

Der Einfluss des Schneidens von Elektroblechlamellen und die geeignete numerische Modellierung

N. Leuning, S. Elfgen, H. A. Weiss, W. Volk, K. Hameyer

Das Schneiden von Elektroblech hat einen signifikanten Einfluss auf zentrale Betriebseigenschaften elektrischer Maschinen. Durch die Schädigung in den Randbereichen der Stator- und Rotorgeometrien können lokale Hotspots auftreten und die Gesamteffizienz herabgesetzt werden. Finite-Elemente (FE)-Maschinensimulationen sind grundlegende Werkzeuge für die Auslegung und die Bewertung neuer elektrischer Antriebskonzepte. In der Fachliteratur werden verschiedene Modelle zur Bewertung des Schnittkanteneffekts beschrieben, die jedoch alle unterschiedliche Schwächen aufweisen. Die hier präsentierte Studie basiert auf einem am IEM bereits etablierten numerischen Modell zur kontinuierlichen lokalen Beschreibung des Schneideinflusses, das es ermöglicht, Schneid- und Materialparameter zu bewerten. Die Betrachtung trägt zum Verständnis der physikalischen Auswirkungen des Schneidprozesses auf die Betriebseigenschaften von elektrischen Maschinen bei. Die lokale Modellierung der magnetischen Verschlechterung der Elektrobleche in Schnittkantenmodellen und deren Einbindung in die Berechnungsketten sind letztlich notwendig, um verbesserte Maschinensimulationen zu ermöglichen und optimale Schneidparameter zu bestimmen. Die weiterführenden Untersuchungen zum Verständnis der auftretenden physikalischen Effekte spielen eine zentrale Rolle in der Weiterentwicklung der Materialmodelle.

In diesem Paper wird der Einfluss verschiedener Schneidverfahren, und im Falle des vollkantigen Scherschneidens auch der Variation von Schneidverfahrensparametern, auf die magnetischen Eigenschaften von Elektroblechen untersucht und ihr Einfluss auf die Betriebseigenschaften eines elektrischen Traktionsantriebs analysiert. Durch eine Fahrzyklusbetrachtung werden die Auswirkungen im Hinblick auf den Entstehungsort – Eisenverluste im Rotor oder Stator sowie Kupferverluste – und auf die Höhe der Verluste quantifizierbar. Auch der Einfluss auf die erzielbaren Kilometer kann so verglichen werden. Die Wechselwirkungen der Bearbeitungsprozesse mit den magnetischen Eigenschaften und ihre Abbildung in einem kontinuierlichen Schnittkantenmodell werden im Kontext der physikalischen Materialschädigung diskutiert; und im Ausblick wird die Notwendigkeit der erweiterten Untersuchung der Schädigungsfunktion dargelegt. Hiermit wird ein Beitrag zum tiefer gehenden Verständnis des Einflusses der mechanischen Materialbearbeitung auf die Eigenschaften elektrischer Maschinen geleistet.

Schlüsselwörter: elektrische Maschinen; Schnittkanteneffekt; FE-Simulation

The influence of and an appropriate numerical model to simulate cut-edge effects of electrical steel laminations.

The cutting of electrical steel laminations has a significant influence on the operational characteristics of electrical machines. Due to material degradation in the vicinity of the stator and rotor edges, local hot spots can arise and the overall efficiency of the machine is decreased. Finite-element (FE) machine simulations are common tools for the design and evaluation of new electrical drive concepts. In scientific literature, several different models are used for the evaluation of cut-edge effects. However, these models have different drawbacks. In this work the previously established continuous local cut-edge model is presented and used. It enables the evaluation of different cutting and material parameters. Thereby, an optimization of the cutting process can be enabled. Modelling the magnetic material degradation and its implementation in the calculation tool chain is necessary to enable advanced machine simulations. In this context, a thorough understanding of the fundamental physical effects is required for the improvement of distinct material models. In this paper, the influence of different cutting processes and in case of punching, its respective cutting parameters on magnetic properties of electrical steel is studied and their impact on the operational characteristics of an electrical traction drive are analyzed. The interdependencies between mechanical processing as well as magnetic properties and their translation to continuous local material model are discussed in the context of the physical mechanisms. With this work, a contribution to the understanding of the impact of material processing on the characteristics of electrical machines is presented and the necessity for further advancement of degradation function is motivated.

Keywords: electrical machines; cut-edge effects; FE-simulation

Eingegangen am 23. November 2018, angenommen am 27. Februar 2019
© Springer-Verlag GmbH Austria, ein Teil von Springer Nature 2019



1. Einleitung

Nichtkornorientierte Elektrobleche dienen der magnetischen Flussführung und -verstärkung in rotierenden elektrischen Maschinen. Die Flussdichte im Luftspalt zwischen Stator und Rotor ist entscheidend für das Drehmoment, wohingegen die Ummagnetisierungsfrequenz, gekoppelt durch die Polpaarzahl, die Drehzahl bestimmt.

Leuning, Nora, Institut für Elektrische Maschinen (IEM), RWTH Aachen University, Schinkelstraße 4, 52062 Aachen, Deutschland
(E-Mail: nora.leuning@iem.rwth-aachen.de); **Elfgen, Silas**, Institut für Elektrische Maschinen (IEM), RWTH Aachen University, Schinkelstraße 4, 52062 Aachen, Deutschland;
Weiss, Hannes A., Institut für Metallumformung (utg), Technische Universität München, Walther-Meißner-Straße 4, 85748 Garching, Deutschland; **Volk, Wolfram**, Institut für Metallumformung (utg), Technische Universität München, Walther-Meißner-Straße 4, 85748 Garching, Deutschland; **Hameyer, Kay**, Institut für Elektrische Maschinen (IEM), RWTH Aachen University, Schinkelstraße 4, 52062 Aachen, Deutschland

Geschnitten, gestapelt und paketiert bilden Elektrobleche den magnetischen Kern der Maschine und werden in dieser Form sowohl im Stator als auch im Rotor konventionell verwendet.

Die Klassifizierung der Werkstoffgüte von Elektroblech erfolgt am Bandmaterial der, von den Stahlherstellern gewalzten und geglähten, Coils. Bis zu ihrer Anwendung im Magnetkern durchläuft das Elektrobmaterial folglich diverse zusätzliche Prozessschritte [1]. Hierin besteht ein zentrales Problem und dadurch hochaktuelles Forschungsfeld für effiziente elektrische Maschinen. Die mechanische Be- und Verarbeitung verschlechtert die magnetischen Eigenschaften von nichtkornorientierten Elektroblechen signifikant [11, 25, 31]. Dies hat zum einen zur Folge, dass die optimale Materialausnutzung nicht gewährleistet ist, da die auftretenden Effekte und Wechselwirkungen noch nicht vollständig erfasst und verstanden sind und zum anderen sind es die standardisierten Materialkennwerte, die als Basis des Maschinendesigns dienen. Das heißt, dass Simulationen ohne Berücksichtigung des Schnittkanteneffekts einen signifikanten physikalischen Einfluss vernachlässigen und es so zu erheblichen Abweichungen zwischen simulierten und gemessenen Maschineneigenschaften kommen kann [15, 26].

Beim Schneiden von Elektroblech lässt sich die magnetische Verschlechterung auf verschiedene physikalische Effekte zurückführen. Bei mechanischen Trennverfahren, wie dem Scherschneiden, sind es die elastischen und plastischen Deformationen in der Schneideinflusszone neben der Schnittlinie, die in der Probe verbleibende mechanische Eigenspannungen zur Folge haben. Diese sind aufgrund der inversen Magnetostriktion maßgeblich für die Verschlechterung der magnetischen Eigenschaften verantwortlich [37]. Mechanische Spannungen sind folglich die Hauptursache der Eigenschaftverschlechterung, da durch die magneto-elastische Kopplung, die Verluste, Permeabilität und weitere magnetische Kennwerte beeinflusst werden. Bei Verfahren wie Laserstrahlschneiden sind es vor allem die thermisch induzierten mechanischen Eigenspannungen, die in der Regel weitreichender ins Material vordringen und für die Schädigung verantwortlich sind.

Da die magnetische Schädigung in direktem Zusammenhang mit den eingebrachten mechanischen Spannungen steht, sind es im Speziellen die Schneidparameter der verschiedenen Schneidverfahren, die Einfluss auf die letztlich erzielbaren magnetischen Eigenschaften der Elektroblechlamellen nehmen. So beschreibt Scher- oder Laserstrahlschneiden lediglich den Fertigungsprozess. Es kann jedoch je nach Schneidspaltvariation oder durch Variation der Schneidgeschwindigkeit beim Scherschneiden, sowie bei geänderter Vorschubgeschwindigkeit oder Energie beim Laserstrahlschneiden, innerhalb des gleichen Prozesses, große Unterschiede beim Einfluss auf das Material geben. Im Umkehrschluss ergibt sich hieraus auch die Möglichkeit, durch geeignete Wahl der Parameter, eine minimale Schädigung zu erzielen.

In diesem Paper wird der Einfluss verschiedener Schneidverfahren und im Falle des vollkantigen Scherschneidens, der Einfluss verschiedener Stanzparameter auf die Betriebseigenschaften einer elektrischen Maschine untersucht. Die untersuchten Verfahren sind das Laserstrahlschneiden, das Schlagscherenschneiden und das vollkantige Scherschneiden, umgangssprachlich auch Stanzen genannt. Desweiteren werden beim Stanzen die Geschwindigkeit und der Schneidkantenradius variiert. Mit den experimentellen Untersuchungen wird das in [15] vorgestellte und validierte kontinuierliche Schnittkantenmodell parametrisiert. Zusammen mit der Berücksichtigung eines Fahrzyklus ergibt sich so eine Darstellung der Größenordnung des Effekts auf die Eigenschaften eines Traktionsantriebs. Die Einordnung der Ergebnisse in Diskussion mit den Schädigungsmechanismen ermöglicht anschließend eine Einschätzung der Aus-

wirkungen und Relevanz verschiedener Parameter für die Elektroblechverarbeitung. Zuletzt wird der Anwendungsbereich des aktuellen Schnittkantenmodells erläutert und basierend auf weiterführenden Arbeiten eine mögliche Erweiterung in Ausblick gestellt.

2. Experimentelles Vorgehen

Im Rahmen der präsentierten Studie werden Untersuchungen an vier verschiedenen konventionellen nichtkornorientierten Elektroblechsorten durchgeführt. Bezüglich der Normklassifizierung entsprechen die Materialien den folgenden Güten: zwei M330-35A (I + II) verschiedener Hersteller, ein M330-50A und ein M270-50A. Es handelt sich um industriell hergestellte, schlussgeglühte Elektrobleche. Das Material M330-35A (II) und M330-50A weisen eine identische chemische Zusammensetzung auf, unterscheiden sich jedoch in ihrer Dicke. Die chemische Zusammensetzung der Materialien, die mittels Funkenspektrometrie ermittelt wurde ist in Tab. 1 zusammengefasst.

Die magnetische Charakterisierung erfolgt an einem 120 mm × 120 mm Single-Sheet-Tester (SST) mit einem MPG System der Firma Brockhaus Messtechnik. Um mit Hilfe eines SST die Schneidprozesse zu untersuchen wird ein Vorgehen gewählt, bei dem durch das Einbringen zusätzlicher paralleler Schnitte ein erhöhter Schnittflächenanteil pro gleichbleibendem Probenvolumen erzeugt wird. Die 120 mm × 120 mm SST-Probe dient hierbei als ungeschnittene Referenz. Wenn diese Probe in vier Streifen mit einer Breite s_{cut} von je 30 mm geschnitten und wieder zusammengelegt wird, hat sich die Schnittkantenanzahl von 2 auf 8 erhöht. Jeder Schnitt erzeugt zwei zusätzliche Schnittkanten wodurch der Schnittflächenanteil und damit die induzierten Eigenspannungen pro Volumen künstlich erhöht werden kann. Mit dieser bereits etablierten Technik kann der Einfluss des Schneidens magnetisch charakterisiert werden [34]. Hierbei ist zu beachten, dass die Schnittlinien parallel zur magnetischen Flussdichte B und zur magnetischen Feldstärke H verlaufen müssen, um den Fluss nicht über den generierten Luftspalt zu führen. Das genannte Prinzip ist in Abb. 1 schematisch dargestellt. Die magnetischen Messungen werden in einem Bereich von 0,1 T bis 1,8 T ausgeführt. Geregelt wird auf eine sinusförmige Sekundärspannung mit Ummagnetisierungsfrequenzen f zwischen 10 Hz und 1000 Hz

Tab. 1. Chemische Zusammensetzung der Versuchsmaterialien in Gew.-%

	Fe	C	Si	Mn	S	Al
M330-35A(I)	Rest	0,01	2,62	0,30	0,002	0,44
M330-35A(II)	Rest	0,02	2,42	0,16	0,02	0,34
M330-50A	Rest	0,02	2,42	0,16	0,02	0,34
M270-50A	Rest	0,03	3,29	0,19	0,014	0,88

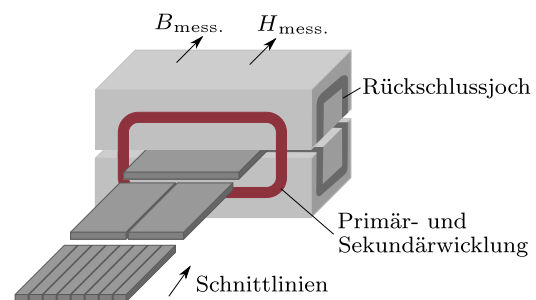


Abb. 1. Schematische Darstellung des Messprinzips von Schnittproben auf einem Single-Sheet-Tester

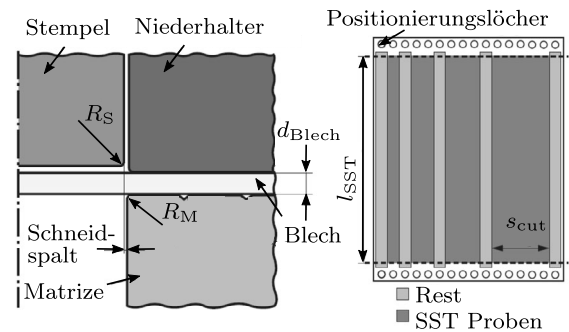
Tab. 2. Übersicht der Parametervariationen beim vollkantigen Scherschneiden

	OVL	OVS	MVL	MVS
Verschleiß (Kantendarius)	neues Werkzeug (15 μm)	neues Werkzeug (15 μm)	leichter Verschleiß (70 μm)	leichter Verschleiß (70 μm)
Geschwindigkeit (Stemplesgeschwindigkeit)	langsam (0,04 m s^{-1})	schnell (0,15 m s^{-1})	langsam (0,04 m s^{-1})	schnell (0,15 m s^{-1})
Schneidspalt	30 μm	30 μm	30 μm	30 μm

beziehungsweise $f \leq 0,025$ Hz für quasistatische Messungen. Der Formfaktor dient als Qualitätskriterium für die Vergleichbarkeit der magnetischen Messungen und darf einen maximalen Fehler von 1 % aufweisen. Es werden Probensets der vier Materialien mit Streifenbreiten zwischen der Referenzgröße von 120 mm und der minimalen Breite von 4 mm untersucht. Hierbei wird angenommen, dass keine Beeinflussung einer Schnittkante auf die andere Schnittkante bei Streifen dieser Breite stattfindet. Das heißt, dass sich die mechanischen Spannungen, ausgehend von den Seiten, nicht überlagern. Die Annahme basiert sowohl auf eigenen Untersuchungen [37, 39] als auch auf weiteren Quellen [7, 10]. In [37] wird die Eindringtiefe der mechanischen Eigenspannungen mit Hilfe einer FE Analyse für verschiedene Stanzparameter simuliert. Die ermittelten Eindringtiefen für verschiedene Stanzparameter liegen hier zwischen 0,6 mm und 1,0 mm. In einer vergleichbaren Größenordnung liegen auch die Ergebnisse, die in [7] und [39] dargestellt sind. Mithilfe der Methode der Neutronen-Gitter-Interferometrie (NGI) können Dunkelfeldkontraste (DFI) ermittelt und ausgewertet werden, welche mit der lokalen Domänenkonfiguration korrelieren. In beiden Veröffentlichungen ist die Beeinflussung nahe der Schnittkante deutlich zu erkennen und von den DFI-Kontrastverläufen ebenfalls eine Eindringtiefe kleiner als 1,0 mm abzuschätzen. In [10] wird die lokale Eigenspannungsverteilung infolge eines Stanzvorgangs und die daraus resultierende Eindringtiefe von 0,4 mm bis 0,5 mm mittels Nanoindentation bestimmt. Es ist allerdings zwingend festzuhalten, dass die hier ermittelten Eindringtiefen und die starke Beeinflussung in unmittelbarer Nähe der Schnittflächen lediglich für mechanische Schneidverfahren gelten. Sowohl in [7] als auch in [33] wird gezeigt, dass der für mechanische Schneidverfahren charakteristische Abfall des DFI Kontrast im Schnittflächenbereich bei laserstrahlgeschnittenen Proben nicht auftritt, sondern die thermischen Spannungen über die gesamte Probenbreite verteilt sind und die magnetischen Eigenschaften beeinflussen.

In der Studie werden, wie bereits geschildert, drei verschiedene Schneidverfahren untersucht; das Laserstrahl- und Schlagscherenschneiden sowie das vollkantige Scherschneiden, umgangssprachlich auch Stanzen genannt. Hinsichtlich der ersten beiden Verfahren werden keine vergleichenden Parametervariationen vorgenommen. Für das Schlagscherenschneiden wird eine einfache Schlagschere mit drückend-kreuzenden Messern genutzt. Der CO_2 -Laser für das Laserstrahlschneiden hat eine Leistung von 2500 W. Für die 0,5 mm dicken Bleche wird mit 1800 W bis 2000 W eine etwas höhere Leistung, als für das Schneiden der dünnen 0,35 mm-Bleche genutzt, die mit einer Leistung von 1600 W bis 1700 W geschnitten werden. Die Vorschubgeschwindigkeit ist mit 10 bis 12 m s^{-1} identisch. Der Fokus entspricht idealerweise 125 μm beziehungsweise 140 μm (diffus).

Beim Stanzen werden verschiedene Parametervariationen untersucht (Tab. 2). Die Schneidgeschwindigkeit beträgt 0,04 m s^{-1} für das langsame und 0,15 m s^{-1} für das schnelle Schneiden. Diese

**Abb. 2. Schematische Darstellung des Stanzprozesses und der relevanten Prozessgrößen**

Geschwindigkeiten korrespondieren mit einer Hubzahl von 60 beziehungsweise 200 Hübten pro Minute eines industriellen Stanzprozesses auf einer Schnellläuferpresse. Ein weiterer Parameter der untersucht wird, ist der Verschleißzustand des Werkzeugs. Die experimentelle Untersuchung wird durch eine Variation der Krümmung der Kantenradien des Stanzwerkzeugs ermöglicht. Ein neues, scharfes Werkzeug wird durch einen Kantenradius der Matrize R_M und des Stempels R_S von 15 μm repräsentiert, wohingegen ein geringfügig verschlissenes Werkzeug repräsentiert. Der Schneidspalt wird in dieser Studie nicht variiert und beträgt konstant 30 μm . Aufgrund der unterschiedlichen Blechdicken entspricht dies 6 % beziehungsweise 10 % der Materialdicke d_{Blech} . Die Kenngrößen des Stanzprozesses sind in Abb. 2 dargestellt.

3. Ergebnisse

3.1 Untersuchung des Einflusses auf die magnetischen Eigenschaften anhand von SST-Messungen

In Abb. 3 sind grundlegende Einflüsse auf die magnetische Materialdegradation am Beispiel der untersuchten Versuchsmaterialien abgebildet. In Abb. 3(a) ist der Vergleich des Laserstrahl- und Schlagscherenschneidens am Beispiel des M330-35A (I) für die 120 mm Referenzprovollprobe („voll“) im Vergleich zur 5 mm geschnittenen („cut“) dargestellt. Es zeigt sich, dass beide Verfahren eine deutliche Verschlechterung der Magnetisierbarkeit des Materials mit sich bringen. Während beim Schlagscherenschneiden im Schnitt eine doppelt so hohe Feldstärke benötigt wird um die selbe Polarisation zu erreichen ist es beim Laserstrahlschneiden bis zum 10-Fachen bei den ausgewählten Prozessparametern. Ähnliche Trends spiegeln sich auch in der Literatur wider [16]. Im Bereich der Sättigung laufen die Kurven zusammen, da die Sättigungsmagnetisierung lediglich durch die chemische Zusammensetzung bestimmt wird. In Abb. 3(b) ist der Einfluss des selben Verfahrens, in diesem Falle des Schlagscherenschneidens, auf die zwei Güten M330-35A von verschiedenen Herstellern abgebildet. Die Referenzproben haben einen vergleich-

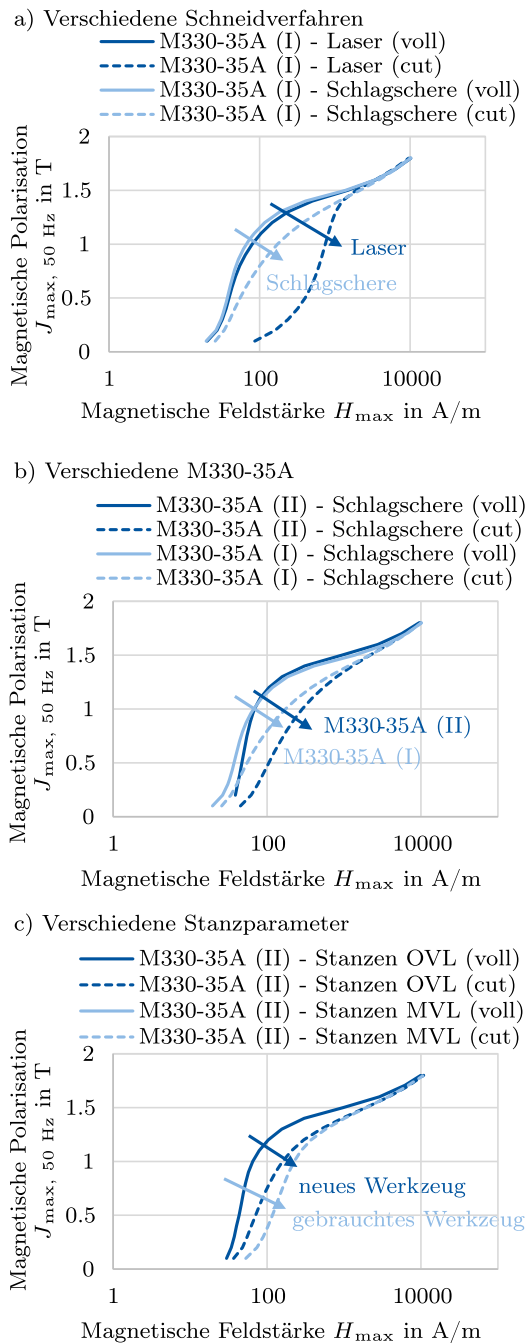


Abb. 3. Einfluss des Schneidens auf die Magnetisierungskurven von Elektroblech bei 50 Hz, wobei „voll“ die Vollprobe 120 mm x 120 mm bezeichnet und sich „cut“ auf die 5 mm Streifenprobe bezieht, sowie ohne Verschleiß langsam (OVL) und mit geringem Verschleiß langsam (MVL)

baren Verlauf, der sich lediglich im Bereich sehr niedriger Polarisation leicht unterscheidet. Die durch das Schneiden hervorgerufene Verschlechterung der Magnetisierbarkeit weist jedoch für die beiden Materialien Unterschiede auf. Bis circa 1,4 T ist der Feldstärkebedarf der durch das Schneiden zusätzlich aufgebracht werden muss, für das M330-35A (II) deutlich größer. Die Ursachen können vielseitig sein, wie beispielsweise ein unterschiedlicher Siliziumgehalt oder eine unterschiedliche Korngröße, sowie unterschiedliche mechanische Kennwerte [38]. Sowohl Silizium als auch die Korngröße

haben einen Einfluss auf die Festigkeit des Materials. Die Prinzipien der Mischkristallbildung und der Kornfeinung sind allgemeine Methoden, um die Festigkeit von Stahlwerkstoffen zu erhöhen. In Elektroblechen wird Silizium jedoch nicht zur Festigkeitssteigerung legiert, sondern aufgrund seines positiven Einflusses auf die Ummagnetisierungsverluste. Silizium erhöht den elektrischen Widerstand, was eine signifikante Verringerung der Wirbelstromverluste mit sich führt [6]. Die Korngröße steht ebenfalls in direktem Zusammenhang mit verschiedenen Verlustkomponenten [4, 5]. Somit stehen konventionelle Maßnahmen zur Einstellung magnetischer Eigenschaften in direktem Zusammenhang mit dem Schneidprozess. Die Wechselwirkungen mit dem Bearbeitungsprozess machen sich bei den standardisierten Messungen aufgrund der Probengröße nicht bemerkbar, sind jedoch für die Anwendung von großer Wichtigkeit. Ein weiterer, signifikanter Einflussfaktor sind die Parameter des jeweiligen Schneidprozesses. Abbildung 3(c) zeigt den direkten Vergleich zwischen dem Schneiden mit einem neuen, scharfen Werkzeug und mit einem abgenutzten Werkzeug. Das stumpfe Werkzeug führt zu einer höheren Degradation, als ein neues Werkzeug, wie es vergleichbar auch in der Literatur zu finden ist [37]. In vorangegangenen Untersuchungen konnte festgestellt werden, dass der Verschleißzustand und der Schneidspalt dominante Einflüsse im Gegensatz zur Schneidgeschwindigkeit sind [37]. Ursache der Erhöhung des Magnetisierungsbedarfs ist die magneto-elastische Kopplung. Durch die eingebrachten mechanischen Spannungen werden die freien Domänenwandbewegungen erschwert. Wie sich ein Material beispielsweise unter Zugspannungen verhält, ist abhängig von der Magnetostriktion [8, 12]. Die Magnetostriktion ist jedoch weiterhin mechanisch spannungsabhängig. Die Wechselwirkung von mechanischen Spannungen und Magnetisierungsverhalten ist daher ebenfalls Gegenstand zahlreicher aktueller Forschungsprojekte [21, 23, 40].

Neben dem ausgeprägten Einfluss auf die Magnetisierbarkeit hat das Schneiden von Elektroblech auch eine Auswirkung auf die Verluste. Durch das Scheren der Hysteresekurve infolge des Schneidens und einem Anstieg der Koerzitivfeldstärke, vergrößert sich die Fläche der Hystereseschleife und damit die Ummagnetisierungsverluste. In Abb. 4(a) sind die Verluste des M330-50A (II) bei 50 Hz für das langsamere Stanzen mit einem neuen (OVL) und einem leicht verschlissenen Werkzeug (MVL) abgebildet. Bei einer Verringerung der Streifenbreite von 120 mm auf 5 mm nehmen die Verluste um insgesamt 44 % zu. Es ist zu beachten, dass Zahnbreiten von 5 mm bis 10 mm in elektrischen Maschinen nicht ungewöhnlich sind. Dies verdeutlicht die Relevanz des Schnittkanteneffekts für die Anwendung in elektrischen Maschinen und die Größenordnung des Effekts. Für Laserstrahlschneiden, Stanzen mit Verschleiß und Schlagscherschneiden fällt die Verschlechterung noch größer aus. Mit Hilfe der Verlusttheorie von Bertotti [6] lassen sich die Gesamtummagnetisierungsverluste in drei verschiedene Komponenten teilen.

$$P_s = P_{\text{hyst}} + P_{\text{cl}} + P_{\text{exc}} \quad (1)$$

Die Hystereseverluste P_{hyst} entsprechen dem Integral des Energiebedarfs, der auf die Barkhausensprünge zurück zu führen ist, also der sprunghaften Domänenwandbewegung und Ursache des hysteretischen Verhaltens ferromagnetischer Werkstoffe. Da die Domänenwandbewegung durch Spannungen erschwert wird nimmt infolge des Schneidens insbesondere dieser Verlustterm zu. Beim Ummagnetisieren entstehen zusätzlich Wirbelströme im Elektroblech. Durch die Lamellierung voneinander elektrisch isolierter Bleche werden lange Wirbelstrompfade unterbunden und dadurch die Wirbelstromverluste reduziert. Der Wirbelstromverlust P_{cl} in einem Elektroblech der Dicke d_{blech} berechnet sich nach Gl. (2) mit der elektrischen Frequenz f , dem Scheitelwert der magnetischen Flussdichte \hat{B} ,

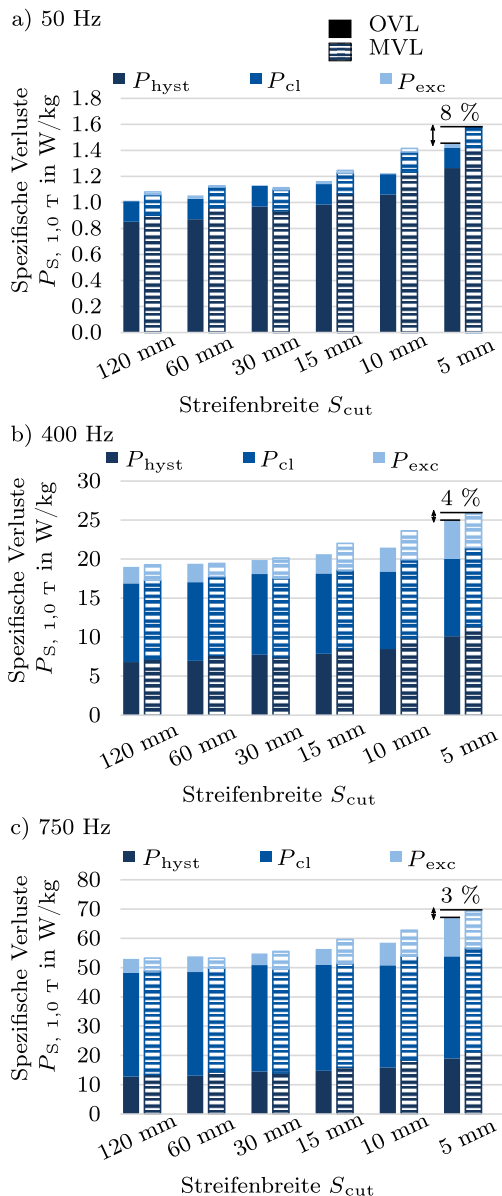


Abb. 4. Einfluss des Stanzens ohne Verschleiß langsam (OVL) und mit Verschleiß langsam (MVL) auf die Verlustkomponenten von Elektroblech bei 1,0 T für M330-35A (II)

der Dichte des Werkstoffes ρ und dem spezifischen elektrischen Widerstand ρ_e .

$$P_{cl} = \frac{(\pi f d \hat{B})^2}{6 \rho \rho_e} \quad (2)$$

Geht man davon aus, dass durch das Schneiden kein Schnittgrat entsteht, der so groß ist, dass die Bleche an den Kanten elektrisch leitend verbunden werden, verändert sich diese Verlustkomponente durch den Schneideffekt nicht. Bei einer klassischen Verlustseparation können die Excess-Verluste P_{exc} durch die Substraktion der Hysterese- und klassischen Wirbelstromverluste bestimmt werden. Physikalisch werden die Excess-Verluste mit lokal auftretenden Wirbelströmen in den Bereichen der Domänenwände gebracht, welche durch die Änderung des dB/dt Verhältnisses induziert werden. Diese Verluste sind folglich ebenfalls sensitiv gegenüber mechanischen Spannungen.

Die Ergebnisse einer solchen Verlustseparation sind in Abb. 4 dargestellt. Wie erwartet ist deutlich zu erkennen, dass der Schneidprozess vor allem die Hystereseverluste beeinflusst. Die Wirbelstromverluste sind, wie bereits genannt, unabhängig vom Schneidprozess. Da die Wirbelstromverluste jedoch mit zunehmender Frequenz dominant werden, nimmt aufgrund des geringeren prozentualen Anteils der Hystereseverluste an den Gesamtverlusten, der Schnitkanteneffekt mit zunehmender Frequenz ab.

Wie bereits erläutert, ist es die magneto-elastische Kopplung, die die Hysterese- und Excessverluste beeinflusst. Diese Eigenspannungen infolge elastischer und plastischer Deformation, sind Ursache der Verschlechterung bei mechanischen Schneidverfahren wie dem Stanzen und Scherschneiden [16, 34, 37]. Beim Laserstrahlschneiden sind es hingegen vor allem die thermischen Spannungen, die die magnetischen Eigenschaften nachhaltig schädigen. Die Einflüsse sind komplex und werden in zahlreichen Veröffentlichungen detailliert betrachtet [32, 34, 37, 38]. Um die Erkenntnisse auch hinsichtlich ihres Einflusses auf die elektrischen Maschinen auch lokal bewerten zu können, bedarf es jedoch zusätzlich geeigneter Methoden den Schnitkanteneffekt zu modellieren und in die FE-Simulationen zu integrieren.

3.2 Modellierung des Schnitkanteneffekts

3.2.1 Kontinuierliches lokales Schnitkantenmodell

Magnetische Charakteristika, wie sie am SST gemessen werden, bilden das globale Verhalten und damit lediglich einen Mittelwert der lokalen Materialeigenschaften ab. Die mechanische oder thermische Trennung weichmagnetischer Materialien führt jedoch, wie zuvor beschrieben, zu lokalen, plastischen Verformungen und mechanischen Eigenspannungen [24, 32, 37]. Um diesen lokalen Einfluss der Materialbearbeitung auch innerhalb der Auslegung magnetischer Kreise zu berücksichtigen und die Auswirkungen auf das Betriebsverhalten rotierender elektrischer Maschinen bewerten zu können, ist ein lokales kontinuierliches Schnitkantenmodell des Materials notwendig [2, 15, 18].

Ein lokales Modell muss einerseits innerhalb der FEM zur Lösung der Feldgleichungen und andererseits in der lokalen Eisenverlustberechnung berücksichtigt werden [22, 29, 36]. Bei dem in dieser Studie verwendeten kontinuierlichen Modell [15] ergibt sich die Eindringtiefe des Schneideinflusses aus der Simulation und muss somit nicht vor der Berechnung bekannt sein. Dies stellt einen besonderen Vorteil des Modells für den Fall dar, dass über den Schneidprozess keine weiterführenden Informationen zur Eigenspannungsverteilung bekannt sind. Gleichzeitig ist es dadurch nicht für alle Schneidverfahren gleichermaßen ohne Einschränkung anwendbar.

Unter Berücksichtigung des aktuellen Stands der Technik lassen sich die Randbedingungen (i)–(ix) formulieren, welche innerhalb der Modellbildung Berücksichtigung finden müssen:

- (i) Die magnetischen Eigenschaften des ungeschädigten weichmagnetischen Materials sind ortsunabhängig und nichtlinear.
- (ii) Das ungeschädigte Materialverhalten befindet sich, unter Berücksichtigung einer ausreichend breiten Materialprobe, in der Mitte [17, 32, 34].
- (iii) Der Schädigungseinfluss des Trennverfahrens an der Schnittfläche des Materials ist konstant und besitzt keine Streifenbreitenabhängigkeit [34, 37].
- (iv) Der Schädigungseinfluss ist homogen entlang der Schnittfläche [13, 27].
- (v) Der Schädigungseinfluss verläuft orthogonal zur Schnittfläche [17, 24].

- (vi) Der maximale Einfluss der Schädigung entsteht an der Schnittkante [2, 18, 27, 34].
- (vii) Der Schädigungseinfluss ist kontinuierlich, stetig und monoton fallend [2, 24, 27, 28].
- (viii) Die resultierenden Magnetisierungseigenschaften sind positive, monoton steigende, nichtlineare Funktionen [2, 13, 28].
- (ix) Die magnetischen Feldlinien verlaufen parallel zur Schnittfläche [13, 20].

Auf Basis der Energieerhaltung muss mit (3) gelten, dass der integrale Mittelwert der lokalen Polarisation $J(H, x)$ der gemessenen bzw. mittleren Polarisation $J_m(H)$ über die Streifenbreite b entspricht. Die Ortsabhängigkeit der Polarisation in (4) wird durch die lokale Permeabilität definiert. Abhängig von der betrachteten Streifenbreite setzt sich entsprechend die lokale Polarisation aus einem ungeschädigten $\mu_{r,u}$ und geschädigten Permeabilitätsbereich $\mu_{r,g}$ zusammen. Wie in Randbedingung (i) formuliert, besitzt der ungeschädigte Materialbereich keine Ortsabhängigkeit und wird als homogen betrachtet. Der geschädigte Materialbereich hingegen besitzt, entsprechend (v), zusätzlich zur Feldstärke eine ortsabhängige Schädigungsfunktion $\eta(x)$. Der Schnitt wird nach (iv) als homogen entlang der Schnittkante betrachtet, sodass die Ortsfunktion der Schädigung entsprechend (v) senkrecht auf der Schnittfläche steht. Die geschädigte Permeabilität kann also in einen feldstärkeabhängigen und ortsabhängigen Term separiert werden.

$$J_m(H) = \frac{1}{b} \int_{-b/2}^{b/2} J(H, x) dx \quad (3)$$

$$J(H, x) = (\mu_{0,0} \cdot H(\mu_{r,u}(H) - \Delta\mu_c(H) \cdot \eta(x))) dx \quad (4)$$

Wie innerhalb der Randbedingung (vi) gefordert, ist die Schädigung aufgrund der Schneidspannungen und damit der Permeabilitätsabfall $\Delta\mu_c(H)$ an der Schnittfläche maximal. Mit Randbedingung (iii) und (iv) kann die Identifikationsvorschrift des Permeabilitätsgradienten $\Delta\mu_c(H)$ und des Integralwertes $F(b)$ der magnetische Schädigungsfunktion $\eta(x)$ in (5) formuliert werden.

$$\Delta\mu_c(H) = \frac{\mu_{r,u}(H) - \mu_{r,m}(H, b)}{F(b)} \stackrel{!}{=} \text{konst.} \quad \forall b \quad (5)$$

Die Formulierung der Identifikationsvorschrift stellt ein Optimierungsproblem dar. Eine Identifikation des Modellparameters erfolgt auf den standardisierten Messungen unterschiedlicher Streifenbreite am SST, wie in Kap. 2 beschrieben.

Neben dem Permeabilitätsgradienten ist die Eindringtiefe δ der magnetischen Schädigung der zweite wesentliche Modellparameter. Die Schädigungsfunktion $\eta(x)$ beschreibt den lokalen und kontinuierlichen Verlauf des relativen Permeabilitätsabfalls, entsprechend der Randbedingung (v) orthogonal zur Schnittkante. Die resultierenden plastischen und elastischen Eigenspannungen beeinflussen entsprechend die Eindringtiefe in das weichmagnetische Material. Folglich muss die magnetisch wirksame Eindringtiefe δ innerhalb der lokalen Schädigungsfunktion $\eta(x)$ aufgenommen und formuliert werden. Der lokale und kontinuierliche Verlauf der Schädigung hängt vom Zusammenspiel zwischen Material und Trennverfahren ab. Die in dieser Arbeit verwendete Schädigungsfunktion leitet sich aus Mikrohärtemessungen ab und ist in (6) definiert, wobei a die Steigung der Schädigungsfunktion darstellt.

$$\eta(x) = \begin{cases} 1 - \frac{x}{\delta} - a \cdot \frac{x}{\delta} (1 - \frac{x}{\delta}) & \forall 0 \leq x \leq \delta \\ 0 & \forall x > \delta \end{cases} \quad (6)$$

Das kristallografische lokale Materialmodell in (4) beschreibt die Polarisation des Materials in Abhängigkeit der lokalen Permeabilität, als Differenz zwischen ungeschädigter Permeabilität und einem

geschädigten Anteil. Es besitzt lokale Gültigkeit und ist geometrieunabhängig. Somit ist eine allgemeine Implementierung des Modells innerhalb der FEM möglich.

Der grundlegende Funktionsverlauf der Schädigungsfunktion $\eta(x)$ kann zwar tendenziell aus Mikrohärtemessungen abgeleitet werden, ist jedoch derzeit auch Gegenstand verschiedener Forschungsarbeiten. Für mechanisch geschnittene Proben ist der in dieser Studie gewählte exponentiell abnehmende Ansatz anwendbar und zeigt gute Übereinstimmung mit Messergebnissen [15]. In [37] ist gezeigt, dass Mikrohärtemessungen und die Eigenspannungen infolge des Scherschneidens miteinander korrelieren und größere plastische Deformationen auch zu höheren integralen Eigenspannungen führen, die tiefer in das Material hineinreichen. Mikrohärtemessungen sind daher eine einfache Methode die Schädigung infolge des Schneidens zu quantifizieren. Gleichzeitig ist jedoch zu beachten, dass Eigenspannungen weitaus tiefer in das Material hineinreichen und über die Blechdicke nicht homogen sind [37]. Eine physikalisch genauere Methode zur Bestimmung des Schneideinflusses ist folglich die Berücksichtigung des Verlaufs der Eigenspannungen. Dies stellt eine zentrale Herausforderung dar, da die Eigenspannungsverteilung experimentell nur mit sehr aufwändigen Methoden zu ermitteln ist. Eine Möglichkeit ist es, die über die Blechdicke gemittelte lokale Information aus NGI Messungen zu gewinnen [7, 33, 39]. Mit geeigneten Quantifizierungsmethoden kann der direkte Zusammenhang von Eigenspannung und Polarisation in Abstand zur Schnittkante gewonnen werden [39]. Der daraus ableitbare Polarisationsverlauf ersetzt in diesem Fall $\eta(x)$. Durch die Validierung der NGI Versuche mit mechanischen FE Simulationen könnte die Schädigungsfunktion $\eta(x)$ und die Eindringtiefe δ fortführend direkt aus der mechanischen FE Simulation des Scherschneidens gewonnen werden. Diese Quantifizierungsmethoden sind derzeit noch in Erarbeitung bevor sie in das Schnittkantenmodell implementiert werden können.

Die hier motivierte Vorgehensweise wäre so auch direkt auf laserstrahlgeschchnittene Proben übertragbar. Voraussetzung ist die validierte Simulation der Eigenspannungsverteilung infolge des Laserstrahlschneidens und Kopplung mit der Polarisation. In [7] und [33] ist gezeigt, dass die Eigenspannungen im Gegensatz zu mechanischen Trennverfahren nicht nur im Bereich der Schnittkante auftreten, sondern über die gesamte Probenbreite verteilt sind. Folglich ist auch der exponentiell abnehmende Polarisationsverlauf nicht direkt auf laserstrahlgeschchnittene Proben übertragbar. Da die beschriebene notwendige Kopplung bisher aussteht, wurde trotz der zu erwartenden Abweichung, in dieser Studie der exponentielle Ansatz gewählt, um einen qualitativen Vergleich der Größenordnungen verschiedener Verfahren zu erzielen.

Der zuvor quantitativ beschriebene Schädigungseinfluss der mechanisch geschnittenen Proben mit unterschiedlichen Schneidparametern und -verfahren spiegelt sich in den Modellparametern wider. Wie in Abb. 5 dargestellt, ist die Eindringtiefe δ und der Permeabilitätsgradient $\Delta\mu_c$ maßgeblich für die resultierenden lokalen Eigenschaften.

3.2.2 Eisenverlustmodellierung unter Berücksichtigung des Schnittkanteneffektes

Neben einer lokalen Magnetisierung müssen die lokal steigenden Eisenverlustanteile in Abhängigkeit der Materialschädigung beschrieben werden. Das in (7) formulierte Eisenverlustmodell separiert in Hysterese-, Wirbelstrom-, Zusatz- und nicht-lineare Verluste [35].

$$P_{Fe, IEM5} = \underbrace{a_1 \hat{B}^\alpha f}_{P_{\text{phys}}} + \underbrace{a_2 \hat{B}^2 f^2}_{P_{\text{cl}}} + \underbrace{a_2 a_3 \hat{B}^{a_4+2} f^2}_{P_{\text{nl}}} + \underbrace{a_5 \hat{B}^{1,5} f^{1,5}}_{P_{\text{exc}}} \quad (7)$$

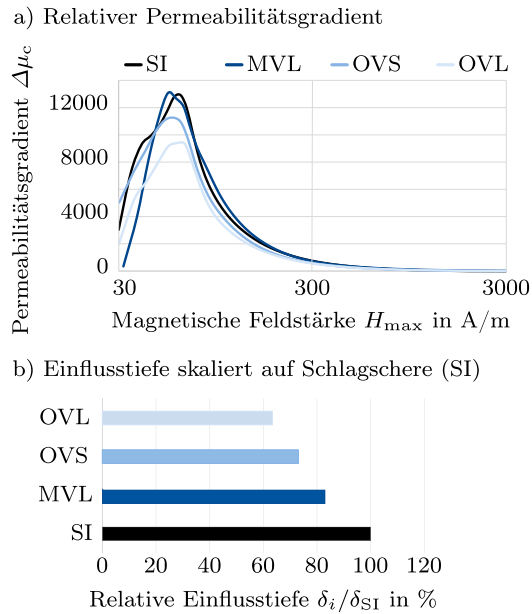


Abb. 5. Einfluss des Schneidens auf die Modellparameter des Elektroblechs für M330-35A (II), am Beispiel Schlagschere (SI) und Standwerkzeug mit leichtem Verschleiß langsam geschnitten (MVL), ohne Verschleiß schnell geschnitten (OVS) und ohne Verschleiß langsam geschnitten (OVL)

Mit steigender Schädigung des Materials ist ebenfalls ein Anstieg der Verlustmechanismen und damit der Verlustparameter verbunden. Wie in Abb. 6 dargestellt ist ein charakteristischer Trend aller untersuchten Schneidverfahren und Prozessparameter beobachtbar. Das Maß der magnetische Schädigung spiegelt sich in der Sensitivität der einzelnen Verlustparameter hinsichtlich der Streifenbreite wider.

Ein Absinken des Hystereseverlustexponenten bedeutet ein lineares Verlustverhalten in Abhängigkeit der maximalen Flussdichte. Physikalisch kann der Anstieg des Parameters a_1 mit der Koerzitivfeldstärke und α mit der Remanenzflussdichte in Abhängigkeit der Schädigung korreliert werden. Die mechanischen Spannungen im Bereich der Schnittkante führen zu einer Veränderung der Verteilung und einer verschlechterten Beweglichkeit der Domänenwände [19] und somit zu einer Erhöhung der Zusatzverluste [3]. Basierend auf der statischen Verlusttheorie nach Bertotti kann der Anstieg des Parameters a_5 als ein steigender Bedarf der Magnetisierungsfeldstärke V_0 aufgefasst werden. Diese beschreibt die notwendige Feldstärke zur Aktivierung des nächsten magnetischen Objektes.

Für eine konsistente Berücksichtigung der lokalen Materialeigenschaften muss das formulierte Eisenverlustmodell entsprechend (8) um die lokale Gültigkeit der Flussdichte $B(H, x)$ und der spezifischen Verlustparameter $a_i(x)$ erweitert werden.

$$\begin{aligned}
 p_{Fe, IEM5} = & \underbrace{a_1(x)\hat{B}(x)^{\alpha(x)} f}_{p_{phys}} + \underbrace{a_2\hat{B}(x)^2 f^2}_{p_{cl}} \\
 & + \underbrace{a_2a_3(x)\hat{B}(x)^{2a_4(x)+2} f^2}_{p_{nl}} + \underbrace{a_5(x)\hat{B}(x)^{1,5} f^{1,5}}_{p_{exc}} \quad (8)
 \end{aligned}$$

Die lokale Information der Flussdichte, sowie die Eindringtiefe liefert das kontinuierliche Schnittkantenmodell. Unter Berücksichtigung der formulierten Randbedingungen können Ansatzfunktionen der lokalen Verlustparameter aus den globalen Parametervläufen abgeleitet werden. Analog zur Polarisation wird ein exponentieller

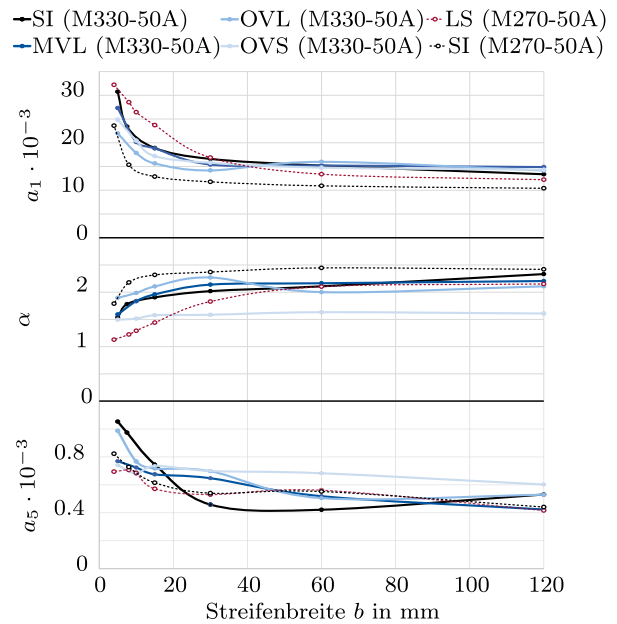


Abb. 6. Einfluss des Schneidens auf die Hysterese und Zusatzverlustparameter, am Beispiel Schlagschere (SI), Laser (LS) und Standwerkzeug mit Verschleiß langsam geschnitten (MVL), ohne Verschleiß schnell geschnitten (OVS) und ohne Verschleiß langsam geschnitten (OVL)

Verlauf basierend auf Mikrohärtmessungen verwendet, der den selben Einschränkungen unterliegt, die im vorherigen Abschnitt diskutiert wurden. Somit können lokale Verlustparameter der untersuchten Proben abgeleitet werden.

Die Kombination des kontinuierlichen Schnittkantenmodells und der lokalen Verlustbetrachtung erlaubt eine Berücksichtigung des Bearbeitungseinflusses in der Simulation einer rotierenden elektrischen Maschine und somit ein tiefergehendes Verständnis der Wirkzusammenhänge.

3.3 Ergebnisse

Im Folgenden wird exemplarisch der Einfluss unterschiedlicher Prozessparameter und Schneidverfahren am Beispiel einer permanentregten Synchronmaschine (PMSM) als drehzahlvariablen Antrieb untersucht. Neben einer lokalen Betrachtung des Bearbeitungseinflusses wird mittels eines Fahrzeugmodells der Einfluss innerhalb eines Lastkollektivs untersucht und bewertet.

Die spezifischen lokalen Materialeigenschaften werden innerhalb der FEM mittels der Abstandsinformation jedes finiten Netzelementes lokal auf diesem bestimmt. Abbildung 7 visualisiert den minimalen Abstand jedes Elementschwerpunktes zur Schnittfläche. Die Randdaten des Versuchsträgers sind in Tab. 3 gelistet.

Die Analyse der Kennfeldsimulation zeigt, dass für Flussdichten unterhalb des Sättigungsbereichs ein signifikanter Einfluss der Materialbearbeitung auf die Flussdichte innerhalb der Maschine besteht und eine lokale Berücksichtigung des Bearbeitungseinflusses für eine physikalischere Betrachtung notwendig ist. Abbildung 8 zeigt eine resultierende lokale Flussdichteverteilung infolge des Schlagscherschneidens. Aus der verringerten Permeabilität an den Schnittflächen resultiert eine Flussverdrängung in die Mitte des Statorjochs und in den Statorzähnen. Im Rotor kann der Schnittkanteneinfluss ebenfalls in den Stegen der q-Achse beobachtet werden. Im Sättigungsbereich ist die Sensitivität hinsichtlich der lokalen Flussdichte

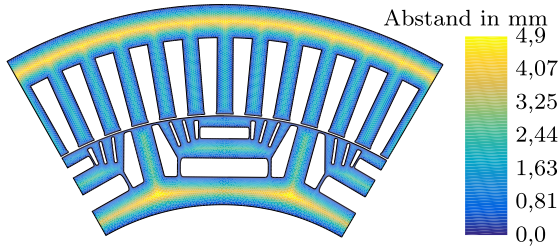


Abb. 7. Abstand der finiten Netzelemente zur Schnittkante

Tab. 3. Spezifikationen der untersuchten PMSM

Spezifikation	Wert
PM-Magnetmaterial	NdFeB
Statorschrägung	5°
Staffelung pro Segment	6-fach
Polpaarzahl p	3
Nutzahl N	36
Maximaldrehmoment M_{\max}	250 N m
Maximalleistung P_{\max}	125 kW
Maximale Grundfrequenz $f_{el,\max}$	1,2 kHz
Axiale Länge l_{fe}	126 mm
Rotorinnenradius $r_{R,i}$	65 mm
Rotoraußenradius $r_{R,a}$	90 mm
Statorinnenradius $r_{S,i}$	90 mm
Statoraußenradius $r_{S,a}$	120 mm
Statorzahnbreite $b_{S,z}$	4,5 mm
Statorjochbreite $b_{J,z}$	8,7 mm
PM-Remanenzflussdichte B_r	1,15 mm

geringer, jedoch müssen für eine Bewertung zusätzlich die resultierenden Eisenverluste betrachtet werden.

Die Eisenverlustberechnung in (9)–(12) erfolgt elementbasiert unter Einbeziehung der gesamten elektrischen Periode und Berücksichtigung höherharmonischer Ordnungen n . Entsprechend der lokalen Material- und Verlusteigenschaften besitzen jeder Verlustparameter $a_i(x)$ und die magnetische Flussdichte $B(x)$ eine Ortsabhängigkeit x . Aufgrund der Anisotropie des weichmagnetischen Materials wird die Rotation des Flussdichtevektors mithilfe der lokalen zeitlichen Minima und Maxima der Amplitude und eines Rotationsfaktors der Hysterese r_{hyst} abgebildet [35].

$$P_{hyst} = \sum_{ii=1}^N a_1(x_{ii}) \left(1 + \frac{B_{\min}(x_{ii})}{B_{\max}(x_{ii})} (r_{hyst} - 1) \right) B_{\max}^{\alpha(x_{ii})}(x_{ii}) f \quad (9)$$

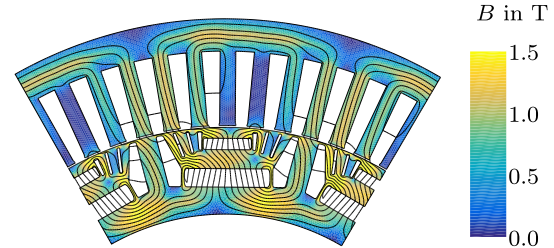
$$P_{cl} = a_2 \sum_{ii=1}^N \sum_{n=1}^{\infty} (B_n^2(x_{ii})(nf)^2) \quad (10)$$

$$P_{exc} = a_5(x_{ii}) \sum_{ii=1}^N \sum_{n=1}^{\infty} (B_n^{1.5}(x_{ii})(nf)^{1.5}) \quad (11)$$

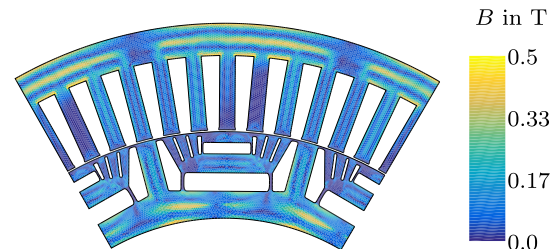
$$P_{nl} = a_2 \sum_{ii=1}^N a_3(x_{ii}) (B_{\max}^{2+a_4(x_{ii})}(x_{ii})(f_1)^2) \quad (12)$$

Abbildung 9 zeigt die resultierenden relativen lokalen Eisenverlustdichten der Hysterese und Zusatzverluste eines exemplarischen Betriebspunktes.

Im Fall der Hystereseverluste folgt die Verlustverteilung der lokalen Flussdichteverteilung des geschädigten Materials. Lokale Maxi-

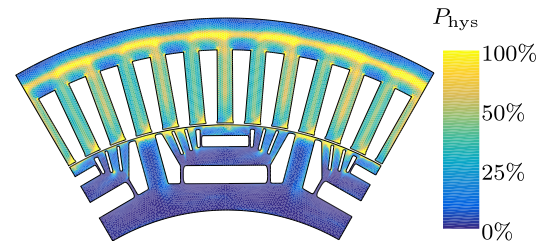


(a) Lokale Flussdichteverteilung eines geschädigten Materials

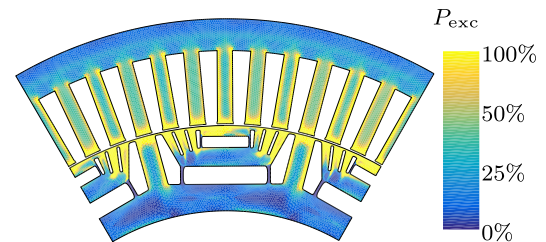


(b) Differenz $|B_u - B_g|$

Abb. 8. Vergleich der resultierenden lokalen Flussdichteverteilung (a) im geschädigten Fall und (b) als absolute Differenz der lokalen Flussdichte zwischen geschädigtem und ungeschädigtem Material am Material M270-50A mit Schlagscherschnitten



(a) Lokale Hystereseverlustverteilung



(b) Lokale Zusatzverlustverteilung

Abb. 9. Lokale (a) Hysterese- und (b) Zusatzverlustverteilungen als Folge eines Schlagscherschnittes am Material M270-50A

ma befinden sich in Folge der Flussverdrängung in Joch- und Zahnmitte sowie am Rotoraußenradius. Maßgeblich für die resultierenden lokalen Eisenverluste sind zwei einander entgegenwirkende Mechanismen. Einerseits die niedrigere Flussdichte an der Schnittkante und andererseits der lokal beschränkte, jedoch deutliche Anstieg der Eisenverlustparameter. Im Gegensatz zur Hystereseverlustverteilung weisen die Zusatzverluste einen deutlichen Anstieg an der Schnittkante auf.

Um den Einfluss der Materialschädigung durch den Schnittkanteneffekt auf den Betrieb beispielsweise einer automobilen Traktionsmaschine zu bewerten, wird ein einfaches Fahrzeugmodell ver-

wendet. Dieses ermöglicht es, auf Basis standardisierter Fahrsituationen beziehungsweise Fahrzyklen, den Einfluss auf Systemgrößen, wie zum Beispiel die Reichweite, zu untersuchen. Das Fahrzeugmodell in Gleichung (13) ist ein gängiges Modell zur Beschreibung der auf ein Fahrzeug einwirkenden Gesamtkräfte [9, 14, 30]. Das betrachtete Modell berücksichtigt ausschließlich längsdynamische Kräfte, welche auf die Kontaktflächen des Fahrzeugs und die Fahrbahnkontaktfläche einwirken. Dabei ist λ der Drehmassenzuschlag, m die Masse des Antriebsstrangs und v die Geschwindigkeit. Dieser beinhaltet die Massenträgheit der rotierenden Massen J_r und den Radradius r_r .

$$\lambda \cdot m \cdot \frac{dv}{dt} = \left(m + \frac{J_r}{r_r} \right) = F_{ax} - F_1 - F_{rad} - F_g$$

$$= F_{ax} - F_w = F_b \tag{13}$$

Der axialen Antriebskraft F_{ax} wirken die Widerstandskräfte F_w , das heißt Luftwiderstandskraft F_1 , Rollwiderstand F_{rad} der Räder, sowie Hangabtriebskraft F_g entgegen. Zur Berücksichtigung des Fahrzeugmodells im Betriebskennfeld der exemplarischen Maschine wird das Fahrzeugmodell in Gleichung (14) mithilfe des Differentials und einem Übersetzungsverhältnis i in die Lastzustände der Maschine überführt.

$$M = \frac{r_r}{i} \cdot (F_b + F_w) = \frac{r_r}{i} \cdot \left(\lambda \cdot m \cdot \frac{dv}{dt} + F_1 - F_{rad} - F_g \right) \tag{14}$$

Der Vergleich des Einflusses unterschiedlicher Prozessparameter und Schneidverfahren wird in einem standardisierten Fahrzenario, dem WLTP3, untersucht. Abbildung 10 zeigt die motorseitige Häufigkeitsverteilung der Drehmoment-Drehzahlkombinationen.

Tabelle 4 separiert die resultierenden Eisenverluste des Versuchsträgers nach Stator- und Rotoreisenverlusten und fasst exemplarisch für die gesamten Versuche die resultierenden Gesamtreichweiten infolge unterschiedlicher Prozessparameter und Schnittverfahren zusammen anhand einiger Beispiele zusammen.

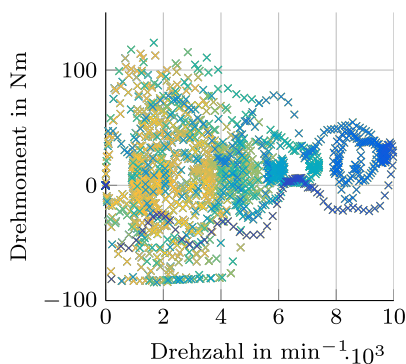


Abb. 10. Motorseitige Betriebspunktverteilung des WLTP3, wobei die Farben dem zeitlichen Verlauf entsprechen

Den größten Einfluss hat der Schnittkanteneffekt auf die Rotor- und Statorisenverluste. Die Höhe der Statorisenverluste des M330-50A folgt direkt den zuvor identifizierten Schnittkantengrößen der Permeabilitätschädigung und Eindringtiefe. Das langsame Schneiden ohne Verschleiß (OVL) ist mit 731,31 W die schonendste Fertigungsvariante im direkten Vergleich der untersuchten Methoden, gefolgt vom schnellen Schneiden ohne Verschleiß (OVS) und dem langsamen Schneiden mit leichtem Verschleiß (MVL). Mit 884,01 W ist das Schlagscherenschneiden das schädlichste Verfahren. Im Vergleich zu den Statorisenverlusten des M270-50A zeigt sich, dass das M330-50A durchweg höhere Verluste aufweist. Eine Ursache hierfür kann der höhere Siliziumgehalt des M270-50A von 3,29 Gew.-% im Vergleich zu 2,42 Gew.-% sein. Da die Dicke der Bleche identisch ist, aber der Siliziumgehalt des M270-50A höher ist, werden deutlich geringere Wirbelstromverluste beobachtet. Gleichzeitig kann es auch zu einer Beeinflussung der Festigkeit und damit zur Wechselwirkung mit dem Schnittkanteneinfluss kommen. Im Vergleich des Laserstrahl- und Schlagscherenschneidens zeigen sich für die Statorverluste ebenfalls die zuvor beobachteten Tendenzen. In diesem Fall ist das Laserstrahlschneiden deutlich schädlicher. Im Gegensatz zu den Statorisenverlusten zeigen die Rotoreisenverluste nur bedingt diese Tendenzen. Beim M330-50A haben die Schneidparameter OVS und MVL nahezu gleiche Rotorverluste. Es zeigt sich, dass die Wechselwirkungen aus lokaler Permeabilitätsverschlechterung, magnetischem Fluss, sowie resultierenden Eisen- und Kupferverlusten durch die FE-Simulation berücksichtigt werden müssen und nicht vollständig von den Schnittkantenparametern abgeleitet werden können. Die dargestellten Ergebnisse sind exemplarisch und wurden für die anderen Werkstoffe hinsichtlich der Schneidparameter beim Stanzen und weiteren Verfahren ebenfalls festgestellt. Bei der Betrachtung weiterer Fahrzyklen, beispielsweise eines urbanen im Vergleich mit einem Autobahnfahrzyklus, können sich aufgrund der unterschiedlichen Drehzahl-Drehmoment-Charakteristika potentiell noch größere Unterschiede aufzeigen.

4. Schlussfolgerung

In der vorliegenden Studie wurden die Effekte verschiedener Schneidverfahren und Schneidparameter auf die magnetischen Eigenschaften von vier Elektrobändgütern untersucht. Mit den Ergebnissen wurde das lokale kontinuierliche Schnittkantenmodell parametrisiert, um den Einfluss der Schneidprozesse auf die Materialmodellierung zu untersuchen und am Beispiel eines drehzahlvariablen Antriebs den Einfluss der Schneidprozesse auf Betriebscharakteristika zu bewerten. Eine zentrale Fragestellung bei der Bewertung der Ergebnisse ist der Verlauf der Schädigungsfunktion. Es wurde diskutiert inwieweit der hier gewählte Ansatz anwendbar ist und wo physikalisch begründete Einschränkungen liegen. Für mechanisch geschnittene Proben eignet sich der hier dargestellte Modellierungsansatz besonders gut. Trotz möglicher Abweichungen bei anderen Verfahren liegt in solch einem Ansatz eine Stärke des Modells, da auch bei unbekannter Eigenspannungsverteilung und ohne

Tab. 4. Einfluss der Prozessparameter auf die Reichweite mit WLTP3, wobei die Abkürzungen analog zu Abb. 6 sind

	M330-50A				M270-50A	
	OVL	OVS	MVL	SI	LS	SI
Verluste Leistungselektronik in W	353,20	354,54	355,54	358,01	354,31	353,41
Eisenverluste (Rotor) in W	303,64	330,23	329,98	384,98	340,28	329,38
Eisenverluste (Stator) in W	731,31	773,73	823,10	884,01	747,00	716,89
Kupferverluste in W	163,07	165,12	164,10	165,01	164,14	165,83
Gesamtreichweite in km	170,97	169,31	168,21	165,58	169,72	170,64

Kennnis der Eindringtiefe der Schnittkanteneffekt näherungsweise berücksichtigt werden kann. Weiterführende Untersuchungen zur Korrelation von mechanischen und magnetischen Modellen sind derzeit aktuelle Forschungsfragen.

Die Trends, bezogen auf die jeweilige Schädlichkeit, die in den experimentellen Untersuchungen am SST ermittelt wurden, zeigen sich auch in der präsentierten Schnittkantenmodellierung. So hat sich das langsame Stanzen ohne Verschleiß als die beste Parametervariation herausgestellt, da hier die Eindringtiefe und der relative Permeabilitätsabfall am geringsten waren. Darüberhinaus zeigt sich durch die Mess- und Simulationskette hinweg, dass der Einfluss verschiedener Materialien in Wechselwirkung zur Bearbeitung stets berücksichtigt werden muss. Nicht nur das Material an sich, sondern auch die relative Verschlechterung lässt sich nicht direkt übertragen.

Betrachtet man lediglich die erzielbaren Kilometer des untersuchten Traktionsantriebs, so fällt der Schnittkanteneffekt im Beispielfall mit 2 % bis 3 % ins Gewicht. Diese Bewertung ist wesentlich von der Betriebspunktverteilung und -häufigkeit abhängig und muss in konkreten Anwendungsfällen geprüft werden. Neben der Effizienz sind für elektrische Maschinen noch eine Vielzahl an weiteren Eigenschaften zu berücksichtigen, so beispielsweise Fragen die die lokale Verlustverteilung betreffen, die durch Schneidprozesse maßgeblich beeinflusst wird. Das Auftreten von Hotspots oder Fragen bezüglich der Wechselwirkungen der Verluste mit möglichen Steuervorschriften sind nur einige Punkte die hier von maßgeblicher Bedeutung sind.

Danksagung

Die Autoren bedanken sich für die Förderung durch die Deutsche Forschungsgemeinschaft (DFG) in den Projekten 255713208, 218259799 „FOR 1897 – Verlustarme Elektrobleche für energieeffiziente Antriebe“ und dem Schwerpunktprojekt 1487/31-1 „SPP 2013 – Gezielte Eigenspannungsnutzung in Elektroblechen“.

Hinweis des Verlags Der Verlag bleibt in Hinblick auf geografische Zuordnungen und Gebietsbezeichnungen in veröffentlichten Karten und Institutsadressen neutral.

Literatur

- Arshad, W. M., Ryckebusch, T., Magnussen, F., Lendenmann, H., Soulard, J., Eriksson, B., Malmros, B. (2007): Incorporating lamination processing and component manufacturing in electrical machine design tools. In Conference Record of the 2007 42nd IEEE Industry Applications Conference (S. 94–102).
- Bali, M., De Gersem, H., Muetze, A. (2014): A finite-element modeling of magnetic material degradation due to punching magnetics. *IEEE Trans. Magn.*, 50, 745–748.
- Bertotti, G. (1984): Space-time correlation properties of the magnetization process and eddy current losses: applications. I. Fine wall spacing. *J. Appl. Phys.*, 55(12), 4339–4347.
- Bertotti, G. (2008): Connection between microstructure and magnetic properties of soft magnetic materials. *J. Magn. Magn. Mater.*, 320(20), 2436–2442.
- Bertotti, G. (1988): General properties of power losses in soft ferromagnetic materials. *IEEE Trans. Magn.*, 24(1), 621–630.
- Bertotti, G. (1998): In *Magnetism: For Physicists, Materials Scientists, and Engineers*, Houston: Gulf Professional.
- Betz, B., Rauscher, P., Siebert, R., Schaefer, R., Kaestner, A., Van Swygenhoven, H., Lehmann, E., Grünzweig, C. (2015): Visualization of bulk magnetic properties by neutron grating interferometry. *Phys. Proc.*, 69, 399–403.
- Bozorth, R. M. (1951): *Ferromagnetism*. Princeton: Van Nostrand.
- Breuer, S., Rohrbach-Kerl, A. (2015): *Fahrzeugdynamik: Mechanik des bewegten Fahrzeugs*. Berlin: Springer.
- Cao, H., Hao, L., Yi, J., Zhang, X., Luo, Z., Chen, S., Li, R. (2016): The influence of punching process on residual stress and magnetic domain structure of non-oriented silicon steel. *J. Magn. Magn. Mater.*, 406, 42–47.
- Clerc, A. J., Muetze, A. (2012): Measurement of stator core magnetic degradation during the manufacturing process. *IEEE Trans. Ind. Appl.*, 48(4), 1344–1352.
- Cullity, B., Graham, C. (2003): *Introduction to Magnetic Materials (2. Aufl.)*. New York: Wiley-IEEE Press.
- Crevecoeur, G., Sergeant, P., Dupré, L., Vandenbossche, L., van de Walle, R. (2008): Analysis of the local material degradation near cutting edges of electrical steel sheets. *IEEE Trans. Magn.*, 40(11), 3173–3176.
- Eckstein, L. (2015): *Längsdynamik von Kraftfahrzeugen*. Vorlesungsumdruck Fahrzeugtechnik I. Aachen: Forschungsgesellschaft Kraftfahrwesen mbH.
- Elfgen, S., Steentjes, S., Böhmer, S., Franck, D., Hameyer, K. (2016): Continuous local material model for cut edge effects in soft magnetic materials. *IEEE Trans. Magn.*, 52(5), 1–4.
- Emura, M., Landgraf, F. J. G., Ross, W., Barreta, J. R. (2003): The influence of cutting technique on the magnetic properties of electrical steels. *J. Magn. Magn. Mater.*, 254–255, 358–360.
- Hug, E., Hubert, O., Van Houtte, J. J. (2002): Effect of internal stresses on the magnetic properties of non-oriented Fe-3wt.% Si and (Fe, Co)-2wt.% V alloys. *Mater. Sci. Eng. A*, 332(1–2), 193–202.
- Holopainen, T. u. a. (2017): Identification of magnetic properties for cutting edge of electrical steel sheets. *IEEE Trans. Ind. Appl.*, 53, 1049–1053.
- Hofmann, M. J., Herzog, H. G. (2015): Modeling magnetic power losses in electrical steel sheets in respect of arbitrary alternating induction waveforms: theoretical considerations and model synthesis. *IEEE Trans. Magn.*, 51(2), 1–11.
- Hofmann, M., Naumoski, H., Herr, U., Herzog, H.-G. (2016): Magnetic properties of electrical steel sheets in respect of cutting: micromagnetic analysis and macromagnetic modeling. *IEEE Trans. Magn.*, 52(2), 1–14.
- Karthaus, J., Steentjes, S., Leuning, N., Hameyer, K. (2017): Effect of mechanical stress on different iron loss components up to high frequencies and magnetic flux densities. In *COMPEL*.
- Leuning, N., Elfgen, S., Groschup, B., Bavendiek, G., Steentjes, S., Hameyer, K. (2018): Advanced soft- and hard-magnetic material models for the numerical simulation of electrical machines. *IEEE Trans. Magn.*, 54, 1–8.
- Leuning, N., Steentjes, S., Schulte, M., Bleck, W., Hameyer, K. (2016): Effect of elastic and plastic tensile mechanical loading on the magnetic properties of NGO electrical steel. *J. Magn. Magn. Mater.*, 417, 42–48.
- Maurel, V. u. a. (2003): Residual stresses in punched laminations: phenomenological analysis and influence on the magnetic behavior of electrical steels. *J. Appl. Phys.*, 93(10), 7106–7108.
- Moses, A. J., Derebasi, N., Loisos, G., Schoppa, A. (2000): Aspects of the cut-edge effect stress on the power loss and flux density distribution in electrical steel sheets. *J. Magn. Magn. Mater.*, 215–216, 690–692.
- Martin, F., Aydin, U., Sundaria, R., Rasilo, P., Belachan, A., Arkkio, A. (2018): Effect of punching the electrical sheets on optimal design of a permanent magnet synchronous motor. *IEEE Trans. Magn.*, 54(3), 1–4.
- Naumoski, H., Maucher, A., Vandenbossche, L., Jacobs, S., Herr, U., Chassang, U. X. (2014): Magneto-optical and field-metric evaluation of the punching effect on magnetic properties of electrical steels with varying alloying content and grain size. In *4th International Electric Drives Production Conference (EDPC)* (S. 1–9).
- Pulnikov, A., Baudouin, P., Melkebeek, J. (2003): Induced stresses due to the mechanical cutting of non-oriented electrical steels. *J. Magn. Magn. Mater.*, 254–255, 355–357.
- Rasilo, P., Aydin, U., Holopainen, T. P., Arkkio, A. (2016): Analysis of iron losses on the cutting edges of induction motor core laminations. In *IEEE XXII International Conference on Electrical Machines (ICEM)* (S. 1312–1317).
- Ruf, A. (2018): *Thermische Ausnutzung von elektrischen Maschinen unter Berücksichtigung der Lebensdauer am Beispiel eines Toraktionsantriebs*. Aachen: Shaker.
- Schoppa, A., Schneider, J., Wuppermann, C.-D., Bakon, T. (2003): Influence of welding and sticking of laminations on the magnetic properties of non-oriented electrical steels. *J. Magn. Magn. Mater.*, 254–255, 367–369.
- Siebert, R., Schneider, J., Beyer, E. (2014): Laser cutting and mechanical cutting of electrical steels and its effect on the magnetic properties. *IEEE Trans. Magn.*, 50(4), 123.
- Siebert, R., Wetzig, A., Beyer, E., Betz, B., Grünzweig, C., Lehmann, E. (2013): Localized investigation of magnetic bulk property deterioration of electrical steel: analysing magnetic property drop thorough mechanical and laser cutting of electrical steel laminations using neutron grating interferometry. In *3rd International Electric Drives Production Conference (EDPC)* (S. 1–5).
- Schoppa, A. P. (2001): *Einfluss der Be- und Verarbeitung auf die magnetischen Eigenschaften von schlussgeglühtem, nichtkornorientiertem Elektroband*. Dissertation, RWTH Aachen University, Aachen.
- Steenjes, S., Eggers, D., Leßmann, M., Hameyer, K. (2012): Iron-loss model for the FE-simulation of electrical machines. In *Inductica Technical Conference* (S. 239–246). Berlin: CWIEME Berlin.
- Vandenbossche, L. (2013): Iron loss modelling which includes the impact of punching, applied to high-efficiency induction machines. In *Electric Drives Production Conference (EDPC) 3rd International*.
- Weiss, H. A., Leuning, N., Steentjes, S., Hameyer, K., Andorfer, T., Jenner, S., Volk, W. (2017): Influence of shear cutting parameters on the electromagnetic properties of non-oriented electrical steel sheets. *J. Magn. Magn. Mater.*, 421, 250–259.

38. Weiss, H. A., Trober, P., Golle, R., Steentjes, S., Leuning, N., Elfgen, S., Hameyer, K., Volk, W. (2018): Impact of punching parameter variations on magnetic properties of non-grain oriented electrical steel. *IEEE Trans. Ind. Appl.*, 54(6), 5869–5878.
39. Weiss, H. A., Steentjes, S., Tröber, P., Leuning, N., Neuwirth, T., Schulz, M., Hameyer, K., Golle, R., Volk, W. (2019): Neutron grating interferometry investigation of punching-

related local magnetic property deteriorations in electrical steels. *J. Magn. Magn. Mater.*, 474, 643–653.

40. Yamazaki, K., Mukaiyama, H., Daniel, u. L. (2018): Effects of multi-axial mechanical stress on loss characteristics of electrical steel sheets and interior permanent magnet machines. *IEEE Trans. Magn.*, 54(3), 1–4.

Autoren



Nora Leuning

erwarb ihren Abschluss als M.Sc. im Fach Werkstoffingenieurwesen im Juli 2015 an der RWTH Aachen, Deutschland. Derzeit ist sie wissenschaftliche Mitarbeiterin am Institut für Elektrische Maschinen der RWTH Aachen. Ihre Forschungsschwerpunkte befassen sich mit dem Einfluss struktureller Parameter auf die magnetischen Eigenschaften nichtkornorientierter Elektroleche, der um diese strukturellen Parameter erweiterten Materialmodellbildung und den Auswirkungen auf das Betriebsverhalten elektrischer Maschinen.



Silas Elfgen

erwarb seinen M.Sc. in Elektrotechnik von der RWTH Aachen University im November 2013. Er arbeitet seitdem als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Elektrische Maschinen der RWTH Aachen. Sein Forschungsfeld umfasst die Modellierung weichmagnetischer Materialien sowie die Auslegung und Analyse elektrischer Maschinen. Ein besonderer Schwerpunkt ist die Untersuchung und Modellierung der Auswirkungen von Bearbeitungseffekten.



Hannes A. Weiss

absolvierte eine Ausbildung zum technischen Elektroniker an der Höheren Technischen Lehranstalt Innsbruck, Österreich im Jahre 2007 und studierte an der Technischen Universität München in Garching bei München, Deutschland, Produktion und Logistik mit dem Abschluss zum M.Sc. im Jahre 2013. Er arbeitet seit 2013 als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen (utg) der Technischen Universität München. Seine Forschungsschwerpunkte umfassen die Blechverarbeitung, insbesondere die von Elektrolech, die Stanztechnik, die Neutronen Gitter Interferometrie, die FE-Analyse sowie die Auswirkungen von Fertigungseinflüssen auf das Betriebsverhalten elektrischer Maschinen.



Wolfram Volk

studierte an der TH Darmstadt, Deutschland, zuerst Physik und dann Mechanik mit dem Abschluss zum Dipl.-Ing. im Jahre 1994. Danach folgte die Promotion in der Arbeitsgruppe von Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Ehlers an der Universität Stuttgart, Institut für Mechanik, mit dem Abschluss zum Dr.-Ing. im Jahre 1999. Prof. Volk arbeitete im Anschluss bei der BMW AG in München in verschiedenen

Funktionen der Technologie Umformen mit Schwerpunkt Umformsimulation, Produkt- und Prozessplanung sowie Konzeptentwicklung. Seit 1.4.2011 ist Prof. Volk Ordinarius des utg. Professor Volks Forschungsgebiet sind die Bereiche der Umformtechnik und des Gießereiwesens. Im Bereich der Umformtechnik steht die sogenannte zweite Verarbeitungsstufe von Halbzeugen zu fertigen Bauteilen insbesondere für die Blechumformung im Vordergrund. Weiterhin ist die Weiterentwicklung von Simulationsmethoden ein Schwerpunkt. Im Bereich des Gießereiwesens steht das Stranggießen von Leichtmetallen und Kupferlegierungen sowie Möglichkeiten zur Erstellung und Verarbeitung von Verbundguss im Fokus der Forschung.



Kay Hameyer

erwarb sein Diplom in Elektrotechnik an der Universität Hannover, Deutschland, und promovierte an der Technischen Universität Berlin. Nach seinem Studium arbeitete er für die Robert Bosch GmbH in Stuttgart als Entwicklungsingenieur für permanentmagneterregte Servomotoren und Kraftfahrzeugbordnetzkomponenten. Bis 2004 war Dr. Hameyer Professor für Numerische Feldberechnungen und Elektrische Maschinen an der KU Leuven in Belgien. Seit 2004 ist er Professor und Leiter des Instituts für Elektrische Maschinen der RWTH Aachen. Seine Forschungsschwerpunkte liegen im Bereich der numerischen Feldberechnung und -optimierung, dem Entwurf und der Regelung elektrischer Maschinen, insbesondere von permanentmagneterregten Maschinen und Drehfeldmaschinen sowie der Entwicklung von Methoden für die virtuelle Realität. Er ist Autor von mehr als 350 Journal-Publikationen, mehr als 700 internationalen Konferenzveröffentlichungen und Autor von vier Büchern. Dr. Hameyer ist Mitglied im VDE, IEEE Senior Member und Fellow des IET.