

HERAUSFORDERUNGEN IN DER PRODUKTION ELEKTRISCHER ANTRIEBE FÜR LUFTFAHRTANWENDUNGEN

FAPS

Alexander Mahr, Johannes Seefried, Michael Weigelt, Marco Ziegler, Jörg Franke, Alexander Kühl
Lehrstuhl für Fertigungsautomatisierung und Produktionssystematik (FAPS) der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg

Hocheffiziente elektrische Antriebe für die Luftfahrt müssen hohe Anforderungen erfüllen, weshalb hochspezialisierte Werkstoffe eingesetzt und bekannte Fertigungsverfahren neu durchdacht werden.

1 Einleitung und Zielstellung

Der Luftverkehr verursacht etwa 2,8 % der weltweiten Emissionen und ist neben der Automobilindustrie einer der größten Industriezweige im Transportsektor [1]. Um die hohen CO₂-Emissionen zu reduzieren, gelten für den Flugverkehr spezielle Beschlüsse, die langfristig das Ziel des klimaneutralen Fliegens verfolgen. Die EU-Kommission hat mit der Innovations- und Forschungsstrategie „Flightpath 2050“ die langfristigen Ziele zur Senkung der Emissionen klar vorgegeben [2]. Die Ziele können entweder mit hybrid-elektrischen oder vollelektrischen Antriebssystemen erreicht werden, wobei die Anforderungen an die Systeme deutlich höher als der aktuelle Standard in der Elektromobilität sind. Der Elektromotor bietet dabei den Vorteil einer deutlich höheren Effizienz gegenüber dem bisherigen Antriebstrang. Ebenfalls ist der elektrische Antriebsstrang deutlich wartungsärmer als die konventionelle Technologie. Gleichzeitig verringert sich die Komplexität des gesamten Antriebes. Dieser vereinfachte Aufbau ermöglicht insgesamt einen grundlegend anderen Aufbau eines Flugzeugs. [3], [4]

Die Antriebe müssen hochdynamisch sein, so dass das Drehmoment über den kompletten Drehzahlbereich unmittelbar aufgebaut werden kann. Nur so können anspruchsvolle Flugmanöver wie das Durchstarten sicher vollzogen werden. [5] Weiterhin muss die gravimetrische Leistungsdichte im Vergleich zu konventionellen Antrieben deutlich erhöht sein, um das Startgewicht zu senken und die Effizienz zu steigern. Aus diesem Grund werden für Luftfahrtantriebe bevorzugt permanenterrregte Synchronmaschinen (PMSM) eingesetzt. [6]

Allerdings reicht die Leistungsfähigkeit des elektrischen Antriebssystems noch nicht aus, um ein Großraumflugzeug über weite Strecken anzutreiben. Dies liegt an der Leistungsdichte des Energiespeichers und des Elektromotors. Dadurch entsteht ein

Zielkonflikt von Leistung, Reichweite und Gewicht, der überwunden werden muss, um die Elektrifizierung in der Luftfahrt voranzutreiben. Aus diesem Grund wird vermehrt in die Forschung leistungsstarker Energiespeichersysteme und Antriebe für die Luftfahrt investiert. [4]

Ein Ergebnis der produktseitigen Forschung ist der Einsatz von Flachdraht bei leistungsstarken Direktantrieben. Der Flachdraht wird hier hochkant zu Spulen geformt, um die Wicklungen des Stators herzustellen. Dadurch wird der Füllfaktor des Drahtes im Nutgrund verbessert und die Windungszahl verringert. Außerdem verbessert sich die Entwärmung des Elektromotors durch größere wärmeabgebende Flächen und weniger Isolationsschichten. Allerdings entstehen durch den Einsatz von Flachdraht auch neue Herausforderungen in der Fertigung des Stators. Das Umformverhalten des Flachdrahtes, vor allem beim Biegen um die schmalere Seite des Drahtes, ist dabei besonders ungünstig. Auch die Handhabung des Flachdrahtes gestaltet sich im Vergleich mit Runddraht deutlich anspruchsvoller. Die Automatisierung des Bewicklungsprozesses bietet hier die Möglichkeit, das Endprodukt trotz der angesprochenen Schwierigkeiten mit konstant hoher Qualität herzustellen. Dies ist vor allem für den Wickelprozess von besonderer Relevanz, da hier die Eigenschaften des Endproduktes stark von der Fertigung des Wickelproduktes abhängen.

In diesem Beitrag wird die Herstellung des Statorwickelsystems am Beispiel einer permanenterregten Synchronmaschine für Luftfahrtanwendungen beschrieben. Das ausgewählte Antriebssystem zeichnet sich durch einen Rotor mit hocheffizienter Magnetanordnung sowie einem einzelzahnsegmentierten Stator mit konzentrierter Wicklung aus. Das Leitersystem besteht aus Kupferflachdraht mit hochtemperaturbeständiger Primärisolation aus teilkristallinem Kunststoff. Der Einzelzahn wird hochkant mit dem Draht bewickelt, um den Kupferfüllgrad zu steigern und die Wechselstromverluste zu senken (vgl. [7]). Das Wicklungssystem wird flüssigkeitsdirektgekühlt und ist redundant ausgelegt, um das Ausfallrisiko bei den hohen erforderlichen Peakleistungen zu minimieren.

2 Grundlagen

2.1 Modell zum Vergleich von Runddraht und Flachdraht

Das hier vorgestellte Modell soll den Aufbau der Wicklung, bei unterschiedlichen Drahtformen verdeutlichen. Dazu wird angestrebt, mit den verschiedenen Drahttopologien möglichst gleiche elektromagnetische Eigenschaften zu erzielen. Aus diesem Grund wird nur die Form des Drahtes variiert und in dem entsprechenden Bauraum dargestellt.

Betrachtet werden drei Spulen, die mit unterschiedlichen Drahtformen bewickelt sind und möglichst gleiche elektrische und magnetische Eigenschaften erreichen sollen.

Als Basis dient ein generischer Spulenkörper. Dieser soll sowohl mit dem Flachdraht hochkant als auch mit dem einzelnen Runddraht, beziehungsweise mit den parallel geschalteten Runddrähten, mit elf Windungen bewickelt werden. Die drei Spulen erreichen so bei der Bestromung mit der gleichen Stromstärke eine gleiche, drahtformunabhängige Durchflutung. Um ähnliche Gleichstromwiderstände bei allen Drahtformen zu erzielen, wurde bei der Auswahl der Drähte darauf geachtet, dass jeweils gleichgroße Querschnittsflächen vorliegen. Für die Isolationszunahme der Drähte werden dabei immer die gemittelten Werte von Grad 2 der Normreihe DIN EN 60317 verwendet.

Der Aufbau der Spule soll mit jeder Drahtform so kompakt wie möglich gestaltet werden. Als Orientierungsgrundlage dient dabei der einlagige Aufbau einer mit Flachdraht bewickelten Spule. Um eine möglichst hohe Packungsdichte zu erreichen, wird angenommen, dass alle Drahtformen durch ein orthozyklisches Wickelprinzip verlegt werden. Allerdings wird auch eine Nutseitenisolation mit 0,3 mm Stärke in den Aufbau integriert. Die sich durch die unterschiedlichen Drahtformen ergebenden Aufbauten werden anhand einer Schnittansicht in Abbildung 1 dargestellt. Zu sehen ist dabei nur eine Spulenhälfte.

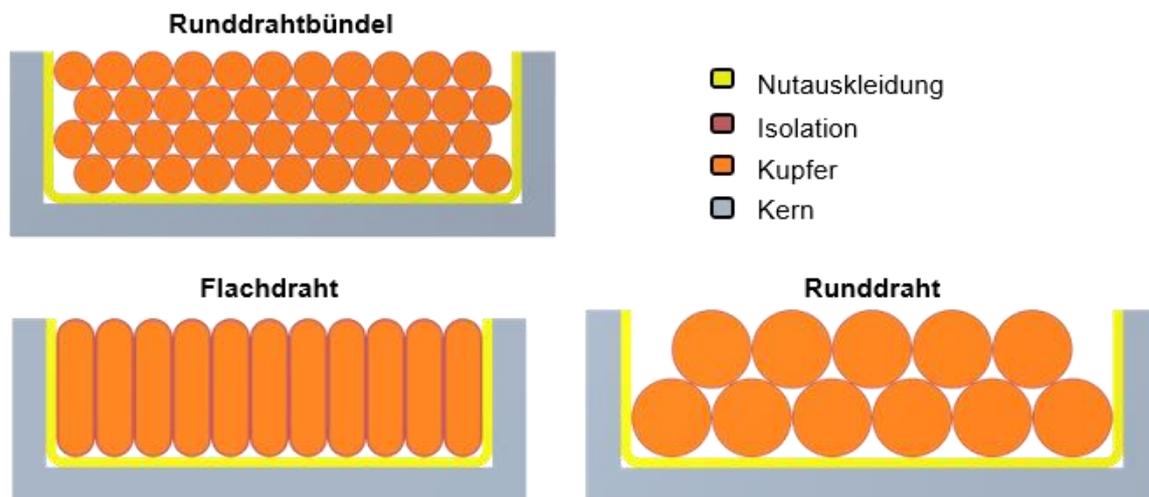


Abbildung 1: Wicklungsaufbauten der verschieden bewickelten Spulenkörper dargestellt im Halbschnitt durch den Spulenkörper

Anzumerken ist, dass der Aufbau der Spule, die mit einem parallelgeschalteten Drahtbündel bewickelt ist, in optimaler Form dargestellt wird. In der Praxis wären hier eine Vielzahl von Leerstellen und Freiräumen am Lagensprung und am Windungssprung zu erwarten. Auch der Wickelprozess und das Handhaben des parallelverlegten Drahtbündels stellen besondere Herausforderungen dar. Eine ausführliche Analyse der hier erreichten Füllfaktoren und der thermischen Eigenschaften sowie einiger weiterer Auffälligkeiten wird im Folgenden dargelegt.

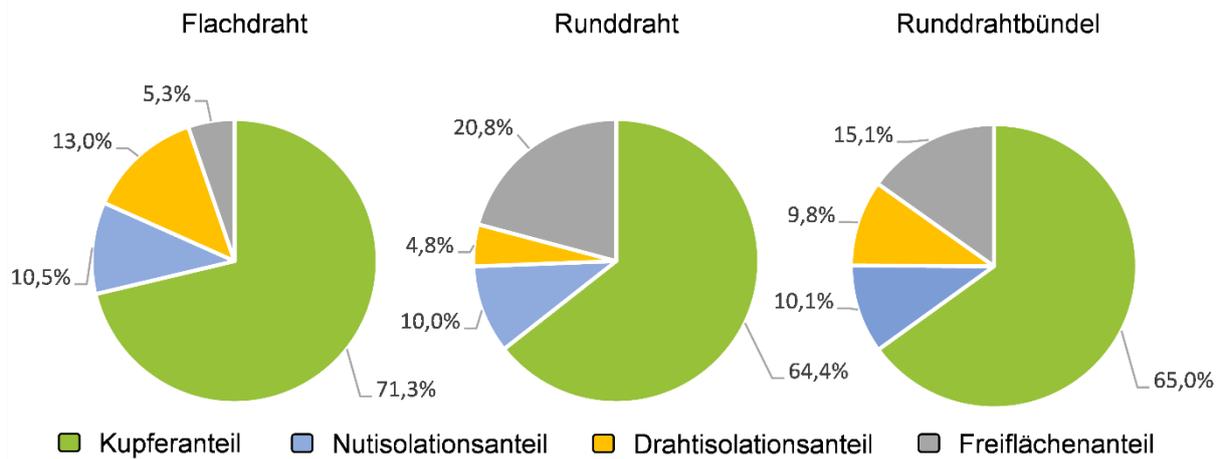
2.1.1 Vergleich der Füllgrade

Ein viel diskutierter Aspekt sind die Füllfaktoren einer elektrischen Maschine, die mit der jeweiligen Drahtform in der Nut erzielt werden können. Die Maximierung dieser Faktoren kann eines der vielen Ziele der Optimierung von Wickelprozessen sein, denn dadurch wird der Bauraum, den der Stator bei gleicher Leistung benötigt, verringert. Dies wirkt sich wiederum positiv auf die Leistungsdichte einer elektrischen Maschine aus. [8], [9]

Als Vergleichselement kann hier der mechanische oder der elektrische Füllfaktor verwendet werden. Beide Faktoren beschreiben den Anteil der Querschnittsfläche einer Nut die befüllt ist. Während für den elektrischen Füllfaktor nur die elektrisch leitende Querschnittsfläche relevant ist, werden in den mechanischen Füllfaktor die Querschnittsfläche, die Wicklungsisolation und andere Isolationsmittel mit einbezogen. Daher hat der elektrische Füllfaktor seine Relevanz vor allem für die elektrischen Eigenschaften einer Spule und damit die elektrische Auslegung eines Elektromotors. Der mechanische Füllfaktor ist währenddessen vor allem für die Produktion der Spule ein wichtiger Parameter. [8], [9]

Aus der Breite und der Höhe des Wicklungsaufbaus ergibt sich eine Querschnittsfläche der Spule. Diese entspricht der Fläche, die die Nut aufweisen muss, um die Wicklung und die Isolation aufzunehmen. Diese Fläche fällt bei der mit Flachdraht bewickelten Spule am geringsten aus. Die mit einem einzelnen Runddraht bewickelte Spule benötigt dabei die größte Fläche. Die mit dem Drahtbündel bewickelte Spule weist, verglichen mit der durch einen einzelnen Runddraht bewickelten Spule, eine geringfügig kleinere Fläche auf.

Die dargelegten Querschnittsflächen werden nun im Folgenden dazu verwendet, um den mechanischen und den elektrischen Füllfaktor zu bestimmen. Die Faktoren werden dabei auf die durch die Drahtform erreichten Querschnitte bezogen und im Anschluss miteinander verglichen. Weiterführend sind die Ergebnisse in Abbildung 2 graphisch dargestellt.



Mechanischer Füllfaktor	94,7 %	Mechanischer Füllfaktor	79,2 %	Mechanischer Füllfaktor	84,9 %
Elektrischer Füllfaktor	71,3 %	Elektrischer Füllfaktor	64,4 %	Elektrischer Füllfaktor	65 %
Isolationsanteil	23,5 %	Isolationsanteil	14,8 %	Isolationsanteil	19,9 %

Abbildung 2: Vergleich der Füllfaktoren zwischen Flachdraht, Runddraht und Runddrahtbündel

Es zeigt sich, dass bei dem Einsatz von Flachdraht ein um 6,9 % größerer elektrischer Füllfaktor gegenüber einem Runddraht mit gleichem Leiterquerschnitt erreicht werden kann. Auch die Differenzierung eines Runddrahtes in mehrere, in diesem Fall vier, kleinere Runddrähte erzielt einen um 0,6 % höheren elektrischen Füllfaktor als der einzelne Runddraht. Demnach besitzt die mit dem Drahtbündel bewickelte Spule einen um 6,3 % geringeren Kupferfüllfaktor als die mit dem Flachdraht bewickelte Spule.

Auffällig ist auch der Anteil der Isolationsflächen am gesamten Spulenquerschnitt. Trotz der kleineren Nutseitenisolation, die aus dem geringeren Bauraum resultiert, erreicht die mit Flachdraht bewickelte Spule die größte Isolationsfläche. Dies drückt sich auch in einem 3,6 % größeren Anteil gegenüber der mit einem Drahtbündel bewickelten Spule aus. Wenn als Vergleich die mit einem einzelnen Runddraht bewickelte Spule verwendet wird, fällt die Differenz mit 8,7 % noch größer aus. Dieser hohe Anteil der Isolationsfläche bei der hochkantigen Flachdrahtwicklung kann vor allem auf die nach Norm DIN EN 60317 und Grad 2 geforderte Isolationszunahme zurückgeführt werden. Diese gibt als Nennwert für Flachdrähte eine Isolationszunahme von 0,145 mm an, während für Runddrähte nur 0,08 mm vorgesehen sind. Der Unterschied von 5,1 % zwischen der mit dem Runddrahtbündel und der mit dem einzelnen Runddraht bewickelten Spule kann durch die Anzahl der Drähte im Nutquerschnitt erklärt werden. Auch jeder Einzeldraht im Drahtbündel ist mit einer Isolationschicht nach Norm DIN EN 60317 und Grad 2 ummantelt. Die Isolationschichten sind dabei sowohl

bei dem Draht des Bündels als auch bei dem einzelnen Runddraht gleich dick. Das führt dazu, dass die Querschnittsfläche der Wicklungsisolation eines Drahtes aus dem Drahtbündel knapp die Hälfte des dickeren einzelnen Runddrahtes beträgt. Durch das Drahtbündel werden jedoch viermal so viele Drähte im Nutquerschnitt abgelegt, wodurch die Isolationsfläche steigt.

Insgesamt liegt der größte Unterschied zwischen den drei Spulen beim Anteil der Freiflächen. Während die hochkant gewickelte Flachdrahtwicklung nur eine Freifläche von 5,27 % aufweist, besitzen die mit Runddraht bewickelten Spulen deutlich größere Anteile. Bei der mit dem Drahtbündel bewickelten Spule beträgt dieser 15,1 %, während bei der Spule, die mit dem einzelnen Runddraht bewickelt ist, sogar 20,8 % der Fläche nicht genutzt werden können. Diese Differenz lässt sich durch zwei Faktoren erklären. Zum einen entstehen bei einer orthozyklisch gewickelten Runddrahtwicklung Freiräume zwischen den Drähten, die auch Zwickelräume genannt werden. Diese Freiräume sind abhängig vom Durchmesser des Drahtes und können nicht als Optimierungspotential gesehen werden. Den zweiten Faktor stellen die Freiräume am Anfang und am Ende einer Lage dar. Diese sind aufgrund des orthozyklischen Wickelprinzips nötig, da ein Versatz von 60° zur vorherigen Lage eingehalten werden muss. Dadurch entsteht ein Freiraum, der nicht genutzt werden kann.

Ähnlich wie die Zwickelräume entstehen auch bei der hochkant gewickelten Flachdrahtwicklung Leerräume zwischen dem Draht und der Nutseitenisolation. Diese sind bei einem einlagigen Aufbau auf die Kantenradien des Drahtes zurückzuführen. Aufgrund der Reduktion der Kerbwirkung und der Begünstigung des Isolationsauftrages können die Kantenradien eines Flachdrahtes jedoch nicht als Optimierungspotenzial gesehen werden.

2.1.2 Thermische Eigenschaften

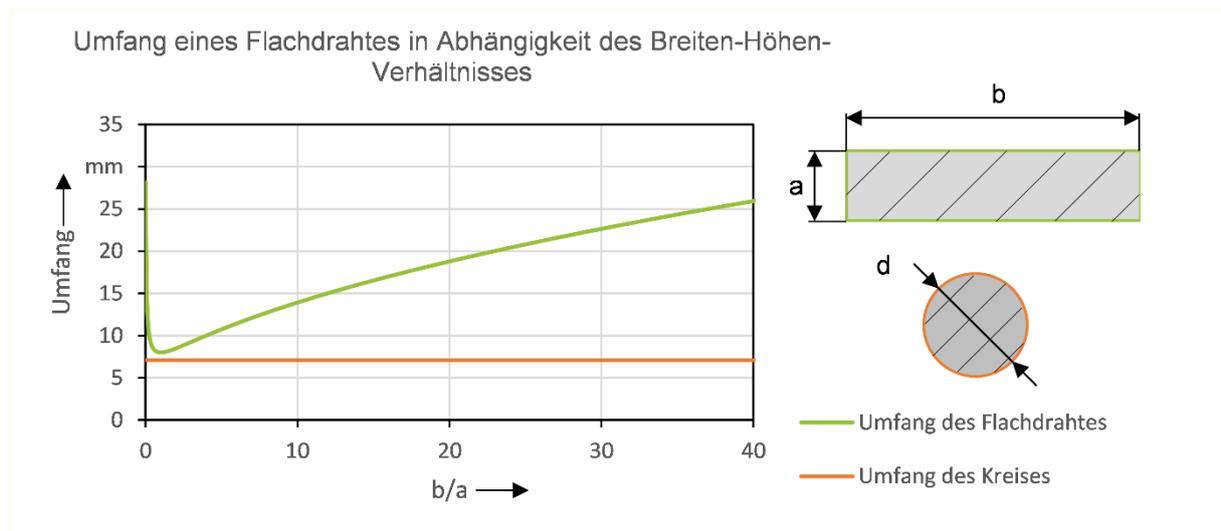


Abbildung 3: Vergleich der wärmeübertragenden Flächen anhand der Betrachtung des Umfangs in Abhängigkeit des Breiten-Höhen-Verhältnisses

In Abbildung 3 ist der Vergleich der wärmeleitenden Flächen dargestellt. Als Basis werden hier ein Flachdraht und ein querschnittsgleicher Runddraht verwendet. Stellvertretend für die Oberfläche wird der Umfang des Drahtquerschnittes betrachtet. Dieser steht in einem linearen Zusammenhang zur Oberfläche eines Leiters. Aufgrund dessen, dass Flachdrähte mit unterschiedlichen Breiten und Stärken den gleichen Querschnitt erreichen können, wird die wärmeübertragende Fläche über dem Verhältnis von der Stärke und Breite angetragen. Als wärmeleitende Fläche wird in diesem Fall der Umfang des Drahtquerschnitts betrachtet. Die grüne Kennlinie beschreibt den Umfang des Flachdrahtes. Beim Runddraht hingegen besteht nur eine Abhängigkeit bezüglich der Querschnittsfläche. Bei einer angenommenen Querschnittsfläche von 4 mm^2 beträgt der Umfang eines Runddrahtes daher $7,087 \text{ mm}$ und wird zur Verdeutlichung durch die orange Gerade in Abbildung 3 dargestellt.

Die Abbildung 3 zeigt deutlich, dass der Drahtquerschnitt eines Flachdrahtes gerade bei sehr großen und sehr kleinen Breiten-Stärken-Verhältnissen große Umfänge erzeugt. Der geringste Umfang hingegen wird beim Flachdraht bei einem quadratischen Flachdrahtquerschnitt erreicht. Verglichen mit dem Umfang des querschnittsgleichen Runddrahtes ist dieser dennoch um 13% größer. Für eine beispielhafte Flachdrahtstärke von 1 mm liegt ein um 41% größerer Umfang vor.

Abschließend ist zu erwähnen, dass nicht der gesamte Umfang eines Drahtes zur Wärmeleitung genutzt werden kann. Dies gilt sowohl für Flachdrähte als auch für Runddrähte. Gerade die Rundungen der Querschnittsformen stellen hier eine Herausforderung dar. Aus diesem Grund bieten gerade die parallelen Flächen eines Flachdrahtes die Möglichkeit, den Wärmetransfer zu begünstigen, da so die Kontaktfläche zwischen den Windungen vergrößert wird. Trotz der größeren Stärke der Isolationsfläche ist so ein höherer Wärmestrom möglich.

2.1.3 Weitere Eigenschaften

Zum Abschluss werden noch weitere Eigenschaften und Effekte dargelegt, die mit dem Einsatz von Flachdraht in elektrischen Maschinen einhergehen. Diese sollen als weitere Gründe neben den hohen Füllfaktoren und einer besseren Wärmeabfuhr dienen, um den fertigungstechnischen Mehraufwand, der bei einer Wicklung aus hochkant gewickelten Flachdrähten entsteht, zu rechtfertigen.

Als Erstes wird hier der große Einfluss des Wickeldrahtes auf die mechanischen Eigenschaften der Spule betrachtet. Der Flachdraht weist eine große Eigensteifigkeit auf. Vor allem bei hochkant bewickelten Spulen überträgt sich diese Steifigkeit auch auf die Wicklung. Dadurch wird der gesamte Aufbau der Spule steifer, was das Verhalten des Bauteiles während des Betriebs verbessert. Ein Abheben der Wicklung, wie es bei Runddrähten durch zentrifugale Krafteinwirkungen hervorgerufen werden kann, wird somit beschränkt. [10]

Ein weiterer Vorteil betrifft die Drahtlänge. Während bei der Flachdrahtwicklung ein einlagiger Aufbau möglich ist, entsteht bei Spulen, die mit Runddraht bewickelt sind, eine Wicklung aus mehreren Lagen. Dies führt aufgrund der Durchmesserzunahme und der Lagensprünge zu unterschiedlichen Windungslängen, was wiederum den Spulenwiderstand beeinflusst. In der Prozessführung des Wicklungsaufbaus müssen auch die unterschiedlichen Positionen, an denen der Draht verlegt wird, mitberücksichtigt werden. [11]

Abschließend ist zu erwähnen, dass die hier getroffenen Annahmen immer in Relation zum gewählten Betriebspunkt zu sehen sind. Daher ist auch die Auswahl der Drahtform für eine Wicklung einer elektrischen Maschine vom späteren Anwendungsfall abhängig. Für den Fall eines leistungsstarken Direktantriebs, der mit vergleichsweise geringen Frequenzen und hohen Stromstärken betrieben wird, wodurch geringe Stromverdrängungseffekte und damit eine geringe Zunahme des Wechselstromwiderstands auftreten, kann ein hochkant gewickelter Flachdraht die Effizienz und die Leistungsdichte einer elektrischen Maschine vergrößern.

2.2 Herausforderungen des Hochkantwickelverfahrens

Das Wickeln von Flachdraht um seine schmale Seite birgt einige Herausforderungen. Die hohe Formänderungsarbeit drückt sich durch höhere Umformkräfte für das Wickeln von Flachdraht im Hochkantverfahren gegenüber den für die Umformung von Runddraht benötigten Kräften aus. Um dies zu verdeutlichen, können die Widerstandsmomente verglichen werden, die durch die Form des Drahtquerschnittes determiniert sind. [10], [12]

$$\frac{W_{\text{Rechteck}}}{W_{\text{Kreis}}} = \frac{\frac{b \cdot h^2}{6}}{\frac{\pi \cdot d^3}{32}} = \frac{16}{3 \cdot \pi} \cdot \frac{b \cdot h^2}{d^3} \quad (1.1)$$

Nach Gleichung 1.1 ergibt sich für einen Flachdraht mit den verwendeten Blankdrahtabmessungen und einen Runddraht mit 2,2 mm Blankdrahtdurchmesser ein Verhältnissfaktor von 2,56. Für die Umformkräfte ist ein ähnliches Verhältnis anzunehmen. Diese höheren, durch den Einsatz von Flachdraht bedingten, Kräfte müssen bei der Auslegung der Komponenten der Wickelmaschine mitberücksichtigt werden. Darüber hinaus erschweren die höheren Umformkräfte auch die Prozessführung.

Neben einer Abschätzung über die Umformkräfte können durch das Widerstandsmoment des Drahtes auch die elastischen Rückfederungskräfte betrachtet werden. Äquivalent zu den Umformkräften erfährt der Flachdraht verglichen mit einem querschnittsgleichen Runddraht nach dem Biegen eine größere Rückfederung. Dies führt zu einem Ausbauchen im Längsbereich von unrunder Spulen, wodurch die Spulenbreite vergrößert wird. Vor allem bei segmentierten Einzelzähnen ruft dies, im Verlauf der Montage zu einem Stator, Kollisionen der einzelnen Polsegmente hervor. Jedoch kann durch

eine entsprechende Drahtzugkraft die Rückfederung eines Flachdrahtes minimiert werden. Als Alternative können auch in der Konstruktion des Stators entsprechend größere Fügetoleranzen gewählt werden. Darüber hinaus stellt die Rückfederung auch bei der Entnahme von bewickelten Spulen aus der Wickelvorrichtung eine Herausforderung dar. Hier können sich bei einem einlagigen Aufbau die Spulenden vom Wickelkörper lösen, wodurch nachfolgende Prozesse, wie die Montage zu einem Stator oder die Kontaktierung, beeinträchtigt werden. [10], [13], [11]

Weitere Probleme ergeben sich durch das Umformverhalten des Flachdrahts. Zum einen weist ein hochkant gebogener Flachdraht, verglichen mit einem querschnittsgleichen Runddraht, einen höheren Abstand der Randfaser zur neutralen Faser auf. Daher wird bei gleichem Biegeradius die Randfaser des Flachdrahtes stärker gedehnt als die des Runddrahtes. Damit einher geht auch eine stärkere Kaltverfestigung des Leiterwerkstoffes. Diese wiederum beeinflusst den elektrischen Widerstand des Leiters negativ. Eine Alternative dazu wäre, den Biegeradius anzupassen, sodass die Dehnung der Randfaser des Flachdrahtes der Randfaser eines Runddrahtes entspricht. Somit wird jedoch der Kern der Spule vergrößert, was zu einem größeren Bauraum der Spule führt und die Leitungsdichte der elektrischen Maschine reduziert. [12], [14], [15], [16]

Zum anderen verändert sich durch die Biegung des Flachdrahtes der Leiterquerschnitt. Durch die Stauchung an der inneren Faser und die Streckung an der äußeren Faser entsteht ein trapezförmiger Querschnitt. Im Windungsaufbau legen sich die nachfolgenden Drähte aneinander an, wodurch eine Schrägstellung gegenüber der Wicklungsachse erfolgt. Dabei addieren sich die Schiefstellungen mit jeder weiteren Windung. Um diese Verkippung des Drahtes in der Biegezone zu minimieren, können zusätzliche Führungselemente und Abstützungen eingesetzt werden. Diese sind jedoch bereits in der Auslegung der Wickelvorrichtung zu beachten und ziehen eine komplexere Prozessführung nach sich. [10]

3 Virtuelle Absicherung des Wickelprozesses

Zur beschleunigten Auslegung und Detailanalyse des Wickelprozesses eignet sich die virtuelle Absicherung unter Anwendung einer Finite Elemente Simulation. Bei einer strukturmechanischen Simulation werden die Halbzeuge modelliert und deren Verhalten im Zeitverlauf des Fertigungsprozesses analysiert. Nachfolgende Abbildung stellt den zugrundeliegenden Arbeitsablauf dar:



Abbildung 4: Vorgehen zur simulativen Abbildung des Spulenwickelprozesses

Zunächst wird der Linearwickelprozess zur Erzeugung der Einzelzahnspulen auf die vorliegende Belastungssituation des Halbzeuges reduziert. Es liegt eine überlagerte Zug-Biege-Belastung vor, die durch eine Zug-Biege-Vorrichtung zutreffend abgebildet wird. Zur Virtualisierung des Prüfaufbaus wird die kinematische Kette der Prüfvorrichtung unter Berücksichtigung der Gelenke und Starrkörper in CAD modelliert und durch eine geeignete Vernetzung in einzelne Elemente diskretisiert. Randbedingungen sind festzulegen, um die Einspannsituation des Halbzeuges und der Prüfkörper zutreffend abzubilden. Auf Basis des FE-Modells können schließlich die Verschiebungen und Spannungen im Drahthalbzeug für verschiedene Parameterkombinationen analysiert werden. Teil der Modellierung ist die Definition realitätsnaher Materialmodelle:

Relevante Analyseparameter des Simulationsmodells sind Drahtverkipfung, Kraft- und Spannungsverläufe im Drahthalbzeug über den Wickelprozess sowie die Verformung der Isolationschicht und sich einstellende Isolationsausdünnung.

Die Drahtverkipfung ist eine Herausforderung des Hochkantwickelns von Flachdraht. Das Fehlerbild führt zu resultierenden Lufträumen in der Spule, die zur Minderung des Füllfaktors führen. Die Verkipfung ist abhängig vom Breiten zu Höhen (b/h) Verhältnis des Drahtquerschnitts. Es kann kein verallgemeinertes b/h -Verhältnis angegeben werden, da dieses von der Drahtgeometrie, dem Materialverhalten und den Belastungen abhängig ist. Im Rahmen der Umformsimulation erfolgte eine Analyse der Drahtver-

kippung unter Annahme einer konstanten Drahtbreite (schmale Seite) und einer variierenden Drahthöhe. Abbildung 5 stellt den Grad der seitlichen Verkippung über die b/h-Verhältnisse dar:

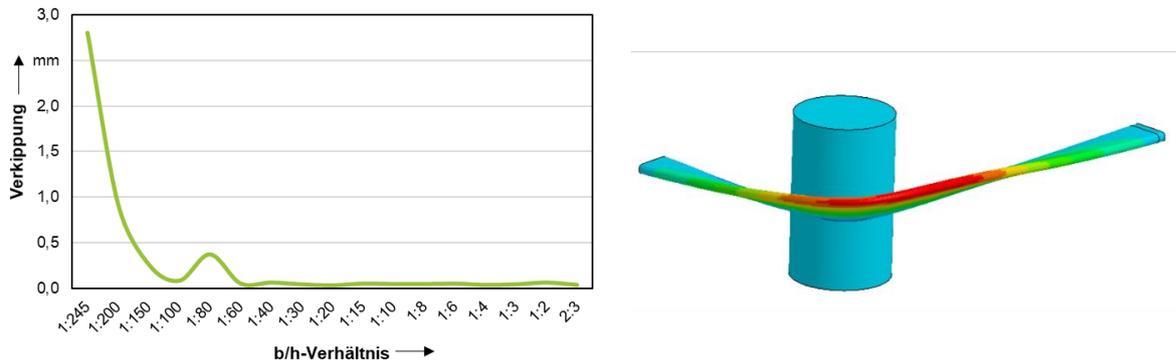


Abbildung 5: Drahtverkippung in Abhängigkeit des b/h-Verhältnis

Für die Abmessung des Referenzdrahtes beträgt die seitliche Verkippung 2,81 mm. Im Wickelprozess sind also zwingend konstruktive Vorkehrungen zur Unterbindung der Drahtverkippung vorzusehen. Mit einer Reduzierung der Drahthöhe reduziert sich die absolute Drahtverkippung.

In Abbildung 6 wird links die Schichtdicke über die Druckseite, also die am Biegedorn anliegende Seite validiert. Es zeigt sich, dass im Bereich der Auflage des Biegedorns auf den Flachdraht sich eine weniger deutliche Schichtdickenabnahme einstellt, als durch die Simulation vorhergesagt. Dies ist auf die Materialmodellierung zurückzuführen, da kein gesondertes Modell für die Druckumformung des Isolationsmaterials definiert ist. In Abbildung 6 rechts ist die Zugseite dargestellt. Hier liegt durchgehend eine hohe Übereinstimmung zwischen Versuch und Simulation vor. Aus den Diagrammen kann gefolgert werden, dass sich die einstellende Isolationsschichtdicke im Bereich der Messabweichung befindet und ein valides Modell der Umformung im Wickelprozess vorliegt.

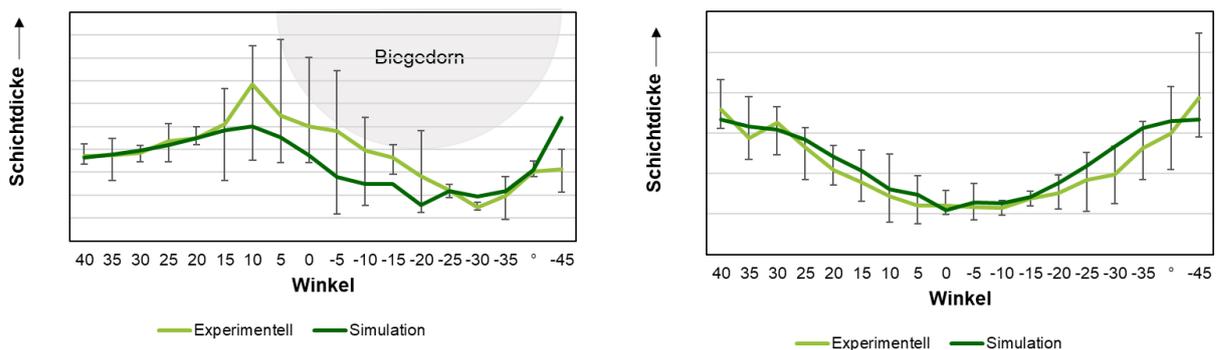


Abbildung 6: Validierung der Schichtdicke der Flachdrahtisolation an Druck- (links) und Zugseite (rechts) der Biegung

Über die Simulation kann darüber hinaus der Spannungsverlauf in der Isolations-
schicht des Drahthalbzeuges ausgewertet werden. Abbildung 7 zeigt die Spannungs-
verläufe von Mises über die Drahtisolation:

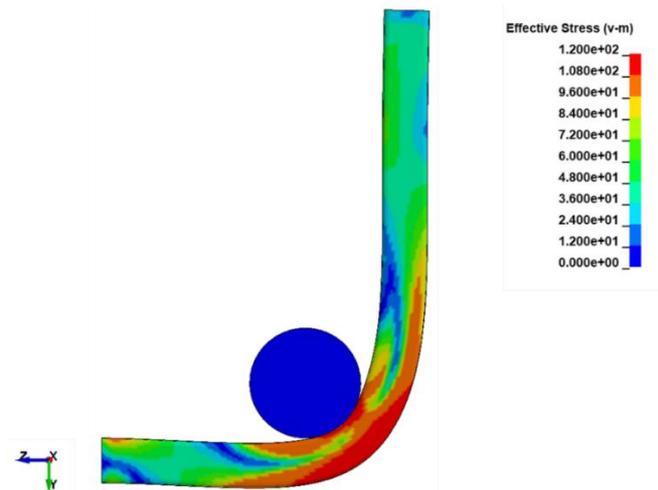


Abbildung 7: Spannungsverlauf über Draht bei Radius 6

Es stellen sich die aus der Biegetheorie bekannten maximalen Spannungen im Zentrum der Biegestelle an Außen- und Innenseite des Drahtes ein. Da der Draht einem kombinierten Belastungszustand aus Zug- und Biegebelastung unterliegt, stellt sich jedoch keine symmetrische Spannungsverteilung über den Drahtquerschnitt ein.

4 Zur Bewicklung vorgesehene Einzelzähne

Bewickelt werden soll ein Stator in Einzelzahnbauweise, vgl. Abbildung 8. Die Basis der hier betrachteten Spule bildet ein Segmentzahn. Auf die Stirnseiten des Segmentzahns werden zwei Wickelkopfträger aufgeklebt. Diese sind aus einem Vakuumgießharz gefertigt und ermöglichen sowohl die Isolierung zwischen dem Wickeldraht und dem Segmentzahn im Bereich der Stirnseite als auch eine Lagensicherung der Wicklung durch Führungsrillen im Wickelkopfträger. Die Seitenwand am Polschuh wird in reduzierter Form ausgeführt, sodass an dieser Stelle eine freizugängliche Biegezone vorliegt. Gleichzeitig ist der Wickelkopfträger, mit einer Bohrung versehen, mit der das Polsegment in die Wickelmaschine aufgenommen wird. Zusätzlich zu der stirnseitig angebrachten Isolation durch den Wickelkopfträger, besteht das Isolationskonzept dieser Spule aus Nutseitenisolationen. Diese kleiden den Nutgrund des Aktivteils vollständig aus und werden als Hartpapier ausgeführt. Darüber hinaus ist eine Überlappung zwischen den stirnseitig angebrachten Wickelkopfträgern und der Nutseitenisolation vorgesehen, um Kriechströme zu vermeiden

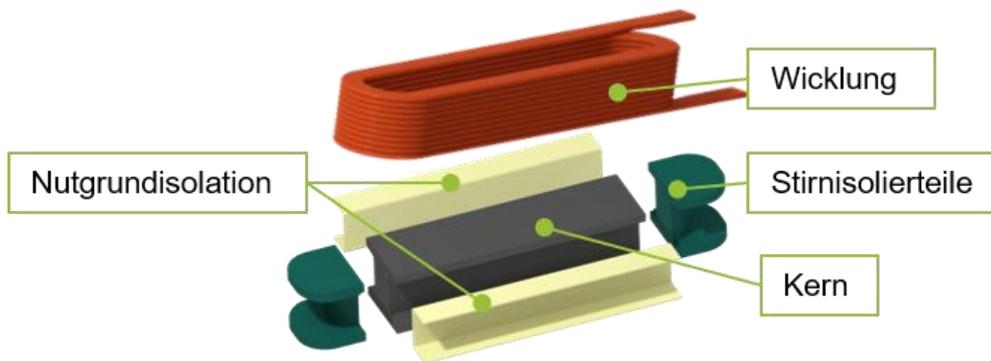


Abbildung 8: Aufbau des Statoreinzelzahnes

Die Bewicklung des zuvor vorgestellten Einzelzahns soll wie bereits erwähnt hochkant mit einem Flachdraht erfolgen. Hierbei soll ein einlagiger Aufbau mit möglichst lückenloser Bewicklung angelehnt an das orthozyklische Wickelprinzip umgesetzt werden, welches beschreibt, dass mindestens 300° des Umfangs einer Windung parallel zur Anlagenschulter abgelegt werden. Daraus ergibt sich auch die Ausführung des Lagensprungs im Bereich eines Wickelkopfes. Daher ist das Design eines Wickelkopfträgers auch an den Lagensprung angepasst. Neben den schräg verlaufenden Führungsrillen, wird dieser Wickelkopfträger auch mit einer Einführschräge ausgeführt, die den Draht an der vorherigen Windung vorbei leiten soll. An der Stelle des Lagensprungs verlaufen auch die beiden Spulenden, die in der Montage des Stators mit weiteren Einzelpolen kontaktiert werden, um die Stränge der elektrischen Maschine zu bilden. Diese Seite der Spule wird im weiteren Verlauf des Artikels als Schaltseite bezeichnet.

Als Wickeldraht soll ein Flachdraht eingesetzt werden. Dieser ist zur Isolation gegenüber den anderen Windungen und dem Polsegment mit einer Isolationsschicht ummantelt.

5 Voruntersuchungen zum Wickelprozess

Im Rahmen der Voruntersuchungen des Wickelprozesses sowie der Risiko- & Potentialanalyse sind vermehrt Probleme mit der Primärisolation aus teilkristallinem Kunststoff des Wickeldrahtes aufgetreten. Durch den Wickelprozess des Flachdrahtes auf die verwendeten Einzelzähne treten im Bereich um die Biegezone schwer detektierbare Risse auf, die während der im Anschluss durchgeführten Teilentladungsprüfungen zum Spannungsdurchschlag führen. Zur Betrachtung des Wickelprozesses wurde daher eine Biegevorrichtung aufgebaut, mit der einfache Biegeversuche mit dem eingesetzten Draht möglich sind.

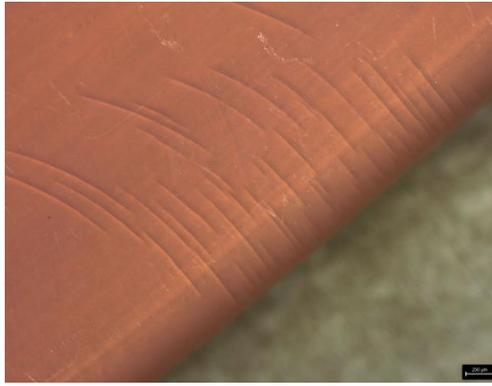


Abbildung 9: Rissbildung hervorgerufen durch den Biegeprozess des isolierten Flachdrahtes

Die fortlaufenden Untersuchungen zeigten hierbei, dass sowohl für den im Projekt betrachteten Flachdraht als auch für Flachdrähte alternativer Hersteller eine Rissbildung in der Isolierung einsetzte. Wie Abbildung 10 zeigt, ist diese Rissbildung jedoch erst nach einer längeren Zeitspanne unter dem Mikroskop sichtbar.

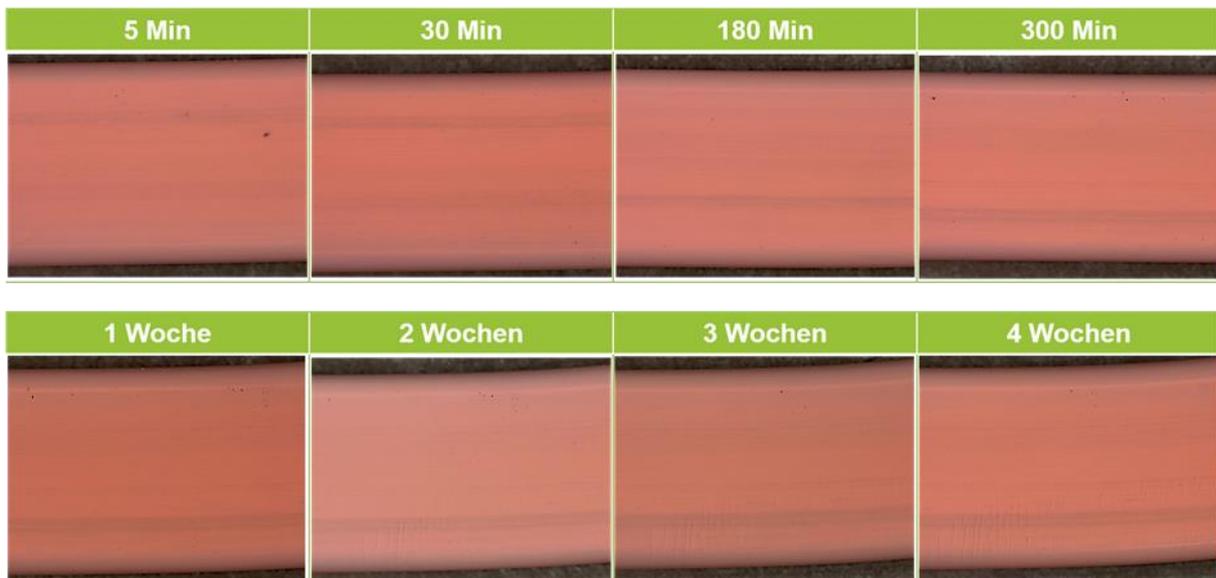


Abbildung 10: Zeitabhängige Entstehung der Risse

Zur Detektion von Crazings an bewickelten Einzelzähnen dienten neben den optischen Untersuchungen hauptsächlich Hochspannungsprüfungen. Die hierfür angeschafften Prüfanlagen ermöglichen dabei entweder eine Belastung der Proben bis zu 25 kV Gleichspannung (DC) oder eine Belastung bis zu 30 kV Wechselspannung (AC) mit 50/60 Hz und max. 100 mA. Die durchgeführten Untersuchungen mit den Drähten im Wasserbad ermöglichten eine Quantifizierung der Schädigungsstärke auf Basis der Höhe der Durchschlagsspannung des jeweiligen Drahtmaterials. Die Position der Durchschlagsstelle konnte anschließend wieder in optischen Untersuchungen lokalisiert werden.

6 Bewickeln der Spulenkörper

Ein kritisches Element wird in der Wickelvorrichtung gesehen, an der die konstante Umformung des Flachdrahtes im Hochkantwickelverfahren am isolierten Blechkörper des Statoreinzelzahnes erfolgen muss.

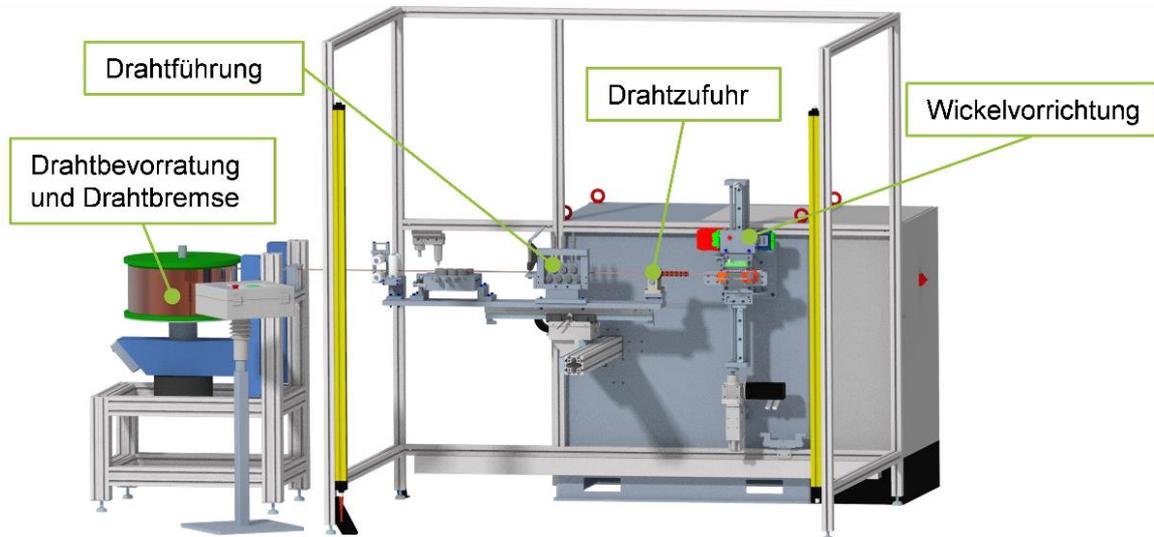


Abbildung 11: Gesamtlayout der befähigten Schablonenwickelanlage

Der zuvor isolierte Blechkörper des Statoreinzelzahns (Spulenkörper) wird in einer komplexen Aufnahme an der Rotationsachse des Wickelsystems aufgespannt. Die Wickelebene des Spulenkörpers, auf den der Flachdraht im Linearwickelverfahren aufgespult wird, muss dabei in alle Richtungen frei bleiben, um einen Einlauf des Drahtes auf den Spulenkörper zu ermöglichen (vgl. Abbildung 11).

Ein Nachlaufwinkel, wie bei vergleichbaren Runddrahtlinearwickelverfahren führt in diesem Fall zu einer Verschlechterung der Drahtablage. Durch einen Nachlaufwinkel von 2° trifft der Wickeldraht schief auf die zuvor gewickelte Windung, was zu einer leichten Verkipfung vor dem Einlaufen in die Nut führt, in der der Draht abgelegt werden soll. Daraufhin erfolgt vor allem in der Biegezone eine Schiefstellung des Drahtes, welche dazu führt, dass der innere Radius in Richtung des Polschuhes zeigt, während der äußere Radius an die vorherige Windung angelehnt wird. Daraus folgt ein Auflaufen des Drahtes auf die Führungsrille des Wickelkopfträgers, wodurch die Schiefstellung mit zunehmender Windungszahl verstärkt wird.



Abbildung 12: Einfluss der Drahtzugkraft auf die geometrische Ausprägung des Wickelkopfes

Infolge der Umformung an den beiden Wickelköpfen kommt es jedoch zu einer Verbreiterung des Flachdrahtes in den Rillen des Spulenkörpers. Der größere Platzbedarf im Nutgrund führt zu Wickelluft an der Außenfaser der Windungen. In diese Wickelluft können die nachfolgenden Windungen einkippen. Sie kippen somit vom elektrischen Niederhalter weg, auf die bereits gewickelten Windungen. Dies führt mit zunehmenden Windungen am Wickelgrund zu einem Auflaufen des Flachdrahtes auf die Führungsrillen des Spulenkörpers. Damit ist eine vollständige Bewicklung des Spulenkörpers mit 11 Windungen nicht möglich.



Abbildung 13: Verdeutlichung der Verkippung des Drahtes im Wickelkopf, durch die Analyse der Flanken des Drahtes

Das Auflaufen des Drahtes auf die Rillen des Spulenkörpers führt durch die extreme Querstellung des Drahtes zusätzlich zu einer Unterwanderung des Niederhalters. Diese starken mechanischen Spannungen klemmen die Niederhalterelemente und

führen zu Beschädigungen der Primärisolation des Flachdrahtes, so zu sehen in Abbildung 14.

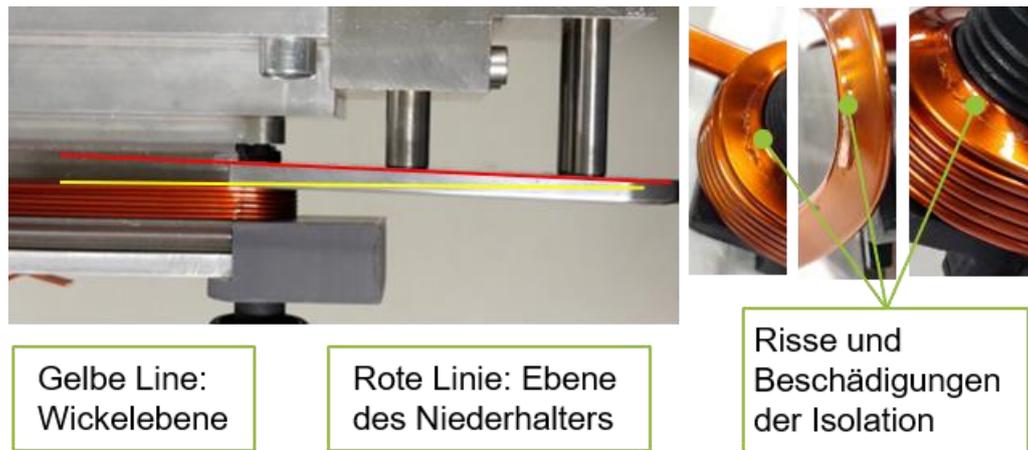


Abbildung 14: Dokumentation der Verkippung des Niederhalters auf der linken Seite und der Schädigungen an der Isolation auf der rechten Seite der Abbildung

Mit den durch vielfache Versuche gewonnenen Erkenntnissen werden verschiedene Optimierungen an dem Wickelsystem vorgenommen.

- Die Führungen der elektrisch zustellbaren Niederhalterelemente werden versteift.
- Der Draht wird mit einer um 15° zur Windungsachse gedrehten Drahtführerdüse auf den Spulenkörper geführt.
- In die Drahtzuführung wird kurz nach der Richtstrecke eine Walzeneinheit eingebracht, die es erlaubt das zulaufende Drahthalbzeug in zehntel Millimeterbereichen, lokal in der Dicke zu reduzieren ohne die Primärisolation zu beschädigen.

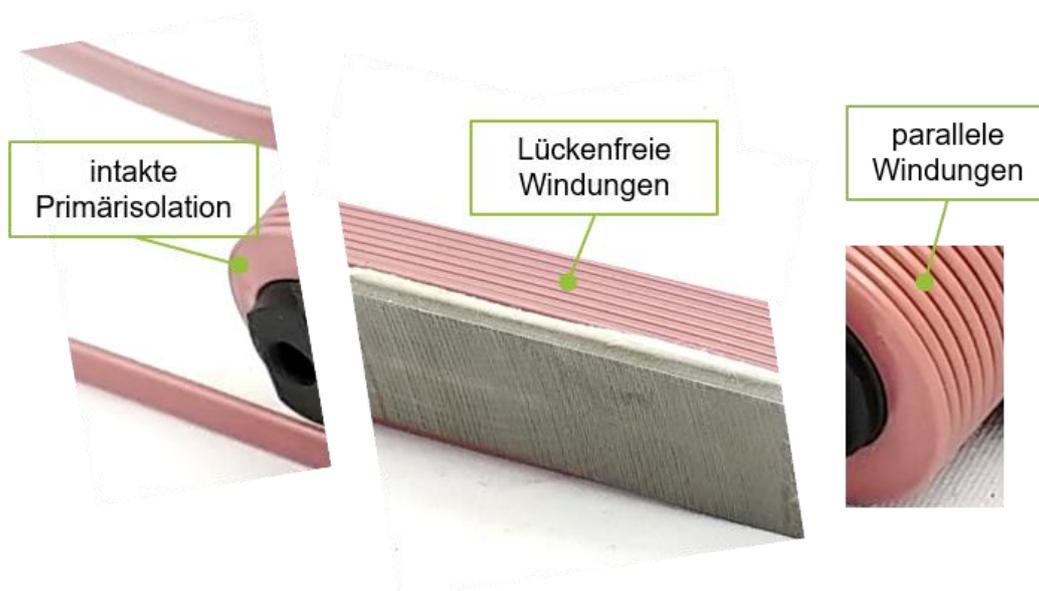


Abbildung 15: Ergebnisse der trapezförmigen Walzumformung des Drahtes

Mit den so gewählten Einstellungen und Anpassungen an dem Wickelsystem, können die isolierten Einzelzähne mit den vorgesehenen Windungen vollständig bewickelt werden. Die Drahtzugkraft von 350 N und die genaue Führung des Drahtes erzeugen optimal bewickelte Einzelzähne ohne nennenswerte Ausbauchungen des Drahtes an den Flanken der Zähne.

7 Kontaktierung

Der vorliegende Kontaktierungsfall wird zur Vereinfachung und Materialeinsparung nicht an kompletten Einzelspulen durchgeführt, sondern wie in Abbildung 16 dargestellt auf eine Überlappverbindung zweier Kupferflachdrähte reduziert. Länge sowie Querschnitte dieser Verbindung entsprechen jedoch der Verbindung von Einzelspule und geplantem Verbindungselement. Die vereinfachte Verbindungsgeometrie ermöglicht auch eine spätere Qualifizierung der elektrischen und mechanischen Verbindungsqualität. Eine Kontaktierung von bewickelten Spulenkörpern erfolgt jedoch im späteren Rahmen des Projektes.



Abbildung 16: Im Projekt HighV zu betrachtende abstrahierte Überlappverbindung

Die Erstellung einer Bewertungsmatrix erfolgt mit Hilfe einer Nutzwertanalyse. Hierfür werden 10 Kontaktierungsverfahren ausgewählt, die grundsätzlich für den vorliegenden Kontaktierungsfall anwendbar sind. Anhand von Gewichtungen sowie Punkteverteilung werden die Verfahren bewertet und der Nutzwert berechnet. Anhand der Ergebnisse der Matrix wird festgelegt, dass im weiteren Projektverlauf das Ultraschallschweißen, Laserstrahlschweißen sowie Widerstandsschweißen betrachtet wird. Da für die ausgewählten Verfahren der Kontaktstellenbereich vollständig von der eingesetzten Drahtisolation befreit werden muss, wird der Abisolierungsprozess im nachfolgendem Projektverlauf zusätzlich betrachtet.

7.1 Definition des Anlagenaufbaus und der Prozessparameter

Für die Durchführung der anstehenden Kontaktierungsversuche, werden für die ausgewählten Verfahren verschiedenste Spann- und Prüfvorrichtungen konstruiert und aufgebaut. Für den Prozess des Ultraschallschweißens wurde darüber hinaus ein neues Werkzeugsystem, bestehend aus Sonotrode und Amboss, ausgearbeitet.

Weiterhin müssen die eingesetzten Flachdrähte im Bereich der Fügezone vollständig abisoliert werden. Darüber hinaus werden für die Durchführung der Kontaktwiderstandsmessungen definierte Abschnitte des Flachdrahtes abisoliert, um eine Ankontaktierung mit Kontaktspitzen zu ermöglichen. Die Abisolierung wird dabei am Lehrstuhl FAPS mittels Einsatz eines infraroten Scheibenlasers realisiert. Hierzu wird der Draht in einer entsprechend aufgebauten Spannvorrichtung (Vgl. Abbildung 17) innerhalb der Laserzelle befestigt. Im Rahmen von zwei Laserprogrammen wird der leicht schräg eingespannte Draht anschließend beidseitig an den vorgesehenen Stellen (Vgl. Abbildung 18) abisoliert. Zwischen den Laserprogrammen wird der Draht manuell um 180° entlang der Längsachse gedreht um sowohl Vorder- als auch Rückseite des Drahtes bearbeiten zu können. Durch die aufgebrauchte Laserstrahlung mit einer Leistung von 400 W bzw. 160 W, bei einer Vorschubgeschwindigkeit von 200 mm/s, wird die Primärisolation aus teilkristallinem Kunststoff an den entsprechenden Stellen aufgeschmolzen und verdampft. Nach dem Abisolierprozess wird der Draht im letzten Schritt an den abisolierten Stellen mit einem einfachen Papiertuch gereinigt um mögliche Schmutzrückstände zu beseitigen.

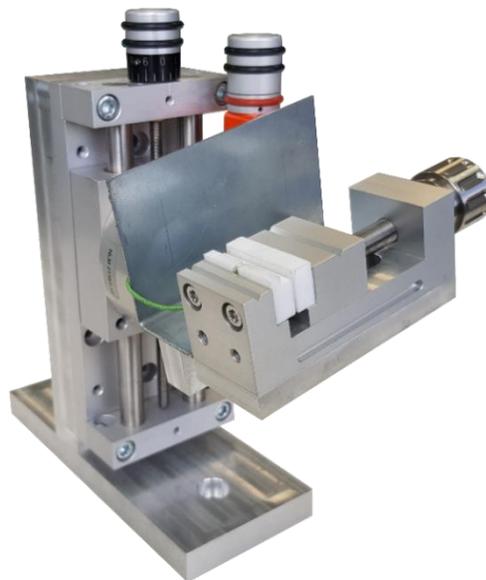


Abbildung 17: Spannvorrichtung für das laserbasierte Abisolieren der Flachdrähte

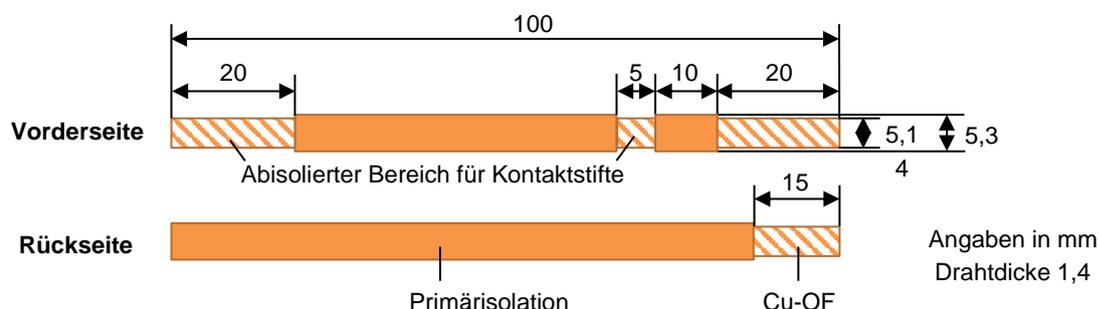


Abbildung 18: Abmessungen des Flachdrahtes sowie abisolierte Bereiche

Für die Qualifizierung der hergestellten Versuchsproben wird sowohl der elektrische Kontaktwiderstand als auch die mechanische Festigkeit der Verbindung validiert. Für die Messung der Kontaktwiderstände wird der in Abbildung 19 gezeigte Versuchsaufbau mit dem dazugehörigen Vier-Leiter-Messprinzip eingesetzt.

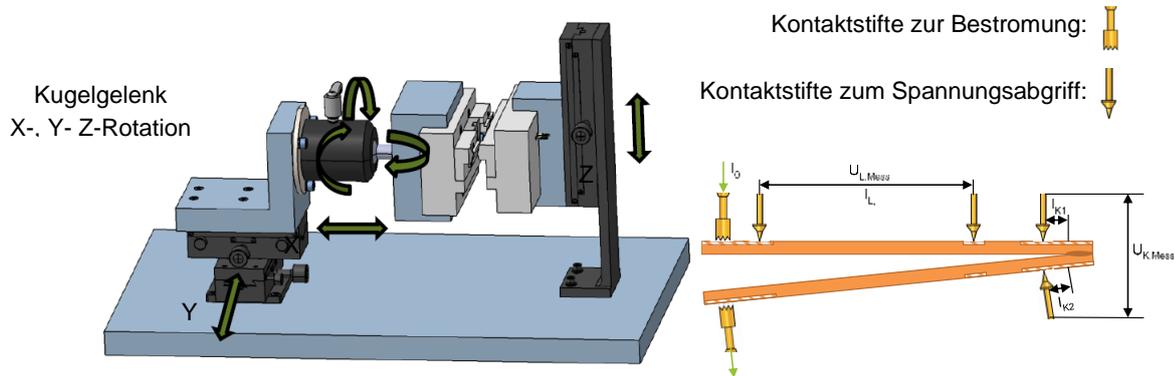
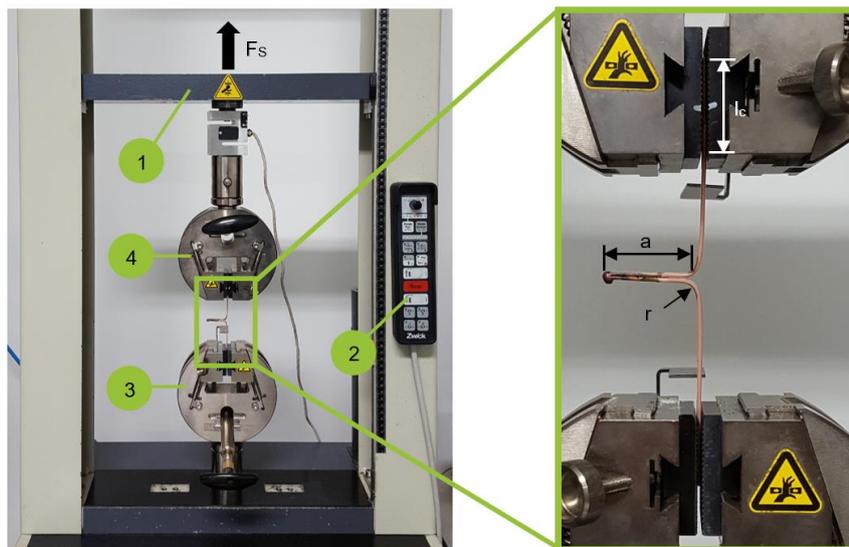


Abbildung 19: Messvorrichtung zur Ermittlung der Kontaktwiderstände sowie Messprinzip

Die Ermittlung der mechanischen Festigkeit der Versuchsproben erfolgt mittels Schälversuchen wie in nachfolgender Abbildung 20 dargestellt.



- | | | | |
|--------------|----------------------|-----------------|-----------------------|
| 1) Traverse | 3) Untere Spannbacke | a : Überlappung | I_c : Einspannlänge |
| 2) Steuerung | 4) Obere Spannbacke | r : Biegeradius | F_s : Schälkraft |

Abbildung 20: Ermittlung der mechanischen Festigkeit durch Schälversuche

7.2 Durchführung von Prozessparameterstudien

Im Rahmen der Bewertungsmatrix auf theoretischer Basis, werden die Verfahren des Laserstrahl-, Ultraschall- sowie Widerstandsschweißen als geeignet ausgewählt. Die Durchführung der Parameterstudien erfolgte daher für alle drei Verfahren. Die vollständigen Ergebnisse können aus Tabelle 1 entnommen werden. Die aufgetretenen

Fehlerbilder und Prozessauffälligkeiten während der Versuchsdurchführung und deren mögliche Ursache befinden sich ebenfalls in Tabelle 2 - Tabelle 4.

Tabelle 1: Zusammenfassung der Parameterstudie

	Widerstandsschweißen	Ultraschallschweißen	Laserstrahlschweißen
Untersuchte Einflussparameter			
Faktoren	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Leistung PW ▪ Schweißimpulsdauer TH ▪ Elektrodendruck HP ▪ Schweißimpulsanzahl RI 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Amplitude A_S ▪ Sonotrodendruck p_S ▪ Schweißweg X_S 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Leistung P_L ▪ Vorschubgeschw. v_L ▪ Anzahl d. Laserüberl. n_L
Prozessfenster			
Empfohlener max. Einstellbereich	<ul style="list-style-type: none"> ▪ PW: 45-60 % ▪ TH: 3-15 · 0,02s ▪ HP: 1-30 bar ▪ RI: 1-20 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ A_S: 80-100 % ▪ p_S: 2-5 bar ▪ X_S: 0,7-1,0 mm 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ P_L: 2800-8000 W ▪ v_L: 190-575 mm/s ▪ n_L: 1-10
Signifikante Effekte auf den Kontaktwiderstand R_K			
Lineare Haupteffekte	<ul style="list-style-type: none"> ▪ TH * 	-	<ul style="list-style-type: none"> ▪ P_L (signifikant) ▪ v_L (signifikant) ▪ n_L (hochsignifikant)
Lineare Wechselwirkungseffekte	<ul style="list-style-type: none"> ▪ TH x HP * ▪ HP x RI * 	-	-
Signifikante Effekte auf die Schälfestigkeit F_S			
Lineare Haupteffekte	<ul style="list-style-type: none"> ▪ PW * ▪ HP * 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ p_S (signifikant) ▪ X_S (signifikant) 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ P_L (hochsignifikant) ▪ v_L (indifferent)
Lineare Wechselwirkungseffekte	<ul style="list-style-type: none"> ▪ PW x HP * 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ p_S x X_S (indifferent) 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ v_L x n_L (signifikant) ▪ P_L x v_L x n_L (indifferent)
Quadratische Effekte	-	-	<ul style="list-style-type: none"> ▪ P_L (signifikant)
Elektrische Qualität der Kontaktierung			
Mittlerer Kontaktwiderstand R_K	58,77 $\mu\Omega$	53,60 $\mu\Omega$	78,29 $\mu\Omega$ ***
Mechnische Qualität der Kontaktierung			
Mittlere Schälfestigkeit F_S	46,75 N	120,61 N	610,99 N
Reproduzierbarkeit der Prozessergebnisse / Robustheit des Prozesses			
Mittlere Standardabweichung für den Kontaktwiderstand R_K	n.a.	4,91 %	2,71 %
Mittlere Standardabweichung für die Schälfestigkeit F_S	n.a.	33,18 %	18,91 %
Prozesskomplexität			
Komplexität des Schweißprozesses	Mittel	Mittel	Hoch
Taktzeit			

Taktzeit zur Durchführung einer Kontaktierung	Gering - mittel	Sehr gering	Sehr gering - gering
Automatisierbarkeit			
Automatisierbarkeit des Schweißprozesses	Gut	Gut	Sehr gut
Flexibilität			
Flexibilität des Schweißprozesses	Mittel	Mittel	Hoch
Werkzeugverschleiß			
Stärke des Werkzeugverschleißes	Sehr hoch	Mittel	Sehr gering
Legende	<p>* Keine Signifikanzbewertung möglich. Die stärksten Effekte wurden berücksichtigt.</p> <p>** Wert entspricht dem mittleren Kontaktwiderstand R_K einer Faktorstufenkombination (Mittelwert aus drei Versuchsblöcken).</p> <p>*** Zur Interpretation des Kontaktwiderstandes R_K beim Laserschweißen muss berücksichtigt werden, dass die max. erreichte Schweißtiefe weniger als 5 mm beträgt.</p> <p><input type="checkbox"/> Beste Ausprägung im Vergleich der Technologien.</p>		

Tabelle 2: Prozessauffälligkeiten beim Widerstandsschweißen

Auffälligkeit	Beschreibung	Potentielle Ursachen
<p>Schwache Verschweißung</p> 	<p>Verschweißung lediglich an den Kontaktflächen. Kontaktierung lässt sich durch Handkraft lösen. Keine tiefergehenden Schweißpunkte an den gelösten Kontaktflächen sichtbar.</p>	<ul style="list-style-type: none"> geringe thermische Energieeinkopplung in die Kontaktzone (→ PW, TH, RI gering) geringer Schweißdruck (HP) hohe/schnelle Ausleitung der Wärme aus der Fügezone durch den Cu-Werkstoff
<p>Starke plastische Verformung</p> 	<p>Starke plastische Verformung bzw. Ausdünnung in der Fügezone, wodurch ein Materialversagen (Bruch) begünstigt wird.</p>	<ul style="list-style-type: none"> hohe thermische Energieeinkopplung in die Kontaktzone (→ PW, TH, RI hoch) hoher Schweißdruck (HP) geringe Drahtdicke hohes Formänderungsvermögen des Cu-Werkstoffs
<p>Explosionen</p>	<p>Zu hohe (lokale) Energieeinkopplung in die Kontaktzone, wodurch es zu einer schlagartigen Verdampfung von Materie kommt und der Schweißkontakt durch eine Explosion völlig zerstört wird.</p>	<ul style="list-style-type: none"> sehr hohe thermische Energieeinkopplung in die Kontaktzone (→ PW, TH, RI sehr hoch) hoher Schweißdruck (HP) verstärkte punktuelle Energieeinkopplung in den

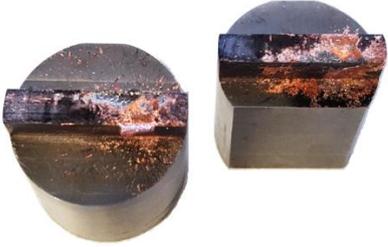
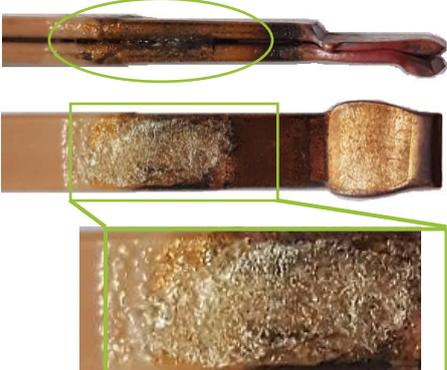
		<p>Werkstoff durch Verschmutzungen bzw. Oxidschichten auf der Kupferoberfläche</p>
<p>Prozessschwankung</p> 	<p>Schwankende Schweißergebnisse. Selbst bei Durchführung mehrerer Kontaktierungen mit derselben Parametereinstellung weichen die Ergebnisse sichtbar ab.</p>	<ul style="list-style-type: none"> ▪ schwankende Anlagenbedingungen (z.B. Elektrodenverschleiß) ▪ Umgebungsschwankungen ▪ Ausführungsschwankungen durch den Bediener ▪ Proben-Schwankungen (Geometrie, Oxidation, Verschmutzung)
<p>Nahtfehler</p> 	<p>Auftreten von Schweißnahtfehlern wie Schweißspritzer und Durchschweißungen (Löcher) sowie von ungleichmäßigen Schweißnahtoberflächen.</p>	<ul style="list-style-type: none"> ▪ ungleichmäßige Energieeinkopplung in die Kontaktzone ▪ ungleichmäßig wirkender Schweißdruck ▪ ungleichmäßige Oxidation der Cu-Oberfläche ▪ Verschmutzungen auf der Cu-Oberfläche ▪ Elektrodenverschleiß/-verschmutzung
<p>Elektrodenverschleiß/-verschmutzung</p> 	<p>Schneller Verschleiß bzw. schnelle Verschmutzung der Schweißelektroden.</p>	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Materialbedingte Gründe der Elektroden (z.B. Werkstoff nicht hart genug) ▪ Materialbedingte Gründe des Cu-Werkstoffs (z.B. starke Haftwirkung an Elektrodenoberfläche) ▪ Prozessbedingte Gründe (z.B. hohe Druckwirkung auf Elektroden)
<p>Abbrand / Isolationsaufschmelzung</p> 	<p>Abbrand, Bläschenbildung und Aufschmelzung von Isolationslack nahe der Fügezone.</p>	<ul style="list-style-type: none"> ▪ unzureichende Temperaturbeständigkeit der Primärisolation ▪ sehr gute Wärmeleitfähigkeit von Cu-ETP

Tabelle 3: Prozessauffälligkeiten beim Ultraschallschweißen

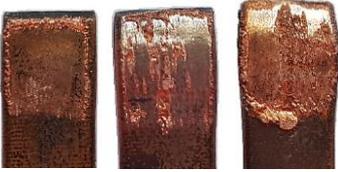
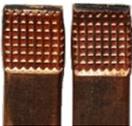
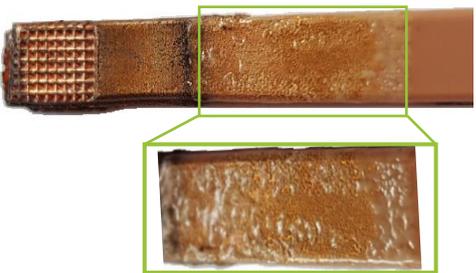
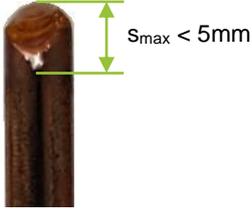
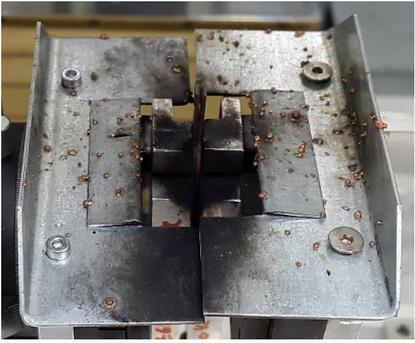
Auffälligkeit	Beschreibung	Potentielle Ursachen
<p>Starke Verschweißung</p> 	<p>Starke Verschweißung in der Kontaktzone durch tiefergehende Schweißpunkte.</p>	<ul style="list-style-type: none"> hohe lokale Energieeinkopplung in die Kontaktzone
<p>Geringe (sichtbare) Prozessschwankungen</p> 	<p>Sehr geringe sichtbare Schwankungen an den Schweißnahtoberflächen. Nicht nur die Schweißnahtoberflächen der Zentrumsunkte des Versuchsplans, sondern allgemein alle Probenkontaktoberflächen bzw. -geometrien unterscheiden sich kaum.</p>	<p>-</p>
<p>Variation in Stärke und Anzahl der Schweißpunkte an den Kontaktflächen</p> 	<p>Variation der Stärke und Anzahl der Schweißpunkte an den Kontaktflächen in Abhängigkeit der Parametereinstellungen.</p>	<ul style="list-style-type: none"> Unterschiede bzgl. der Energieeinkopplung in die Kontaktzone
<p>Mäßige plastische Verformung</p> 	<p>Geringe plastische Verformung der Drahtpartner an der Fügestelle.</p>	<ul style="list-style-type: none"> relativ geringe thermische Energieeinkopplung in die Kontaktzone relativ geringe Druckeinwirkung durch die Sonotrode
<p>Abbrand / Isolationsaufschmelzung</p> 	<p>Vereinzelt Auftreten von Abbrand, Bläschenbildung bzw. Aufschmelzen von Isolationslack im isolierten Drahtbereich.</p>	<ul style="list-style-type: none"> unzureichende Temp.beständigkeit der Primärisolation. sehr gute Wärmeleitfähigkeit von Cu-ETP geringer Sonotrodendruck bei großer Amplitude hoher Sonotrodendruck bzw. große Amplitude in Kombination mit großem Schweißweg ($X_s > 1,0 \text{ mm}$)

Tabelle 4: Prozessauffälligkeiten beim Laserstrahlschweißen

Auffälligkeit	Beschreibung	Potentielle Ursachen
---------------	--------------	----------------------

<p>Starke Verschweißung</p> 	<p>Sehr starke Verschweißung in der Kontaktzone durch vollständig stoffschlüssige Verbindung. Kontaktierung lässt sich nicht mehr durch Handkraft lösen.</p>	<ul style="list-style-type: none"> hohe lokale Energieeinkopplung in die Kontaktzone ($\rightarrow P_L, n_L$ hoch; v_L niedrig)
<p>Geringe Schweißtiefe</p> 	<p>Geringe maximal erreichbare Schweißtiefe s_{max}. Bevor der Tiefschweißbereich und eine größere Einschweißtiefe erreicht wird, tritt Schmelze über den Rand des Drahtes bis hin zum Abtropfen der Schweißperle.</p>	<ul style="list-style-type: none"> geringe Drahtdicke sehr gute Wärmeleitfähigkeit von Cu-ETP
<p>Abkippen/ Abtropfen der Schweißperle</p> 	<p>Starke Vergrößerung der Schweißperle bei Erhöhung der Energieeinkopplung in die Kontaktzone bis hin zum Abkippen oder Abtropfen der Schweißperle.</p>	<ul style="list-style-type: none"> sehr hohe Energieeinkopplung in die Kontaktzone ($\rightarrow P_L, n_L$ sehr hoch; v_L sehr niedrig) geringe Drahtdicke sehr gute Wärmeleitfähigkeit von Cu-ETP
<p>Schweißspritzer</p> 	<p>Auftreten von Schweißnahtfehlern wie Schweißspritzern und Abkippen oder Abtropfen der Schweißperle.</p>	<ul style="list-style-type: none"> sehr hohe Energieeinkopplung in die Kontaktzone ($\rightarrow P_L, n_L$ sehr hoch; v_L sehr niedrig) ungleichmäßige Energieeinkopplung in die Kontaktzone ungleichmäßige Oxidation der Cu-Oberfläche Hohe Schmelzbadynamik durch geringe Oberflächenspannung bzw. Viskosität der Schmelze
<p>Abbrand / Isolationsaufschmelzung</p> 	<p>Vereinzelt Auftreten von Abbrand, Bläschenbildung bzw. Aufschmelzen oder Verdampfen von Isolationslack im isolierten Drahtbereich.</p>	<ul style="list-style-type: none"> unzureichende Temperaturbeständigkeit der Lackisolation. sehr gute Wärmeleitfähigkeit von Cu-ETP ungeeignete Positionierung der Flachdrahtpartner relativ zum Laserstrahl

Basierend auf den Vorversuchen lassen sich erste Erkenntnisse über die drei Schweißtechnologien sowie über deren Eignung für die Kontaktierung von Kupferflachdrähten treffen. So wird deutlich, dass sich mit Hilfe des Widerstandsschweißens keine zufriedenstellenden Schweißkontakte herstellen lassen. So ist es nicht möglich, starke Verschweißung zwischen den verwendeten Flachdrähten durch das Widerstandsschweißen zu erreichen, ohne dass sich die Fügezone stark plastisch verformt

und ausdünn. Weiterhin weisen die widerstandsgeschweißten Kontakte teilweise große Schwankungen auf und sind durch vielfältige Schweißnahtfehler gekennzeichnet. Begünstigt wird dies durch einen schnellen Verschleiß der Schweißelektroden. Darüber hinaus kommt es bei vielen Proben zu einem Abbrand, zu Bläschenbildung und zu einem Aufschmelzen von Isolationslack nahe der Fügezone.

Sowohl das Ultraschallschweißen als auch das Laserschweißen ermöglichen hingegen optisch gute und mechanisch feste Schweißkontakte. Während beim Ultraschallschweißen eine starke Schweißverbindung durch vielfältige tiefergehende Schweißpunkte zustande kommt, wird beim Laserschweißen eine feste vollständig stoffschlüssige Verbindung erzielt. Die Stärke der Verschweißung variiert beim Ultraschallschweißen in Abhängigkeit der Anzahl und der Tiefe der Schweißpunkte an den Kontaktflächen, was sich mit Hilfe der Parametereinstellungen steuern lässt. Beim Laserschweißen hängen die Verbindungseigenschaften u.a. von der Größe der erzeugten Schweißperle ab. So kommt es bei Erhöhung der Energieeinkopplung zu einer starken Vergrößerung der Schweißperle in der Kontaktzone bis hin zum Abkippen oder Abtropfen der Schweißperle. Die maximal erreichbare Schweißtiefe mit $s_{max} < 5$ mm ist jedoch relativ gering, da Schmelze über den Rand des Drahtes tritt oder es zum Abtropfen der Schweißperle kommt, bevor der Tiefschweißbereich und eine größere Einschweißtiefe erreicht wird. Optisch weisen die ultraschallgeschweißten Kontakte die am wenigsten schwankenden Schweißnahtgeometrien, bzw. -oberflächen auf, jedoch kommt es auch hier, wie beim Laserschweißen, zu einem vereinzelt Auftreten von Abbrand, Bläschenbildung bzw. Aufschmelzen von Isolationslack.

Aufbauend auf die Vorversuche wird für jede Schweißtechnologie ein zentral zusammengesetzter Versuchsplan erstellt, dessen Faktorstufen einen Versuchsraum innerhalb des Prozessfensters abbilden. Die beste elektrische Verbindungsqualität der Schweißkontakte kann dabei mit Hilfe des Ultraschallschweißens erzielt werden. Der gemessene mittlere Kontaktwiderstand R_K liegt hier bei $53,60 \mu\Omega$, gegenüber $58,77 \mu\Omega$ beim Widerstandsschweißen und $78,29 \mu\Omega$ beim Laserstrahlschweißen. Die beste mechanische Qualität der Schweißkontakte wird im Durchschnitt mit Hilfe des Laserstrahlschweißens erreicht. Die gemessene mittlere Schälffestigkeit FS liegt für das Laserstrahlschweißen bei $610,99$ N, gegenüber $120,61$ N beim Ultraschallschweißen und $46,75$ N beim Widerstandsschweißen.

Basierend auf den ermittelten Standardabweichungen der Messwerte der Versuchsblöcke innerhalb einer Faktorstufenkombination, lassen sich die Kontaktierungsprozesse des Ultraschall- und Laserstrahlschweißens hinsichtlich ihrer Robustheit bzw. bezüglich der Reproduzierbarkeit der Prozessergebnisse bewerten. Da für das Widerstandsschweißen aufgrund der aufgetretenen starken Prozessschwankungen, nur ein Block realisiert werden konnte, können keine Standardabweichungen ermittelt werden. Verglichen zum Ultraschallschweißen weist das Laserstrahlschweißen eine deutlich höhere Reproduzierbarkeit der Kontaktierungsergebnisse auf. So ist die mittlere relative Standardabweichung für den Kontaktwiderstand R_K beim Ultraschallschweißen

mit 2,71 % fast doppelt so hoch wie beim Laserstrahlschweißen mit 4,91 %. Auch hinsichtlich der mittleren relativen Standardabweichung für die Schälfestigkeit FS liegt der Wert beim Ultraschallschweißen mit 33,18 % um fast den Faktor zwei höher als beim Laserstrahlschweißen mit 18,91 %.

In Anbetracht der Versuchsergebnisse der Parameterstudie, wird eine weitere Betrachtung des Ultraschallschweißverfahrens mit dem Projektpartner festgelegt. Die Reproduzierbarkeit der Versuchsergebnisse ist beim Verfahren des Laserstrahlschweißen zwar grundsätzlich höher, jedoch fordert dies auch einen deutlich höheren Anlageninvest. Darüber hinaus ist die Gefahr von fehlerhaften Schweißungen, bedingt durch Verschmutzungen des Drahtes, unsaubere Schnittkanten oder Oxidation der Oberfläche, um ein Vielfaches höher als beim Ultraschallschweißen. Um die Reproduzierbarkeit des Ultraschallschweißverfahrens zu erhöhen, wird eine weitere Parameterstudie mit eingeschränktem Prozessfenster geplant. Des Weiteren kann, je nach Auslegung des endgültigen Kontaktdesigns, die Überlappung der Fügezone von 5 mm auf bis zu 15 mm erhöht werden. Hierdurch kann sich sowohl die mechanische als auch die elektrische Verbindungsqualität beim Ultraschallschweißen zusätzlich deutlich verbessern

7.3 Validierung Langzeitstabilität

Zur Evaluierung der Langzeitverbindungsstabilität der Kontaktierungsproben erfolgt die Durchführung von Umweltsimulationen. Da noch keine Normen für die Prüfung von elektrischen Luftfahrtantrieben bzw. deren Fertigungsprozessen existieren, werden verschiedene Prüfverfahren aus dem Automobilbereich herangezogen und ggf. angepasst. Die hergestellten Verbindungen werden jeweils vor als auch nach den Simulationen elektrisch vermessen. Da die Kontaktstellen im Antrieb zusätzlich unter direkter Einwirkung des eingesetzten Kühlmediums stehen, werden zusätzlich Versuchsproben vor den Umweltsimulationen in diesem ausgelagert. Die eingesetzten Umweltsimulationen sowie deren Randbedingungen können auch nachfolgender Abbildung 21 entnommen werden.

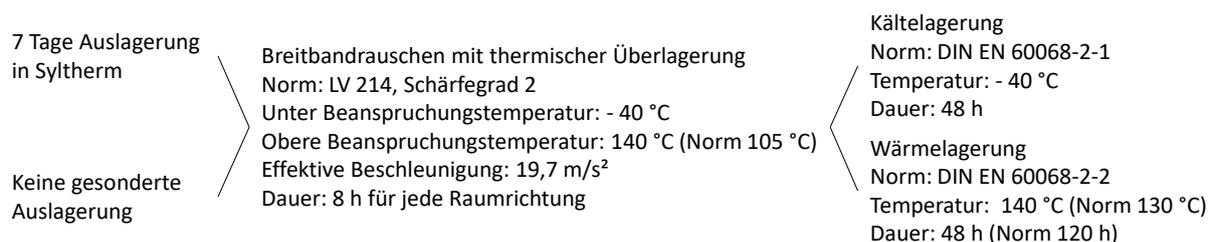


Abbildung 21: Ablaufplan der durchgeführten Umweltsimulationen

Abweichend von den Vorgaben der angewendeten Normen, wird die obere Beanspruchungstemperatur auf die zu erwartende maximale Betriebstemperatur des Antriebs auf 140 °C erhöht. Die Simulationen des Breitbandrauschens erfolgt, wie Abbildung 22 zeigt, in alle drei möglichen Raumrichtungen der Proben.

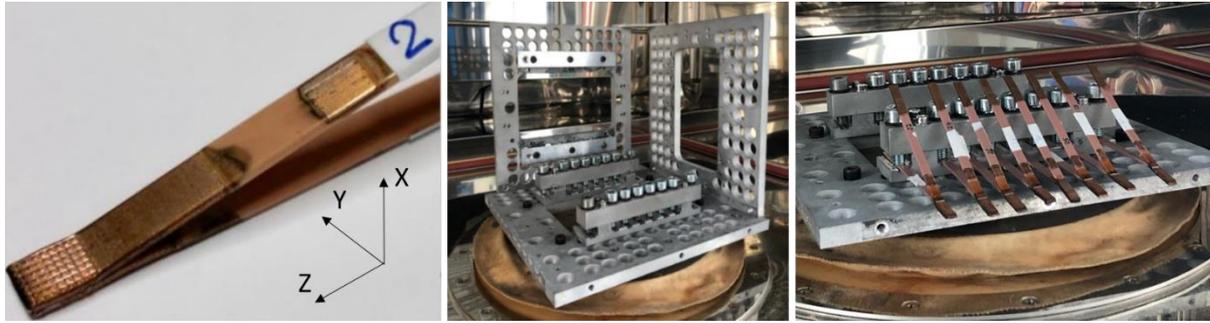


Abbildung 22: Versuchsprobe mit Raumachsen sowie dazugehörige Probenaufspannung für das Breitbandrauschen

Die Ergebnisse der Umweltsimulationen zeigen allgemein, dass der Kontaktwiderstand lediglich geringfügig beeinflusst wird und im Bereich der Standardabweichungen der Messungen schwankt. Bedingt durch die Bildung von Oxidschichten sowie dessen notwendige Entfernung vor den Kontaktwiderstandsmessungen, zeigen sich allgemein leicht geringere Kontaktwiderstände nach den jeweiligen Umweltsimulationen. Eine Auslagerung in der eingesetzten Kühlflüssigkeit zeigt weiterhin keine Auswirkungen auf die nachfolgenden Umweltsimulationen. Vermutet wurden hierbei, insbesondere durch die negativen Prüftemperaturen, Schädigungen der Kontaktzonen die jedoch nicht festgestellt werden konnten.

7.4 Kontaktierung Einzelzähne

Zur Absicherung der ausgewählten Prozessparameter, werden in einem letzten Arbeitsschritt bewickelte Demonstratoren, bestehend aus Einzelzähnen, an die eingesetzten Kontaktelemente kontaktiert. Die Überlappung zwischen Einzeldraht und Kontaktelement beträgt hierbei ca. 5 mm. Durch eine Erhöhung der Überlappung auf bis zu 15 mm, besteht weiterhin die Möglichkeit die Anbindungsfläche und damit die mechanische sowie elektrische Verbindungsqualität zu optimieren. Nachfolgende Abbildung 23 zeigt dabei beispielhaft die Kontaktierung eines Einzelzahns an ein Kontaktelement.

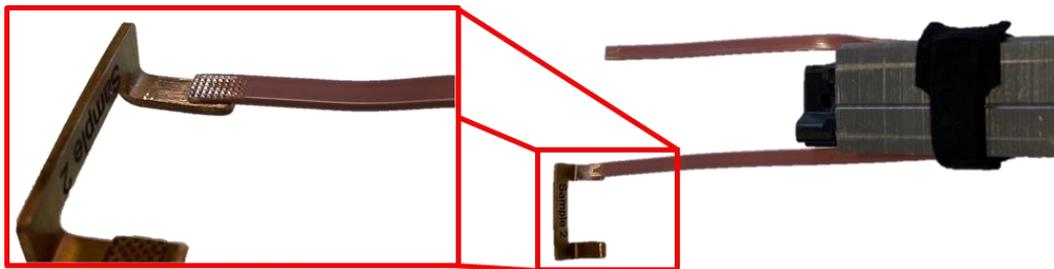


Abbildung 23: Mittels Ultraschallschweißverfahren kontaktierter Einzelzahn

8 Zusammenfassung

Wie eingangs erwähnt, erfordert die Produktion elektrischer Antriebe für den Luftfahrtbereich die Weiterentwicklung sowie Optimierung der eingesetzten Fertigungsprozesse. Im Rahmen des Forschungsprojektes HighV am Lehrstuhl für Fertigungsautomatisierung und Produktionssystematik der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg, werden daher diese Fertigungsprozesse hinsichtlich der Eignung für Luftfahrtantriebe befähigt. Hierzu zählt unter anderem das automatische Bewickeln von Einzelzähnen mit Flachdraht im Hochkantverfahren. Prozesstechnische Herausforderungen ergeben sich dabei durch das Verkippen der Flachdrähte sowie möglichen Isolationsschäden. Hierbei seien insbesondere Crazings in der Primärisolation aus teilkristallinem Kunststoff erwähnt. Da diese Primärisolationen bisher kaum im Elektromaschinenbau eingesetzt wurden, handelt es sich hierbei um ein neuartiges Phänomen welches bisher nur bei Lackdrähten unter Einfluss chemischer Belastungen auftrat. Weiterhin wurde mittels FEM-Simulationen der Wickelprozess simulativ abgesichert. Hierbei können sowohl Drahtverkipnungen als auch Bereiche mit möglichen Isolationsschäden aufgezeigt werden. Für den Kontaktierungsprozess zeigt sich insbesondere das große Breite zu Höhe Verhältnis als Herausforderungen. Der für das Fügen von Flachdrähten häufig eingesetzte Laserstrahlschweißprozess kann für den vorliegenden Kontaktierungsfall eingesetzt werden, bedarf jedoch noch einer weiteren Optimierung zu Erhöhung der erreichbaren Einschweißstiefen. Darüber hinaus gilt es etwaige Prozessfehler wie Spritzerbildungen oder Isolationsschäden zu vermeiden. Als taugliche alternative zum Laserstrahlschweißen zeigte sich das Ultraschallschweißverfahren, das sowohl hinsichtlich Kontaktierungsqualität als auch Langzeitverbindungsstabilität sehr gute Ergebnisse ermöglicht. Durch eine Kombination der erforschten Prozesse können letztendlich Einzelzähne mit Flachdrähten automatisiert im Hochkantverfahren bewickelt sowie anschließend mittels Ultraschallschweißen kontaktiert werden. Dabei bildet vor allem das Hochkantwickeln von Flachdrähten einen bisher nicht bekannten Prozess ab.

Autorenangabe

Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg

Lehrstuhl für Fertigungsautomatisierung und Produktionssystematik

Fürther Straße 246b, 90429 Nürnberg

Autoren: Alexander Mahr, Johannes Seefried, Michael Weigelt, Marco Ziegler, Jörg Franke, Alexander Kühl

Tel.: +49 911 5302-99066

Alexander.Kühl@faps.fau.de

www.faps.fau.de

Förderhinweis

Dieses Forschungsprojekt wird vom Bundesministerium für Wirtschaft und Klimaschutz (BMWK) im Rahmen des des Luftfahrtforschungsprogramms V (LuFo V-3), FKZ 20Y1701D gefördert. Das Projekt wird vom DLR Projektträger verwaltet. Die Autoren sind für den Inhalt dieser Publikation verantwortlich.

Gefördert durch:



aufgrund eines Beschlusses
des Deutschen Bundestages

Stichwörter

Luftfahrt, elektrische Antriebe, Elektromaschinenbau

Literaturverzeichnis

- [1] INTERNATIONAL ENERGY AGENCY. *Aviation* [online] [Zugriff am: 6. Dezember 2021]. Verfügbar unter: <https://www.iea.org/reports/aviation>
- [2] EUROPÄISCHE KOMMISSION. *Flightpath 2050. Europe's vision for aviation ; maintaining global leadership and serving society's needs ; report of the High-Level Group on Aviation Research*. Luxembourg: Publ. Off. of the Europ. Union, 2011. Policy / European Commission. ISBN 9789279197246
- [3] KLIMASCHUTZ PORTAL. *Alternative Antriebe im Luftverkehr* [online]. *Elektromobilität der Lüfte* [Zugriff am: 6. Dezember 2021]. Verfügbar unter: <https://www.klimaschutz-portal.aero/klimaneutral-fliegen/flugzeuge-von-morgen/alternative-antriebe/>
- [4] GERMAN AEROSPACE CENTER. *Zero Emission Aviation* [online]. *German Aviation Research White Paper* [Zugriff am: 6. Dezember 2021]. Verfügbar unter: https://www.dlr.de/content/en/downloads/publications/brochures/2020/white-paper-dlr-bdli-zero-2020-en.pdf?__blob=publicationFile&v=4
- [5] HENKE, M., G. NARJES, J. HOFFMANN, C. WOHLERS, S. URBANEK, C. HEISTER, J. STEINBRINK, W.-R. CANDERS und B. PONICK. Challenges and Opportunities of Very Light High-Performance Electric Drives for Aviation [online]. *Energies*, 2018, **11**(2), 344. Verfügbar unter: doi:10.3390/en11020344
- [6] DEISENROTH, D.C. und M. OHADI. Thermal Management of High-Power Density Electric Motors for Electrification of Aviation and Beyond [online]. *Energies*, 2019, **12**(19), 3594. Verfügbar unter: doi:10.3390/en12193594

- [7] MÜLLER, G., K. VOGT und B. PONICK. *Berechnung elektrischer Maschinen*. 6., völlig neu bearb. Aufl, Nachdr. Weinheim: Wiley-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA, Weinheim, 2011. Elektrische Maschinen. / Gernar Müller ... ; Bd. 2. ISBN 9783527405251
- [8] HAGEDORN, J., F. SELL-LE BLANC und J. FLEISCHER. *Handbuch der Wickeltechnik für hocheffiziente Spulen und Motoren*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2016. ISBN 978-3-662-49209-3
- [9] SELL-LE BLANC, F. *Prozessmodell für das Linearwickeln unrunder Zahnspulen*. Dissertation, 2016. Forschungsberichte aus dem wbk, Institut für Produktionstechnik, Karlsruher Institut für Technologie (KIT). Band 196. ISBN 9783844050202
- [10] BÄLÄ, C., A. FETIA und V. LEFTER. *Handbuch der Wickeltechnik elektrischer Maschinen. Theorie, Konstruktion und Technologie von Wicklungen rotierender elektrischer Maschinen*. 2. Auflage. Berlin: Technik Verlag, 1969
- [11] JORDAN, W. *Technologie kleiner Elektromaschinen*. 7. Aufl. Dresden: Eigenverl. Technoexpert, 2015. 1. ISBN 9783000398889
- [12] DIETRICH, J. *Praxis der Umformtechnik*. 12. Aufl. 2018. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2018. ISBN 978-3-658-19530-4
- [13] TZSCHEUTSCHLER, R., H. OLBRISCH und W. JORDAN. *Technologie des Elektromaschinenbaus*. Berlin: Verlag Technik, 1990. ISBN 3341008519
- [14] DOEGE, E. *Handbuch Umformtechnik*. 2., bearb. Aufl. Berlin [u.a.]: Springer, 2010. VDI-Buch. ISBN 978-3-642-04248-5
- [15] LANGE, K. *Umformtechnik*. 2., völlig Neubearb. und erw. Aufl. Berlin [u.a.]: Springer, 1990. 3. ISBN 978-3-662-10687-7
- [16] SPUR, G. und T. STÖFERLE. *Handbuch der Fertigungstechnik*. München [u.a.]: Hanser, 1985. 2,3. ISBN 3446139478