

# 1A.x Radnabenmotoren mit hohem Kupferfüllfaktor durch umformtechnisch hergestellte Spulen

---

Florian Pauli, Michael Schröder und Kay Hameyer

## Abstract

For drive trains of electric vehicles, high power density, high efficiency and a sustainable use of resources are desired. To realize a high torque direct drive system wheel hub motors can be employed. Such electrical machines keep the number of components required in the drive train small, as no mechanical power transmission is needed between the electrical machine and the wheel. However, the rotational speed of these machines is limited to the maximum speed of the wheel (typically 1,500 rpm to 2,000 rpm) and therefore significantly slower than high power density electrical motors that are employed in today's electric vehicles (typically 10,000 rpm up to 25,000 rpm). To ensure a sufficiently high output power, high torque is required, while the installation space is limited. One way of ensuring a high torque density is to increase the copper fill factor. In modern winding systems with round shaped wires there is only a low potential for this. With a rectangular conductor geometry, however, higher copper fill factors are possible.

For this reason, the FlexiCoil joint research project, which is financially supported by the Federal Ministry of Education and Research (BMBF) of Germany, is developing an economical production process for preformed coils with variable geometry.

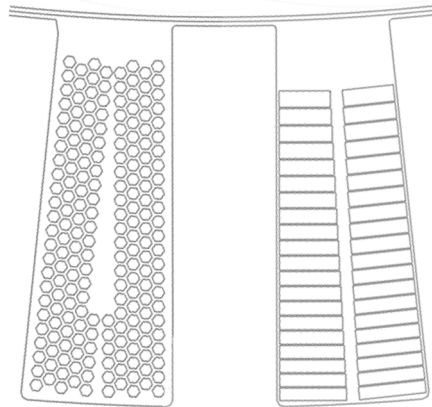
## Kurzfassung

Für den Antriebsstrang von Elektrofahrzeugen mit langsam drehenden Direktantrieben werden eine hohe Drehmomentdichte, ein hoher Wirkungsgrad und ein nachhaltiger Ressourceneinsatz angestrebt. Eine Möglichkeit, diese Anforderungen zu erfüllen, ist der Einsatz von Radnabenmotoren. Diese Art elektrischer Maschinen hält die Anzahl der im Antriebsstrang benötigten Komponenten gering, da keine mechanische Kraftübertragung zwischen elektrischer Maschine und Rad erforderlich ist. Die Drehzahl der Maschinen ist jedoch auf die maximale Raddrehzahl begrenzt (typischerweise  $1.500 \text{ min}^{-1}$  bis  $2.000 \text{ min}^{-1}$ ) und damit deutlich geringer als bei Elektromotoren, die in Elektrofahrzeugen der aktuellen Generation mit hoher Leistungsdichte eingesetzt werden (typischerweise  $10.000 \text{ min}^{-1}$  bis zu  $25.000 \text{ min}^{-1}$ ). Um eine ausreichend hohe Ausgangsleistung beim Direktantrieb zu gewährleisten, sind hohe Drehmomente erforderlich, während der Bauraum begrenzt ist. Eine Möglichkeit, eine hohe Drehmomentdichte zu ermöglichen, ist die Erhöhung des Kupferfüllfaktors. In modernen Wickelsystemen mit Runddrähten gibt es dafür nur ein geringes Potenzial. Bei einer rechteckigen Leitergeometrie sind jedoch höhere Kupferfüllfaktoren möglich.

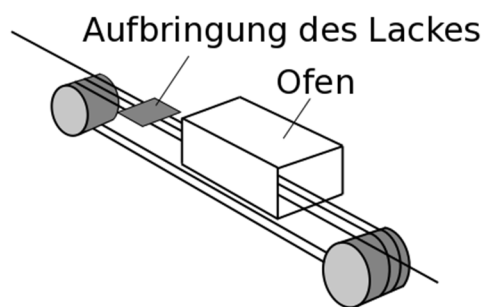
Aus diesem Grund wird in dem vom Bundesministerium für Bildung und Forschung (BMBF) der Bundesrepublik Deutschland geförderte Verbundprojekt FlexiCoil ein wirtschaftliches Produktionsverfahren für Formspulen mit variabler Geometrie entwickelt.

## 1 Einleitung

Für die Elektrifizierung des Individualverkehrs werden künftig hohe Stückzahlen elektrischer Traktionsmotoren mit geringen Produktionskosten benötigt. Insbesondere bei Radnabenmotoren sind hierbei aufgrund des limitierten Bauraums hohe Drehmomentdichten nötig. Diese werden durch einen hohen Strombelag ermöglicht. Um dies zu erreichen werden hohe Ströme getrieben, die Verluste in den widerstandsbehafteten Leitern verursachen. Um den elektrischen Widerstand und damit die Verluste möglichst gering zu halten, muss die Querschnittsfläche der Leiter so groß wie möglich gewählt werden. Dies ist durch die Verwendung von formschlüssigen Rechteckleitern ohne Veränderung der Nutgeometrie möglich (vgl. Bild 1). In [1] wird eine Spule mit ähnlicher Geometrie vorgestellt, die jedoch mit einem gießtechnischen Verfahren aus Aluminium hergestellt wird. Die hier entwickelte Spule wird umformtechnisch aus Kupfer gefertigt [2],[6]. Durch den größeren spezifischen Leitwert des Kupfers können die Kupferverluste im Vergleich zur Aluminiumspule verringert werden.



*Bild 1: Vergleich einer herkömmlichen Runddraht-Geometrie (links) mit einer Spule mit rechteckiger und variierender Querschnittsfläche (rechts).*



*Bild 2: Schematische Darstellung des Prozesses, in dem mehrere Lackschichten auf einen Kupferdraht aufgebracht werden.*

Verglichen mit einer herkömmlichen Runddrahtwicklung ist die Querschnittsfläche der einzelnen Leiter bei der Formspule deutlich größer. In hohen Drehzahlbereichen steigen somit die Kupferverluste durch Skin- und Proximityeffekt und können in diesen Betriebspunkten die Verluste einer Maschine mit Runddrahtwicklung übertreffen. Eine weitere Herausforderung stellt das Isoliersystem der Spule dar. Bei herkömmlichen

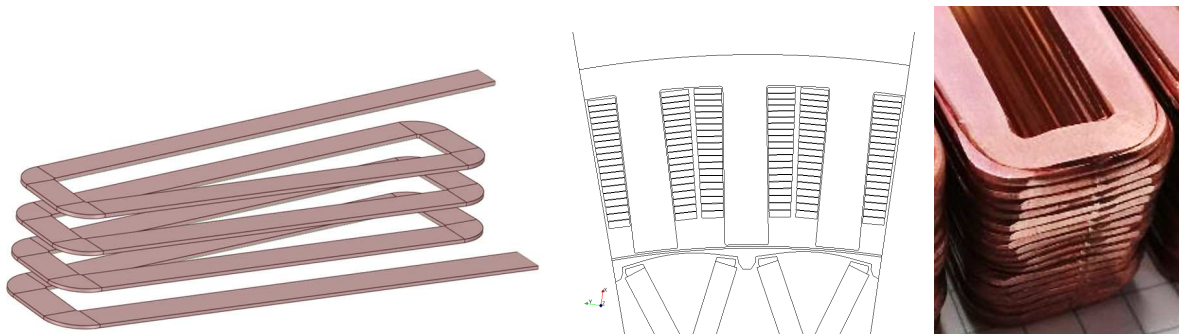
Runddrähten werden in einem kontinuierlichen Prozess mehrere Lackschichten auf den Draht aufgebracht. Nach jedem Lackierungsvorgang durchläuft der Draht einen Ofen, in welchem die Lackschichten aushärten (Bild 2). Aufgrund der Spulengeometrie ist das Aufbringen eines Lackes zur Primärisolierung in solch einem kontinuierlichen Prozess, bei der Formspule nicht möglich.

## 2 Radnabenmotor

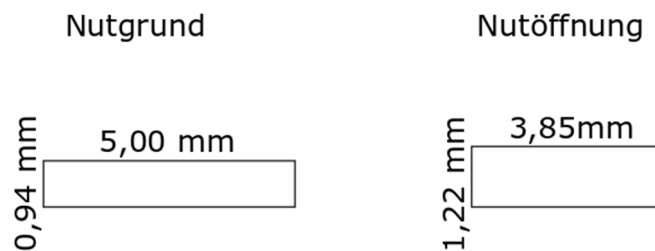
Als Erprobungsträger kommt ein Radnabenmotor der Firma *Schaeffler* mit einer Einzelzahnwicklung zum Einsatz. Um die Formspule mit einer Runddrahtwicklung vergleichen zu können, sollen zwei elektrische Maschinen gebaut werden: Eine mit der neuartigen Formspule und eine Referenzmaschine mit einer herkömmlichen Runddrahtwicklung. Der Magnetkreis ist bei beiden Maschinen identisch.

### 2.1 Spulengeometrie

Die Spulengeometrie ist in Bild 3 exemplarisch dargestellt. Im Querschnitt (Mitte) ist zu erkennen, dass der Erprobungsträger keilförmige Nuten hat. Um diese bestmöglich auszufüllen variiert die Leitergeometrie von Windung zu Windung. Die Querschnittsfläche des Kupfers bleibt jedoch konstant. Die Leiterquerschnitte im Nutgrund und an der Nutöffnung sind zum direkten Vergleich in Bild 4 nebeneinander dargestellt.



*Bild 3: Von links nach rechts: CAD-Zeichnung erster Spulen aus Vorversuchen, Zeichnung des Querschnittes des Erprobungsträgers mit eingebauter Spule und ausgeführte, umformtechnisch hergestellte Spule.*

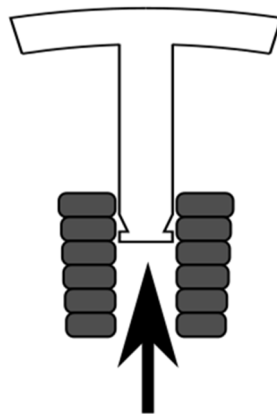


*Bild 4: Querschnitt der ersten Windung im Nutgrund (links) und Querschnitt der Windung an der Nutöffnung (rechts): Beide Leiter besitzen dieselbe Querschnittsfläche, die Abmaße sind jedoch verschieden, um die Nut bestmöglich auszufüllen.*

Durch die hier dargestellte Spulengeometrie wird der Kupferfüllfaktor der elektrischen Maschine von 56 % bei der Runddrahtwicklung, auf signifikante 71 % bei der Formspule erhöht.

## 2.2 Montageprinzip

Aufgrund der konischen Spulenform ist es nicht möglich die Spulen in den Stator einzuschieben. Darum wird der Stator in Einzelzahn-technik gefertigt. Die Spulen werden dann auf den einzelnen Zähnen vormontiert und anschließend zu einem vollständigen Stator zusammengefügt (Bild 5). Für dieses Montageprinzip müssen die Statorzähne ohne Zahnköpfe ausgeführt werden. Eine Einkerbung an der Nutöffnung ermöglicht die Befestigung des Nutverschlusskeils.



*Bild 5: Montageprinzip der Spule auf dem Einzelzahn.*

## 2.3 Simulativer Vergleich von Formspule und herkömmlicher Wicklung

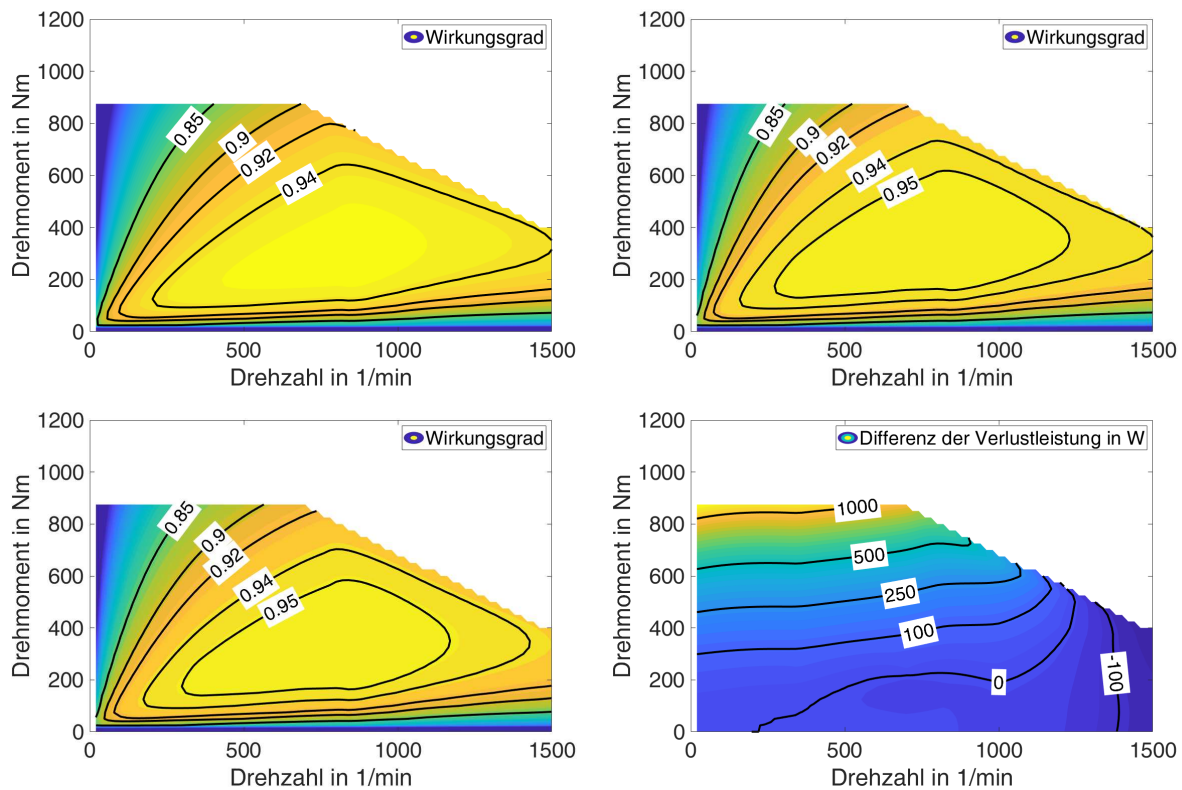
Durch die veränderte Spulengeometrie wird ein anderes elektromagnetisches Verhalten der Maschine erwartet. Berechnungen zeigen für geringe Drehzahlen um bis zu 22 % verringerte Kupferverluste im Vergleich zu einer Runddrahtwicklung. Dies kommt durch den erhöhten Kupferfüllfaktor von 71 % zustande. Bei höheren Drehzahlen bedingen Skin- und Proximityeffekt jedoch wieder eine Erhöhung der Verluste. Diese sorgen für einen erhöhten effektiven Widerstand und werden von hohen Frequenzen sowie hohen Leiterquerschnitten begünstigt.

Herkömmliche Runddrahtwicklungen für Traktionsantriebe werden meist mit Leitern mit einem Durchmesser von 0,5 mm bis 1 mm realisiert. Dies entspricht einer Querschnittsfläche von 0,2 mm<sup>2</sup> bis 0,79 mm<sup>2</sup>. Der durch die Zielgeometrie definierte Querschnitt der Leiter der Formspule ist mit 4,7 mm<sup>2</sup> deutlich größer.

Untersuchungen von umformtechnisch hergestellten Spulen zeigen eine Erhöhung des Widerstandes von 6,6 % gegenüber dem Spulenrohling. Diese resultiert aus fertigungsbedingten Querschnittänderungen entlang der Spule wie zum Beispiel Einschnürungen in den Biegungen im Wickelkopf. Der erhöhte Widerstand führt zu Kupferverlusten, die im Vergleich zu den Kupferverlusten einer Spule mit idealer Leitergeometrie erhöht sind.

Die Wirkungsgradkennfelder von Technologieträger und Referenzmaschine sind in Bild 6 dargestellt. Dabei Wird sowohl die idealisierte Spulengeometrie als auch eine

Maschine mit 6,6% höheren Kupferverlusten betrachtet. Die Maschine mit den Formspulen erreicht insbesondere im Bereich niedriger und mittlerer Drehzahlen  $n < 1.200 \text{ min}^{-1}$  höhere Wirkungsgrade. Bei sehr geringen Drehmomenten sowie bei hohen Drehzahlen sind die Verluste der Referenzmaschine jedoch geringer.



*Bild 6: Simulierter Wirkungsgrad der Referenzmaschine (oben links), des Erprobungsträgers mit idealer Spulengeometrie (oben rechts) sowie des Erprobungsträgers mit realer Spulengeometrie (unten links) in Abhängigkeit von Drehzahl und Drehmoment. Unten rechts ist die Differenz der Verluste der Referenzmaschine und des Erprobungsträgers mit realer Spulengeometrie abgebildet. Bei positiven Werten sind die Verluste der Referenzmaschine höher.*

### 3 Isolierung

Die Primärisolierung der hier untersuchten Spule lässt sich nicht als herkömmlicher Kupferlackdraht realisieren. Darum werden zunächst Kriterien definiert, die eine Primärisolierung erfüllen muss. Anschließend werden verschiedene Ansätze zur Realisierung der Primärisolierung mit Hilfe dieser Kriterien bewertet.

#### 3.1 Auslegung der Primärisolierung

Als Niederspannungsmaschine mit einem polymerbasierten Isoliersystem, muss die Wicklung der Maschine während der gesamten Betriebsdauer teilentladungsfrei sein. Die Auslegung der Isolierung kann mit Hilfe von [3] erfolgen. Die kleinste Spannung, bei der Teilentladungen (TE) auftreten können, heißt Teilentladungseinsetzspannung (PDIV). Mit Hilfe von erfahrungsbasierten Sicherheitsfaktoren kann die TE-Einsetzspannung, die in einer Ersatzanordnung erreicht werden muss, berechnet wer-

den. Da hier die Primärisolierung untersucht wird, liegt die Windungsspannung im Fokus. Im Fall der Runddrahtwicklung ist die Drillleiterprobe (im Englischen: Twisted Pair) eine Ersatzanordnung, um diese zu untersuchen. Bei der hier untersuchten Formspule wird eine andere Ersatzanordnung definiert: Zwei L-förmige Leiter werden mit Kaptonband aneinander gewickelt (Bild 7). Hierdurch soll die Biegung im späteren Wickelkopf berücksichtigt werden, da hier eine gleichmäßige Isolierung des Drahtes die größte Herausforderung darstellt.



*Bild 7: Ersatzanordnung zur Untersuchung der TE-Einsetzspannung der Formspule.*

Die TE-Einsetzspannung, die in einer solchen Anordnung zwischen den Leitern mindestens gemessen werden muss, ist nach [3] durch die folgende Gleichung definiert:

$$U_{pk-pk, \min} = 2 \cdot U_{dc} \cdot a \cdot OF \cdot NF \cdot PD \cdot AF \cdot TF. \quad (1)$$

Dabei ist  $U_{dc}$  die Zwischenkreisspannung und  $a$ ,  $OF$ ,  $NF$ ,  $PD$ ,  $AF$  und  $TF$  sind erfahrungsbasierte Sicherheitsfaktoren (vgl. Tabelle 1).

*Tabelle 1: Sicherheitsfaktoren zur Berechnung der minimalen TE-Einsetzspannung.*

Faktor	Funktion
$a$	Zwischen zwei benachbarten Windungen fällt je nach Wicklungstopologie ein Teil der Klemmenspannung ab. Dies ist mit einem Faktor $a \leq 1,0$ berücksichtigt.
$OF$	Umrichter und Maschine sind meist mit einem Kabel verbunden, was zu einem Überspringen an den Maschinenklemmen führt. Dies wird, je nach Kabellänge und Flankensteilheit der Spannung, mit $1,1 \leq OF \leq 2,5$ berücksichtigt.
$NF$	$NF = 1,1$ berücksichtigt Schwankungen der Batteriespannung.
$PD$	Treten Teilentladungen im Isoliersystem auf, erlöschen diese erst unterhalb der TE-Aussetzspannung welche deutlich geringer als die TE-Einsetzspannung ist. $PD = 1,25$ berücksichtigt den Unterschied zwischen TE-Einsetzspannung und TE-Aussetzspannung.
$AF$	$1,0 \leq AF \leq 1,1$ berücksichtigt den Alterungsprozess der Isolierung.
$TF$	$1,0 \leq TF \leq 1,3$ berücksichtigt die Temperaturabhängigkeit der TE-Einsetzspannung.

Für den ungünstigsten Fall werden alle Faktoren mit Ausnahme von  $OF$  so gewählt, dass sie ihrem Maximum entsprechen. Da das Kabel zwischen Umrichter und Maschine im betrachteten Antriebsstrang nur 10 cm lang ist, wird ein geringes Über-

schwingen erwartet und ein Überswingfaktor von  $OF = 1,1$  festgelegt. Mit einer Zwischenkreisspannung von  $U_{dc} = 300\text{ V}$  ergibt sich eine Spitze-Spitze-Spannung von  $U_{pkpk,min} = 1416\text{ V}$ , bei der die Ersatzanordnung in den Voruntersuchungen noch teilentladungsfrei sein muss.

### 3.2. Erprobungen verschiedener Konzepte für die Primärisolierung

Da eine herkömmlich Primärisolierung aufgrund der Spulengeometrie nicht realisierbar ist, werden zwei alternative Ansätze untersucht: Das Umformen von bereits lackiertem Kupferlackdraht, sowie das nachträglich Lackieren der fertig umgeformten Spulen.

#### 3.2.1 Umformen von bereits lackiertem Draht

In Vorversuchen wurden bereits lackierte, L-förmige Leitersegmente umgeformt, bis sie die gewünschte Endhöhe erreichen. Als Ausgangsmaterial dient ein Kupferlackdraht mit einem Durchmesser von 5 mm. Nach der Herstellung findet eine optische Bewertung statt. Anschließend wird die TE-Einsetzspannung gemessen. Diese ist in Bild 8 (links) in Abhängigkeit von der Endhöhe der umgeformten Proben dargestellt. Für jede Endhöhe werden dabei 20 Proben betrachtet. Es ist zu erkennen, dass die Teilentladungseinsetzspannungen für die weiter umgeformten Proben (mit einer Endhöhe von 2 mm) deutlich verringert sind. Außerdem weisen alle Leitersegmente eine Welligkeit des Lackes und 13 der 40 L-Stücke weisen Risse im Isolierlack auf.

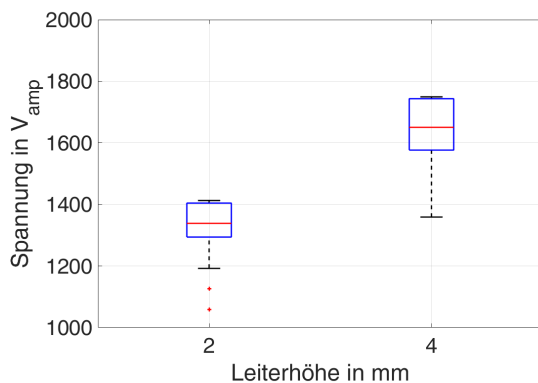


Bild 8: Gemessene TE-Einsetzspannungen in Abhängigkeit der Endhöhe der Proben (links) und umgeformte Probe mit aufgeplatzttem Lack (rechts).

#### 3.2.2 Nachträgliches Lackieren umgeformter Proben

Eine weitere Möglichkeit die Primärisolierung zu realisieren ist das Auftragen der Isolierung auf die bereits umgeformte Spule. Da dies kein verbreitetes Verfahren zur Isolierung der Wicklungen elektrischer Niederspannungsmaschinen ist, müssen auch Materialien verwendet werden, mit denen keine oder nur wenige Erfahrungen für den Einsatz als Primärisolierung vorliegen. Diese Materialien müssen die folgenden Voraussetzungen erfüllen:



- Gute Anhaftung am Leiter.
- Ausreichende Temperaturbeständigkeit.
- Ausreichende elektrische Isolierfähigkeit.
- Geringe Schichtdicken.

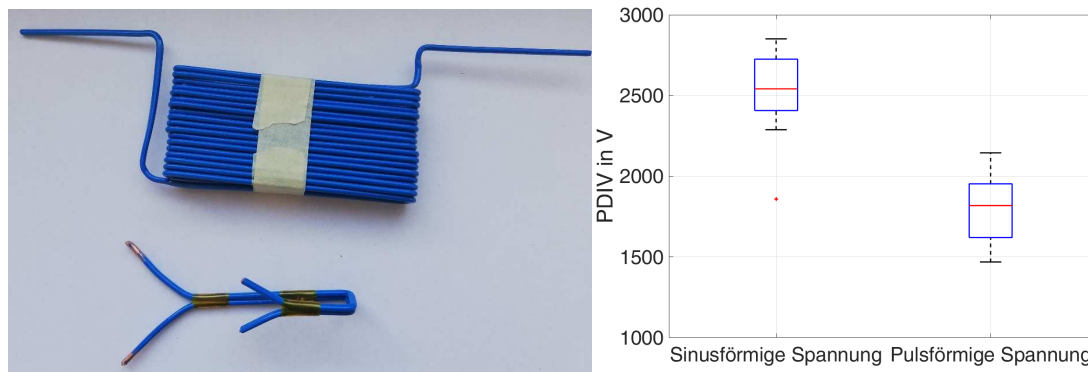
In einer Vorstudie werden epoxidharzbasierte Zwei-Komponenten-Systeme näher betrachtet. Es werden zwei Systeme mit den Markennamen *EVO-Protect 130* und *EVO-Protect 167* näher betrachtet. Die Eigenschaften der mit diesem System beschichteten Drähte sind in Tabelle 2 aufgelistet.

*Tabelle 2: Parameter von Leitern, die mit EVO Protect 130 bzw. EVO Protect 167 beschichtet sind.*

Material	Max. Temperatur in °C	TE-Einsetzspannung in V	Lackschichtdicke bei manueller Lackierung in µm
<i>EVO-Protect 130</i>	120	>1690	22 bis 453
<i>EVO-Protect 167</i>	120	>1400	

Im Folgenden wird nur noch *EVO-Protect 130* betrachtet, da die entsprechend beschichteten Proben höhere TE-Einsetzspannungen erreichen. Außerdem haftet diese Beschichtung besser auf dem Kupferleiter als *EVO-Protect 167*.

Nach der Voruntersuchung wird eine zweite Probencharge mit *EVO-Protect 130* beschichteter Leiter untersucht. Hierbei wird in einem verbesserten Verfahren ein gesamter Spulenrohling beschichtet (Bild 9, links). Da die Isolierung beim Einsatz in einem umrichter gespeisten Traktionsantrieb bipolaren Pulsspannungen ausgesetzt ist, wird auch diese Spannungsform bei der Messung der TE-Einsetzspannung betrachtet. Dazu wird der in [7] beschriebene Messaufbau mit einem bipolaren SiC-Pulsgenerator verwendet. Die gemessenen TE-Einsetzspannungen (Spitze-Spitze-Werte) sind in Bild 9 rechts dargestellt. Es wird deutlich, dass die TE-Einsetzspannungen im Fall der pulsförmigen Spannung deutlich geringer sind als für die Messung mit sinusförmiger Spannung. Dennoch erfüllen alle untersuchten Prüflinge das zuvor definierte Kriterium  $U_{pkpk,min} \geq 1416$  V. Die Schichtdicken der Isolierung der zweiten Charge liegen im Bereich des zuvor definierten Maximums von 80 µm.



*Bild 9: Beschichteter Spulenrohling und Prüfling (links) und TE-Einsetzspannungen für Proben der zweiten Charge (rechts).*



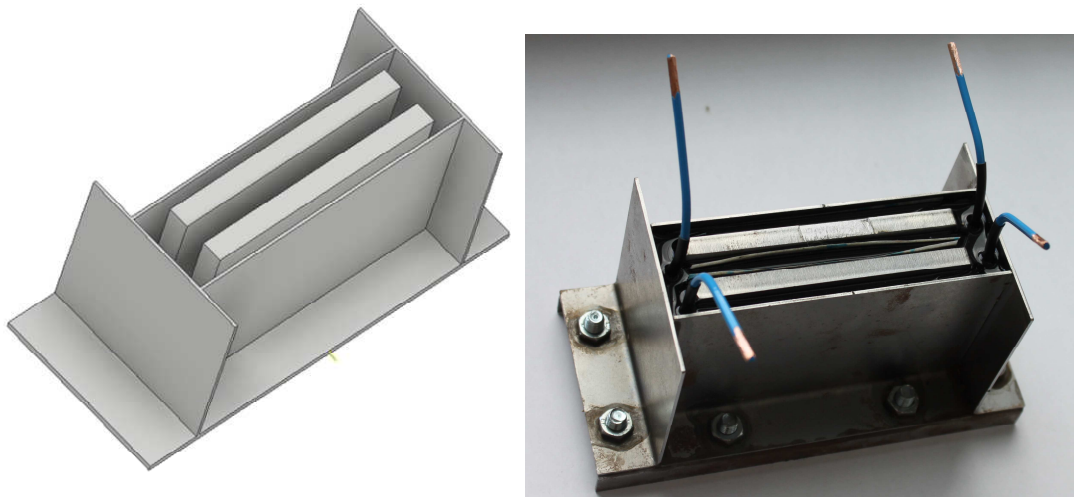
Das verwendete Material kann laut Datenblatt bei einer maximalen Temperatur von 120 °C eingesetzt werden. Moderne Primärisolierungen bestehen meist aus Polyestern oder Polyamidimid und haben Temperaturindizes von 180 °C bis 200 °C. Für Isoliersysteme beschreibt der Temperaturindex die maximal zulässige Temperatur, bei der die erwartete Lebensdauer für den Dauerbetrieb 20.000 h beträgt. Da *EVO-Protect 130* kein herkömmliches Isoliermaterial ist, sind Temperaturindex und Maximaltemperatur nicht direkt vergleichbar. Darum sind umfangreiche Lebensdaueruntersuchungen notwendig, um ein Isoliersystem, in dem die betrachteten epoxidharz-basierten Zwei-Komponenten-Systeme zum Einsatz kommen, für die Wärmeklasse von 120 °C zu qualifizieren.

### 3.3. Lebensdaueruntersuchungen

Lebensdaueruntersuchungen müssen am gesamten Isoliersystem durchgeführt werden. Hierfür wird eine große Anzahl an Prüflingen benötigt, um die Versuche statistisch abzusichern. Deshalb werden nicht komplette Statoren, sondern sogenannte Motoretten einer beschleunigten Alterung ausgesetzt. Diese bestehen in der Regel aus Blechkantungen, die eine oder mehrere Nuten einer Maschine nachbilden. In diese Nuten ist dann dasselbe Isoliersystem eingebracht, wie in der Maschine, in der es Verwendung finden soll.

Für Runddrahtwicklungen wird in [4] eine beschleunigte Alterung in Anlehnung an die Norm [5] durchgeführt. Bei dem Verfahren werden die Prüflinge wechselnden thermischen und mechanischen Belastungen sowie einer Feuchtlagerung ausgesetzt.

#### 3.3.1 Motoretten Design



*Bild 10: CAD-Zeichnung des Motorettenrohlings ohne Formspule und ohne Isoliersystem (links) sowie vollständige Motorette (rechts).*

Das hier angewandte Alterungsverfahren entspricht dem Vorgehen aus [4]. Allerdings müssen die Motoretten auf andere Art und Weise gestaltet werden (siehe Bild 10). Um eine parallele Entwicklung von Isoliersystem und Herstellungsprozess der Spule zu ermöglichen, werden bei der Herstellung der Motoretten beschichtete Rohlinge verwendet (Bild 10, rechts).

### 3.3.2 Beschleunigte Alterung

Das Isoliersystem der Spule soll für eine Isolierstoffklasse von 120 °C qualifiziert werden. Hierzu werden beschleunigte Alterungstests in Anlehnung an [5] durchgeführt. Hierbei werden die Motoretten abwechselnd einer thermischen und einer mechanischen Belastung sowie hohen Luftfeuchtigkeiten ausgesetzt. Der Ablauf des Prüfzyklus ist in Bild 11 dargestellt.

Vor der ersten thermischen Belastung findet eine Vorkonditionierung statt. Hier werden die Prüflinge 24 h einer bipolaren Pulsspannung ausgesetzt. Der Spitze-Spitze-Wert dieser Spannung muss mindestens der zuvor definierten Mindest-TE-Einsatzspannung entsprechen. Als Frequenz wird die maximale Schaltfrequenz des Umrichters gewählt. In diesem Fall entspricht dies  $f = 16 \text{ kHz}$ .

Für den eigentlichen Prüfzyklus werden die Motoretten in drei Gruppen unterteilt und bei unterschiedlichen Temperaturen gealtert. Der Gleichung (2) nach *Dakin* kann entnommen werden, dass hohe Temperaturen eine schnellere Alterung verursachen:

$$L_{\text{Dakin}} = A_{\text{Dakin}} \cdot e^{\frac{B_{\text{Dakin}}}{T}}. \quad (2)$$

Dabei ist  $T$  die absolute Temperatur und  $A_{\text{Dakin}}$  sowie  $B_{\text{Dakin}}$  sind materialabhängige Parameter. Da im kombinierten Belastungszyklus die thermische Belastung die dominante Belastungsform ist, werden die drei Motorettengruppen bei verschiedenen Temperaturen gelagert. Mit den erzielten Lebensdauern wird die *Dakin*-Gleichung parametrisiert.

Bei den Messungen, die nach jedem Belastungszyklus stattfinden, werden die folgenden Parameter bestimmt:

- Widerstand der Isolierung  $R_{\text{ISO}}$ ,
- Kapazität der Isolierung  $C_{\text{ISO}}$ ,
- Verlustfaktor  $\tan \delta$  und
- PDIV.

Widerstand, Kapazität und Verlustfaktor werden als rein informative Parameter betrachtet. Das Unterschreiten eines zuvor definierten Schwellwertes der TE-Einsatzspannung gilt hingegen als End-of-Life-Kriterium. Die Schwellspannung für Messungen zwischen den beiden Spulen, die jeweils einen Strang der Maschine repräsentieren, wird ähnlich wie in Gleichung (1) definiert:

$$U_{\text{pkpk,min,ph-ph}} = 2 \cdot U_{\text{dc}} \cdot OF \cdot NF \cdot PD \cdot TF. \quad (3)$$

Der Sicherheitsfaktor zur Berücksichtigung der Alterung  $AF$  entfällt, da die hier betrachteten Prüflinge bereits einer beschleunigten Alterung ausgesetzt sind. Der Faktor  $a$  wird nur bei einfachen Leiteranordnungen verwendet und entfällt bei der Betrachtung der Motorette. Für die Spannungen zwischen einer Spule und geerdetem Blech der Motorette wird ein empirischer Faktor von 0,7 hinzugefügt:

$$U_{\text{pkpk,min,ph-gd}} = 2 \cdot 0,7 \cdot U_{\text{dc}} \cdot OF \cdot NF \cdot PD \cdot TF. \quad (4)$$

In einer symmetrischen dreisträngigen Maschine, die mit sinusförmiger Spannung gespeist wird, beträgt der Faktor zwischen Außenleiter- und Strangspannung  $1/\sqrt{3} = 0,577$ . Bei umrichter gespeisten Maschinen kann es jedoch zu einer Verschiebung des Sternpunkt potentials kommen, dementsprechend wird der Faktor erhöht [3]. Für das betrachtete Isoliersystem ergeben sich Schwellspannungen von  $U_{\text{pkpk,min,ph-ph}} = 1180 \text{ V}$  bzw.  $U_{\text{pkpk,min,ph-gd}} = 826 \text{ V}$ .

Erste Ergebnisse für den Widerstand der Isolierung sind in Bild 12 dargestellt. Die Temperatur, der die Motoretten bei der Warmlagerung ausgesetzt sind beträgt hier

## Headline

150 °C. Nach der Vorkonditionierung nimmt der Widerstand zunächst leicht zu. Nach dem ersten Belastungszyklus ist er allerdings deutlich verringert.

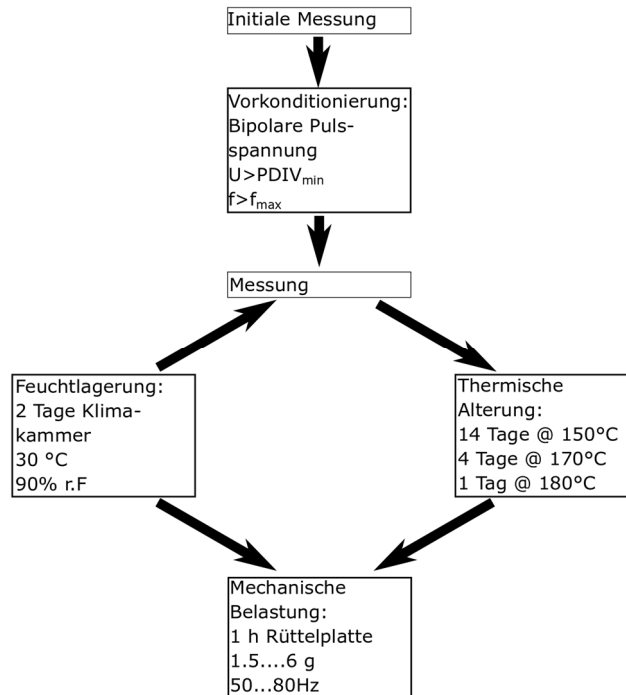


Bild 11: Veranschaulichung des Prüfzyklus zur beschleunigten Alterung des Isoliersystems.

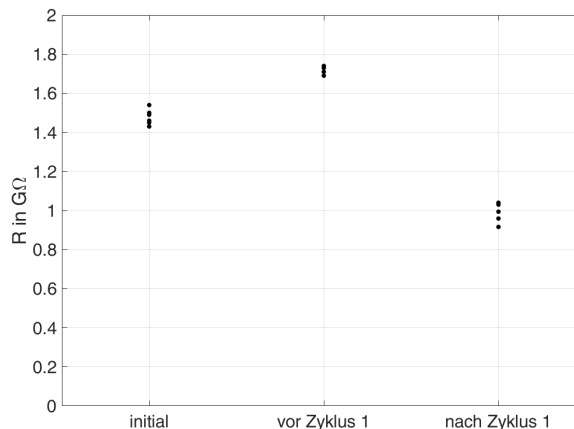


Bild 12: Widerstand der Isolierung von sechs Motoretten, bei der initialen Messung, nach der Vorkonditionierung und nach dem ersten Belastungszyklus.

Bei Verlustfaktor und Kapazität zeigen sich keine signifikanten Unterschiede zwischen den einzelnen Messungen. Die durchschnittliche Kapazität aller Proben beträgt 0,56 nF, der mittlere Verlustfaktor beträgt 0,182. Da bei der Teilentladungsmessung elektrische Alterung auftritt, wird die maximal eingesetzte Spannung auf das doppelte der zuvor definierten Mindestspannung begrenzt. Bei keiner der so durchgeführten Messungen treten Teilentladungen auf.

## 4 Zusammenfassung und Ausblick

Es wird am Beispiel eines Radnabenmotors gezeigt, dass mit Formspulen deutlich höhere Kupferfüllfaktoren als mit Runddrahtwicklungen erreicht werden können. Im Bereich geringer und mittlerer Drehzahlen resultieren hieraus höhere Wirkungsgrade und damit geringere Verlustleistungen, die für ein und denselben Betriebspunkt abgeführt werden müssen.

Im Projekt wurde ein bislang unerprobtes Isoliersystem verwendet, da herkömmliche Primärisolierungen aufgrund der Spulengeometrie nicht verwendet werden können. Mit der TE-Einsetzspannung wird ein Kriterium definiert, um Proben mit verschiedenen Primärisolierungen zu bewerten. Basierend auf dieser Bewertung wird ein Zwei-Komponenten-Epoxidharzsystem als Isolierung ausgewählt. Das Isoliersystem soll mit Lebensdauertests für eine Isolierstoffklasse von 120 °C qualifiziert werden. Hierfür werden Motoretten gefertigt, welche die Formspule aufnehmen können. Die Motoretten werden einem kombinierten Belastungszyklus ausgesetzt, um eine beschleunigte Alterung zu erreichen.

## 5 Danksagung

Die in diesem Beitrag vorgestellten Ergebnisse entstehen im Rahmen des Verbundvorhabens „FlexiCoil“ (Förderkennzeichen: 02P16A012). Dieses Forschungs- und Entwicklungsprojekt wird mit Mitteln des Bundesministeriums für Bildung und Forschung (BMBF) im Rahmenkonzept „Serienflexible Technologien für elektrische Antriebe von Fahrzeugen 2 (E-Antriebe 2)“ gefördert und vom Projektträger Karlsruhe (PTKA) betreut. Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt bei den Autoren. Die Auslegung der Erprobungsträger, sowie die Beschaffung und Schichtdickenuntersuchungen der Isoliermaterialien wurden von der *Schaeffler Technologies AG & Co. KG* durchgeführt und zur Verfügung gestellt.

Werkzeugauslegung und -erprobung finden in Zusammenarbeit mit der *Breuckmann GmbH & Co. KG* und dem *Institut für Bildsame Formgebung (IBF)* der *RWTH Aachen* statt.

GEFÖRDERT VOM



Bundesministerium  
für Bildung  
und Forschung

## Literatur

- [1] Fraunhofer IFAM: „Aluminium statt Kupfer: Gegossenen Aluminiumspulen senken Kosten und Gewicht“, Galvanotechnik 2/2014, Eugen G. Leuze Verlag.
- [2] Daniel Petrell, Alexander Braun, Gerhard Hirt: “Comparison of Different Upsetting Processes for the Production of Copper Coils for Wheel Hub Engines”, 8th Congress of the German Academic Association for Production Technology (WGP), pp 445-454, Springer, 2018.
- [3] DIN EN 60034-18-41: „Drehende elektrische Maschinen Teil 18-41: Qualifizierung für teilentladungsfreie elektrische Isoliersysteme (Typ I) in drehenden elektrischen Maschinen, die von Spannungsumrichtern gespeist werden“, November 2014.
- [4] A. Ruf, F. Pauli, M. Schröder, K. Hameyer: „Lebensdauermodellierung von nicht-teilentladungsresistenten Isoliersystemen elektrischer Maschinen in dynamischen Lastkollektiven“, e&i – Elektrotechnik und Informationstechnik, 135(2), 131–144, Springer, 2018.
- [5] DIN EN 60034-18-21: „Drehende elektrische Maschinen - Teil 18-21: Funktionelle Bewertung von Isoliersystemen - Prüfverfahren für Runddrahtwicklungen - Thermische Bewertung und Klassifizierung“, Juli 2017.
- [6] D. Petrell, F. Pauli, C. Hecker, T. Steibert, M. Klausnitzer, S. Börzel, M. Schröder, K. Hameyer: „Umformtechnisch hergestellte Formspulen zur Erhöhung des Kupferfüllfaktors in elektrischen Maschinen“, Ideen Form geben 33, ASK Umformtechnik, Gerhard Hirt (Hrsg.), 2019.

**Autoren / *The Authors:***

Florian Pauli, M.Sc.; Institut für Elektrische Maschinen (IEM), RWTH Aachen University.

Dipl.-Ing. Michael Schröder; Institut für Elektrische Maschinen (IEM), RWTH Aachen University.

Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. Dr. hc. Kay Hameyer; Institut für Elektrische Maschinen (IEM), RWTH Aachen University.