der Maschine berücksichtigt werden muss. Aus der Einbausituation des Antriebsstrangs im Fahrzeug ergeben sich Bauraumrestriktionen für die einzelnen Komponenten. Hierdurch ergeben sich Einschränkungen der maximalen Länge sowie des maximalen Außendurchmessers der Maschine. Dies kann dazu führen, dass bei der Auslegung der Maschine z. B. von optimalen Verhältnissen aus Bohrungsdurchmesser zu Außendurchmesser abgewichen werden muss oder das Längen- zu Durchmesser-Verhältnis des Entwurfs nicht frei gewählt werden kann. Die Leistungsfähigkeit der elektrischen Maschine im späteren Betrieb wird maßgeblich durch ihr thermisches Verhalten bestimmt. Um das thermische Verhalten während des Auslegungsprozesses entsprechend betrachten zu können, sind Randbedingungen hinsichtlich der Kühlung der Maschine vorab zu ermitteln. Dazu zählen neben der Art der Kühlung deren Topologie sowie die Spezifikationen des Kühlmitteldurchflusses und der Kühlmitteltemperatur. Hieraus wird die maximale Verlustwärme festgelegt, die durch das Kühlsystem abgeführt werden kann und für dauerhafte Betriebspunkte keinesfalls überschritten werden darf.

## 3. Entwurfsmethodik

Im folgenden Abschnitt werden die wesentlichen Elemente der Entwurfsmethodik vorgestellt. Diese sind die betrachteten Verlustarten, die Identifikation geeigneter weichmagnetischer Materialien für Rotor und Stator, die Bewertung der mechanischen Belastung des Rotors sowie der Entwurf des elektromagnetischen Designs. Die Methodik wird anhand des Entwurfs einer permanentmagneterregten Synchronmaschine mit V-förmig im Rotor vergrabenen Permanentmagneten erläutert. Die wesentlichen Aspekte sind jedoch sowohl auf Maschinen mit anderen Rotortopologien als auch auf andere Maschinenarten übertragbar.

### 3.1 Verluste

Um bei der Auslegung den Wirkungsgrad der Maschine in jedem Betriebspunkt bestimmen zu können und das thermische Verhalten beurteilen zu können, ist es essentiell die auftretenden Verluste möglichst exakt vorherzusagen. Berücksichtigt werden mechanische Verluste, ohmsche Verluste, Wirbelstromverluste in den Permanentmagneten sowie Eisenverluste. Eine Abschätzung von mechanischen Verlusten, hervorgerufen durch Reibungsverluste im Lager, wird nach [3] durchgeführt. Gleichung (1) gibt den Zusammenhang zwischen Lagerverlusten  $P_{Lager}$ , Drehzahl  $n$ , Lageranzahl  $Z_l$ , Viskosität  $\nu$ , Reibwert  $f_0$  sowie dem mittleren Lagerdurchmesser  $d_m$  an. Der mittlere Lagerdurchmesser bestimmt sich dabei nach Gl. (2) über den äußeren Lagerdurchmesser  $D_{Lager}$  und den inneren Lagerdurchmesser  $d_{Lager}$ .

$$P_{Lager} = 2\pi \cdot n \cdot Z_l \cdot 10^{-10} \cdot f_0 \cdot (\nu \cdot n)^{\frac{2}{3}} \cdot d_m^3 \quad (1)$$

$$d_m = \frac{1}{2} \cdot (D_{Lager} + d_{Lager}) \quad (2)$$

Für die Luftreibung im Luftspalt wird nach [4] Abschätzung (3) verwendet. Dabei ist  $k_{Luft}$  der Reibungsfaktor,  $r_{rotor,a}$  der Rotoraußenradius und  $l_{Fe}$  die aktive Länge der Maschine.

$$P_{Luft} = k_{Luft} \cdot \pi^2 \cdot (2r_{rotor,a})^3 \cdot (l_{Fe} + 0,6\tau_p) \cdot n^2 \quad (3)$$

Durch Addition der mechanischen Verlustleistungen  $P_{Luft}$  und  $P_{Lager}$  ergibt sich gemäß (4) die mechanische Verlustleistung  $P_{Reibung}$ .

$$P_{Reibung} = P_{Luft} + P_{Lager} \quad (4)$$

Die ohmschen Verluste, die in der Statorwicklung entstehen, werden analytisch aus den Leiterströmen sowie den Leiterwiderständen bestimmt. Dabei werden sowohl der Einfluss der Wicklungstemperatur als auch die zusätzlichen Verluste, die in den Wickelköpfen entstehen, berücksichtigt.

Die Berechnung der Wirbelstromverluste in den Permanentmagneten erfolgt mit Hilfe von transienten numerischen 3D-Simulationen. Die Höhe der Wirbelstromverluste steigt mit der elektrischen Frequenz. Eine Reduzierung der Wirbelstromverluste ist durch Segmentierung der Permanentmagnete in radialer und/oder axialer Richtung möglich [5].

Ein signifikanter Anteil an den Gesamtverlusten wird durch Eisenverluste verursacht. Aufgrund ihrer Frequenzabhängigkeit ist besonders im Falle des vorliegenden Hochdrehzahlkonzepts eine möglichst gute Vorhersage der Eisenverluste erforderlich. Nach [6, 7] setzen sich die Gesamteisenverluste aus Hystereseverlusten, Wirbelstromverlusten und Zusatzverlusten zusammen. Die Berechnung gilt jedoch nur, wenn weder Feldverdrängung noch Sättigung auftreten. Für Frequenzen bis zu einer Frequenz von  $f = 400$  Hz und Flussdichten bis etwa  $\hat{B} = 1,3$  T liefert diese Verlustberechnung gute Ergebnisse und ist darüber hinaus jedoch nur eingeschränkt anwendbar [8].

Da die auftretenden Flussdichten meist größer und die Frequenzen bei modernen Traktionsantrieben üblicherweise höher sind, wurde die Verlustberechnung nach Untersuchungen mit Hilfe von Messungen am Eppsteinrahmen um einen weiteren Term ergänzt [6]. Die Formel für die zusätzlichen Verluste nach [8] bei einem sinusförmigen Flussdichteverlauf ist in (5) gegeben. Für die Gesamteisenverluste bei einem sinusförmigen Flussdichteverlauf ergibt sich somit (6). Dabei stellen  $\hat{B}$  bzw.  $B_1$  die Amplitude einer sinusförmigen magnetischen Flussdichte bzw. die Flussdichteamplitude der Grundwelle eines periodischen Verlaufs dar.  $a_2$  ist der Verlustfaktor für klassische Wirbelströme. Der Faktor  $a_1$  beschreibt die Hystereseverluste und  $a_5$  beschreibt die Zusatzverluste.  $a_3$  beschreibt den Zusammenhang zwischen der Größe der zusätzlichen Verluste und dem Term

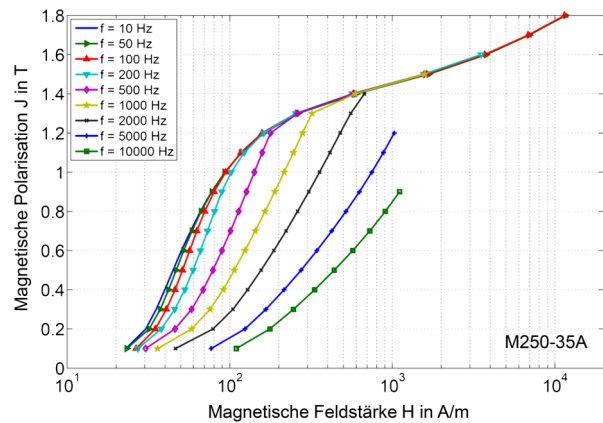


Abb. 2. Gemessene J-H-Kennwerte

$a_2 \cdot \hat{B}^{2+a_4} \cdot f^2$ . Die quadratische Abhängigkeit von der Frequenz und der Vorfaktor  $a_2$  zeigen an, dass sich die zusätzlichen Verluste mit der Frequenz ähnlich wie die klassischen Wirbelstromverluste verhalten.  $a_4$  gibt an, wie stark die zusätzlichen Verluste mit der Flussdichte steigen. Meist ist  $a_4$  größer als eins, sodass sich ein Zusammenhang der zusätzlichen Verluste und der Flussdichte ergibt, der mehr als kubisch ist. Die zusätzlichen Verluste nehmen also insbesondere bei hohen Frequenzen und großen Flussdichten einen signifikanten Anteil an den Gesamteisenverlusten an.

In elektrischen Maschinen sind die auftretenden Flussdichteverläufe meist nicht sinusförmig. Sie enthalten oft einen nicht vernachlässigbaren Anteil an Harmonischen. Die Harmonischen führen zu größeren zeitlichen Änderungen der Flussdichte  $d\vec{B}/dt$  und der Magnetisierung  $d\vec{M}/dt$ . Diese wiederum führen zu größeren klassischen Wirbelstromverlusten und Zusatzverlusten. Für nicht sinusförmige, harmonisch verzerrte Flussdichteverläufe wird daher meist die Reihenform (7) angewendet. Dabei ist  $B_v$  die Amplitude der  $v$ -ten Oberschwingung und  $f_v$  deren Frequenz.

$$P_{nl,sin} = a_2 \cdot a_3 \cdot \hat{B}^{2+a_4} \cdot f^2 \quad (5)$$

$$P_{Fe,IEM,5,sin} = a_1 \cdot \hat{B}^\alpha \cdot f + a_2 \cdot \hat{B}^2 \cdot f^2 + a_5 \cdot \hat{B}^{1,5} \cdot f^{1,5} + a_2 \cdot a_3 \cdot \hat{B}^{2+a_4} \cdot f^2 \quad (6)$$

$$P_{Fe,IEM,5} = a_1 \cdot \hat{B}_1^\alpha \cdot f_1 + \sum_{v=1}^{\infty} a_2 \cdot \hat{B}_v^2 \cdot f_v^2 + a_5 \cdot \hat{B}_v^{1,5} \cdot f_v^{1,5} + a_2 \cdot a_3 \cdot \hat{B}_1^{2+a_4} \cdot f_1^2 \quad (7)$$

### 3.2 Weichmagnetische Materialien

Hohe Drehzahlen und damit verbundene hohe elektrische Frequenzen haben hohe Eisenverluste zur Folge. Das Ziel einer hohen Fahrzeugeffizienz führt zu steigenden Anforderungen an die eingesetzten weichmagnetischen Materialien hinsichtlich möglichst geringer Verluste und einer guten Magnetisierbarkeit bei hohen Frequenzen. Aus diesem Grund ist die Identifikation von geeigneten Materialien unter Berücksichtigung der für die jeweilige Anwendung geltenden Anforderungen von großer Bedeutung. Grundlage für die Identifikation geeigneter weichmagnetischer Materialien sowie der genauen Verlustberechnung bilden Messungen der Eisenverluste und der Magnetisierbarkeit für verschiedene Frequenzen und magnetische Polarisierungen an institutseigenen Eppsteinrahmen. Abbildung 2 enthält

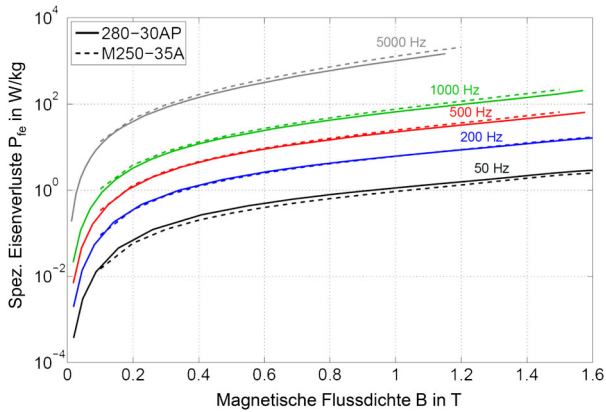


Abb. 3. Spezifische gemessene Eisenverluste

Tab. 1. Verlustparameter für die 5-Parameter-IEM-Formel für die Elektrobandsorten 280-30AP, M235-35A [8] und M270-35A [8]

Material	280-30AP	M235-35A	M270-35A
a1	20,32e-3	13,88e-3	11,75e-3
a2	34,65e-6	44,77e-6	50,34e-6
a3	30,49e-3	0,168	0,262
a4	6,15	2,95	2,97
a5	0,34e-3	0,524e-3	0,447e-3
$\alpha$	1,8	1,979	1,99

beispielhaft am Eppsteinrahmen gemessene Magnetisierungskennlinien für Elektrobänder der Sorte M250-35A bei Messungen mit sinusförmiger Polarisation mit Scheitelwerten von  $J = 0,1$  T bis  $J = 1,8$  T und Frequenzen von  $f = 10$  Hz bis  $f = 10.000$  Hz. Aus den Messungen können die für die Verlustberechnung benötigten Eisenverlustparameter  $a_1$  bis  $a_5$  sowie  $\alpha$  bestimmt werden.

In Abb. 3 sind exemplarisch die gemessenen Eisenverluste pro Ummagnetisierungsvorgang für Frequenzen zwischen  $f = 50$  Hz und  $f = 5.000$  Hz für die Elektrobandsorten 250-35A sowie 280-30AP gegenübergestellt. Bei 280-30AP handelt es sich um eine hochpermeable Blechsorte mit erhöhter mechanischer Festigkeit. Die 0,2%-Dehngrenze  $R_{p0,2}$  liegt etwa 30% bis 40% über der von Standard-Elektroblech, wodurch diese Sorte insbesondere für den Aufbau des Rotors von Hochdrehzahlmaschinen, dessen Blechpaket hohen Fliehkraftbelastungen unterliegt, interessant ist.

Es ist deutlich zu erkennen, dass bei einer Frequenz von 200 Hz und sinusförmiger magnetischer Flussdichte beide Materialien etwa gleich hohe Verluste aufweisen. Höhere Festigkeit führt zu einer Erhöhung der spezifischen Verluste. Für kleinere Frequenzen weist daher das Material M250-35A geringere Verluste auf. Bei höheren Frequenzen sind die gemessenen Verluste der Sorte 280-30AP geringer. Dies lässt sich durch die dünnere Blechdicke und den daraus resultierenden geringeren Wirbelstromverlusten erklären. Tabelle 1 beinhaltet neben den ermittelten Verlustparametern für 280-30AP die in [8] identifizierten Parameter für M235-35A und M270-35A.

### 3.3 Bewertung der mechanischen Belastung des Rotors

Auf einen rotierenden Körper wirkt eine Kraft, die vom Rotationszentrum nach außen gerichtet ist. Diese Zentrifugal- oder Fliehkraft lässt sich für einen Massenpunkt der Masse  $dm$  im Abstand  $r$  zum Rotationszentrum bei der Rotationsgeschwindigkeit  $\omega$  mit  $dF = dm \cdot \omega^2 \cdot r$  bestimmen. Insbesondere mit hohen Drehzahlen

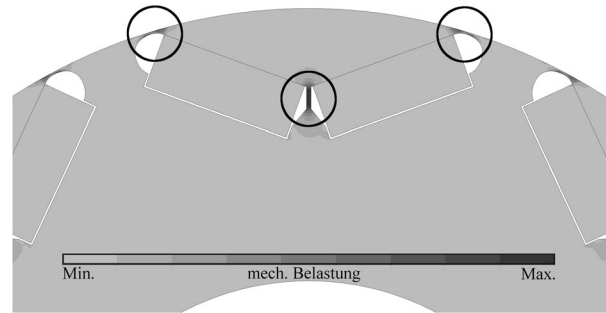


Abb. 4. Kritische Stege bei mechanischer Belastung durch Fliehkkräfte

geht durch die Abhängigkeit von  $\omega^2$  eine hohe Fliehkraftbelastung des Rotors einher. Die höchsten mechanischen Belastungen treten in den äußeren Stegen eines V-förmigen Magnetpols zwischen Magnet und Rotoraußenradius sowie im mittleren Steg zwischen den beiden Magneten der V-förmigen Anordnung auf (Abb. 4).

Diese Stege müssen daher ausreichend dick dimensioniert werden, so dass die mechanische Festigkeit des Rotors bis hin zur Schleuderdrehzahl [2] gewährleistet ist. Durch diese Stege kann sich jedoch der von den Permanentmagneten erzeugte magnetische Fluss im Rotor kurzschließen. Der zur Drehmomentbildung beitragende Luftspaltfluss wird somit reduziert. Um ein möglichst hohes Verhältnis aus erzeugtem Drehmoment bezogen auf die Masse des im Rotor eingebrachten Magnetmaterials zu erreichen, müssen die Rotorstege demnach so dünn wie möglich ausgeführt sein. Seiten- und Mittelstege können nicht unabhängig voneinander dimensioniert werden. Daher müssen Kombinationen aus verschiedenen Stegdicken betrachtet und mittels struktur-dynamischen FE-Simulationen die in den Rotorstege auftretenden mechanischen Spannungen bestimmt werden. Auf diese Weise kann diejenige Kombination identifiziert werden, welche die mechanische Festigkeit gewährleistet und gleichzeitig die geringsten Stegdicken aufweist und somit den Streufluss im Rotor minimiert. Eine detaillierte Erläuterung dieses Ablaufs wurde in [9] präsentiert. Für jede Geometrievariante des Rotors, die im Rahmen der elektromagnetischen Auslegung betrachtet wird, muss diese Dimensionierung der Stegdicken durchgeführt werden.

### 3.4 Elektromagnetischer Entwurf

Vor der Bestimmung der initialen groben Abmessungen der Maschine wird die Polpaarzahl der Maschine festgelegt. Einschränkungen ergeben sich hierbei durch die maximale Schaltfrequenz der verfügbaren Leistungselektronik. Damit pro elektrischer Periode eine ausreichende Anzahl an Schaltimpulsen zur Verfügung steht, sind die elektrischen Frequenzen im vorliegenden Fall auf 1 kHz begrenzt. Für eine maximale Drehzahl von  $n_{\max} = 18.000 \text{ min}^{-1}$  ergibt sich somit eine maximale Polpaarzahl von  $p = 3$ . Bei konstanter Polbedeckung werden bei kleinerer Polpaarzahl die Abmessungen der einzelnen Rotorpole und somit der Magneten größer, wodurch die Fliehkraftbelastung der Rotorstege ansteigt. Daher müssen die Stege deutlich dicker ausgeführt werden um die mechanische Festigkeit zu gewährleisten, was eine Zunahme an Streufluss bedeutet. Um eine möglichst gute Ausnutzung des im Rotor eingebrachten Magnetmaterials zu erzielen, wird die Polpaarzahl der Maschine daher auf den maximal möglichen Wert von  $p = 3$  festgelegt. Abbildung 5 enthält den Ausschnitt eines Rotors mit V-förmig verbogener Magnetanordnung sowie die Kennzeichnung der ausle-

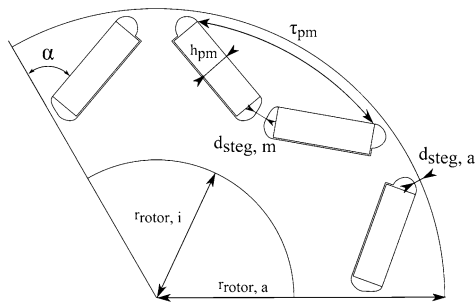


Abb. 5. Ausschnitt eines Rotors mit V-förmig vergrabener Magnetanordnung und Kennzeichnung auslegungsrelevanter Parameter

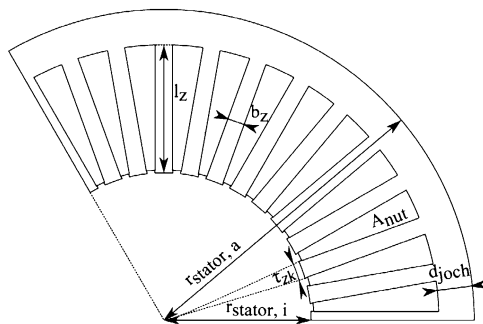


Abb. 6. Ausschnitt eines Stators mit verteilter Wicklung, Lochzahl  $q = 2$  und Kennzeichnung auslegungsrelevanter Parameter

gungsrelevanten Parameter Rotorinnenradius  $r_{rotor,i}$ , Rotoraußenradius  $r_{rotor,a}$ , V-Öffnungswinkel  $\alpha$ , Magnethöhe  $h_{pm}$ , Polbedeckungsfaktor  $\tau_{pm}$ , Mittelstegdicke  $d_{steg,m}$  sowie Seitenstegdicke  $d_{steg,a}$ .

Da bei Hochdrehzahlkonzepten neben der Leistungs- auch die Verlustleistungsdichte steigt, darf der Fokus während der Maschinenauslegung nicht nur auf dem erreichbaren Wirkungsgrad liegen. Vielmehr muss auch die absolute Größe der auftretenden Verluste sowie deren lokaler Verteilung untersucht werden. So kann es unter Umständen vorteilhaft sein eine Wicklung zu verwenden, die zwar insgesamt höhere Eisenverluste in der Maschine verursacht, die aber aus thermischer Sicht vorteilhaft ist, weil die nur schwer abführbaren Eisenverluste im Rotor deutlich reduziert werden können. Bei der Identifikation einer geeigneten Wicklung ist daher der Einfluss des Wickelschemas auf die Eisenverlustverteilung in Stator und Rotor detailliert zu betrachten. In [10] wird eine Einzelzahnwicklung mit Lochzahl  $q = \frac{1}{2}$  sowie verteilte Wicklungen mit Lochzahlen von  $q = 1$  bis  $q = 3$  diesbezüglich detailliert untersucht. Auf Basis dieser Betrachtung wird in der vorliegenden Maschine eine verteilte Wicklung mit Lochzahl  $q = 2$  eingesetzt. In Abb. 6 ist der Ausschnitt eines Polpaares eines Stators mit dieser Wicklung veranschaulicht. Zudem sind die auslegungsrelevanten Parameter Statorinnenradius  $r_{stator,i}$ , Statoraußenradius  $r_{stator,a}$ , Zahnbreite  $b_z$ , Zahnlänge  $l_z$ , Zahnkopfbedeckung  $\tau_{zk}$ , Jochhöhe  $d_{joch}$  sowie Nutfläche  $A_{nut}$  gekennzeichnet.

Die groben Abmessungen der Aktivteile der Maschine können wie in [4] oder [11] beschrieben analytisch ermittelt werden. Dabei sind die Bauraumbegrenzungen zu berücksichtigen. Diese Restriktionen können dazu führen, dass das Verhältnis von Maschinenlänge zu -durchmesser nicht frei wählbar ist oder von einem optimalen Verhältnis aus Bohrungsdurchmesser zu Statoraußendurchmesser abgewichen werden muss.

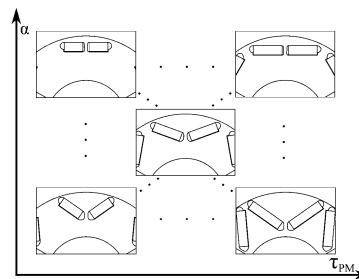


Abb. 7. Beispielhafte Rotorvariation

Im Anschluss an die Grobauslegung erfolgt eine detaillierte Feinauslegung. Um Einflüsse durch Sättigung und Streuflüsse genau genug berücksichtigen zu können, werden numerische Berechnungsverfahren eingesetzt. In [12] werden die einzelnen numerischen Simulationen beschrieben. Mittels Variationsrechnungen werden einzelne Parameter oder Kombinationen aus Parametern variiert, um somit iterativ die Geometrie zu verfeinern, optimale Parameterkombinationen zu ermitteln und die Anforderungen zu erfüllen. Bewertungskriterien zur Auswahl günstiger Parameterkombinationen können beispielsweise die Höhe des erreichten Drehmomentes, die Höhe der Drehmomentschwankung, der Verlauf der Klemmenspannung im Leerlauf und unter Last sowie die auftretenden Verluste sein. Exemplarisch ist in Abb. 7 der aufgespannte Parameterraum über den V-Öffnungswinkel sowie den Polbedeckungsfaktor dargestellt. Gut zu erkennen ist die Abhängigkeit der im Rotor verbauten Magnetmasse von diesen beiden Parametern, was sich unmittelbar in den Materialkosten der Maschine widerspiegelt.

Im Anschluss an die Auslegung können alle relevanten elektrischen Größen und Verluste in Abhängigkeit von Drehmoment und Drehzahl bestimmt und in Form von dreidimensionalen Kennfeldern dargestellt werden [9]. Dies ermöglicht die Beschreibung des Verhaltens der Maschine über den gesamten Betriebsbereich. Die Kennfelder können beispielsweise in weiterführende Systemsimulationen des gesamten Antriebsstrangs einfließen. Des Weiteren wird aus diesen Kennfeldern die Steuervorschrift der Maschine für den späteren Betrieb am Prüfstand abgeleitet.

#### 4. Telemetriemaschine zur Charakterisierung am Prüfstand

Im Rahmen des Projektes wurden mehrere Maschinen aufgebaut und als Vorderachsantrieb in Aggregateträgern eingesetzt. Des Weiteren wurde eine Telemetriemaschine zur Charakterisierung auf einem Komponentenprüfstand realisiert. Diese unterscheidet sich von den Fahrzeugmaschinen einerseits durch eine an den Prüfstand angepasste Gestaltung der Abtriebswelle. Andererseits wurden insgesamt 43 Thermoelemente integriert, die eine detaillierte thermische Vermessung am Prüfstand ermöglichen.

#### 5. Prüfstand

Für die Vermessung der Telemetriemaschine wurde ein Hochdrehzahlprüfstand im Detail geplant und aufgebaut (Abb. 8). Hierbei galt es den Antriebsstrang so aufzubauen, dass Schwingungen vermieden werden und keine Resonanzen im Betriebsbereich des Prüfstands liegen. Dies dient zum einen dazu den sicheren Prüfstands-betrieb zu gewährleisten. Zum anderen ist so eine Charakterisierung des Prüflings möglich, ohne dass die Ergebnisse durch ungewollte Eigenschaften bzw. Rückwirkungen des Prüfstands beeinflusst werden.

Als Lastmaschine kommt eine rückspisefähige Asynchronmaschine mit Wassermantelkühlung für den Stator sowie einer Luftkühlung

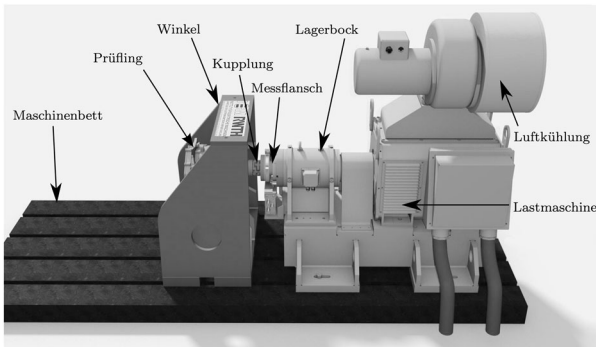


Abb. 8. IEM Hochdrehzahlprüfstand

Tab. 2. Technische Daten der Lastmaschine

Nennleistung	140 kW
Spitzenleistung	175 kW
Nennndrehzahl	$6.081 \text{ min}^{-1}$
Maximaldrehzahl	$18.020 \text{ min}^{-1}$
Nennndrehmoment	220 N m
Maximalmoment	275 N m
Enddrehmoment	46 N m

des Rotors zum Einsatz. Die technischen Daten können Tab. 2 entnommen werden. Eine Doppellagerung dient zur Entkopplung der rotierenden Massen der Lastmaschine und des Prüflings. Die Lastmaschine ist mit Sensoren zur Überwachung der Maschinentemperatur sowie der Oberflächenschnellen an Maschine und Lagerbock ausgestattet, die in das Sicherheits- und Schutzkonzept des Prüfstands integriert sind. Auf dem Grundträger von Lastmaschine und Lagerbock ist zudem ein Messflansch zur Messung von Drehmoment und Drehzahl integriert, der die Schnittstelle zwischen Prüfling und Belastungseinheit bildet.

Die Abtriebswelle des Prüflings wird mittels einer spielfreien Wellenkupplung mit dem Drehmomentmessflansch verbunden. Diese Kupplung muss die Anforderungen hinsichtlich des maximal zu übertragenden Drehmoments sowie der Drehzahlfestigkeit erfüllen. Für die Aufnahme der Telemetriemaschine am Prüfstand sowie der Anpassung der unterschiedlichen Achshöhen der beiden Maschinen ist ein Prüfstandswinkel erforderlich.

Die Prüflingsmaschine wird mittels eines Adapterflansches im Winkel aufgenommen. Um Resonanzen am Prüfstand zu vermeiden muss der Winkel derart gestaltet werden, dass seine erste Eigenfrequenz außerhalb des Betriebsbereiches des Prüfstands liegt (unterkritischer Betrieb des Prüfstandes). Zu diesem Zweck wurden mittels Finiter-Elemente-Methode Modalanalysen durchgeführt um die Eigenfrequenzen zu bestimmen. Durch die gezielte Verwendung von Verstrebungen und Aussparungen wurde das konstruktive Design des Winkels so optimiert, dass die erste Eigenfrequenz des Aufbaus bestehend aus Winkel, Adapterflansch und Prüfling bei  $f = 334,21 \text{ Hz}$  auftritt. Dies entspricht einer mechanischen Drehzahl von über  $20.000 \text{ min}^{-1}$  und liegt somit deutlich oberhalb der maximalen Betriebsdrehzahl des Prüfstands. In Abb. 9 ist die simulierte Verformung von Prüfling und Winkel bei der ersten Eigenfrequenz dargestellt. Durch eine experimentelle Modalanalyse konnte dieses vorhergesagte Verhalten am Prüfaufbau bestätigt werden.

Neben der Untersuchung der Eigenfrequenzen des Aufbaus bestehend aus Prüfling, Adapterflansch und Winkel ist die detaillierte Betrachtung der Ankupplung des Prüflings an die Belastungseinheit erforderlich. Die rotierenden Massen der Lastmaschine sind durch

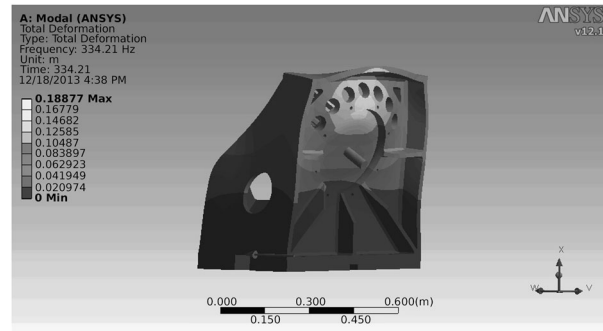


Abb. 9. Skalierte Verformung des Prüfstandswinkels bei der ersten Eigenfrequenz

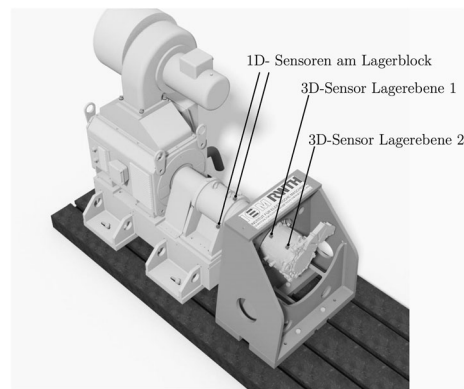


Abb. 10. Positionierung der Schwingungssensoren an Lagerbock und Prüfling

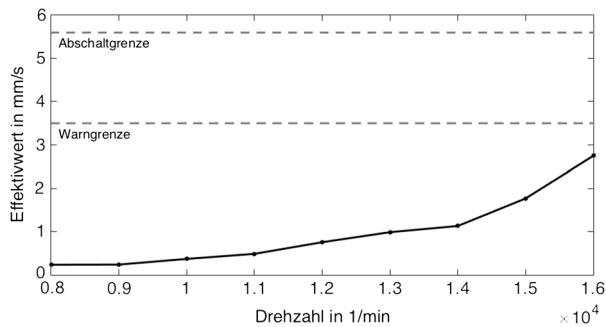
die Doppellagerung von den rotierenden Massen des Prüflings entkoppelt. Um den Prüfstand lediglich im unterkritischen Bereich zu betreiben, ist somit die biegekritische Frequenz des Aufbaus zwischen letztem Lagerpunkt der Doppellagerung und erstem Lagerpunkt des Prüflings entscheidend für die maximale am Prüfstand zulässige Drehzahl. Die biegekritische Frequenz sinkt sowohl mit steigendem Abstand dieser beiden Lagerstellen sowie mit Zunahme der zwischen ihnen rotierenden Masse [13]. Diese Einflüsse sind hinsichtlich der Ausführung des Wellenendes des Prüflings zu bedenken. So ist es empfehlenswert die Abtriebswelle möglichst kurz auszuführen um die Lagerabstände nicht unnötig zu vergrößern. Des weiteren sind die Masse der Kupplung sowie deren axiale Länge inklusive des zur Montage und Demontage benötigten Raumbedarfs zu berücksichtigen. Die maximal zulässigen Drehzahlen in Abhängigkeit der angekuppelten Masse und des Abstands sind in der vom Hersteller bereitgestellten Dokumentation der hier verwendeten Lastmaschine enthalten. Falls diese Informationen nicht vorhanden sein sollten, ist eine detaillierte Simulation der Strukturmechanik des gesamten Aufbaus erforderlich.

Im Rahmen des Sicherheitskonzeptes des Prüfstands sowie zur Unterstützung während der Inbetriebnahme werden Schwingungsanalysen durchgeführt. Dazu werden zusätzliche Sensoren am Lagerbock sowie in den Lagerebenen der Prüflingsmaschine positioniert (siehe Abb. 10), mit denen die auftretenden Oberflächenbeschleunigungen gemessen werden.

Die gemessenen Beschleunigungen werden in Schwinggeschwindigkeiten umgerechnet und in Anlehnung an DIN ISO 10816-3 (*Mechanische Schwingungen – Bewertung der Schwingungen von Maschinen durch Messungen an nicht-rotierenden Teilen*) [14] unter-

**Tab. 3. Unterteilung in Schwingstärkezonen gemäß [14] für Aufbauten mit starrem Unterbau**

Zonengrenze	Effektivwert der Schwinggeschwindigkeit
A/B	1,4 mm/s
B/C	2,8 mm/s
C/D	4,5 mm/s



**Abb. 11. Effektivwerte der Schwinggeschwindigkeit in horizontaler Richtung**

schiedlichen Schwingstärkezonen zugeordnet. Diese Klassifizierung reicht von *unkritisch* (Zone A) bis *kritisch* (Zone D). Tabelle 3 enthält die Grenzen des Effektivwertes der Schwinggeschwindigkeit für Aufbauten mit starrem Unterbau.

Zudem enthält die Norm Hinweise bezüglich der Grenzen zur Warnung und Abschaltung. Laut Norm wird empfohlen die Alarmgrenze nicht höher als das 1,25-fache der Obergrenze von Zone B und die Abschaltgrenze nicht höher als das 1,25-fache des oberen Grenzwertes der Zone C zu setzen. In Abb. 11 sind exemplarisch die Effektivwerte der Schwinggeschwindigkeit für einen Hochlauf zwischen 8.000 min<sup>-1</sup> und 16.000 min<sup>-1</sup> dargestellt, die während der Inbetriebnahme des Prüfstands aufgezeichnet wurden. Zusätzlich sind die Warn- und Abschaltgrenzen gemäß Norm eingezeichnet. Es ist zu erkennen, dass die auftretenden Schwingungen wie erwartet deutlich unterhalb der Warngrenze liegen und der Betrieb des Prüfstands somit als unkritisch zu bewerten ist.

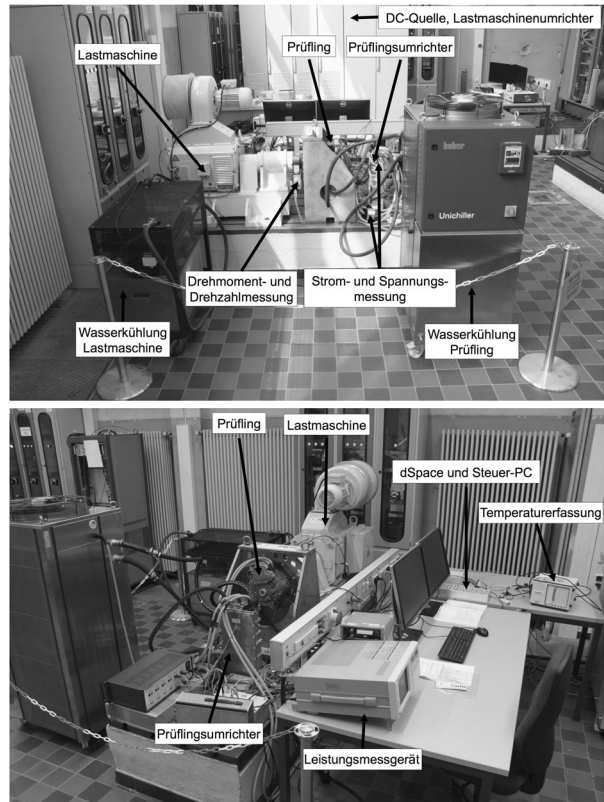
**6. Messungen und Resultate**

Der aufgebaute IEM-Hochdrehzahlprüfstand ist in Abb. 12 dargestellt und ist folgendermaßen ausgestattet:

- Wasserkühlung: Huber Unichiller 080T-H4
- Rapid Control Prototyping System: dSPACE DS1103 PPC Controller Board
- Umrichter: Semikron SKAI 45 A2 GD12-WDI
- Regelung und Pulsmustervorgabe mittels dSPACE

In Tab. 4 sind die Messmöglichkeiten aufgelistet. Die Steuervorschrift für den Prüfling wird vorab aus den Kennfeldsimulationen abgeleitet. Zur Charakterisierung des Prüflings werden Leerlauf-, Kurzschluss- und Wirkungsgradmessungen durchgeführt. Exemplarisch ist in Abb. 13 das gemessene Wirkungsgradkennfeld dargestellt.

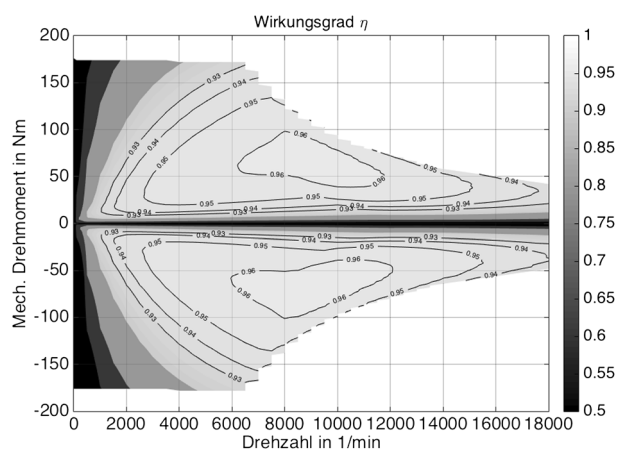
Zur Bewertung der Überlastfähigkeit der Maschine wird die Dauer bestimmt, die der Betriebspunkt mit am Prüfstand maximal möglichem Drehmoment bei Eckdrehzahl gehalten werden kann, ohne dass es zu einer thermischen Überhitzung der Wicklung oder der Permanentmagnete kommt. Die Ergebnisse dieser Messung sind in Tab. 5 zusammengefasst.



**Abb. 12. IEM Hochdrehzahlprüfstand und Prüfstandsausstattung**

**Tab. 4. Messmöglichkeiten**

Drehmoment	HBM T12 – 500 Nm Genauigkeitsklasse 0,03
Drehzahl	HBM T12 360 Inkremente pro Umdrehung
Spannung, Strom	Yokogawa WT1800
Temperaturerfassung	NI-PXle-1073

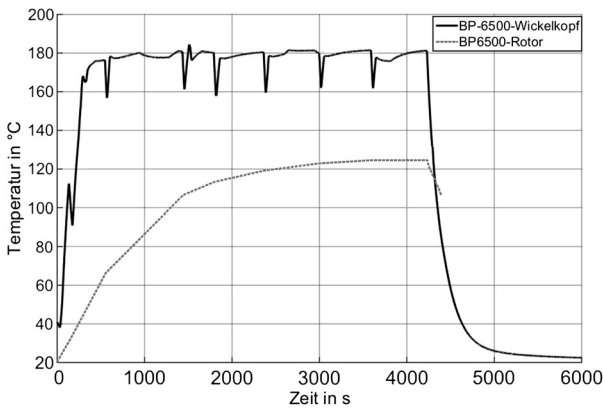


**Abb. 13. Gemessenes Wirkungsgradkennfeld (U<sub>dc</sub> = 400 V)**

Die Verläufe von Wicklungs- und Magnettemperatur, die während der Bestimmung des thermisch dauerhaft möglichen Betriebspunktes bei der Eckdrehzahl aufgezeichnet wurden, sind in Abb. 14 zu

Tab. 5. Ermittelter Überlastpunkt bei  $6.500 \text{ min}^{-1}$ 

Drehzahl $n$	$6500 \text{ min}^{-1}$
Drehmoment $M$	152 N m
Leistung $P_m$	103,5 kW
Strom $I_{rms}$	365 A
Wicklungstemperatur $T_{max,Wicklung}$	180 °C
Dauer	137 s

Abb. 14. Temperaturverlauf bei Bestimmung des Dauerbetriebspunktes bei  $6.500 \text{ min}^{-1}$ Tab. 6. Ermittelter Dauerbetriebspunkt bei  $6.500 \text{ min}^{-1}$ 

Drehzahl $n$	$6500 \text{ min}^{-1}$
Drehmoment $M_{30min}$	116 N m
Leistung $P_{m,30min}$	79 kW
Strom $I_{rms}$	269 A
Wicklungstemperatur $T_{max,Wicklung}$	181 °C
Magnettemperatur $T_{max,Magnet}$	125 °C

sehen. Die Rotortemperatur wurde dabei indirekt aus der induzierten Leerlaufspannung berechnet. Die Zeitpunkte, an denen die Leerlaufspannung gemessen wurde, sind sehr gut an der damit verbundenen unmittelbaren Abkühlung der unbestromten Statorwicklung erkennbar.

Die resultierenden Daten des dauerhaft möglichen Betriebspunktes bei  $6.500 \text{ min}^{-1}$  sind in Tab. 6 dargestellt. Die Werte von Drehmoment und Drehzahl wurden dabei über einen Zeitraum von 30 Minuten gemittelt.

Insgesamt lässt sich feststellen, dass die Maschine die an sie gestellten Anforderungen erfüllt. Dies wurde weiterhin in zahlreichen Fahrversuchen mit Aggregateträgern nachgewiesen, an deren Vorderachse die hier entwickelte Maschine eingesetzt wurde.

## 7. Konklusion

In diesem Beitrag wird eine Methodik zur Entwicklung einer schnell-drehenden permanentmagneterregten Traktionsmaschine vorge-

stellt. Dazu werden die Anforderungen sowie Randbedingungen an Traktionsmaschinen erläutert. Wesentliche Elemente der Entwicklungsmethodik sind die detaillierte Betrachtung der Verluste sowie die Identifizierung geeigneter weichmagnetischer Materialien für Stator und Rotor hinsichtlich elektromagnetischer als auch mechanischer Gesichtspunkte. Durch die erhöhte Maschinendrehzahl ist die Bewertung der mechanischen Belastung des Rotors aufgrund von Fliehkräften von großer Bedeutung. Die Detailauslegung des Magnetkreises erfolgt in einem iterativen Auslegungsprozess, bis die an den Antrieb gestellten Anforderungen erfüllt und gleichzeitig die mechanische Festigkeit des Rotors gewährleistet sind.

Im zweiten Teil dieses Beitrags wird auf die wesentlichen Aspekte eingegangen, die bei Planung und Aufbau eines Hochdrehzahlprüfstandes von Bedeutung sind. Einen Schwerpunkt bildet dabei das strukturdynamische Verhalten des Aufbaus um einen Betrieb des Prüfstandes im unterkritischen Bereich sicherzustellen. Die Charakterisierung einer für den Prüfstandsbetrieb aufgebauten Telemetriemaschine am Prüfstand dient dazu die Entwurfsmethodik zu validieren sowie die Erreichung der an den Antrieb gestellten Anforderungen nachzuweisen.

## Literatur

- Hombitzer, M., Franck, D., von Pflingsten, G., Hameyer, K. (2014): Permanentmagneterregter Traktionsantrieb für ein Elektrofahrzeug: Bauraum, Wirkungsgrad und Kosten – das Auslegungsdreieck. Renningen: Haus der Technik Fachbuch, Expert Verlag.
- DIN EN 60034-1:2011-02; VDE 0530-1:2011-02 (2011): Drehende elektrische Maschinen – Teil 1: Bemessung und Betriebsverhalten (IEC 60034-1:2010, modifiziert); Deutsche Fassung EN 60034-1:2010 + Cor.:2010.
- Beitz, W., Küttner, K.-H., Dubbel, H. (Hrsg.) (1990): Dubbel – Taschenbuch für den Maschinenbau. 17. Aufl. Berlin: Springer.
- Vogt, K. (1996): Berechnung Elektrischer Maschinen. New York: Wiley-VCH.
- Finken, T. (2011): Fahrzyklusgerechte Auslegung von permanentmagneterregten Synchronmaschinen für Hybrid- und Elektrofahrzeuge, Dissertation, IEM RWTH Aachen. Aachen: Shaker.
- Bertotti, G. (1988): General properties of power losses in soft ferromagnetic materials. IEEE Trans. Magn., 1, 621–630.
- Bertotti, G. (1998): Hysteresis in magnetism: for physicists, materials scientists, and engineers (electromagnetism). San Diego: Academic Press.
- Eggers, D., Steentjes, S., Hameyer, K. (2012): Advanced iron-loss estimation for nonlinear material behavior. IEEE Trans. Magn., 11, 3021–3024.
- Hombitzer, M., von Pflingsten, G., Franck, D., Hameyer, K. (2013): Entwurfsmethodik für eine PMSM als Traktionsantrieb für ein elektrisches Sportfahrzeug. In ETG Kongress 2013, Fachtagung Forschung und Entwicklung für die Elektromobilität, Berlin, November.
- von Pflingsten, G., Steentjes, S., Hombitzer, M., Hameyer, K. (2013): Influence of winding scheme on the iron-loss-distribution in permanent magnet synchronous machines. In Soft magnetic materials conference, Budapest.
- Pyrhonen, J., Jokinen, T., Hrabovcov, V. (2008): Design of rotating electrical machines. Chichester: Wiley.
- Finken, T., Hafner, M., Felden, M., Hameyer, K. (2010): Design rules for energy efficient IPM motors in HEV applications. Electromotion, 17(3), 143–154.
- Haberauer, H., Bodenstern, F. (2007): Maschinenelemente: Gestaltung, Berechnung, Anwendung. 14. Aufl. Berlin: Springer.
- DIN ISO 10816-3:2009-08 (2009): Mechanische Schwingungen – Bewertung der Schwingungen von Maschinen durch Messungen an nicht-rotierenden Teilen (ISO 10816-3:2009).



**Autoren****Marco Hombitzer**

studierte an der RWTH Aachen University Elektrotechnik und schloss im April 2010 mit dem Diplom ab. Im Anschluss wurde er wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Elektrische Maschinen der RWTH Aachen University. Seit 2013 ist er Gruppenleiter der Gruppe „Automotive“, seit 2016 ein Oberingenieur des Instituts. Seine Forschungsschwerpunkte liegen im Bereich der Auslegung elektrischer Antriebe.

**David Franck**

studierte an der RWTH Aachen University Elektrotechnik und schloss im März 2008 mit dem Diplom ab. Im Anschluss wurde er wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Elektrische Maschinen der RWTH Aachen University. Seit 2011 ist er ein Oberingenieur des Instituts. Im Mai 2015 promovierte Dr. Franck zum Thema „Ein effizientes transientes Antriebsakustikmodell als Werkzeug zur Simulation und Analyse elektromagnetisch erregter Schwingungen“. Seine Forschungsschwerpunkte liegen im Bereich des akustischen Verhaltens elektrischer Maschinen.

**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 Entwicklungsingenieur 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. 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.