

Fertigung effizienter Elektromotoren Einfluss des Scherschneidvorgangs auf die magnetischen Eigenschaften von Elektroblech

Hannes Alois Weiss

Vollständiger Abdruck der von der Fakultät für Maschinenwesen der
Technischen Universität München zur Erlangung des akademischen Grades eines
Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.) genehmigten Dissertation.

Vorsitzender:

Prof. Dr.-Ing. Tim Lüth

Prüfer der Dissertation:

1. Prof. Dr.-Ing. Wolfram Volk
2. Prof. Dr.-Ing. Jörg Franke
3. Prof. Dr.-Ing. Hartmut Hoffmann, i. R. (schriftliche Beurteilung)

Die Dissertation wurde am 15.11.2018 bei der Technischen Universität München
eingereicht und durch die Fakultät für Maschinenwesen am 16.04.2019 angenommen.

Vorwort und Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen der Technischen Universität München. Die tatkräftige Mithilfe und Unterstützung meiner Vorgesetzten, Kollegen und Familie hat das Gelingen dieser Arbeit erst ermöglicht. Ihnen bin ich daher zu Dank verpflichtet.

Meinem Doktorvater Herrn Prof. Dr.-Ing. Wolfram Volk, Ordinarius des Lehrstuhls für Umformtechnik und Gießereiwesen der Technischen Universität München, danke ich für sein Vertrauen in meine Person, die fachliche Förderung und seine Wertschätzung. Auch dem ehemaligen Ordinarius des Lehrstuhls für Umformtechnik und Gießereiwesen der Technischen Universität München Herrn Prof. Dr.-Ing. Hartmut Hoffmann, i.R. danke ich vielfach für seine fachliche als auch persönliche Förderung. Herrn Prof. Dr.-Ing. Jörg Franke, Ordinarius des Lehrstuhls für Fertigungsautomatisierung und Produktionssystematik der Universität Erlangen-Nürnberg, danke ich für die Übernahme des Koreferats und Herrn Prof. Dr.-Ing. Tim Lüth, Ordinarius des Lehrstuhls für Mikrotechnik und Medizingerätetechnik der Technischen Universität München, für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes.

Stellvertretend für alle aktiven und ehemaligen Kollegen und Studenten am Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen der Technischen Universität München gilt mein besonderer Dank Herrn Philipp Tröber und Herrn Dr.-Ing. Thomas Kopp für ihre hilfreichen Ratschläge und die Unterstützung in mess- und stanztechnischen Fragestellungen. Stellvertretend für die Kollegen des Instituts für Elektrische Maschinen der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen danke ich Herrn Dr.-Ing. Simon Steentjes und Frau Nora Leuning für ihr Interesse an meiner Forschungsthematik und ihre Hilfe bei den magnetischen Untersuchungen im Rahmen der Arbeit. Herrn Dr. Michael Schulz und Herrn Tobias Neuwirth vom Heinz Maier-Leibnitz Zentrum der Technischen Universität München danke ich für ihre Zeit und die Diskussionen rund um die durchgeführten Neutronen Gitter Interferometrie Untersuchungen.

In der langen Zeit am Lehrstuhl gab es auch den ein oder anderen Rückschlag. Für die Unterstützung in schwierigen Zeiten möchte ich meiner Familie herzlich danken. Meinen Eltern Gerhard und Ingrid möchte ich darüber hinaus danken, dass Sie mir meine Ausbildung ermöglicht und mir schon von klein auf eine technische und unternehmerische Denkweise mit auf den Weg gegeben haben. Meinem Bruder Ivo gilt mein Dank dafür, dass er mich nicht vergessen ließ, dass ich neben der vielen Arbeit auch die Lebensfreude nicht vernachlässigen darf. Meiner Frau Michaela kann ich nicht genug für ihre tägliche Unterstützung, die Entbehrung während meiner Zeit am Lehrstuhl und ihre Geduld mit mir danken.

Kurzbeschreibung

Die Effizienz elektrischer Maschinen, wie Elektromotoren oder Generatoren, stellt einen großen Stellhebel dar, wenn es um die Reduktion des weltweiten Energieverbrauchs geht. Nur durch eine konsequente Weiterentwicklung elektrischer Maschinen ist es möglich, die immer strenger werdenden Forderungen bezüglich einer Minimierung des Stromverbrauchs einzuhalten. Neben werkstoff- oder designtechnischen Maßnahmen ist eine Effizienzsteigerung auch durch eine Minimierung fertigungsbedingter Beeinträchtigungen möglich. Die produktionsseitige Einflussnahme auf den Wirkungsgrad einer elektrischen Maschine kann unter anderem aus dem Stanzprozess resultieren. Dieser wird eingesetzt, um Statoren und Rotoren elektrischer Maschinen herzustellen. Der Stanzvorgang setzt sich hierbei aus verschiedenen Scherschneid- und Fügeoperationen zusammen.

Am Beispiel des Scherschneidens von Elektroblech wird im Rahmen dieser Forschungsarbeit aufgezeigt, dass durch eine bewusste Wahl der Prozessparameter die negativen Auswirkungen des Trennvorgangs reduziert werden können. Die geringste Beeinträchtigung ist dabei unter Einsatz eines kleinen Schneidspalts und das Schneiden mit scharfkantigen Schneidstempeln und Schneideinsätzen feststellbar. Des Weiteren veranschaulichen die Ergebnisse, wie scherschneidbedingte Verluste direkt im Entwicklungsprozess zu berücksichtigen sind, um eine Überdimensionierung elektrischer Maschinen und ihrer Nebenaggregate zu vermeiden. Abschließend ist dargestellt, wie ein kontinuierliches Prozessmonitoring dazu beitragen kann, die fertigungstechnischen Beeinträchtigungen der Elektromotoreffizienz frühzeitig zu erkennen.

Die interdisziplinäre Herangehensweise an die Problemstellung und deren Untersuchung auf mikro- und makroskopischer Ebene erlauben es die Wechselwirkungen zwischen fertigungsbedingten Beeinträchtigungen und Prozessparametervariationen zu identifizieren. So tragen Ergebnisse mechanischer, metallographischer und auch magnetischer Messungen wesentlich zur Verbesserung des Verständnisses der zugrunde liegenden Wirkzusammenhänge zwischen entstehender Deformation und magnetischer Eigenschaftsbeeinträchtigung bei. Vor allem Untersuchungen mit der neuartigen Neutronen Gitter Interferometrie in Kombination mit genormten magnetischen Messmethoden und numerischen Prozessanalysen tragen zum Erfolg der vorliegenden Forschungsarbeit bei.

Um die Ergebnisse für einen möglichst großen Anwenderkreis nutzbar zu machen, wird der Einfluss des Scherschneidens an fünf verschiedenen Elektroblechgüten NO30-16, M270-35A, M330-35A L1, M330-35A L2 und M350-65A untersucht. Die Bewertung der Auswirkungen von Prozessparametervariationen findet über fünf Schneidspalte sowie drei unterschiedliche Schneidkantenverschleißzustände der Schneidelemente statt. Des Weiteren stellen Analysen bei verschiedenen Polarisierungen und Anregungsfrequenzen dar, dass die Ergebnisse für elektrische Maschinen jeglichen Einsatzgebiets von Relevanz sind.

Executive Summary

Increasing the efficiency of electrical machines, such as electrical motors or generators, is a major lever when it comes to reducing global energy consumption. Only by a consistent development of electrical machines, it is possible to meet the increasingly stringent requirements for minimizing power consumption. In addition to material or design measures, an increase in efficiency is also possible by minimizing production-related impairments. The production influence on the efficiency of an electrical machine can result, among others, from the stamping process that is used to produce stators and rotors of electrical machines. The stamping process thereby consists of various shear cutting and joining operations.

Using the example of electrical steel punching, this research thesis shows that a conscious choice of process parameters can reduce the negative effects of the cutting process. The least impairment is detectable by using a small cutting clearance and sharp-edged cutting punches and dies. Furthermore, the results illustrate how to account for punching-related losses in the development process, in order to avoid overdimensioning of electrical machines and their auxiliary units. Finally, it is shown that a continuous process monitoring can contribute to an early detection of manufacturing-related impairments of the electrical motor's efficiency.

The interdisciplinary approach to the problem and its investigation at the micro- and macroscopic level allow one to identify the interactions between production-related impairments and process parameter variations. Thus, results of mechanical, metallographic and also magnetic measurements significantly contribute to a better understanding of the underlying interactions between emerging deformation and magnetic property degradation. In particular, investigations conducted by using the novel neutron grating interferometry in combination with standardized magnetic measuring methods and numerical process analysis contribute to the success of the research thesis.

In order to make the results available to the largest possible number of users, the influence of punching is investigated for five electrical steel grades NO30-16, M270-35A, M330-35A L1, M330-35A L2 and M350-65A. The evaluation on the effects of process parameter variations is carried out by using five cutting clearances as well as three different cutting edge wear states. Furthermore, analysis at different polarizations and excitation frequencies show that the results are relevant for electrical machines of any field of application.

Inhaltsverzeichnis

Verzeichnis der Kurzzeichen.....	XIII
Verzeichnis der Abkürzungen.....	XIX
1 Einleitung.....	1
2 Grundlagen, Stand der Forschung und Technik.....	5
2.1 Elektrische Maschinen.....	5
2.1.1 Funktionsweise und Aufbau.....	5
2.1.2 Verlustbetrachtung elektrischer Maschinen.....	7
2.2 Magnetische Werkstoffeigenschaften von Elektroblech.....	9
2.2.1 Magnetische Grundlagen.....	9
2.2.2 Ferromagnetismus.....	10
2.2.3 Einfluss des Verarbeitungsprozesses.....	20
2.2.4 Eigenspannungen.....	22
2.3 Scherschneiden von Elektroblech.....	24
2.3.1 Nomenklatur und Verfahrensprinzip.....	24
2.3.2 Kinematik und Kinetik des Scherschneidprozesses.....	25
2.3.3 Charakterisierung schergeschnittener Bauteile.....	29
2.3.4 Einflussfaktoren auf den Scherschneidprozess.....	30
2.4 Scherschneidbedingte magnetische Beeinträchtigung von Elektroblech.....	35
2.4.1 Charakterisierung veränderter magnetischer Werkstoffeigenschaften..	35
2.4.2 Auswirkungen von Werkstoff- und Prozessparametervariationen.....	39
2.4.3 Reduktion der magnetischen Eigenschaftsbeeinträchtigung.....	48
2.5 Berücksichtigung des Bearbeitungseinflusses in der numerischen Auslegung...	49
2.6 Forschungsbedarf.....	50
3 Problemstellung, Zielsetzung und Lösungsansatz.....	51
3.1 Problemstellung.....	51
3.2 Zielsetzung.....	52
3.3 Lösungsansatz.....	53
4 Versuchsanlagen, Mess- und Prüfeinrichtungen.....	55
4.1 Versuchsanlagen.....	55
4.1.1 Mechanische Schnellläuferpresse.....	55
4.1.2 Neutronen-Radiografie-Instrument.....	55
4.2 Mess- und Prüfeinrichtungen.....	56
4.2.1 Zug-Druck-Prüfmaschine.....	56
4.2.2 Auflichtmikroskop.....	56

4.2.3	Digitalmikroskop	56
4.2.4	3D-Laserscanningmikroskop	56
4.2.5	Funkenemissionsspektrometer	57
4.2.6	Kleinlasthärteprüfer	57
4.2.7	Tafelblechmessgerät	57
4.2.8	Neutronen Gitter Interferometer	57
5	Versuchswerkstoffe	61
5.1	Blechwerkstoffe	61
5.1.1	Chemische und metallurgische Werkstoffcharakterisierung	61
5.1.2	Mechanische Werkstoffcharakterisierung	62
5.1.3	Magnetische Werkstoffcharakterisierung	63
5.2	Schneidaktivelementwerkstoff	64
5.3	Werkzeugwerkstoffe	64
6	Versuchswerkzeuge	65
6.1	Positionierungsraster-Lochwerkzeug	65
6.2	Streifenwerkzeug	67
6.2.1	Werkzeugaufbau	67
6.2.2	Kraft- und Wegmesssensorik	68
6.2.3	Messdatenerfassung	69
6.2.4	Kalibrierung der Kraft- und Wegmesssensorik	69
7	Versuchsbeschreibung und -durchführung	71
7.1	Probenherstellung	71
7.2	Analyse des Scherschneidprozesses	73
7.3	Metallographische Schnittteilanalyse	74
7.3.1	Analyse der plastischen Deformationen in der beeinflussten Randzone	74
7.3.2	Analyse der Schnittflächenkennwerte	75
7.4	Tafelblechprüfung	75
7.5	Neutronen Gitter Interferometrie Analyse	78
7.5.1	Aufbau zur Magnetisierung der Elektrobleche	78
7.5.2	Versuchsparameter und Versuchsablauf	80
7.5.3	Kalibrierung und Auswertung	81
7.6	Numerische Eigenspannungsanalyse	85
8	Versuchsergebnisse	89
8.1	Allgemeine Auswirkungen des Scherschneidprozesses	89
8.1.1	Veränderung der lokalen Polarisationsverteilung	89
8.1.2	Ursache der lokalen magnetischen Eigenschaftsbeeinträchtigung	91
8.1.3	Einfluss der Schnittlinienlänge und der Schnittlinienorientierung	93

8.1.4	Einfluss der Anregungsfrequenz	96
8.2	Auswirkungen von Scherschneidparametervariationen	97
8.2.1	Einfluss des Schneidspalts	97
8.2.2	Einfluss des Schneidkantenverschleißzustands	101
8.3	Auswirkungen der Elektroblechwerkstoffvariation	106
8.3.1	Einfluss der Dicke des Elektrobands	106
8.3.2	Einfluss der verwendeten Legierung	108
9	Diskussion	113
9.1	Einbindung von Schneideinflüssen in den Entwicklungsprozess	113
9.1.1	Direkte Abbildung des spannungsbeeinflussten Werkstoffverhaltens ..	113
9.1.2	Inverse Abbildung fertigungsbedingter Eigenschaftsänderungen	114
9.1.3	Modellierung der lokalen Polarisationsverteilung	118
9.2	Bewertung magnetischer Eigenschaften durch Prozessmonitoring	120
10	Zusammenfassung und Ausblick	125
A	Abbildungsverzeichnis	131
B	Tabellenverzeichnis	135
C	Literaturverzeichnis	137
D	Normenverzeichnis	148
E	Studienarbeiten	151

Verzeichnis der Kurzzeichen

Formelzeichen	Einheit	Bedeutung
(i, j)	px	Kamerapixelkoordinate
α	1	Exponent der Hystereseverluste
β	°	Bruchflächenwinkel
η_1	mm	Abstand der maximalen Steigung von der Schnittlinie
η_N	%	Wirkungsgrad bei Nennlast
η_{SL}	mm	Abstand von der Schnittlinie
μ	N A^{-2}	Permeabilität
μ_0	N A^{-2}	Permeabilität in Vakuum
μ_r	1	Relative Permeabilität
μ_R	1	Reibbeiwert
φ	rad	Drehwinkel der Magnetisierung
Φ	rad	Phasenverschiebung der Intensitätsoszillation
ρ	kg m^{-3}	Werkstoffdichte
ρ_e	$\Omega \text{ mm m}^{-2}$	Spezifischer elektrischer Widerstand
σ	MPa	Mechanische Spannung
σ^I	MPa	Eigenspannungen erster Art
σ^{II}	MPa	Eigenspannungen zweiter Art
σ^{III}	MPa	Eigenspannungen dritter Art
σ	MPa	Lokaler Spannungszustand des Werkstoffs
σ_0	MPa	Spannungszustand im Grundwerkstoff
$\sigma_{m,\text{Druck}}$	MPa	Querschnittsgemittelte Druckspannung
$\sigma_{m,\text{Zug}}$	MPa	Querschnittsgemittelte Zugspannung
$\sigma_{\text{max},\text{in-plane},\text{Druck}}$	MPa	Betragsmäßig größte Druckhauptspannung in der Blechebene
$\sigma_{\text{max},\text{in-plane},\text{Zug}}$	MPa	Betragsmäßig größte Zughauptspannung in der Blechebene
θ	°	Orientierung der relevanten Schnittlinienlänge zur Walzrichtung
a_0	1	Betrag der Verschiebung der Intensitätsoszillation
a_0^f	1	Betrag der Verschiebung der Intensitätsoszillation ohne Prüfkörper
a_0^s	1	Betrag der Verschiebung der Intensitätsoszillation mit Prüfkörper

Formelzeichen	Einheit	Bedeutung
a_1	1	Amplitude der Intensitätssoszillation
A_1	T, A m ⁻¹ , W kg ⁻¹	Beliebiger magnetischer Kennwert für einen Probensatz mit der Schnittlinienlänge 120 mm
a_1^f	1	Amplitude der Intensitätssoszillation ohne Prüfkörper
a_1^s	1	Amplitude der Intensitätssoszillation mit Prüfkörper
A_{12}	T, A m ⁻¹ , W kg ⁻¹	Beliebiger magnetischer Kennwert für einen Probensatz mit der Schnittlinienlänge 1440 mm
A_6	T, A m ⁻¹ , W kg ⁻¹	Beliebiger magnetischer Kennwert für einen Probensatz mit der Schnittlinienlänge 740 mm
A_g	%	Gleichmaßdehnung
A_S	mm ²	Geschnittene Fläche
B	T	Magnetische Flussdichte
b_E	µm	Kanteneinzugsbreite
b_k	mm	Breite der wahren Kontaktzone
B_{max}	T	Maximale magnetische Flussdichte
b_R	mm	Minimaler Rasterabstand
b_{RZ}	mm	Breite der beeinflussten Randzone
b_{SEZ}	mm	Breite der Schneideinflusszone
BF	1	Baufaktor
$C_{A,12,\theta}$	1	Orientierungsabhängiger Vergleichsfaktor bei zwölfacher Erhöhung der relevanten Schnittlinienlänge
$C_{A,12}$	1	Orientierungsunabhängiger Vergleichsfaktor bei zwölfacher Erhöhung der relevanten Schnittlinienlänge
$C_{A,6,\theta}$	1	Orientierungsabhängiger Vergleichsfaktor bei sechsfacher Erhöhung der relevanten Schnittlinienlänge
$C_{A,6}$	1	Orientierungsunabhängiger Vergleichsfaktor bei sechsfacher Erhöhung der relevanten Schnittlinienlänge
$C_{DFI,M}$	1	Median des Dunkelfeld - Kontrasts
C_{DFI}	1	Dunkelfeld - Kontrast
C_{HC}	1	Koerzitivfeldstärkefaktor
C_{Hmax}	1	Feldstärkefaktor
C_{JR}	1	Remanenzpolarisationsfaktor
C_{PFe}	1	Eisenverlustfaktor

Formelzeichen	Einheit	Bedeutung
d_{pos}	mm	Durchmesser der Positionierungslöcher
$D_{\text{R,a}}$	mm	Rotoraußendurchmesser
$D_{\text{S,a}}$	mm	Statoraußendurchmesser
DFI	1	Dunkelfeld - Aufnahme
$DPCI$	1	Differentielle Phasen - Kontrast - Aufnahme
E	J	Gesamtenergie
E_{σ}	J	Spannungsanisotropieenergie
E_{A}	J	Austauschwechselwirkungsenergie
E_{H}	J	Potentielle Energie infolge äußerer Magnetfelder
E_{K}	J	Kristallanisotropieenergie
E_{MS}	pCN ⁻¹	Empfindlichkeit der Kraftmessdose
E_{W}	J	Wandenergie
E_{Str}	J	Streifenergie
f	Hz	Frequenz
F_{H}	kN	Horizontalkraft am Stempel
$F_{\text{H}'}$	kN	Horizontalkraft an der Schneidplatte
F_{NH}	N	Niederhalterkraft
F_{Q}	kN	Querkraft am Stempel
$F_{\text{Q}'}$	kN	Querkraft an der Schneidplatte
$F_{\text{S,max}}$	kN	Maximale Schneidkraft
F_{S}	kN	Schneidkraft
f_{S}	1	Scherfaktor
$F_{\text{S}'}$	kN	Schneidkraft an der Schneidplatte
$F_{\text{St,0}}$	kN	Stempelkraft ohne Scherschneidvorgang
$F_{\text{St,komp}}$	kN	Kompensierte Stempelkraft
$F_{\text{St,m}}$	kN	Gemittelte Stempelkraft
F_{St}	kN	Stempelkraft
F_{V}	kN	Vertikalkraft am Stempel
$F_{\text{V}'}$	kN	Vertikalkraft an der Schneidplatte
FF	1	Formfaktor
H	A m ⁻¹	Magnetische Feldstärke
$h_{\text{B,rel}}$	%	Relative Bruchflächenhöhe
h_{B}	µm	Bruchflächenhöhe
H_{C}	A m ⁻¹	Magnetische Koerzitivfeldstärke
$h_{\text{E,rel}}$	%	Relative Kanteneinzugshöhe

Formelzeichen	Einheit	Bedeutung
h_E	μm	Kanteneinziehungshöhe
h_G	μm	Schnittgrathöhe
H_{\max}	A m^{-1}	Maximale magnetische Feldstärke
H_{NGI}	A m^{-1}	Maximale magnetische Feldstärke im Magnetisierungsaufbau
$h_{\text{S,rel}}$	%	Relative Glattschnitthöhe
h_S	μm	Glattschnitthöhe
HV	$\text{HV}_{0,2}$	Lokale Härte des Werkstoffs nach Vickers
HV_0	$\text{HV}_{0,2}$	Härte des Grundwerkstoffs nach Vickers
HV_{norm}	1	Normierte Verfestigung
I	1	Intensitätsszillation
I_{Cu}	A	Erregerstrom in der Kupferspule
I_{NGI}	A	Strom in den Erregerspulen des Magnetisierungsaufbaus
J	T	Magnetische Polarisation
$J_{\text{lok,max}}$	T	Maximale lokale Polarisation
$J_{\text{lok,min}}$	T	Minimale lokale Polarisation
J_{lokal}	T	Lokale Polarisation
J'_{lokal}	T mm^{-1}	Maximale Steigung des Sigmoids
J_{\max}	T	Maximale magnetische Polarisation
J_R	T	Magnetische Remanenzpolarisation
J_S	T	Sättigungspolarisation
J_{sp}	T	Spontane Magnetisierung
$J_{\text{Induktionsspule}}$	T	Maximale magnetische Polarisation an der Induktionsspule des Magnetisierungsaufbaus
$k_{\eta 1}$	1	Zeitkonstante
k_S	MPa	Schneidwiderstand
l	mm	Länge der Kupferspule
L	μm	Gemessene Länge
l_H	mm	Abstand der Horizontalkräfte an Stempel und Schneidplatte
l_R	mm	Abstand zwischen den Positionierungsrastern
l_S	mm	Schnittlinienlänge
l_V	mm	Abstand der Vertikalkräfte an Stempel und Schneidplatte
m_ζ	1	Anzahl der über die Blechdicke verteilten mechanischen Spannungswerte

Formelzeichen	Einheit	Bedeutung
M_B	N m	Inneres Moment am Butzen
M_G	N m	Inneres Moment am Stanzgitter
M_N	N m	Nenndrehmoment
n	1	n-Wert
N	1	Nutanzahl
n_ζ	1	Anzahl der Eindrücke pro Spalte
N_{Cu}	1	Windungsanzahl der Kupferspule
n_i		Werkstoffspezifische Parameter der Verlustkomponenten
n_N	min^{-1}	Nenndrehmoment
p	1	Polpaaranzahl
p_0	μm	Periodizität des Absorbtionsgitters G_0
p_1	μm	Periodizität des Phasengitters G_1
p_2	μm	Periodizität des Absorbtionsgitters G_2
P_{cl}	W	Klassische Wirbelstromverluste
$P_{Cu,f \rightarrow 0}$	W	Kupferverluste für niedrige Frequenzen
$P_{Cu,N}$	W	Kupferverluste bei Nennlast
P_{Cu}	W	Kupferverluste
P_{ex}	W	Exzessverluste
$P_{Fe,N}$	W	Eisenverluste bei Nennlast
$P_{Fe,ideal}$	W kg^{-1}	Erwartete spezifische Eisenverluste während des Betriebs der paketierte Elektrobleche
$P_{Fe,real}$	W kg^{-1}	Spezifische Eisenverluste während des Betriebs der paketierte Elektrobleche
P_{Fe}	W kg^{-1}	Spezifische Eisenverluste
P_h	W	Hystereseverluste
P_{mech}	W	Mechanische Verluste
P_N	W	Leistung bei Nennlast
P_{sat}	W	Sättigungsverluste
P_{total}	W	Gesamtverluste
R_{DC}	Ω	Gleichstromwiderstand
R_m	MPa	Zugfestigkeit des Blechwerkstoffs
$R_{p0,2}$	MPa	Streckgrenze
s_0	mm	Blechdicke
TI	1	Transmissionsaufnahme
u_{abs}	μm	Absoluter Schneidspalt

Formelzeichen	Einheit	Bedeutung
u_{rel}	%	Relativer Schneidspalt
$V_{\text{Blechpaket}}$	m^3	Volumen des Blechpakets
$W_{\text{S,Fmax}}$	J	Schneidarbeit bis zum Erreichen des Stempelpkraftmaximums
$w_{\text{S,J}}$	mm	Jochbreite
$w_{\text{S,Z}}$	mm	Statorzahnbreite
W_{S}	J	Schneidarbeit
x_{g}	μm	Verschiebung des Absorbtiionsgitters G_0
z_{St}	mm	Stößelweg

Verzeichnis der Abkürzungen

Abkürzung	Bedeutung
3MA	Mikromagnetik-Multiparameter-Mikrostruktur-und-Spannungs-Analyse
ALE	Arbitrary Lagrangian-Eulerian Methode
CVD	Chemical vapour deposition
DFI	Dunkelfeld - Aufnahme
DIN	Deutsches Institut für Normung
DPCI	Differentielle Phasen - Kontrast - Aufnahme
EBSD	Rückstreu - Elektronenbeugung
EN	Europäische Norm
FEM	Finite Elemente Methode
FRMII	Forschungs-Neutronenquelle Heinz Maier-Leibnitz
GFT	Gesellschaft für Tribologie
ISO	Internationale Organisation für Normung
NEFZ	Neuer europäischer Fahrzyklus
NGI	Neutronen Gitter Interferometrie
OT	Oberer Umkehrpunkt
PMSM	Permanentmagneterregte Synchronmaschine
PVD	Physical vapour deposition
RD	Walzrichtung
SANS	Klein-Winkel-Neutronen-Streuung
SK	Scharfkantiger Schneidkantenzustand
TI	Transmissionsaufnahme
UT	Unterer Umkehrpunkt
VDI	Verein Deutscher Ingenieure
VS1	Verschlissener Schneidkantenzustand 1
VS2	Verschlissener Schneidkantenzustand 2
SKZ	Schneidkantenzustand

1 Einleitung

Der Einsatz von Elektromotoren statt Verbrennungsmotoren zur Reduktion klima- und gesundheitsschädlicher Abgase ist spätestens seit der Diesel Abgasaffäre in aller Munde. Im Gegensatz zu netzbetriebenen Elektromotoren, deren Energieverbrauch aufgrund immer strenger werdender, gesetzlich vorgegebener Effizienzklassen zu begrenzen ist, strebt insbesondere die Automobilindustrie den Einsatz verbrauchsärmerer Elektromotoren zur Steigerung der Akzeptanz von Elektrofahrzeugen an (DIN EN 60034-30-1, 2014-12). Neben den gesetzlichen Verordnungen zur Umsetzung der europäischen Richtlinie zur umweltgerechten Gestaltung energieverbrauchsrelevanter Produkte ist es somit zukünftig vor allem aus wirtschaftlicher Sicht der Automobil- und Automobilzulieferindustrie notwendig, verstärkt auf die Herstellung effizienter Elektromotoren zu achten (BMJV, 2008-02), (EU Richtlinie 2009/125/EG, 2005-07).

Die entstehenden Verluste in elektrischen Antriebssystemen sind über eine Vielzahl an Stellhebeln beeinflussbar. Hierbei gilt es zwischen Verlusten, welche in Elektromotoren entstehen, und Verlusten, welche in elektrischen Ansteuerungskomponenten auftreten, zu unterscheiden. Eine konkrete Analyse der Verluste in Elektromotoren zeigt, dass diese neben den geringen Lagerreibungsverlusten vor allem auf die Verluste in den Kupferspulen sowie den ferromagnetischen Eisenkernen von Stator und Rotor, bestehend aus gestapelten Elektroblechen, zurückzuführen sind. Gemäß ihres Entstehungsorts werden diese als Kupfer- oder Eisenverluste bezeichnet.

Während die Kupferverluste wesentlich durch die Wickelstrategien der Spulen und die verwendeten Kupferdrähte beeinflusst werden, sind die Eisenverluste über das geometrische Layout der Elektrobleche und die magnetischen Eigenschaften der eingesetzten Werkstoffe veränderbar. Das geometrische Layout eines Motors, also die örtliche Verteilung der Spulen in den gestapelten Blechen, ist dabei maßgeblich für sein Betriebsverhalten verantwortlich. Analog zu einem Verbrennungsmotor wird hierunter das zur Verfügung stehende Drehmoment in Abhängigkeit der Drehzahl verstanden. Über eine Variation des Elektroblechwerkstoffs kann auf ebendieses Betriebsverhalten auch in begrenztem Maße eingewirkt werden. Dabei ist zu beachten ist, dass sich mit der gewählten Elektroblechgüte auch die entstehenden Eisenverluste sowie der maximale Strombedarf in Abhängigkeit des Betriebspunkts verändern. Die Entwicklung eines an den jeweils vorliegenden Anwendungsfall angepassten, effizienten Elektromotors bedingt somit eine design- und betriebsgerechte Auswahl des Elektroblechwerkstoffs.

Vergleiche zwischen numerisch berechneten und real gemessenen Leistungsdaten von Elektromotoren zeigen, dass eine Abbildung des realen Betriebsverhaltens über die magnetischen Werkstoffkennwerte aus Datenblättern keine zufriedenstellenden Ergebnisse liefert. Der Grund für die unzureichende numerische Vorhersagegenauigkeit sind beispielsweise Fertigungseinflüsse, welche die magnetischen Werkstoffeigenschaften der eingesetzten Elektrobleche negativ beeinflussen. Dieses Verhalten lässt sich auf die Einbringung von Deformationen in die Elektrobleche während des Herstellungsprozesses zurückführen. Neben dem Fügen der Elektrobleche mit dem Gehäuse oder der Welle stellt der Stanzprozess, welcher sich aus mehreren Scher-

schneidoperationen und Paketieroperationen zusammensetzt, einen der dafür verantwortlichen Fertigungsschritte dar. Verglichen mit den anderen Produktionsschritten zur Herstellung von Elektromotoren in großer Stückzahl hat das Scherschneiden die mit Abstand größte Auswirkung auf die magnetischen Werkstoffeigenschaften der eingesetzten Elektrobleche. (Schoppa et al., 2000b), (Wilczynski et al., 2004)

Der Einfluss des Trennvorgangs von Elektroblech zur Herstellung der Stator- und Rotorgeometrien ist von Günther et al. (2013) für eine permanentmagneterregte Synchronmaschine anhand des neuen europäischen Fahrzyklus (NEFZ) numerisch untersucht worden. Obwohl der Elektromotor einen Nennwirkungsgrad zwischen 95 % und 97 % besitzt, beträgt der Anteil der Verluste am Gesamtenergiebedarf aufgrund der unterschiedlichen Betriebspunkte rund 20 %. Nach den Wechselrichterverlusten nehmen die Eisenverluste den zweitgrößten Anteil daran (siehe Abbildung 1.1).

Eine einfache Berücksichtigung der durch den Scherschneidvorgang veränderten magnetischen Werkstoffkennwerte in der Magnetfeldsimulation zeigt, dass sich der Gesamtenergiebedarf dieses Motors dadurch um 1 % erhöhen kann. Diese Zunahme ist zum Großteil direkt auf die Eisenverluste, aber auch zu kleineren Anteilen auf die beiden anderen Verlustanteile aufgrund eines gesteigerten maximalen Strombedarfs zurückzuführen. Da der Scherschneidvorgang bereits beim betrachteten hocheffizienten Elektromotor zu einer Beeinflussung dessen Energieverbrauchs führt, ist für weniger effiziente Elektromotoren eine verstärkte Einflussnahme des Trennvorgangs auf deren Wirkungsgrad zu erwarten. (Günther et al., 2013)

Eine Auslegung und Entwicklung von Elektromotoren ohne eine korrekte Berücksichtigung des beeinträchtigten magnetischen Werkstoffverhaltens durch den Fertigungsschritt Scherschneiden hat somit gravierende Folgen für die Vorhersagegenauigkeit des Betriebsverhalten des untersuchten elektrischen Antriebssystems. Im Rahmen dieser Forschungsarbeit soll aus diesem Grund der Einfluss dieses Fertigungsschritts näher untersucht werden. Neben der Frage nach dem Ursprung der magnetischen Eigenschaftsbeeinträchtigung gilt es, die Auswirkungen von

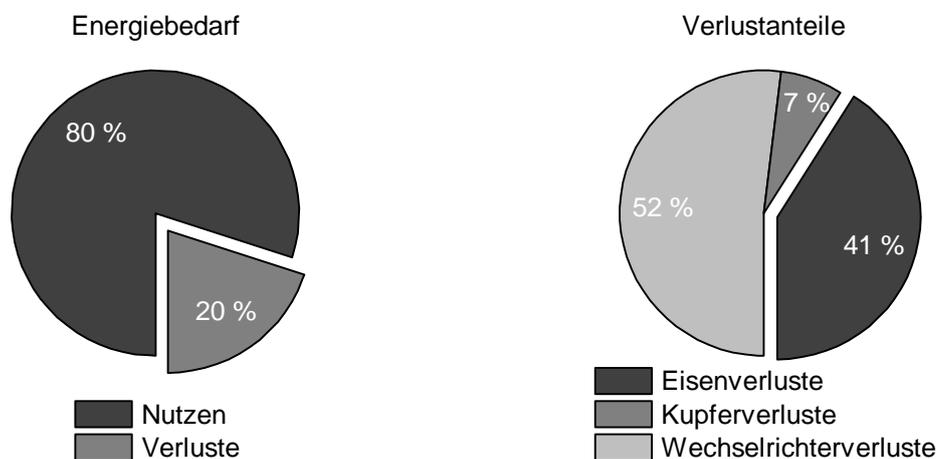


Abbildung 1.1: Verlustanteile am Energiebedarf einer permanentmagneterregten Synchronmaschine (Günther et al., 2013)

Schneidparameter- und Werkstoffvariationen zu analysieren. Diese Betrachtungen haben zum Ziel, die Einflüsse des Scherschneidprozesses auf das magnetische Werkstoffverhalten quantitativ zu bewerten, um sie so zur Auslegung, Entwicklung, Konstruktion und Fertigung effizienterer Elektromotoren nutzbar zu machen.

Neben netzgespeisten profitieren vor allem mobile elektrische Antriebssysteme von einer frühzeitigen Berücksichtigung der Fertigungseinflüsse im Entwicklungsprozess. Das Miteinbeziehen scherschneidbedingter Änderungen magnetischer Werkstoffkennwerte trägt nicht nur zur Erhöhung der Effizienz von Elektromotoren an sich sondern auch zur Verbesserung des gesamten elektrischen Antriebsstrangs bei. So kann eine genaue Vorhersage der maximal benötigten Ströme die Überdimensionierung von weiteren Komponenten, wie Kühlsystem, Wechselrichter, Kabeln oder Batterie, vermeiden und so die Effizienz des Gesamtsystems indirekt verbessern.

2 Grundlagen, Stand der Forschung und Technik

Einleitend soll dieses Kapitel dazu dienen, die für diese Forschungsarbeit benötigten elektrotechnischen, magnetischen und produktionstechnischen Grundlagen zu umreißen. Zunächst wird hierzu auf die Funktionsweise, den Aufbau und die Verlustbetrachtung elektrischer Maschinen eingegangen. Darauf folgend gibt das Kapitel "Magnetische Werkstoffeigenschaften von Elektroblech" eine Einführung in die Funktionsweise der betrachteten Materialien. Zudem zeigt das Kapitel auf, warum und wie magnetische Eigenschaften durch fertigungsbedingte Deformationen beeinflusst werden. Anschließend schafft ein Überblick über das Fertigungsverfahren Scherschneiden die Basis für die nachfolgende ausführliche Darstellung der Veränderung des magnetischen Werkstoffverhaltens infolge des Trennprozesses. Eine Aufführung der sich aus dem Stand der Technik und Forschung ergebenden, unzureichend diskutierten Fragestellungen bezüglich des Einflusses des Scherschneidprozesses auf die magnetischen Werkstoffeigenschaften von Elektroblech schließt dieses Kapitel ab.

2.1 Elektrische Maschinen

2.1.1 Funktionsweise und Aufbau

Elektrische Maschinen zählen zu den elektromechanischen Energiewandlern. Je nachdem ob die mechanische Bewegungsenergie in elektrische Energie oder umgekehrt transformiert wird, wird zwischen der Betriebsart als elektrischer Generator oder elektrischer Motor unterschieden (Hering et al., 1999). Worauf diese Energieumwandlung in elektrischen Maschinen basiert, welche Komponenten dafür notwendig sind und welche Verluste dabei entstehen, ist im Folgenden am Beispiel eines elektrischen Motors erklärt.

Damit in einem Elektromotor die elektrische Energie in Bewegungsenergie umgewandelt werden kann, wird das physikalische Grundprinzip der Kraftentstehung zwischen zwei oder mehreren magnetischen Feldern genutzt. Die magnetischen Felder haben ihren Ursprung in Permanent- oder Elektromagneten. Eines der Magnetfelder muss dabei zwingend mit Hilfe eines Elektromagneten erzeugt werden. Im Fall von Elektromotoren sind dies stromdurchflossene Leiter, die aus massiven Kupferstäben oder aus einzelnen Kupferdrähten bestehen. Zur Verstärkung und Leitung des magnetischen Felds, das sich um die stromdurchflossenen Leiter ausbildet, werden ferromagnetische Werkstoffe eingesetzt. Neben weichmagnetischen Pulververbundwerkstoffen kommen hierfür zum überwiegenden Anteil weichmagnetische Blechwerkstoffe, die Elektrobleche, zum Einsatz.

Je nachdem welche Komponenten für den Zusammenbau eingesetzt werden, wie diese zueinander positioniert sind und wie die Ansteuerung der Elektromagneten erfolgt, lassen sich Elektromotoren in Gleichstrom-, Asynchron- oder Synchronmotoren einteilen. Da das physikalische Grundprinzip der Motoren gleich ist, soll am Beispiel der in Abbildung 2.1 (a) dargestellten permanentmagneterregten Synchronmaschine (PMSM) der grundlegende Aufbau ei-

nes Elektromotors veranschaulicht werden. Der Rotor (c) und der Stator (f) stellen die beiden Hauptkomponenten einer elektrischen Maschine dar. Diese teilen sich weiter in die magnetfelderzeugenden Komponenten, die Permanentmagnete (d) und Kupferwicklungen (g), sowie die magnetfeldverstärkenden Komponenten, das Rotor- (e) und das Statorblechpaket (h), auf. Die beiden Blechpakete sind zur Minimierung der Wirbelströme und zur Ausrichtung des Magnetfelds aus einzelnen, dünnen, durch eine Lackschicht voneinander isolierten Elektroblechen aufgebaut. Die Schnittansicht in (b) stellt neben der Positionierung der einzelnen Komponenten zueinander auch die Aussparungen dar, welche für die magnetfelderzeugenden Komponenten in die Elektrobleche geschnitten werden müssen.

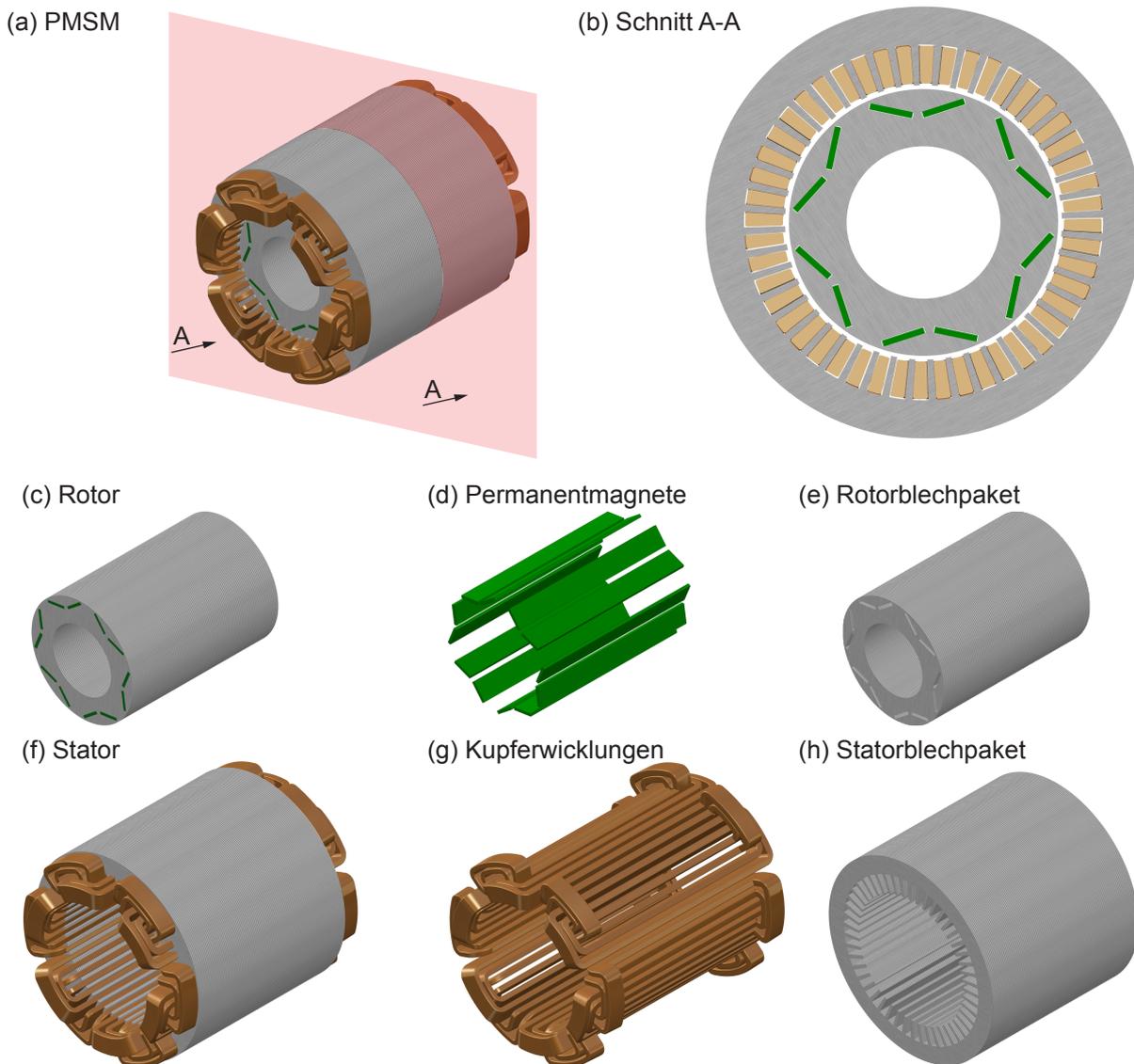


Abbildung 2.1: Darstellung der Hauptkomponenten einer permanentmagneterregten Synchronmaschine (PMSM); (a), Zusammenbau der PMSM; (b), Schnitt durch den Zusammenbau in Ebene A-A; (c), Rotorzusammenbau bestehend aus (d), den Permanentmagneten und (e), dem Rotorblechpaket; (f), Statorzusammenbau bestehend aus (g), den Kupferwicklungen und (h), dem Statorblechpaket

2.1.2 Verlustbetrachtung elektrischer Maschinen

Das Betriebsverhalten einer elektrischen Maschine wird wesentlich von ihrer Bauart bestimmt. Zudem führen fertigungsbedingte Veränderungen der magnetischen Werkstoffeigenschaften zu einem veränderten Betriebsverhalten und erhöhten Verlusten. Die in den Maschinen entstehenden Verluste sind dabei maßgebend für ihre Effizienz. Unabhängig von der betrachteten Bauart, setzen sich diese aus mechanischen Verlusten, Kupferverlusten und Eisenverlusten zusammen (*Gleichung 2.1*). (Schoppa et al., 2000b) Sie sind abhängig vom aktuellen Betriebspunkt der Maschine, der sich aus dem benötigten Moment bei geforderter Drehzahl ergibt. Die mechanischen Verluste entstehen durch Lagerreibung sowie Luftreibung. Unter dem Begriff Kupferverluste werden Leistungseinbußen verstanden, die in den Kupferwicklungen entstehen. Die Kupferverluste sind für geringe Frequenzen proportional zum Gleichstromwiderstand und dem Quadrat des benötigten Erregerstroms (*Gleichung 2.2*). Bei höheren Frequenzen können zudem Verluste durch den Randschichteffekt im Leiter, den Skin-Effekt, sowie durch den Nahwirkungseffekt zwischen den Leitern, den Proximity-Effekt, auftreten. (Hagedorn et al., 2016, S. 30, 34, 35)

$$P_{\text{total}} = P_{\text{mech}} + P_{\text{Cu}} + P_{\text{Fe}} V_{\text{Blechpaket}} \rho \quad (\text{Gleichung 2.1})$$

$$P_{\text{Cu},f \rightarrow 0} \propto R_{\text{DC}} I_{\text{Cu}}^2 \quad (\text{Gleichung 2.2})$$

- P_{total} : Gesamtverluste
- P_{mech} : Mechanische Verluste
- P_{Cu} : Kupferverluste
- P_{Fe} : Spezifische Eisenverluste
- $V_{\text{Blechpaket}}$: Volumen des Blechpakets
- ρ : Werkstoffdichte
- $P_{\text{Cu},f \rightarrow 0}$: Kupferverluste für niedrige Frequenzen
- R_{DC} : Gleichstromwiderstand
- I_{Cu} : Erregerstrom der Kupferspule

Als Eisenverluste werden die Verluste, die beim Magnetisieren von Rotor und Stator entstehen, verstanden. Sie hängen direkt mit den magnetischen Eigenschaften der gestapelten Elektrobleche zusammen. Die Eisenverluste lassen sich in Hystereseverluste, klassische Wirbelstromverluste, Exzessverluste und Sättigungsverluste nach (*Gleichung 2.3*) unterteilen (Bertotti, 1988), (Stentjes et al., 2013). Dabei entstehen Hystereseverluste durch Magnetisierung des Werkstoffs in einem Wechselfeld, Wirbelstromverluste durch Kreisströme innerhalb des Blechs, Exzessverluste durch lokale Beeinträchtigung der Magnetisierung und Sättigungsverluste durch ein nicht-lineares Magnetisierungsverhalten bei hohen Frequenzen und hohen magnetischen

Flussdichten. Die vier Verlustkomponenten können nach (Gleichung 2.4) bis (Gleichung 2.7) berechnet werden.

$$P_{\text{Fe}} = P_{\text{h}} + P_{\text{cl}} + P_{\text{ex}} + P_{\text{sat}} \quad (\text{Gleichung 2.3})$$

$$P_{\text{h}} = n_1 f B^\alpha \quad (\text{Gleichung 2.4})$$

$$P_{\text{cl}} = n_2 f^2 B^2 \quad (\text{Gleichung 2.5})$$

$$P_{\text{ex}} = n_5 f^{1,5} B^{1,5} \quad (\text{Gleichung 2.6})$$

$$P_{\text{sat}} = n_2 n_3 f^2 B^{n_4+2} \quad (\text{Gleichung 2.7})$$

$$n_2 = \frac{\pi^2 s_0^2}{6 \rho \rho_e} \quad (\text{Gleichung 2.8})$$

P_{Fe} : Spezifische Eisenverluste

P_{h} : Hystereseverluste

P_{cl} : Wirbelstromverluste

P_{ex} : Exzessverluste

P_{sat} : Sättigungsverluste

P_{ex} : Exzessverluste

n_1 : Werkstoffspezifische Parameter

f : Frequenz

B : Magnetische Flussdichte

α : Exponent der Hystereseverluste

s_0 : Blechdicke

ρ : Werkstoffdichte

ρ_e : Spezifischer elektrischer Widerstand

Mit Ausnahme der klassischen Wirbelstromverluste, deren werkstoffspezifischer Parameter nach (Gleichung 2.8) berechenbar ist, hängen alle weiteren Verlustanteile vom Magnetisierungsverhalten des eingesetzten Werkstoffs ab. Da die magnetischen Eigenschaften der Elektrobleche durch den Fertigungsprozess wesentlich beeinträchtigt werden, stellt die Untersuchung der Veränderung der Eisenverluste eine zentrale Thematik vergangener und aktueller Forschungsarbeiten dar.

2.2 Magnetische Werkstoffeigenschaften von Elektroblech

Um die Auswirkung von Verarbeitungseinflüssen auf die Eisenverluste zu verstehen, ist ein grundlegendes Verständnis des magnetischen Werkstoffverhaltens notwendig. Hierzu wird zunächst auf die magnetischen und die ferromagnetischen Grundlagen eingegangen. Dies inkludiert eine Beschreibung der Ursache des magnetisch anisotropen Werkstoffverhaltens sowie der daraus resultierenden magnetischen Hysterese. Nach der Vorstellung normierter Charakterisierungsmethoden werden die Auswirkungen von Werkstoffvariationen sowie die Einflüsse verschiedener Fertigungsparameter auf das magnetische Verhalten aufgezeigt.

2.2.1 Magnetische Grundlagen

Das Erzeugen einer Drehbewegung aus sich abstoßenden und anziehenden Magnetfeldern, stellt die Grundlage einer elektrischen Maschine dar. Die hierfür benötigten magnetischen Felder werden in vielen elektrischen Antrieben mit Hilfe von stromdurchflossenen Kupferspulen erzeugt. Die sich beim Einsatz einer langgestreckten Zylinderspule ergebende näherungsweise homogene magnetische Feldstärke kann mittels (*Gleichung 2.9*) bestimmt werden. Um die Effizienz der Umwandlung von elektrischer Energie in mechanische Bewegungsenergie zu erhöhen, können, wie bereits erwähnt, magnetfeldverstärkende Werkstoffe eingesetzt werden. Das magnetische Verhalten beim Einbringen von solcher Materie in ein magnetisches Feld lässt sich vereinfacht anhand von (*Gleichung 2.10*) beschreiben. Die Beziehungen verknüpfen die magnetische Flussdichte mit der magnetischen Feldstärke über die Permeabilität, die sich aus der Permeabilität im Vakuum und der relativen Permeabilität des Werkstoffs ergibt. Die Diskussion des magnetischen Verhaltens von Materie erfolgt vorwiegend anhand der magnetischen Polarisation nach (*Gleichung 2.11*). Diese erlaubt eine mathematisch separierte Analyse der Magnetisierungsvorgänge im Werkstoff durch Vernachlässigung der Magnetisierung des den Werkstoff umgebenden Mediums.

Die relative Permeabilität gibt an, zu welchem Ausmaß sich die Magnetisierung eines Werkstoffs einem äußeren Magnetfeld anpassen kann. Im Gegensatz zur weitaus größten Anzahl an Stoffen, den Para- oder Diamagneten mit einer relativen Permeabilität in der Nähe von 1, sind es vor allem die ferromagnetischen Stoffe, mit einer relativen Permeabilität deutlich größer 1, die eine feldverstärkende Wirkung aufweisen. Die Verstärkung des magnetischen Felds ist im Wesentlichen eine Folge der Ausrichtung der inneren Magnetisierung des Werkstoffs in Richtung des äußeren Felds. Im Vergleich zur Permeabilität im Vakuum handelt es sich bei der relativen Permeabilität um keine Konstante. Sie ist vielmehr eine werkstoffspezifische Eigenschaft, welche unter anderem von der Feldstärke des äußeren Magnetfelds abhängt. (Martens, 1912, S. 464, 465) Wodurch diese Abhängigkeit entsteht, soll folgender Abschnitt näher erläutern.

$$H = \frac{N_{\text{Cu}} I_{\text{Cu}}}{l} \quad (\text{Gleichung 2.9})$$

$$B = \mu H = \mu_0 \mu_r H \quad (\text{Gleichung 2.10})$$

$$J = B - \mu_0 H = \mu_0 (\mu_r - 1) H \quad (\text{Gleichung 2.11})$$

H : Magnetische Feldstärke

N_{Cu} : Windungsanzahl der Kupferspule

I_{Cu} : Erregerstrom der Kupferspule

l : Länge der Kupferspule

B : Magnetische Flussdichte

μ : Permeabilität

μ_0 : Permeabilität im Vakuum

μ_r : Relative Permeabilität

J : Magnetische Polarisierung

2.2.2 Ferromagnetismus

Ferromagnetismus tritt auf, wenn Atome innerhalb des Werkstoffs Elementarmagnete aufweisen und sich diese parallel zueinander ausrichten. Elementarmagnete entstehen nach Einstein and de Haas (1915) durch die freie Orientierbarkeit des magnetischen Spinnmoments. Sie richten sich parallel zueinander aus, wenn die Austauschwechselwirkungsenergie aufgetragen über den Quotienten aus dem Atomradius und dem Radius der letzten unaufgefüllten Elektronenschale hinreichend große Werte annimmt. Dies ist bei Raumtemperatur für kubisch-raumzentriertes Eisen, hexagonal dichtest gepacktes Kobalt und Nickel der Fall (Pepperhoff and Acet, 2000, S. 2). Das Phänomen der Elementarmagnetausrichtung wird auch als spontane Magnetisierung bezeichnet. In den genannten Metallen bildet sich diese über ganze Kristallgebiete hinweg aus. Diese Kristallgebiete werden nach P. Weiss and Foëx (1926) auch Weiss'sche Bezirke oder magnetische Domänen bezeichnet. In weiterer Folge wird ausschließlich auf das magnetische Verhalten von kubisch-raumzentriertem Eisen eingegangen, da dieser Werkstoff die Basis für die in Elektromotoren zum Einsatz kommenden Elektrobleche bildet.

Ausbildung der Domänenstruktur in Elektroblechen

Wie sich die magnetischen Domänen in ferromagnetischen Werkstoffen ausbilden, hängt von der Minimierung der Gesamtenergie des Werkstoffs ab (Gleichung 2.12). Die Gesamtenergie ergibt sich nach (Gleichung 2.13) aus der Summe von Austauschwechselwirkungsenergie, Kri-

stallanisotropieenergie, Streufeldenergie, Wandenergie, magneto-elastischer Energie und potentieller Energie infolge äußerer Magnetfelder. (Fasching, 2005, S. 414) Welchen Ursprung die einzelnen Energieterme jeweils haben, soll nachfolgend kurz erläutert werden.

$$\partial(\sum E) \rightarrow 0 \quad (\text{Gleichung 2.12})$$

$$\sum E = E_A + E_K + E_{\text{Str}} + E_W + E_\sigma + E_H \quad (\text{Gleichung 2.13})$$

- E : Gesamtenergie
- E_A : Austauschwechselwirkungsenergie
- E_K : Kristallanisotropieenergie
- E_{Str} : Streufeldenergie
- E_W : Wandenergie
- E_σ : Spannungsanisotropieenergie
- E_H : Potentielle Energie infolge äußerer Magnetfelder

Austauschwechselwirkungsenergie Ist die Ausrichtung der magnetischen Momente zwischen zwei benachbarten Elementarmagneten unterschiedlich, so sind diese bestrebt die dadurch zwischen ihnen entstehende Energie, die Austauschwechselwirkungsenergie, zu minimieren. Eben-diese Energieminimierung ist für die bereits oben angesprochene einheitliche Ausrichtung der Elementarmagnete in einem Kristallgebiet verantwortlich. (Hubert and Schäfer, 1998, S. 101-104) , (Fasching, 2005, S. 415)

Kristallanisotropieenergie Die spontane Magnetisierung verhält sich in realen Werkstoffen mit verschiedenen Gitterrichtungen anisotrop. Theoretische Überlegungen und Untersuchungen mit einem Torsionsmagnetometer an Einkristallscheiben zeigen, dass sich die spontane Magnetisierung im Fall einer kubischen Kristallstruktur vorzugsweise in Richtung der $\langle 100 \rangle$ Gittervektoren ausbildet. Diese werden als magnetisch leichte Richtungen bezeichnet, da die Energie zur Ausrichtung der spontanen Magnetisierung entlang dieser Richtungen minimal ist. Eine Orientierung der spontanen Magnetisierung entlang der anderen Gitterrichtungen führt zu einem erhöhten Energiebedarf, der maximal für eine Orientierung der spontanen Magnetisierung in Richtung der $\langle 111 \rangle$ Gittervektoren ist. Respektive wird hierbei von den magnetisch schweren Richtungen gesprochen. Dieses gitterstrukturabhängige Verhalten hat zur Folge, dass eine Ausrichtung der spontanen Magnetisierung ausgehend von der $[100]$ -Richtung in die $[110]$ -Richtung oder die $[111]$ -Richtung einen erhöhten Energiebedarf zum Erreichen magnetischer Sättigung zur Folge hat. Dem Zustand magnetischer Sättigung kommt dabei eine parallele Orientierung aller Elementarmagnete entlang der Richtung der magnetischen Feldstärke

gleich. Die qualitativen Magnetisierungskurven eines initial in leichter Richtung ausgerichteten Einkristalls in Richtung der drei möglichen Gittervektoren sind in Abbildung 2.2 (a) für kubisch-raumzentriertes Eisen veranschaulicht. (Honda and Kaya, 1926), (Hubert and Schäfer, 1998, S. 104-109), (Fasching, 2005, S. 397-404)

Aufgrund der beschriebenen Vorzugsrichtung der spontanen Magnetisierung wird versucht, ferromagnetische Werkstoffe immer in Richtung der magnetisch leichten Richtung zu magnetisieren. Um dies zu ermöglichen, ist es Ziel der industriellen Fertigung von Elektroblechwerkstoffen die metallographische Textur so einzustellen, dass die magnetisch leichte Richtung immer in Richtung der Magnetisierungsrichtung liegt, um so die Kristallanisotropieenergie zu reduzieren. Hierbei wird grundsätzlich zwischen zwei Anwendungsfällen, den Transformatoren und den elektrischen Maschinen, unterschieden. In Transformatoren wird darauf geachtet, dass die Magnetisierungsrichtung immer entlang der Walzrichtung (RD, engl. "Rolling direction") liegt. Dies ist in Rotoren und Statoren von elektrischen Maschinen nicht möglich, hier variiert die Richtung der benötigten Magnetisierung in der Blechebene. Gemäß diesen beiden Anwendungsfällen wird bei der Elektroblechherstellung durch angepasste Walz- und Wärmebehandlungsstrategien darauf geachtet, dass nur eine magnetisch leichte oder zwei magnetisch leichte Richtungen in der Blechebene liegen. Durch dieses Vorgehen können kornorientierte Elektrobleche mit Goss Textur für Transformatoren und nicht-kornorientierte Bleche mit Würfel Textur für elektrische Maschinen produziert werden. Die für beide Anwendungsfälle angestrebten Lagen der Elementarzellen in Bezug zur Blechoberfläche und Walzrichtung sind in Abbildung 2.2 (b) und (c) dargestellt. (Fasching, 2005, S. 416)

Beide Texturarten tragen wesentlich zur Reduktion der anwendungsspezifischen Kristallanisotropieenergie bei. Im Fertigungsprozess industrieller Elektrobleche ist es jedoch nicht möglich

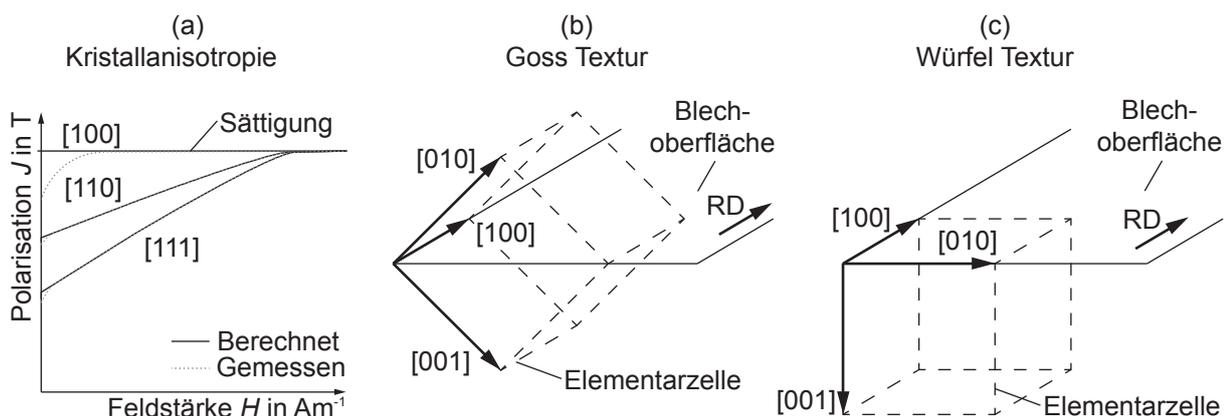


Abbildung 2.2: (a), Steigerung des Feldstärkebedarfs zum Erreichen der Sättigungspolarisation in einem kubisch-raumzentrierten Eiseneinkristall in Abhängigkeit der Orientierung des magnetischen Felds entlang verschiedener Gitterrichtungen (Honda and Kaya, 1926); (b), Lage der Elementarzelle im Falle einer Goss Textur bei kornorientierten Elektroblechen; (c), Lage der Elementarzelle im Falle einer Würfel Textur bei nicht-kornorientierten Elektroblechen (Fasching, 2005, S. 416)

eine reine Goss oder Würfel Textur herzustellen. Aus diesem Grund kann die Kristallanisotropieenergie nicht komplett minimiert werden. Je schärfer die Textur eines Werkstoffs allerdings ist, desto geringer wird auch der Beitrag der Kristallanisotropieenergie zur Gesamtenergie sein.

Streifeld- und Wandenergie Wie die Austauschwechselwirkungsenergie bereits suggeriert, würde sich in einem unendlich ausgedehnten Kristallgebiet, wie Abbildung 2.3 (a) zeigt, ausschließlich eine große magnetische Domäne mit spontaner Magnetisierung J_{sp} ausbilden. Da das magnetische Feld laut Maxwell quellenfrei ist, würde in diesem Fall ein hoher Energiebedarf zur Schließung des magnetischen Kreises durch das umliegende Medium benötigt werden. Die hierfür benötigte Energie wird auch als Streufeldenergie bezeichnet. Eine Teilung des Kristallgebiets in zwei oder mehrere Domänen mit entgegengesetzt paralleler Ausrichtung der spontanen Magnetisierung verringert die Streufeldenergie auf Kosten einer anderen Energiekomponente, der Wandenergie. Diese muss aufgewandt werden, um das magnetische Spinmoment von der ausgehenden Orientierung in die entgegengesetzt parallel dazu liegende Orientierung zu drehen. Der geometrische Bereich, in dem die Drehung der spontanen Magnetisierung stattfindet, wird als Domänenwand bezeichnet. Da die Wandenergie energetisch günstiger als die Streufeldenergie ist, bilden sich mehrere nebeneinander liegende Domänen mit entgegengesetzter Ausrichtung der spontanen Magnetisierung in einem Kristallgebiet aus. Die Streufeldminimierung durch eine Steigerung der Anzahl an Domänen ist in Abbildung 2.3 (b) und (c) dargestellt. (Hubert and Schäfer, 1998, S. 109-125), (Fasching, 2005, S. 408-414)

Eine komplette Vermeidung der Streufeldenergie kann durch die Bildung magnetischer Flussringe, wie in Abbildung 2.3 (d) gezeigt, erfolgen. Tatsächlich wird sich aber die in Abbildung 2.3 (e) dargestellte gemischte Domänenstruktur einstellen. Grund hierfür ist die Magnetostriktion. Sie beschreibt die mit einer Magnetisierung eines Ferromagneten einhergehende Längenänderung. Beispielhaft ist die Magnetostriktion für das charakteristische Brummen von Transformatoren verantwortlich (Moses et al., 2010). Die auftretende Längenänderung bei der Magnetisierung kann des Weiteren zu einer Zunahme der Spannungsanisotropieenergie führen, auf welche in weiterer Folge noch eingegangen wird. (Fasching, 2005, S. 410)

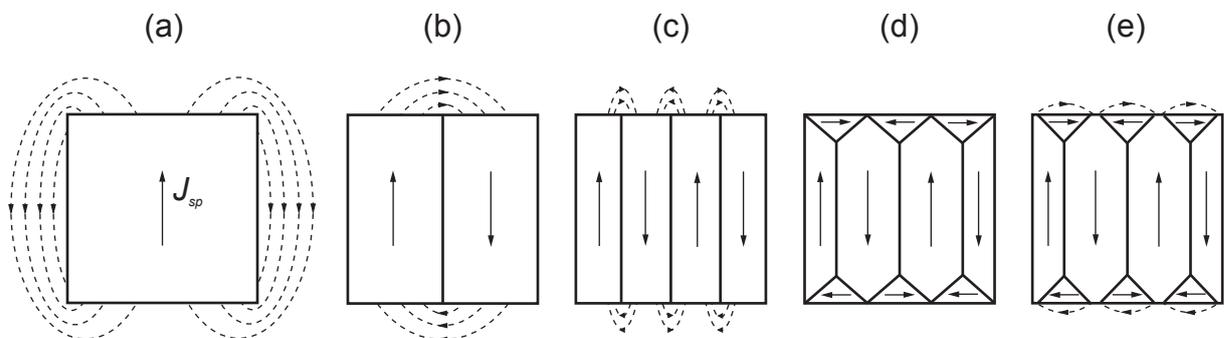


Abbildung 2.3: Entstehung magnetischer Domänen zur Minimierung der Gesamtenergie des Kristallgebiets durch Erhöhung der Wandenergie und Reduktion der Streufeldenergie

Potentielle Energie infolge äußerer Magnetfelder Die Interaktion der Magnetisierung eines Körpers mit einem von Außen aufgeprägtem Magnetfeld resultiert in einer Erhöhung der Gesamtenergie eines ferromagnetischen Werkstoffs. Das Ausmaß der potentiellen Energie hängt von der Ausrichtung des aufgeprägten Magnetfelds zur spontanen Magnetisierung ab. (Hubert and Schäfer, 1998, S. 109), (Fasching, 2005, S. 423)

Spannungsanisotropieenergie Die Zunahme der Spannungsanisotropieenergie ist die Folge einer Veränderung der spontanen Magnetisierung aufgrund mechanischer Spannungen. Dieses Verhalten wird auch als inverse Magnetostraktion oder Villari-Effekt bezeichnet. Die inverse Magnetostraktion hat ihren Ursprung in der Änderung der Ausrichtung der magnetisch leichten und schweren Richtungen infolge einer elastischen Deformation des Kristallgitters durch eine anliegende mechanische Spannung. (Fasching, 2005, S. 405) Sie zählt zusammen mit der zuvor erwähnten Magnetostraktion zu den magneto-elastischen Effekten.

Die Auswirkung magneto-elastischer Effekte lassen sich anhand des in Abbildung 2.4 dargestellten Stabs verdeutlichen. Der in (a) angedeutete, aus Einkristallen verschiedener Gitterorientierungen bestehende Stab weist zunächst keine spontane Magnetisierung auf. Dieser Zustand ist vergleichbar mit dem eines Eiseneinkristallstabs oberhalb der Curie-Temperatur. Mit der Ausbildung einer spontanen Magnetisierung entlang der jeweiligen leichten Richtungen beginnen sich die Einkristalle aufgrund der Magnetostraktion zu deformieren. Die absolute Längenänderung des Stabs geht, wie vereinfacht angedeutet, bei einer hinreichenden Anzahl verschieden ausgerichteter Einkristalle gegen Null. Wird der Stab in (c) einem externen magnetischen Feld ausgesetzt, so richten sich die spontanen Magnetisierung der Einkristalle entlang des äußeren Felds aus. Eine geringfügige Ausdehnung des Stabs ist festzustellen. Die Belastung des Stabs durch eine Spannung in (d) führt neben einer Deformation der einzelnen Einkristalle zu einer veränderten Ausrichtung der spontanen Magnetisierung. Für die Ausrichtung der veränderten spontanen Magnetisierung spannungsbehafteter Kristallbereiche wird folglich mehr Energie benötigt werden.

Aufgrund der inversen Magnetostraktion gilt es mechanische Spannungen in ferromagnetischen Werkstoffen weitestgehend zu vermeiden. Bei der Herstellung von Elektroblech wird deshalb darauf geachtet, dass mechanische Spannungen aufgrund des Walzprozesses durch den nachgelagerten Glühprozess bestmöglich abgebaut werden. Die Produktion eines spannungsfreien Elektrobands ist jedoch aufgrund des Bandzugs während der Wärmebehandlung und der nachfolgenden Bandbeschichtung nicht möglich.

Domänenstruktur in nicht-kornorientiertem Elektroblech Auch in einem industriell hergestellten Elektroband ist die Domänenstruktur das Resultat einer Minimierung der magnetischen Gesamtenergie des vorliegenden polykristallinen Gefüges. So wird beispielsweise die energetisch ungünstige Streufeldenergie durch die verschiedenen vorliegenden Gitterrichtungen in industri-

ellen Werkstoffen reduziert. Letztendlich ist ebendiese Energieminimierung dafür verantwortlich, dass ein ferromagnetischer Werkstoff ohne die Einwirkung eines äußeren magnetischen Felds als nicht magnetisch erscheint. Die sich in einem industriellen nichtkornorientierten Elektroblech ausprägende Domänenstruktur ist in Abbildung 2.5 dargestellt. Zur Aufnahme der Domänen wurde in (a) die Bitter-Streifen-Methode und in (b) die Kerr-Mikroskopie eingesetzt. Die beiden verwendeten Aufnahmeverfahren sind in Abschnitt 2.4.1 näher beschrieben.

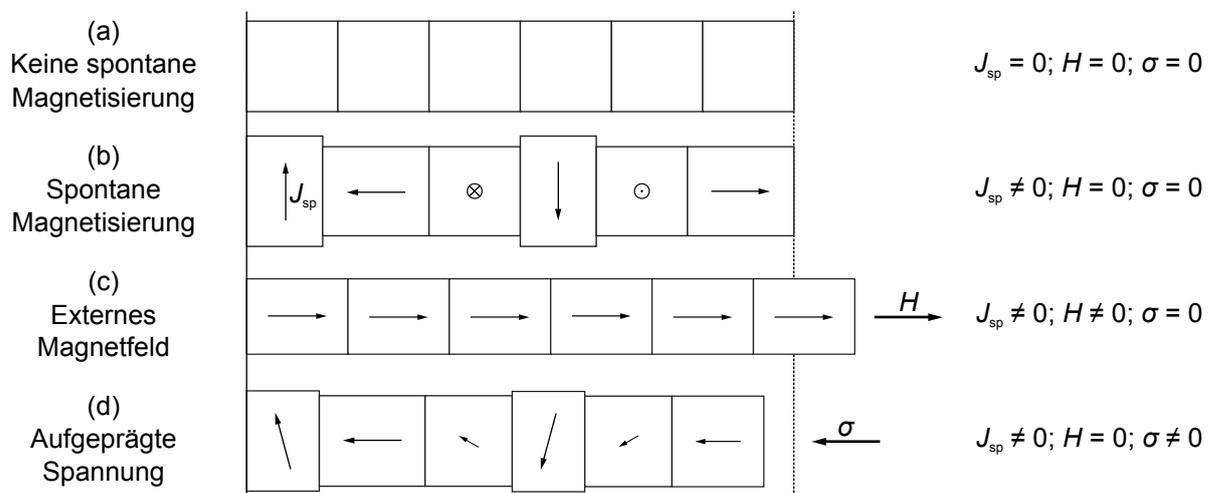


Abbildung 2.4: Magnetoelastische Effekte an einem Stab bestehend aus aneinandergereihten Einkristallen verschiedener Gitterorientierung; (a), keine spontane Magnetisierung; (b), Längenänderung aufgrund spontaner Magnetisierung; (c), Längenänderung aufgrund eines externen Magnetfelds; (d), Änderung der Ursprünglichen spontanen Magnetisierung infolge einer aufgeprägten Spannung

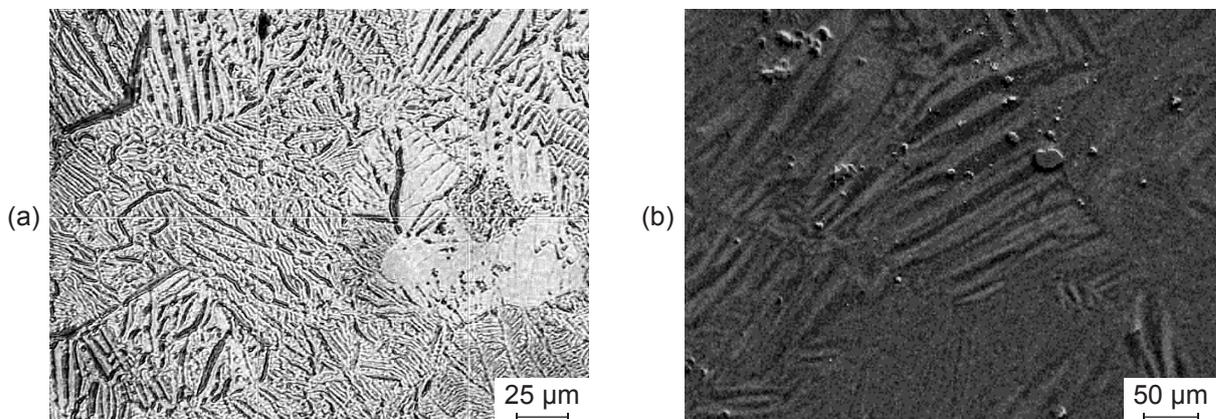


Abbildung 2.5: Domänenstruktur von industriell hergestellten Elektroblechwerkstoffen, aufgenommen mit Hilfe (a), der Bitter-Streifen-Methode und (b), der Kerr-Mikroskopie

Magnetisierungsprozess

Dem Vorgang der Magnetisierung eines Werkstoffs durch ein äußeres Feld liegen im Wesentlichen zwei Elementarprozesse, die Domänenwandverschiebung und die Drehung der spontanen Magnetisierung, zugrunde. Ausgehend von einem Kristall mit entgegengesetzt paralleler Orientierung der spontanen Magnetisierung in Abbildung 2.6 lassen sich diese beiden Magnetisierungsvorgänge wie folgt erklären. Liegt das äußere magnetische Feld parallel zur inneren spontanen Magnetisierung, so vergrößern sich die Domänen mit gleichgerichteter Magnetisierung auf Kosten der entgegengesetzt ausgerichteten Domänen. Es kommt somit zu einer Verschiebung der Domänenwände, wie in Abbildung 2.6 (a) dargestellt. Das Wachstum der Domänen ist dabei stets proportional zum anliegenden magnetischen Feld. Der zweite Elementarprozess resultiert aus der Drehung der spontanen Magnetisierung in Richtung des äußeren magnetischen Felds (Abbildung 2.6 (b)).

Der Energiebedarf zur Drehung der spontanen Magnetisierung hängt dabei wesentlich mit dem Winkel φ , um den sich die Magnetisierung dreht, zusammen. Dieser ist im Vergleich zur benötigten Energie für eine Verschiebung der Domänenwände erhöht, weshalb letztere immer vorrangig ablaufen werden. In industriellen Werkstoffen wird sich die Ausrichtung der spontanen Magnetisierung entlang des äußeren magnetischen Felds immer aus beiden Elementarprozessen zusammensetzen. Die verschiedenen Orientierungen der Mikrostruktur innerhalb des Polykristalls sind der Grund hierfür. (Kneller, 1962, S. 360-362)

Die Elementarprozesse zur Magnetisierung eines Werkstoffs bei Erhöhung der magnetischen Feldstärke enden mit Erreichen des Zustands der Sättigungspolarisation J_S . Nach Entfernen des externen Magnetfelds stellt sich wiederum eine, der initialen Domänenstruktur ähnliche, Domänenkonfiguration ein. Eine Magnetisierung entgegen der initialen Richtung führt zu einem vergleichbaren magnetischen Verhalten. Der Zusammenhang zwischen Polarisation und Feldstärke eines idealen ferromagnetischen Polykristalls lässt sich mit Hilfe einer Magnetisierungskurve, wie sie Abbildung 2.7 (a) zeigt, zusammenfassen.

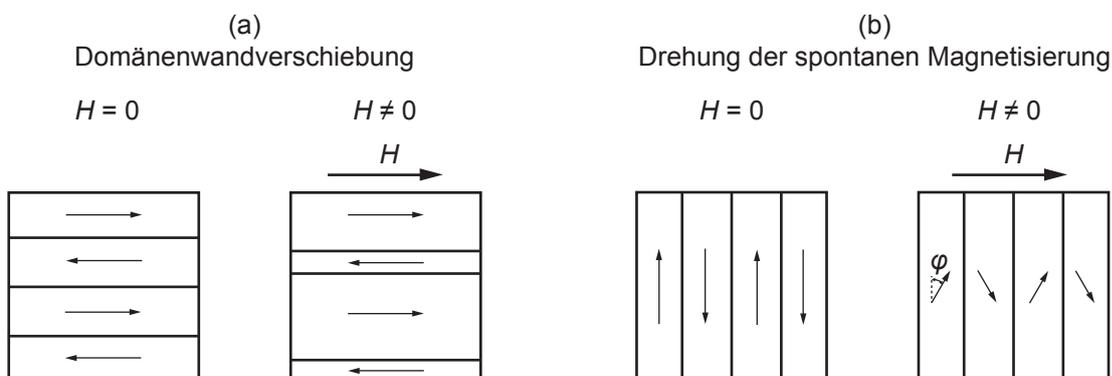


Abbildung 2.6: Elementarprozesse der Magnetisierung; (a), Verschiebung der Domänenwand und (b), Drehung der spontanen Magnetisierung innerhalb der Domänen in einem externen magnetischen Feld (Kneller, 1962, S. 361)

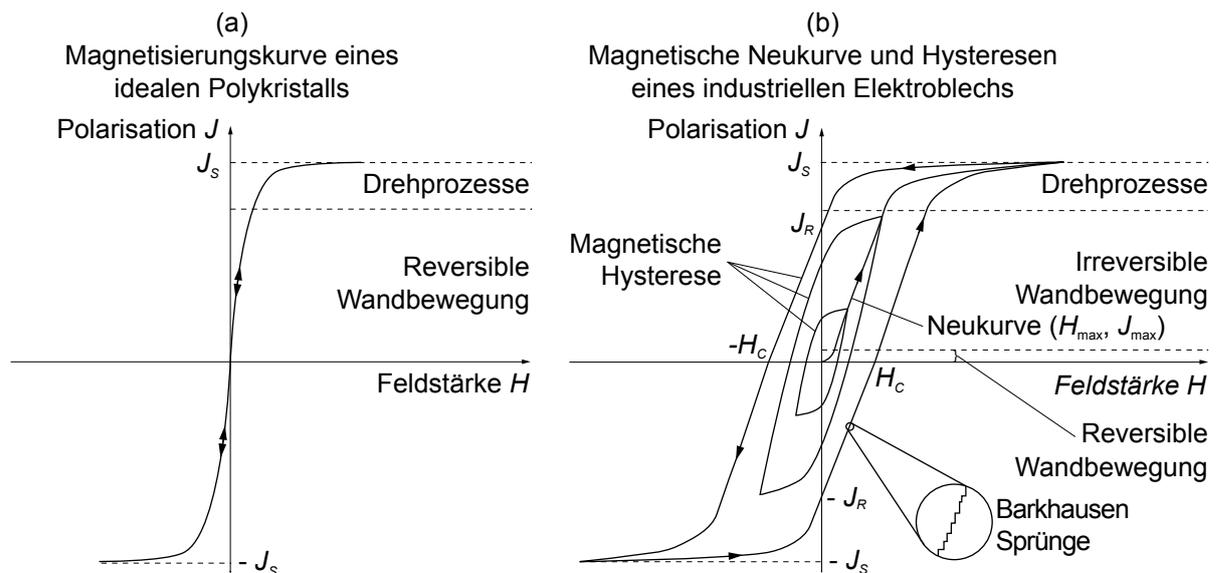


Abbildung 2.7: (a), Magnetisierungsverhalten eines idealen Polykristalls; (b) Magnetische Hysteresen eines industriellen Elektroblechs bei unterschiedlichen maximalen Polarisationen und Feldstärken

Die Magnetisierung eines industriellen Elektroblechwerkstoffs weist ein davon abweichendes Verhalten auf. Wird ein Elektroblech einem magnetischen Feld mit wechselndem Vorzeichen ausgesetzt, so bilden sich zunächst eine Neukurve und anschließend eine magnetische Hysterese mit einer maximalen Polarisation J_{max} , respektive der Größe der maximalen Feldstärke H_{max} , aus (Abbildung 2.7 (b)). Selbst nach Wegnahme der äußeren Anregung verbleibt im Werkstoff eine Restpolarisation, die als Remanenzpolarisation J_R oder kurz Remanenz bezeichnet wird. Die Feldstärke, ab der die magnetischen Domänen umklappen und somit zu einem Vorzeichenwechsel der Polarisation führen, wird als Koerzitivfeldstärke H_C bezeichnet. Die Fläche, die die entstehende Hysterese einschließt, spiegelt die Verluste wieder, die bei der Magnetisierung des industriellen Werkstoffs im Wechselfeld entstehen.

Ursache für die Ausbildung einer magnetischen Hysterese sind Einschlüsse, Verunreinigungen oder Versetzungen in industriellen Elektroblechwerkstoffen. Diese Fehlstellen in der Kristallstruktur beeinträchtigen die Bewegung der Domänenwände. Bei erstmaligem Magnetisieren des Werkstoffs ist ersichtlich, dass ein Teil der Domänenwandbewegung reversibel, der Großteil der Bewegung aber irreversibel stattfindet. Die Irreversibilität von Magnetisierungsvorgängen wurde von Barkhausen (1919) entdeckt. Er konnte das Springen der Domänenwände von einer Fehlstelle zur nächsten mittels Induktionsspulen nachweisen. Die Barkhausen Sprünge sind in Abbildung 2.7 (b) schematisch angedeutet. Die sich zunächst, bei Anliegen einer äußeren Magnetisierung, über die Fehlstellen hinweg bewegenden Domänenwände können allerdings bei Wegnahme der Magnetisierung, aufgrund der fehlenden Triebkraft, nicht mehr zu ihrem Ausgangszustand zurückkehren. Dieses Verhalten wird häufig als ein Feststecken der Domänenwände (engl. „domain wall pinning“) bezeichnet und führt zu der schon beschriebenen verbleibenden Remanenz. (Koch and Jellinghaus, 1957, S. 114)

Die Form der magnetischen Hysterese wird zusätzlich zu den Fehlstellen im magnetisierten Werkstoffvolumen oder der maximalen Feldstärke des äußeren Magnetfelds auch von der Frequenz der Ummagnetisierung bestimmt. Diese Abhängigkeit resultiert aus dem Energieunterschied zwischen einer Domänenwand in Ruhe und einer Domänenwand in Bewegung, welcher auf der Kopplung des magnetischen Moments mit dem mechanischen Drehimpuls über das gyromagnetische Verhältnis beruht. Da der Energieunterschied proportional zum Quadrat der Geschwindigkeit ist, Verhält sich eine Domänenwand so als ob sie eine Masse und damit eine Trägheit besitzt. (Döring, 1948) An der magnetischen Hysteresekurve macht sich diese Trägheit dahingehend bemerkbar, als dass sie eine Formänderung weg von einer sigmoidalen hin zu einer elliptischen Form bei einer Frequenzsteigerung bewirkt.

Neben den Fehlstellen und den magnetischen Randbedingungen wird die Form der Hysterese unter anderem auch durch den vorherrschenden mechanischen Spannungszustand im Werkstoff beeinflusst. Verändert sich dieser im Vergleich zum Ausgangszustand innerhalb des Werkstoffs, so führt dies zu einer Scherung der gemessenen Hysterese. Im Gegensatz zu Fehlstellen, die das magnetische Verhalten im Bereich der Domänenwandverschiebungsprozesse beeinflussen, nimmt der mechanische Spannungszustand Einfluss auf das gesamte Magnetisierungsverhalten. Dies liegt, wie zuvor beschrieben, in der veränderten Domänenwandkonfiguration aufgrund der inversen Magnetostriktion begründet. (Iordache and Hug, 2004) Mit der Scherung der Hysterese geht eine Reduktion der Remanenzpolarisation und eine Steigerung der Koerzitivfeldstärke einher (Araujo et al., 2010), (Siebert et al., 2014). Um den Zustand magnetischer Sättigung zu erreichen, ist in spannungsbehafteten Elektroblechen zudem eine größere maximale magnetische Feldstärke nötig. Untersuchungen unter verschiedenen mechanischen Lastzuständen zeigen, dass Druckspannungen die magnetischen Eigenschaften stärker beeinträchtigen als Zugspannungen (Ali et al., 1997).

Die Änderung des Spannungszustands in einem Elektroblech macht sich zudem in den entstehenden Verlusten bemerkbar. Mittels einer Verlustseparation nach (Gleichung 2.3) lässt sich zeigen, dass der mechanische Spannungszustand hierbei zum größten Teil die Hystereseverluste beeinflusst. Eine Steigerung der Frequenz des Erregerfelds erhöht zwar die Gesamtverluste aufgrund der zunehmenden Wirbelstromverluste, allerdings ist zu beobachten, dass der relative Beitrag des mechanischen Spannungszustands hin zu höheren Anregungsfrequenzen abnimmt. (Moses et al., 2000), (Leuning et al., 2016).

Eine Bestimmung der Hysterese und der genannten magnetischen Kennwerte von Elektroband und -blech ist mit Hilfe genormter Messmethoden durchführbar. Hierzu zählen der Epsteinrahmen nach DIN IEC 60404-2 (2009-01) oder das Tafelblechprüfgerät nach DIN IEC 60404-3 (2010-05). Beide Systeme erzeugen über Erregerspulen ein magnetisches Wechselfeld innerhalb eines vorgegebenen Messvolumens, in welches das zu prüfende Elektroblech eingelegt wird. Die Messung der resultierenden magnetischen Polarisation im Elektroblechwerkstoff fin-

det mittels zusätzlicher Messspulen statt. Anhand der aufgenommenen magnetischen Hysterese lassen sich anschließend die charakteristischen magnetischen Werkstoffkennwerte ableiten.

Magnetische Eigenschaften industrieller Elektroblechgüten

Im Hinblick auf den Halbzeugfertigungsprozess gilt es einen Werkstoff herzustellen, der frei von Einschlüssen, Verunreinigungen, Versetzungen und inneren mechanischen Spannungen ist. Nur so können die magnetischen Eigenschaften von Elektroblech ohne Beeinträchtigung genutzt werden. Die magnetischen Eigenschaften eines Elektroblechs können maßgeblich durch die Legierungszusammensetzung, die Walzstrategie und die Wärmebehandlungsstrategie eingestellt werden. Die Herstellung verschiedener Elektroblechgüten ist dabei stark an den jeweiligen Anwendungsfällen orientiert. Beispielsweise werden für Wasserkraftgeneratoren und Hocheffizienzmotoren, die im Polarisationsbereich zwischen 1,5 T und 1,85 T betrieben werden, sowie für Pump- und kleine Antriebsmotoren, die zwischen 0,35 T und 0,75 T eingesetzt werden, deutlich unterschiedliche magnetische Eigenschaften benötigt (Schoppa, 2001, S. 13). Resultat ist eine Vielzahl an industriell verfügbaren ferromagnetischen Elektroblechwerkstoffen.

Neben der bereits erwähnten metallographischen Textur sind es vor allem der Siliziumgehalt und die Korngröße eines Elektroblechs, die seine magnetischen Eigenschaften wesentlich beeinflussen. Silizium wird aus zwei Gründen zulegiert. Zum einen ist Silizium ein Ferritbildner, wodurch die Ausbildung einer kubisch-raumzentrierten Gitterstruktur begünstigt wird (Bargel and Schulze, 2018, S. 229). Zum anderen führt eine Erhöhung des Siliziumgehalts zu einer Reduktion der Leitfähigkeit und damit zu minimierten Wirbelstromverlusten nach (*Gleichung 2.5*) (Oberhoffer et al., 1936, S. 77). Der Einsatz hoher Siliziumgehalte hat allerdings zur Folge, dass weniger Eisen und damit weniger ferromagnetischer Werkstoff zur Verstärkung des Magnetfelds bei hoher Polarisation zur Verfügung steht. Nicht-kornorientierte Elektrobleche mit Siliziumgehalten größer 2,8 Gew.-% werden als hochsiliziert und nicht-kornorientierte Elektrobleche mit Siliziumgehalten kleiner 1,5 Gew.-% als niedersiliziert bezeichnet.

Die Korngröße, welche nach Leuning et al. (2018) über den Walz- und Glühprozess beeinflussbar ist, stellt den zentralen Parameter dar, wenn es um die Einstellung der Magnetisierbarkeit eines Elektroblechs geht. Im Vergleich zu Umformstählen liegen die Korngrößen von Elektroblech im Bereich von 30 μm bis 150 μm . Hohe Korngrößen führen zu einer geringeren Anzahl an Domänenwänden und damit zu einer besseren Magnetisierbarkeit des Werkstoffs im Bereich der Domänenwandverschiebungsprozesse. Kleine Korngrößen hingegen führen im Bereich der Magnetisierung durch Drehprozesse der spontanen Magnetisierung zu besseren Magnetisierungen, da sie die Ausbildung einer Würfel Textur fördern. (Shiozaki and Kurosaki, 1989) Eine direkte Zuweisung welche Korngröße für welche Art von elektrischer Maschine zu bevorzugen ist, ist deshalb schwierig. Die Auswirkung von mechanischen Spannungen auf die magnetischen Eigenschaften lässt sich zudem über die Korngröße des Elektroblechwerkstoffs beeinflussen. So konnten Naumoski et al. (2015b) zeigen, dass sich der Einfluss von mechani-

schen Spannungen auf das magnetische Werkstoffverhalten mit kleiner werdender Korngröße des Elektroblechs reduziert.

Der Einfluss der Korngröße und des Siliziumgehalts wird anhand des Magnetisierungsverhaltens von zwei Elektroblechgütern für Anregungsfrequenzen von 50 Hz und 400 Hz veranschaulicht. Betrachtet werden eine nieder- und eine hochsilizierte Elektroblechgüte, wobei der niedersilizierte Werkstoff eine geringere Korngröße als der hochsilizierte Werkstoff aufweist. In Abbildung 2.8 (a) ist der Zusammenhang zwischen maximaler magnetischer Polarisierung und maximaler magnetischer Feldstärke in Abhängigkeit des Werkstoffs und der Anregungsfrequenz zu sehen. Die gewählte Darstellung wird auch Kommutierungskurve genannt. Wie beschrieben führt ein hoher Siliziumgehalt zu hohen Polarisationswerten im Bereich der Domänenwandverschiebungsprozesse und ein niedriger Siliziumgehalt zu hohen Polarisationswerten im Bereich der Drehprozesse der spontanen Magnetisierung. Ein Blick auf die entstehenden Eisenverluste der beiden Elektroblechgütern in Abbildung 2.8 (b) zeigt, dass sich der Werkstoffeinfluss hier weniger stark als bei den Kommutierungskurven auswirkt. Die dennoch bemerkbaren unterschiedlichen Eisenverluste bei gleicher betrachteter Frequenz lassen sich durch den verringerten Leitwert und die damit einhergehende Minimierung der Wirbelstromverluste bei Zunahme des Siliziumgehalts erklären.

2.2.3 Einfluss des Verarbeitungsprozesses

Die Verarbeitung der Elektrobleche zu elektromagnetischen Komponenten, wie Rotoren und Statoren von Elektromotoren oder Transformatorkernen, führt zwangsläufig zur ungewollten Einbringung von Fehlstellen und mechanischen Spannungen. Eine Reduktion der initial im Werkstoffherstellungsprozess eingestellten magnetischen Eigenschaften ist die Folge. Aufgrund

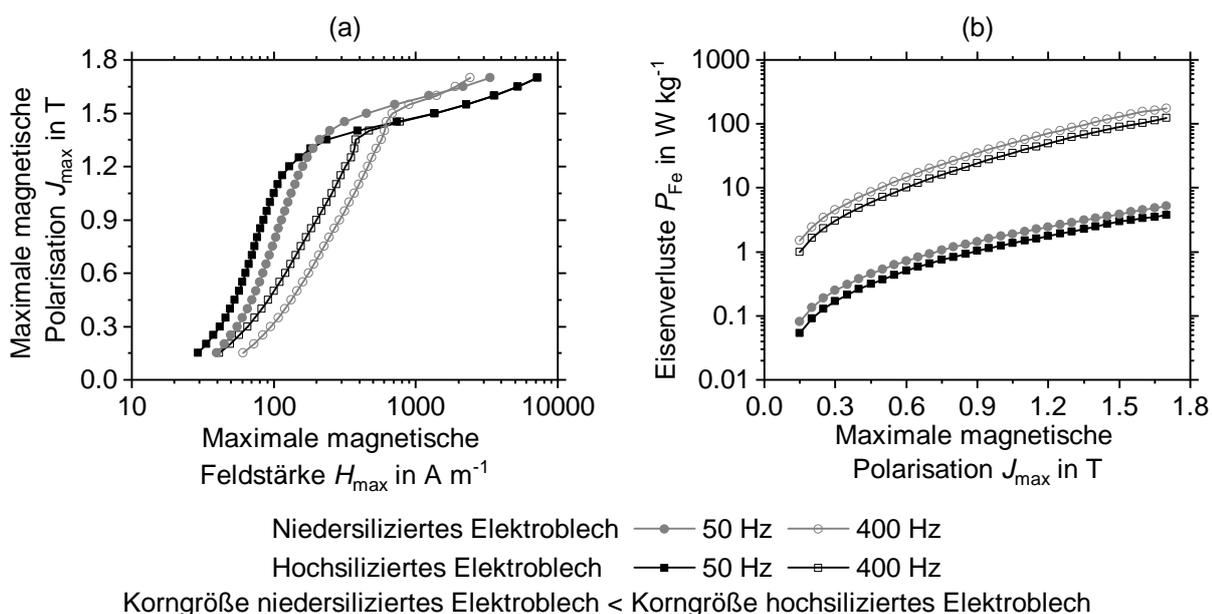


Abbildung 2.8: Einfluss der Elektroblechgüte auf (a) die maximale magnetische Polarisierung und (b) die Eisenverluste für eine Anregungsfrequenz von 50 Hz und 400 Hz

des komplexen Zusammenhangs zwischen den beim Schneiden, Paketieren und Einpressen entstehenden Fehlstellen und mechanischen Spannungen und den daraus resultierenden magnetischen Eigenschaftsänderungen, kommen häufig Baufaktoren BF (engl. „Building factors“) bei der Auslegung und Entwicklung von Elektromotoren zum Einsatz. Diese Baufaktoren ermöglichen eine einfache Berücksichtigung von Fertigungseinflüssen nach (Gleichung 2.14). (Schoppa et al., 2000b)

$$BF = \frac{P_{\text{Fe,real}}}{P_{\text{Fe,ideal}}} \quad (\text{Gleichung 2.14})$$

BF : Baufaktor

$P_{\text{Fe,real}}$: Reale Verluste während des Betriebs der paketierte Elektrobleche

$P_{\text{Fe,ideal}}$: Erwartete Eisenverluste während des Betriebs der paketierte Elektrobleche

Die Berücksichtigung der Fertigungseinflüsse über einen solch einfachen motorgeometrie- und betriebspunktunabhängigen Baufaktor ist häufig nicht zielführend, da die in einem paketierte Stator oder Rotor tatsächlich entstehenden Verluste von einer Vielzahl an Einflussgrößen abhängen. Neben den Fehlstellen und mechanischen Spannungen sind es die Flussdichteverteilung, die von der Motorgeometrie und der Ansteuerung der Spulen beeinflusst wird, und die Temperatur im verwendeten Blechwerkstoff, welche die gemessenen Verluste eines Elektroblechpakets mitbestimmen. (Kurosaki et al., 2008) Um das Betriebsverhalten von Elektromotoren genau vorherzusagen, ist es deshalb zielführend, jeden einzelnen Fertigungseinfluss explizit zu analysieren und bei der Auslegung, beispielsweise in der Magnetfeldsimulation, zu berücksichtigen. Nur so ist die Entwicklung eines bestmöglich an den Anwendungsfall angepassten Elektromotors ohne Überdimensionierung seiner Einzelkomponenten realisierbar.

Gezielte Untersuchungen verschiedener Fertigungsschritte von Rotoren und Statoren veranschaulichen, dass das Schneiden der Bleche im Vergleich mit dem Paketieren oder dem Einpressen die magnetischen Werkstoffeigenschaften am stärksten beeinträchtigt. Dieses Verhalten ist unabhängig vom Siliziumgehalt des Elektroblechwerkstoffs und vom betrachteten Polarisationsbereich festzustellen. (Schoppa et al., 2000b), (Wilczynski et al., 2004)

Der Schneidprozess von Elektroblech und die damit verbundene magnetische Eigenschaftsänderung nimmt Einfluss auf die Dimensionierung und das Betriebsverhalten elektrischer Antriebe. Insbesondere kleine Elektromotoren sind vom beeinträchtigten Werkstoffverhalten aufgrund der eingebrachten Fehlstellen und Spannungen stark betroffen (Schmidt, 1975, S. 142, 143). Probleme bereiten hierbei die veränderte Magnetisierbarkeit des Werkstoffs sowie die erhöhten Verluste (Kedous-Lebouc et al., 2003). Das Ausmaß der Beeinträchtigung wird vorrangig vom eingesetzten Trennverfahren und den dabei verwendeten Prozessparametern bestimmt (Emura et al., 2003), (Siebert et al., 2013). Während der Zuschnitt von Elektroblechen mittels Wasserstrahlschneiden oder Drahterodieren eine spannungsarme Fertigung der gewünschten Bau-

teilgeometrie ohne Beeinträchtigung der magnetischen Eigenschaften ermöglicht, werden bei der Herstellung mittels Scherschneiden oder Laserschneiden Fehlstellen und Spannungen eingebracht, welche die magnetischen Werkstoffeigenschaften deutlich beeinflussen (Schoppa et al., 2003), (Kurosaki et al., 2008). Den beiden letztgenannten Fertigungsverfahren kommt in der industriellen Verarbeitung von Elektroblech dabei die größere Bedeutung zu. Das Laserschneiden wird hierbei zur Fertigung von Statoren und Rotoren mit geringer Losgröße und im Elektromotor-Prototypenbau eingesetzt. Das Scherschneiden stellt im Gegensatz dazu, aufgrund seiner hohen Wirtschaftlichkeit, das trennende Fertigungsverfahren dar, mit dem der überwiegende Anteil an Statoren und Rotoren von Elektromotoren hergestellt wird.

Aufgrund der großen industriellen Bedeutung, die dem Scherschneiden bei der Verarbeitung von Elektroblech und der damit einhergehenden Beeinträchtigung magnetischer Werkstoffeigenschaften zukommt, ist ein detailliertes Verständnis dieses Trennverfahrens notwendig. Nur so kann nachvollzogen werden, ob und wie sich Prozessparameteränderungen auf die eingebrachten Fehlstellen und mechanischen Spannungen und damit die magnetischen Eigenschaften des Elektroblechs auswirken. Bevor näher auf die Methode des Scherschneidens eingegangen wird, soll der Vollständigkeit halber noch auf die während der Fertigung eingebrachten mechanischen Spannungen eingegangen werden. Sie werden häufig als Eigenspannungen bezeichnet und sind, aufgrund der inversen Magnetostriktion, für die Beeinträchtigung der magnetischen Eigenschaften durch den Fertigungsprozess mit verantwortlich.

2.2.4 Eigenspannungen

Unter dem Begriff Eigenspannungen werden die mechanischen Spannungen in einem abgeschlossenen System, das frei von äußeren Belastungen ist, verstanden. Auf das System dürfen keine äußeren Kräfte oder Momente wirken. Zudem muss es chemisch, magnetisch sowie thermisch im Gleichgewicht sein. (Macherauch et al., 1973) Eigenspannungen sind bei äußerer Betrachtung eines Systems nicht sichtbar. Ihre Auswirkungen zeigen sich erst bei einer Änderung des Gleichgewichtszustands. Am Beispiel eines Elektroblechs lässt sich dieses Verhalten gut veranschaulichen. Eine magnetische Be- und Entlastung hat aufgrund einer Veränderung der Remanenzpolarisation einen veränderten Eigenspannungszustand durch die Magnetostriktion zur Folge. Diese Änderungen sind von außen nicht sichtbar. Erst nach erneuter Magnetisierung macht sich die vorherige Beeinflussung des Eigenspannungszustands bemerkbar.

Um die Auswirkungen von Eigenspannungen zu verstehen, ist es hilfreich diese zu unterteilen. Wie Macherauch et al. (1973) aufzeigen, ist eine Einteilung der Eigenspannungen nach ihrer örtlichen Ausprägung hierzu am gebräuchlichsten. Je nach betrachtetem Mittelungsbereich wird zwischen Eigenspannungen erster, zweiter und dritter Art unterschieden.

Eigenspannungen erster Art σ^I sind das Resultat einer Mittelung über große Werkstoffbereiche. Das heißt, dass entlang einer Richtung über mehrere Körner keine hohen Spannungsgradienten auftreten. Für Eigenspannungen erster Art gilt, dass sie über den gesamten Körper im Gleich-

gewicht sein müssen. Ihr Ursprung liegt meist in einer elastischen Deformation des Ausgangsgefüges begründet. Diese kann beispielsweise aus unterschiedlichen Abkühlgeschwindigkeiten nach vorheriger Erwärmung, aus thermisch bedingten metallographischen Umwandlungsvorgängen oder aus Spannungen infolge einer lokalen Belastung oberhalb der Fließgrenze, wie sie in einem Biegestab auftreten, resultieren.

Eigenspannungen zweiter Art σ^{II} sind die Folge einer Mittelung der Spannungen innerhalb eines Kornes oder eines Kornbereichs. Im Gegensatz zu Eigenspannungen erster Art müssen sie nur über mehrere Körner im Gleichgewicht stehen. Eigenspannungen zweiter Art sind die Folge thermisch bedingter Ausdehnungsunterschiede in mehrphasigen Werkstoffen oder eines anisotropen Werkstoffverhaltens. So resultieren aus Eigenspannungen erster Art durch eine Dehnungs-Anisotropie auch immer Eigenspannungen zweiter Art.

Unter Eigenspannungen dritter Art σ^{III} werden Schwankungen der Spannungsverteilung innerhalb eines Kornes verstanden. Sie entstehen durch Unterbrechungen der regelmäßigen Gitterstruktur. Diese kann durch gelöste Fremdatome, Versetzungen, Korngrenzen, Ausscheidungen oder wie schon erwähnt durch unterschiedlich ausgerichtete magnetische Domänen entstehen.

Ein lokaler Spannungszustand lässt sich somit immer mit Hilfe der drei vorgestellten Eigenspannungsarten beschreiben. Abbildung 2.9 gibt einen Überblick über die Zusammensetzung der lokalen Spannungen (b) innerhalb eines polykristallinen Gefüges (a).

Häufig werden Eigenspannungen erster Art als Makro- sowie Eigenspannungen zweiter und dritter Art als Mikrospannungen bezeichnet. Der Scherschneidprozess bringt sowohl makroskopische als auch mikroskopische Eigenspannungen in die geschnittenen Elektrobleche ein. Diese beeinflussen, wie bereits in Abschnitt 2.2.2 angemerkt, das magnetische Verhalten der Werkstoffe und erhöhen die entstehenden Verluste (Gomes, Schneider und Houbaert, 2010).

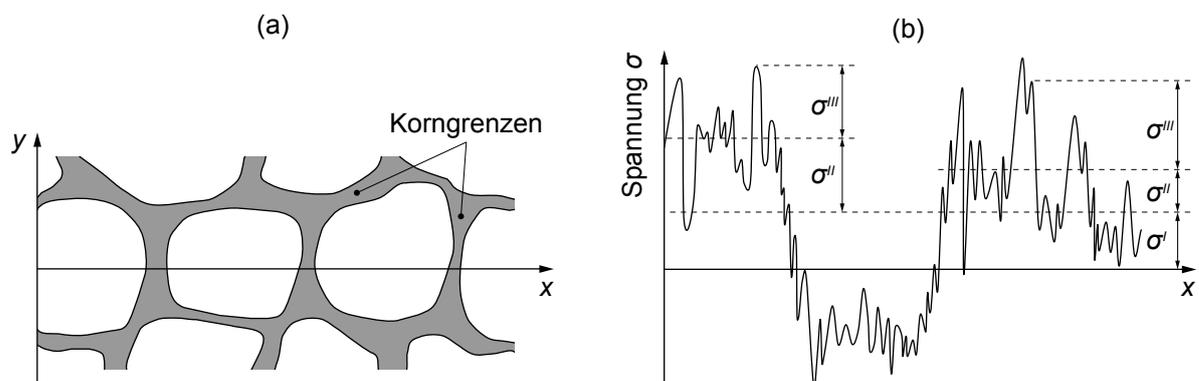


Abbildung 2.9: Überlagerung von Eigenspannungen erster, zweiter und dritter Art in einem polykristallinen Werkstoff (Macherauch et al., 1973), (Reihle, 2016, S. 7)

2.3 Scherschneiden von Elektroblech

2.3.1 Nomenklatur und Verfahrensprinzip

Die Stanztechnik stellt aus wirtschaftlicher Sicht das bedeutendste Fertigungsverfahren zur Herstellung von Stator- und Rotorblechpaketen für Elektromotoren dar. Dabei kommen komplexe Folgeverbundwerkzeuge zum Einsatz, in denen die Formgebung der Blechlamellen sowie deren Paketierung erfolgt. (Schuler, 1998, S. 23) Als trennendes Fertigungsverfahren zur Formgebung der einzelnen Elektroblechgemetrien wird das Scherschneiden nach DIN 8588 (2013-08) eingesetzt. Die geforderten Außen- und Innenkonturen der Rotoren und Statoren sind über verschiedene aufeinanderfolgende Scherschneidoperationen herstellbar. Die einzelnen Scherschneidoperationen können nach DIN 9870-2 (1972-10) in das Ausschneiden und das Lochen mit geschlossener Schnittlinie sowie das Beschneiden und das Ausklinken mit offener Schnittlinie eingeteilt werden. Häufig wird hierbei auch vom Schneiden im geschlossenen oder offenen Schnitt gesprochen. Abbildung 2.10 gibt einen Überblick über die zum Einsatz kommenden Scherschneidoperationen.

Die Bezeichnung der verwendeten Werkzeugkomponenten ist in DIN 9869-2 (1969-11) festgelegt. Der Stempel und die Schneidplatte stellen die beiden wesentlichen Komponenten dar, welche zur Formgebung der geforderten Schnittlinienkontur benötigt werden. Sie werden auch als Schneidaktivelemente bezeichnet. Während des Schneidvorgangs bewegt sich der Stempel in Richtung der Schneidplatte. Der Abstand zwischen der Schneidkante des Stempels und der Schneidkante der Schneidplatte bleibt während des gesamten Schneidvorgangs konstant und wird als Schneidspalt u bezeichnet. (DIN 8588, 2013-08), (VDI 2906-2, 1994-05) Der Schneidspalt wird häufig relativ in Bezug auf die Blechdicke angegeben. Beim Normalschneiden liegt

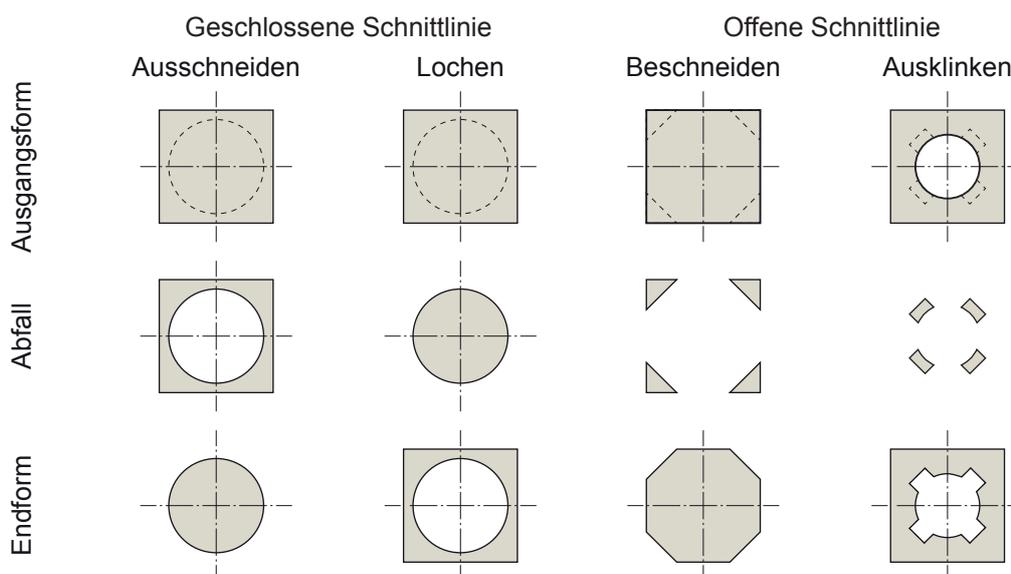


Abbildung 2.10: Scherschneidoperationen Ausschneiden, Lochen, Beschneiden und Ausklinken zur Fertigung von Rotoren und Statoren (DIN 9870-2, 1972-10), (Kopp, 2017, S. 4)

er im Bereich zwischen 5 % und 15 % der Blechdicke. (Hoffmann et al., 2012, S. 681) Die Schneidkanten sind im neuwertigen Zustand eines Werkzeugs meist scharfkantig geschliffen. Sie können je nach Anwendungsfall auch gebrochen, verrundet oder mit einer Fase versehen sein. (Fritsch, 2002, S. 74-78), (Hörmann, 2008, S. 6)

Zur Verhinderung ungewollter Formänderungen während des Scherschneidprozesses und zum Abstreifen des Blechs vom Stempel wird ein Niederhalter eingesetzt, der das Blech mit der Niederhalterkraft F_{NH} gegen die Schneidplatte drückt. (DIN 9869-2, 1969-11) Zusätzlich besteht die Möglichkeit den Stempel im Niederhalter zu führen, wodurch eine Steigerung der Prozesssicherheit und der Bauteilqualität erreichbar ist. (Hoffmann et al., 2012, S. 693-695) Die Hauptkomponenten für einen Scherschneidvorgang im geschlossenen Schnitt sind am Beispiel einer Lochoperation in Abbildung 2.11 dargestellt. Das gelochte Blech wird dabei auch als Stanzgitter und der ausgeschnittene Blechteil als Butzen bezeichnet.

2.3.2 Kinematik und Kinetik des Scherschneidprozesses

Eine nähere Betrachtung der zeitlichen Abfolge des Trennprozesses hilft die einzelnen Vorgänge während des Scherschneidens besser zu verstehen. Hierfür wird der Scherschneidprozess über den Stößelweg z_{St} aufgelöst betrachtet und in verschiedene Phasen unterteilt. (Johnson and Slater, 1967), (Hoffmann et al., 2012, S. 682, 683) Anhand der einzelnen Phasen des Scherschneidprozesses wird zudem der Verlauf der am Stempel entstehenden Schneidkraft F_S über den Stößelweg erklärt. Abbildung 2.12 zeigt die sechs Phasen eines Scherschneidprozesses im geschlossenen Schnitt sowie den zugehörigen Schneidkraft-Stößelweg-Verlauf.

In Phase 1 sitzt zunächst der Niederhalter auf dem Blech auf. Mit Zunahme des Stößelwegs wird das Blech zwischen Niederhalter und Schneidplatte geklemmt. Der Stempel bewegt sich weiter auf das Blech zu. Phase 1 endet sobald der Stempel die Blechoberfläche berührt.

Mit zunehmendem Stößelweg beginnt sich das Blech in Phase 2 elastisch zu deformieren. Ein linearer Anstieg der Schneidkraft am Stempel ist die Folge. Die Steigung hängt neben der zu schneidenden Geometrie und dem zu trennenden Werkstoff von der Steifigkeit des Werkzeugs sowie der Steifigkeit der eingesetzten Maschine ab. (Hoffmann, 1973, S. 24-26, 30-31) Durch den Versatz l_V der Vertikalkraft am Schneidstempel F_V und der gegenläufigen Reaktionskraft

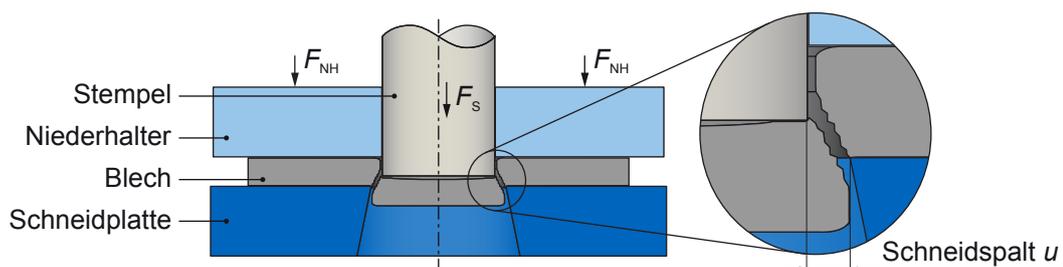


Abbildung 2.11: Scherschneiden im geschlossenen Schnitt am Beispiel einer Lochoperation (DIN 9870-2, 1972-10), (Kopp, 2017, S. 5)

an der Schneidplatte F_V wird ein Biegemoment M_S in den Blechwerkstoff eingeleitet (siehe Abbildung 2.13). Dieses Biegemoment verursacht eine ungleichmäßige Spannungsverteilung zwischen Blech und Stempel sowie Blech und Schneidplatte. (Bach, 1924, S. 30-32) Mit größer werdendem Verhältnis zwischen Lochdurchmesser und Blechdicke und der damit einhergehenden sinkenden Steifigkeit des Butzens kommt es verstärkt zu einem Abheben des Blechs von der Stirnseite des Stempels und der Schneidplatte (Timmerbeil, 1957, S. 232). Die Breite der wahren Kontaktzone b_K zwischen dem Blech und den Schneidaktivelementen wird somit auf eine mit zunehmendem Stößelweg immer schmäler werdende Zone an den Stirnflächen begrenzt (Veenstra and Ramaekers, 1978). Das Aufbringen der Niederhalterkraft vermindert das Biegemoment an der Stanzgitterseite M_G und damit die Durchbiegung des auf der Schneidplatte aufliegenden Blechwerkstoffs (Cammann, 1986, S. 9).

Mit Zunahme der Schneidkraft in Phase 2 steigen auch die Schubspannungen im Blechwerkstoff an. Wird die Schubfließgrenze des Werkstoffs erreicht, so beginnt sich der Werkstoff in Phase 3 plastisch zu deformieren. (Siebel, 1952) An den Schneidkanten von Stempel und Schneidplatte treten dabei die größten Schubspannungen auf. (Timmerbeil, 1957, S. 232) Die benötigte Schneidkraft nimmt trotz des immer kleiner werdenden Werkstoffvolumens zwischen den Schneidkanten durch die Kaltverfestigung des Werkstoffs immer weiter zu. Da das zu trennende Werkstoffvolumen immer kleiner wird, steigt der Kraftverlauf in Phase 3 degressiv an. Ab Erreichen des Schneidkraftmaximums überwiegt die Verringerung der benötigten Schneidkraft, aufgrund des kleiner werdenden effektiven Blechquerschnitts, die Erhöhung der Schneidkraft, infolge der Kaltverfestigung des Werkstoffs. Ein daraufhin degressiv fallender Schneidkraftverlauf ist die Folge. (Johnson and Slater, 1967) Die maximal benötigte Schneidkraft spielt eine wichtige Rolle bei der Auslegung des Werkzeugs und der Auswahl der Werkzeugmaschine. Sie lässt sich nach (Gleichung 2.15) berechnen. (Hoffmann et al., 2012, S. 685-687)

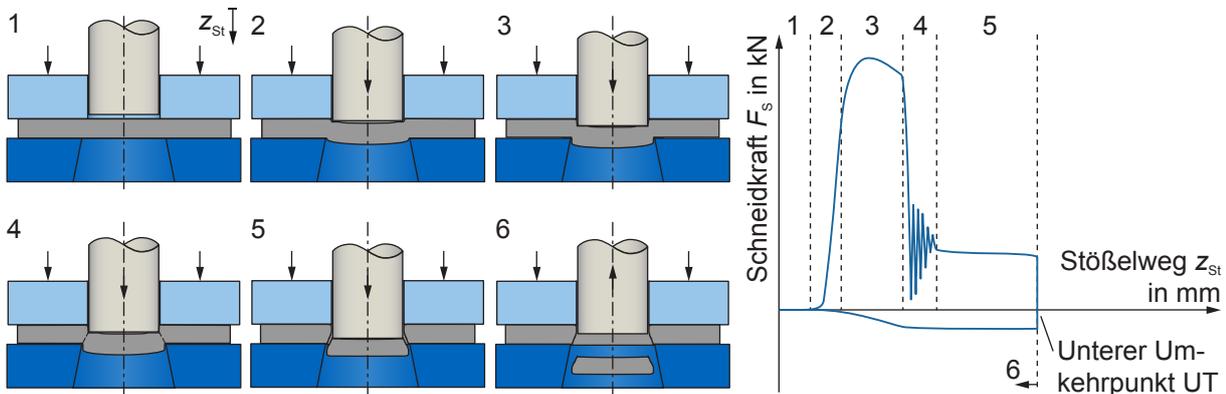


Abbildung 2.12: Phasen des Scherschneidprozesses und zugehöriger Schneidkraft-Stößelweg-Verlauf (Kopp, 2017, S. 9, 12)

$$F_{S,\max} = k_S A_S \quad (\text{Gleichung 2.15})$$

$$A_S = l_S s_0 \quad (\text{Gleichung 2.16})$$

$$k_S = R_m f_S \quad (\text{Gleichung 2.17})$$

$F_{S,\max}$: Maximale Schneidkraft

k_S : Schneidwiderstand

A_S : Geschnittene Fläche

l_S : Schnittlinienlänge

s_0 : Blechdicke

R_m : Zugfestigkeit des Blechwerkstoffs

f_S : Scherfaktor

Neben der zu schneidenden Fläche nach (Gleichung 2.16), welche sich aus der Schnittlinienlänge und der Blechdicke ergibt, hängt die maximal benötigte Schneidkraft vom Schneidwiderstand ab. Der Schneidwiderstand wird von der Zugfestigkeit des Blechwerkstoffs wesentlich beeinflusst. Er kann mit (Gleichung 2.17) über einen empirisch ermittelten Scherfaktor abgeschätzt werden. Dieser kann Werte zwischen 0,6 und 0,95 annehmen. (Doege and Behrens, 2010, S. 371) Zusätzlich zur Umformbarkeit des zu schneidenden Werkstoffs haben auch der Schneidspalt, der Zustand der Schneidkanten, der Reibbeiwert zwischen Blech und Aktivelement sowie die Steifigkeit des Butzens einen Einfluss auf den Scherfaktor. (Hoffmann et al., 2012, S. 685-687)

Die plastische Deformation äußert sich am geschnittenen Blech zunächst durch die Ausbildung eines Kanteneinzugs im Bereich der Schneidkanten. Mit zunehmender Stempel Eindringtiefe beginnt sich die Glattschnittzone am Blechwerkstoff auszubilden. Mit der Entstehung der Glattschnittzone konzentrieren sich die plastischen Deformationen innerhalb des Werkstoffs größtenteils auf den Bereich zwischen den beiden Schneidkanten. Dieser Bereich wird auch als Scherzone bezeichnet. (Timmerbeil, 1957, S. 233-234) Die plastische Deformation hat ein Nachfließen des Werkstoffs entlang der Mantel- und Stirnfläche hin zu den Schneidkanten zur Folge. Aufgrund der hohen Flächenpressung an den Stirnflächen und der Flächenpressung an den Mantelflächen durch das auftretende Biegemoment entstehen Reibkräfte in horizontaler und vertikaler Richtung. Die horizontalen Kräfte erzeugen über den Abstand l_H ein dem Biegemoment entgegengesetztes Moment. (Romanowski, 1959, S. 32) Eine Darstellung der in der Scherzone wirkenden Kräfte und Momente während der plastischen Deformation in Phase 3 zeigt Abbildung 2.13.

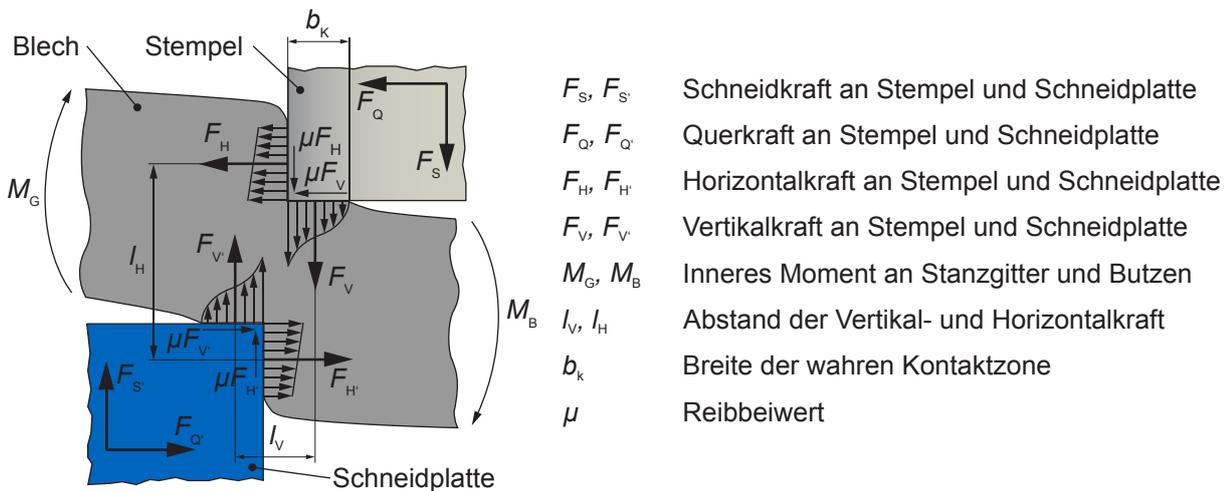


Abbildung 2.13: Kräfte und Momente in der Scherzone (Romanowski, 1979, S. 15), (Kopp, 2017, S. 9, 13)

Der Beginn von Phase 4 des Scherschneidprozesses ist dadurch gekennzeichnet, dass das Formänderungsvermögen des Werkstoffs erschöpft ist (Lange, 1990, S. 132). Die auftretenden Schubspannungen erreichen die Schubbruchgrenze des Werkstoffs. Die Entstehung von lokalen Mikrorissen ist die Folge. (Stromberger and Thomsen, 1965) Mit zunehmender Eindringtiefe des Stempels nehmen die Anzahl und die Größe der Mikrorisse zu. Dies führt im weiteren Verlauf zu einer Vereinigung einzelner Mikrorisse zu Makrorissen. Nachdem der Werkstoff vollständig durchtrennt ist, kommt es zu einer Entspannung der in der Presse gespeicherten elastischen Energie. Diese Entspannung äußert sich im Schneidkraft-Stößelweg-Verlauf in einem plötzlichen Kraftabfall, gefolgt von einer gedämpften Schwingung. Dieses Verhalten wird auch als Schnittschlag bezeichnet. (Hoffmann, 1973, S. 30-31)

Wie auch schon während des abklingenden Schnittschlags in Phase 4, kommt es in Phase 5 zu einem Eindringen des Butzens in den Schneidplattenkanal, bis der Stößel den unteren Umkehrpunkt (UT) erreicht. Die elastische Rückfederung des Stanzgitters und des Butzens nach der Trennung führt zu erhöhten Flächenpressungen zwischen Stempel und Stanzgitter sowie zwischen Schneidplatte und Butzen (Iliescu and Neagoe, 1988). Dies führt aufgrund der weiteren Stempelbewegung zu Reibkräften an den Mantelflächen der Werkzeugaktivelemente, welche sich im Schneidkraft-Stößelweg-Verlauf bemerkbar machen.

Nach dem Erreichen des unteren Umkehrpunkts beginnt in Phase 6 der Auszug des Stempels aus dem Stanzgitter. Die Flächenpressung zwischen Stempel und Stanzgitter führt zu einem negativen Anstieg im Schneidkraft-Stößelweg-Verlauf. Mit Auszug des Stempels aus dem Blechwerkstoff und dem Abheben des Niederhalters von der Blechoberfläche ist das Blech frei von äußeren Kräften. Eine elastische Rückfederung des Blechwerkstoffs ist die Folge.

Die während des Schneidprozesses aufzubringende Schneidarbeit stellt neben der maximalen Schneidkraft eine für die Auslegung der Werkzeugmaschine weitere wichtige Kenngröße dar. Sie ist in jedem Hub von der Werkzeugmaschine aufzubringen. (Hoffmann et al., 2012, S. 689)

Die Schneidarbeit ergibt sich aus der Fläche unter dem Schneidkraft-Stößelweg-Verlauf. Eine Berechnung ist somit über (Gleichung 2.18) möglich.

$$W_S(F_S(z_{St})) = \int F_S(z_{St}) dz_{St} \quad (\text{Gleichung 2.18})$$

W_S : Schneidarbeit

F_S : Schneidkraft

z_{St} : Stößelweg

2.3.3 Charakterisierung schergeschnittener Bauteile

Die Beurteilung der schergeschnittenen Bauteile kann über verschiedene geometrische oder mechanische Merkmale stattfinden. Die Form- und Lagetoleranz sowie die Maßhaltigkeit schergeschnittener Bauteile ist in DIN 6930-2 (2011-10) festgelegt. Aufgrund der groben Klassifizierung werden jedoch häufig engere Toleranzfelder nach DIN ISO 2768-1 (1991-06) und DIN ISO 2468-2 (1991-04) für schergeschnittene Blechteile gefordert. Die Ausprägung der Schnittfläche ist charakteristisch für schergeschnittene Bauteile und erlaubt eine klare Unterscheidung von anderen Trennverfahren der DIN 8580 (2003-09). (Demmel, 2014, S. 10-11) Nach DIN 6930-2 (2011-10) lässt sich die Schnittfläche in den Kanteneinzugsbereich, den Glattschnittbereich, den Bruchbereich sowie den Schnittgratbereich unterteilen. Eine Auswahl an Schnittflächenkenngrößen für die jeweiligen Bereiche ist in Abbildung 2.14 nach VDI 2906-2 (1994-05) dargestellt.

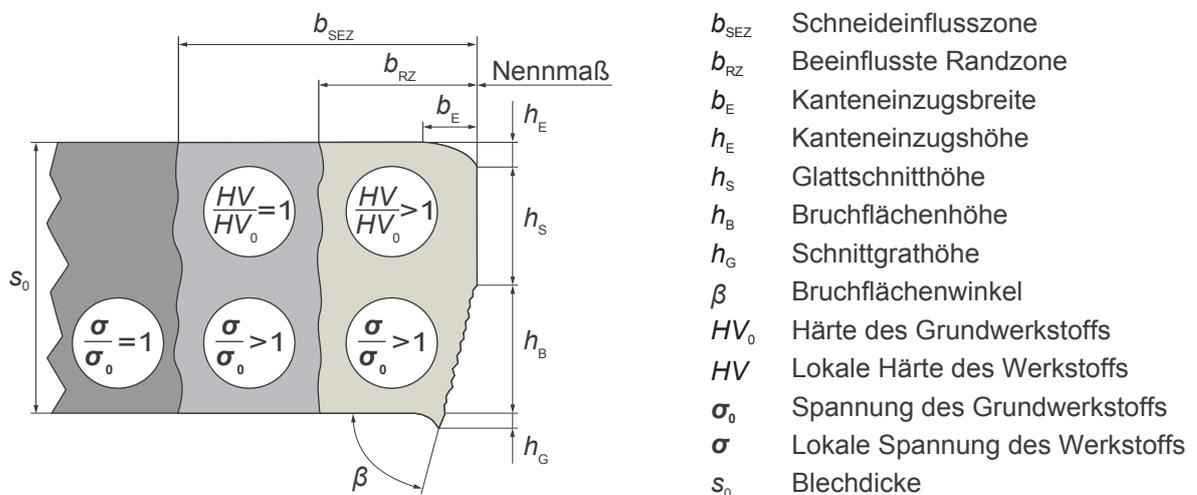


Abbildung 2.14: Beurteilung einer Schnittfläche anhand ausgewählter Schnittflächenkenngrößen sowie der Schneideinflusszone mittels der lokalen Härte und des lokalen Spannungszustands des Werkstoffs (VDI 2906-2, 1994-05), (Kopp, 2017, S. 10)

In den technischen Lieferbedingungen für Stanzteile nach DIN 6930-1 (2011-10) wird über die Ausführung der Schnittflächen keine Aussage getroffen. Lediglich für die maximal zulässige Schnittgrathöhe sind in DIN 9830 (2011-10) Richtwerte in Abhängigkeit der Blechdicke und Werkstofffestigkeit gegeben. Der Schnittgrat hängt direkt mit dem Schneidkantenverschleiß der Werkzeugaktivelemente zusammen (Schachtel, 1954). Der Verschleiß äußert sich an diesen durch eine Kombination verschiedener Verschleißmerkmale. Dazu zählen der Kantenverschleiß, der Mantelflächenverschleiß, der Stirnflächenverschleiß und der Kolkverschleiß. (Kienzle, 1957, S. 33) Die Mechanismen, die die unterschiedlichen Verschleißmerkmale hervorrufen, können nach der Gesellschaft für Tribologie in die Adhäsion, die Abrasion, die Oberflächenzerrüttung oder Ermüdung und die tribochemische Reaktionen eingeteilt werden (Gesellschaft für Tribologie, 2002-08, S. 5).

Im Hinblick auf die Verarbeitung von Elektroblechen gilt es einen zu hohen Schnittgrat zu vermeiden, da dieser beim Paketieren der Statoren und Rotoren zu Kurzschlüssen und in weiterer Folge erhöhten Wirbelströmen führen kann (Beckley, 2002, S. 75-83). Neben einer hohen geforderten Maßhaltigkeit ist somit der entstehende Schnittgrat eines der zentralen Qualitätsmerkmale schergeschnittener Elektrobleche (Kühne, 1990, S. 12), (Schübler, 1990, S. 39).

Zusätzlich zu einer rein geometrischen Beurteilung ist auch eine Bewertung mechanischer Merkmale der schergeschnittenen Bauteile möglich. Etabliert hat sich hier die Messung der Kaltverfestigung im Werkstoffvolumen das an die Schnittfläche angrenzt. Hierzu wird häufig eine Analyse der Härte nach Vickers eingesetzt. Durch einen Vergleich der lokalen Härte HV nach dem Schneidvorgang mit der Grundhärte HV_0 lässt sich die Breite der durch Kaltverfestigung beeinflussten Randzone bestimmen (siehe Abbildung 2.14). (VDI 2906-2, 1994-05)

Die plastische Deformation in der beeinflussten Randzone führt zu zusätzlichen elastischen Deformationen im Werkstoff. Die elastischen sowie plastischen Deformationen beeinflussen den lokalen Spannungszustand σ im Bereich der beeinflussten Randzone und im daran angrenzenden Bereich. (Theimert, 1975, S. 88) Der Bereich, in dem der lokale Spannungszustand nach dem Schneidvorgang vom Spannungszustand des Grundwerkstoffs σ_0 abweicht, wird in weiterer Folge als Schneideinflusszone bezeichnet. Aufgrund der Spannungsabhängigkeit des magnetischen Werkstoffverhaltens stellt die Schneideinflusszone somit ein weiteres zentrales Qualitätsmerkmal schergeschnittener Elektrobleche dar.

2.3.4 Einflussfaktoren auf den Scherschneidprozess

Die bisherigen Ausführungen machen deutlich, dass der Scherschneidprozess durch große Anzahl an Faktoren beeinflussbar ist. Neben dem Werkzeug und dem zu verarbeitenden Werkstoff kann sich auch die eingesetzte Werkzeugmaschine auf das Ergebnis des Scherschneidprozesses auswirken. Die Folgen der verschiedenen Einflussfaktoren auf den Scherschneidprozess sind in einer Vielzahl verschiedener Forschungsarbeiten untersucht worden. Aus diesem Grund beschäftigt sich dieses Kapitel ausschließlich mit Ergebnissen von Studien, die sich mit der

Verarbeitung von Elektroblechwerkstoffen beschäftigt haben. Dieser Abschnitt stellt keine Ansprüche an eine vollständige Beschreibung aller Einflussfaktoren auf den Scherschneidprozess. Hierfür sei auf die entsprechende Fachliteratur verwiesen.

Werkzeugseitige Einflussfaktoren

Veränderungen an den Aktivelementen von Werkzeugen, welche zur Verarbeitung von Elektroblechen eingesetzt werden, resultieren in veränderten Bauteileigenschaften. Zu diesen werkzeugseitig veränderlichen Parametern zählen der Schneidspalt, der Schneidkantenverschleißzustand, die Niederhalterkraft sowie die Schnittliniengeometrie. Mit Ausnahme der Schnittliniengeometrie, die aus dem zu fertigenden Stator- und Rotordesign folgt, sind die anderen Einflussgrößen durch den Werkzeugbauer oder den Werkzeugnutzer beeinflussbar.

Schneidspalt Änderungen des Schneidspalts haben Auswirkungen auf die benötigten Schneidkräfte, die entstehenden Schnittflächenkenngrößen sowie die Ausprägung der Schneideinflusszone. Eine Erhöhung des Schneidspalts führt aufgrund einer Zunahme der Biegespannungsüberlagerung zu einem früheren Werkstoffversagen. Geringere maximale Schneidkräfte sind die Folge. (Schenk and Pröhl, 1977) Allerdings steigen mit größerem Abstand zwischen den Schneidkanten die Biegespannungen in Butzen und Stanzgitter. (Doege and Kühne, 1990). Am Butzen kommt es dabei zu einer erhöhten Durchbiegung sowie erhöhten Deformationen (Schenk and Pröhl, 1977). Eine Auswirkung des Schneidspalts auf den plastisch deformierten Bereich konnte Schmidt (1975) nicht feststellen. Belgrand and Eple (1998) hingegen weisen auf eine Vergrößerung der beeinflussten Randzone bei Zunahme des Schneidspalts hin.

Aufgrund der Biegespannungsüberlagerung verbleiben bei erhöhten Schneidspalten und den damit einhergehenden größeren Deformationen mehr Eigenspannungen im Stanzgitter (Doege et al., 1990). In einer numerischen Analyse des Scherschneidvorgangs zeigen Bohdal et al. (2016), dass sich auch die Spannungseindringtiefe und damit die Größe der Schneideinflusszone mit zunehmendem Schneidspalt vergrößert.

An den Schnittflächen äußert sich ein größerer Schneidspalt im geschlossenen Schnitt in einer gesteigerten Kanteneinzugshöhe sowie einer verringerten Glattschnitthöhe (Belgrand and Eple, 1998). Des Weiteren ist nach 100 000 Hüben ein Grathöhenminimum für Schneidspalte zwischen 8 % und 12 % der Blechdicke abhängig vom verarbeiteten Blechwerkstoff zu beobachten (Doege et al., 1980).

Um eine unzulässige Gratbildung und einwandfreie Schnittflächen bei akzeptablen Standmengen zu erhalten, sind die in VDI 3368 (1982-05) vorgegebenen Schneidspalte zu verwenden. Beispielsweise wird darin für ein Blech mit einer Dicke von 0,5 mm und einer Zugfestigkeit größer 600 MPa ein Schneidspalt von 25 μm empfohlen. Es zeigt sich jedoch, dass geringe Schneidspalte zu erhöhtem Schneidkantenverschleiß führen (Schmütsch and Kuehne, 1988).

Schenk and Pröbß (1977) empfehlen daher die Verwendung eines größeren Schneidspalts von 60 µm, um so die Werkzeugstandzeit zu erhöhen.

Schneidkantenverschleißzustand Die Zunahme des Schneidkantenverschleißes führt zu größeren initialen Schneidspalten sowie einer Gratbildung am Bauteil in Abhängigkeit des Verschleißfortschritts (Doege et al., 1980). Diese Effekte haben größere Deformationen des Werkstoffs zur Folge. Zudem führt die erhöhte Butzendurchbiegung zu einer stärkeren Rückfederung und damit einer verschlechterten Maßhaltigkeit (Doege and Kühne, 1990).

Neben dem Schneidspalt hängt der Verschleiß an den Schneidkanten der Aktivelemente wesentlich vom eingesetzten Werkzeugwerkstoff und dem zu verarbeitenden Blechwerkstoff ab. Der Verschleiß äußert sich bei der Verarbeitung von Elektroblech durch einen abrasiven Abtrag des Werkzeugwerkstoffs. Es hat sich gezeigt, dass Hartmetallwerkstoffe aufgrund der hohen Härte der Wolframkarbidpartikel zur Verarbeitung des siliziumhaltigen Elektroblechs eingesetzt werden sollen. Optional kann zur weiteren Steigerung der Verschleißbeständigkeit eine Werkzeugbeschichtung eingesetzt werden. Typischerweise ist eine CVD (engl. „chemical vapour deposition“) Beschichtung dabei einer PVD (engl. „physical vapour deposition“) Beschichtung vorzuziehen. (Toussaint, 2000, S. 134, 149-151) Blechwerkstoffseitig führen hohe Siliziumgehalte zu einer gesteigerten Festigkeit und höheren Reibungswerten. Der Stirnflächenverschleiß erhöht sich somit mit steigendem Siliziumgehalt, wohingegen sich der Mantelflächenverschleiß mit fallendem Siliziumgehalt aufgrund zunehmender Deformationen erhöht (Doege et al., 1980).

Zwischen der Ausprägung der Schneideinflusszone und dem Schneidkantenzustand besteht laut Schmidt (1975) ein direkter Zusammenhang. Toussaint (2000, S. 146) konnte diese Veränderung des Spannungszustands mit Hilfe von röntgenografischen Messungen allerdings nicht eindeutig feststellen. Anhand der mit steigendem Verschleiß zunehmenden Kanteneinzugs-, Glattschnitt- und Grathöhe, der größeren beeinflussten Randzone sowie der erhöhten Schneidkraft zeigt sich jedoch deutlich, dass die Größe der Schneideinflusszone vom Schneidkantenzustand abhängen muss (Schenk and Pröbß, 1977), (Bohdal et al., 2016).

Niederhalterkraft und Niederhalterspalt Neben dem Schneidspalt und dem Schneidkantenzustand kann die Niederhalterkraft und der Niederhalterspalt den Scherschneidprozess beeinflussen. Eine Variation der Niederhalterkraft zeigt dabei keine Auswirkungen auf den im Blech herrschenden Spannungszustand. Eine Zunahme des Niederhalterspalts führt hingegen zu geringfügig höheren Blechdurchbiegungen und leicht erhöhten Spannungszuständen. (Doege and Kühne, 1990).

Schnittliniengeometrie Die Schnittliniengeometrie des zu fertigenden Bauteils nimmt indirekten und direkten Einfluss auf die sich ausbildenden Werkstoffdeformationen. Da die Form der Schnittlinie Auswirkung auf die lokale Biegesteifigkeit des Butzens hat, haben Bereiche mit ho-

hen Steifigkeiten, wie kleine Innenradien, eine Zunahme des Werkzeugverschleißes sowie lokal erhöhte Blechwerkstoffdeformationen zur Folge (Toussaint, 2000, S. 134), (Schmütsch, 1990, S. 131).

Werkzeugmaschinenseitige Einflussfaktoren

Nicht nur durch das verwendete Werkzeug, sondern auch durch die zur Verarbeitung der Elektrobleche eingesetzte Werkzeugmaschine, kann Einfluss auf den Trennvorgang genommen werden. Neben der Pressenhubzahl, welche meist durch das zu produzierende Fertigungslos vorgegeben ist, wirken sich auch die Pressensteifigkeit oder die verwendeten Nebenaggregate, wie der Richtapparat, auf die Deformationen in der Schneideinflusszone der hergestellten Teile aus.

Pressenhubzahl Eine Variation der Pressenhubzahl zeigt, dass die Butzendurchbiegung hin zu größeren Stempelauftreffgeschwindigkeiten ansteigt. Dies äußert sich in einer Verringerung der berührten Ringzone. Daraus resultieren bauteilseitig geringfügig erhöhte induzierte Biegespannungen. (Doege and Kühne, 1990). Zudem ist eine reduzierte Maßhaltigkeit für höhere Pressenhubzahlen laut Toussaint (2000, S. 148) festzustellen.

Steifigkeit der Werkzeugmaschine Die eingesetzte Pressenhubzahl sowie die benötigte Schneidkraft können aufgrund der belastungsrichtungsabhängigen statischen und dynamischen Steifigkeit der Werkzeugmaschine Einfluss auf den Eintauchvorgang beim Schneiden und damit auf den entstehenden Schneidkantenverschleiß nehmen. Um bei großen Stückzahlen eine gleichbleibende Bauteilqualität sicherzustellen, ist daher eine Presse mit hoher Steifigkeit und einem Stoßelgewichtsausgleich einzusetzen. (Hoffmann, 1973)

Peripherie Neben der eingesetzten Werkzeugmaschine beeinflusst auch der Richtapparat sowie seine Positionierung relativ zur Presse den Spannungszustand im Blechwerkstoff. Das Richten des als Coil vorliegenden Blechwerkstoffs ist daher auf ein Minimum zu begrenzen. Auch ein zu kleiner Radius in der Bandschleife zwischen Richtapparat und Presse kann zu einer Plastifizierung des Blechwerkstoffs und damit zu einer Erhöhung des Eigenspannungszustands im Bandwerkstoff führen (Doege and Kühne, 1990).

Werkstoffseitige Einflussfaktoren

Die mechanischen Eigenschaften des zu verarbeitenden Werkstoffs haben deutliche Auswirkungen auf die Qualitätsmerkmale schergeschnittener Elektrobleche. Da für den Einsatz von Elektroblechen aber lediglich deren magnetische Eigenschaften im Vordergrund stehen, sind auch nur diese normativ in DIN EN 10106 (2016-03) spezifiziert. Die metallographischen und mechanischen Eigenschaften, die sich durch den Herstellungsprozess und vor allem durch die Legierungszusammensetzung ergeben, sind nicht vorgegeben (Grote et al., 2005, S. E55). Da

das Scherschneidergebnis jedoch von der Korngröße und vor allem von dem elasto-plastischen Werkstoffverhalten abhängt, sind die metallographischen und mechanischen Eigenschaften der verwendeten Güte zu berücksichtigen.

Werkstofffestigkeit Silizium als Hauptlegierungselement von Elektroblech kommt eine zentrale Rolle für die sich ergebenden Werkstoffeigenschaften in Bezug auf die resultierenden Schnittflächenqualitätsmerkmale zu. Die mit abnehmendem Siliziumgehalt sinkende Streckgrenze und Zugfestigkeit führt zu einem verringertem Schneidkraftmaximum sowie einer geringeren Schneidarbeit (Schenk and Pröbß, 1977), (Doege et al., 1980). Zudem führen abnehmende Siliziumgehalte zu einer Reduktion der mittleren senkrechten Anisotropie, was eine verbesserte Maßhaltigkeit geschnittener Rotor- und Statorbleche zur Folge hat (Schenk and Pröbß, 1977), (Toussaint, 2000, S. 148). Eine Zunahme der Zugfestigkeit und eine Verringerung der Bruchdehnung, aufgrund einer Vergrößerung des Siliziumgehalts, äußert sich in einer Abnahme der Butzendurchbiegung, der Kanteneinzugshöhe und -breite sowie der Glattschnitthöhe und damit in einer Reduktion der Werkstoffdeformationen (Schenk and Pröbß, 1977).

Mittlerer Korndurchmesser Steigende Siliziumgehalte und Wärmebehandlungen bei höheren Temperaturen oder für längere Zeiträume führen zu größeren mittleren Korndurchmessern. Zusammen mit dem elasto-plastischen Werkstoffverhalten verändert die Korngröße die Ausprägung der beeinflussten Randzone sowie die Höhe der induzierten Eigenspannungen (Siebert et al., 2014). Während der Einfluss steigender Korngrößen auf das Ausmaß der Werkstoffdeformationen anhand der sinkenden Kanteneinzugshöhe und der Größe des plastisch deformierten Werkstoffvolumens von Zaizen et al. (2016) nachgewiesen wurden, konnten die Auswirkungen der Korngröße auf die Ausprägung der Schneideinflusszone bisher nicht bestätigt werden.

Härte und Reibbeiwert Auch die Härte und der Reibbeiwert des Elektroblechs nehmen mit steigendem Siliziumgehalt zu (Schenk and Pröbß, 1977), (Doege et al., 1980). Cammann (1986, S. 103) zeigte, dass daraus eine Zunahme der Grathöhe und dadurch erhöhte Werkstoffdeformationen aufgrund eines erhöhten Schneidkantenverschleißes an den Hartmetallaktivelementen resultieren. Neben der bereits erwähnten Beschichtung der Schneidaktivelemente erhöht auch eine Beschichtung des zu verarbeitenden Elektroblechs nach DIN EN 10342 (2005-09) die Standzeit der Schneidaktivelemente. (Pröbß and Schenk, 1975) Die aufgebrauchte Lackschicht besteht dabei aus organischen und anorganischen Bestandteilen. Laut Schenk and Pröbß (1980) baut die Lackschicht Spitzendrucke an Rauigkeitsmaxima ab und verringert dadurch die Anzahl an Mikroausbrüchen. Des Weiteren wird erwähnt, dass eine zusätzliche Reduktion des Verschleißes durch den Einsatz von Schmierstoffen möglich ist.

2.4 Scherschneidbedingte magnetische Beeinträchtigung von Elektroblech

Wie die dargestellten Untersuchungsergebnisse zeigen, nehmen die Prozess- und Werkstoffparametervariationen Einfluss auf die drei Qualitätsmerkmale Maßhaltigkeit, Grathöhe und Ausprägung der Schneideinflusszone. Aufgrund der inversen Magnetostriktion können diese Änderungen eine direkte Beeinträchtigung des magnetischen Werkstoffverhaltens zur Folge haben. Deshalb beschäftigt sich dieser Abschnitt mit den Folgen des Scherschneidens in Bezug auf die magnetischen Eigenschaften von Elektroblech. Bevor auf diese fertigungsbedingten Auswirkungen eingegangen wird, soll zunächst ein Überblick über die Messverfahren gegeben werden, welche zur Analyse fertigungsbedingter magnetischer Eigenschaftsänderungen zum Einsatz kommen.

2.4.1 Charakterisierung veränderter magnetischer Werkstoffeigenschaften

Die Untersuchungsmethoden zur Bewertung magnetischer Eigenschaftsänderungen durch den Trennprozess lassen sich in direkte (siehe (i)-(iv)) und indirekte (siehe (v)-(vii)) Verfahren einteilen. Erstere erlauben eine direkte Analyse des veränderten magnetischen Werkstoffverhaltens. Letztere hingegen kommen zur Anwendung, um eine qualitative Aussage über die Auswirkung von Verarbeitungsverfahren auf die magnetischen Werkstoffeigenschaften von Elektroblech zu erhalten.

(i) Schnittlinienlängenvariation in genormten Prüfverfahren

Die Erhöhung der Schnittlinienlänge innerhalb des Prüfbereichs eines Epsteinrahmens nach DIN IEC 60404-2 (2009-01) oder eines Tafelblechprüfgeräts nach DIN IEC 60404-3 (2010-05) kommt einer Erhöhung des fehlstellen- und eigenspannungsbehafteten Werkstoffvolumens gleich und lässt eine direkte Korrelation veränderter magnetischer Eigenschaften mit dem Einfluss des Trennverfahrens zu (Matsumura and Fukuda, 1984), (Schmidt, 1975). Wie die Schnittlinienlänge innerhalb des Prüfbereichs variiert wird, ist in Abschnitt 7.4 am Beispiel der Tafelblechprüfung dargestellt. Neben den beiden genannten Prüfverfahren kann die Methode der Schnittlinienlängenveränderung zur Beeinflussung der magnetischen Eigenschaften auch bei anderen gängigen Prüfverfahren wie beispielsweise der Ringkernprüfung eingesetzt werden (Araujo et al., 2010). Vorteil dieses Vorgehens ist die Ermittlung von schnittlinienlängen- und damit eigenspannungsabhängigen Werkstoffparametern, nicht nur für die Bewertung des Scherschneidprozesses, sondern auch für die anwendungsnahe Entwicklung von Elektromotoren. Der Nachteil dieser Methode liegt im Einsatz globaler Messspulen begründet. Diese detektieren nicht nur die Magnetisierung im geschädigten sondern auch im intakten Werkstoffbereich. Sie verhindern somit eine detaillierte Aussage über die lokale Beeinträchtigung infolge der Eigenspannungsverteilung in der Schneideinflusszone.

Der Einsatz lokal platzierter Messspulen durch Bohrungen in variierenden Abständen zur Schnittlinie erweitert dieses Vorgehen und macht eine lokale Bewertung des magnetischen Verhaltens

möglich (Rygal et al., 2000). Die Problematik einer Veränderung des Eigenspannungszustands durch das Einbringen einer Bohrung führt hierbei zu Unsicherheiten in den erzielbaren Ergebnissen. Statt gewickelter Messspulen, welche durch Bohrungen um die Schnittfläche geführt sind, schlagen Nakata et al. (1992) vor, die Drähte der Messspule direkt an der Blechoberseite und Blechunterseite anzulöten, wodurch eine zerstörungsfreie lokale Messung möglich ist.

(ii) Magneto-optische Analyse über den Kerr-Effekt

Der Kerr-Effekt zählt neben dem Faraday-Effekt zu den magneto-optischen Phänomenen. Er beschreibt die Veränderung der optischen Eigenschaften eines Werkstoffs über dessen magnetische Eigenschaften (Kerr, 1877), (Chikazumi, 2010, S. 596). Unter anderem beeinflusst die Ausrichtung der spontanen Magnetisierung den Reflexionswinkel von auftreffendem Licht, was genutzt werden kann, um oberflächennahe magnetische Domänen sichtbar zu machen. Wird die spontane Magnetisierung der betrachteten polierten Werkstoffoberfläche zusätzlich durch ein externes Magnetfeld beeinflusst, so ist der Einfluss scherschneidbedingter Deformationen auf das lokale magnetische Verhalten in der Schneideinflusszone abbildbar (Senda et al., 2006). Die Messmethode bietet eine sehr gute laterale Auflösung im Mikrometerbereich und ermöglicht durch das Zusammensetzen vieler einzelner Bilder die Untersuchung größerer Bereiche. (Takezawa et al., 2006) Ein Abgleich mit globalen magnetischen Messungen erlaubt zudem die Bewertung des lokalen magnetischen Verhaltens über die aufgenommenen Bilder (Naumoski et al., 2014), (Naumoski et al., 2015a), (Hofmann et al., 2016). Die Analyse sehr kleiner Änderungen des Reflexionswinkels macht eine dementsprechend aufwendige Probenpräparation notwendig. Neben dem Nachteil der ausschließlichen Betrachtung oberflächennaher Domänen, besteht daher bei der magneto-optischen Analyse zudem die Problematik einer unbekanntenen Beeinflussung des lokalen Spannungszustands durch die Probenpräparation (Zaizen et al., 2016).

(iii) Neutronen Gitter Interferometrie

Ähnlich wie die Brechung von elektromagnetischen Wellen beim Übergang zwischen zwei Medien mit unterschiedlichem Brechungsindex, hängt auch die Beugung von Teilchenstrahlung von den physikalischen Eigenschaften zweier aufeinandertreffender Medien ab. Im Falle der Neutronenstrahlung wird das magnetische Moment des Neutrons in einem Ferromagneten durch die sich allmählich drehende spontane Magnetisierung im Bereich der Domänenwände beeinflusst. (Schärpf, 1978) Dieses Verhalten und die Tatsache, dass Neutronenstrahlung im Vergleich zu Röntgenstrahlung sehr tief in Materie eindringen kann, ermöglicht eine zerstörungsfreie Analyse der magnetischen Mikrostruktur von Elektroblech durch Betrachtung der Neutronenbeugung (Grünzweig et al., 2008). Das Ausmaß dieser Beugung korreliert dabei mit dem reziproken Wert der Domänendichteverteilung im betrachteten Werkstoffvolumen. Trotz mehrfacher Beugung der Neutronen beim Durchdringen eines Elektroblechs werden diese allerdings nur im Kleinwinkelbereich von 0,25 mrad abgelenkt. Zur Betrachtung eines durch Fehl-

stellen oder Eigenspannungen veränderten Domänenwandzustands können daher ausschließlich Messmethoden eingesetzt werden, welche eine Untersuchung dieser Kleinwinkelstreuung erlauben. (Betz et al., 2015), (Siebert et al., 2013) Die Analyse der Klein-Winkel-Neutronen-Streuung (SANS, engl. „Small Angle Neutron Scattering“) oder die Neutronen Gitter Interferometrie (NGI) stellen solche Messverfahren zur Quantifizierung der Kleinwinkelstreuung dar (Grünzweig et al., 2010). Im Gegensatz zur Analyse über die SANS, bei der die Streuung des Neutronenstrahls lokal an einem Punkt betrachtet wird, erlaubt die NGI unter anderem die simultane orts aufgelöste Bestimmung des Beugungsverhaltens von Neutronen in ferromagnetischen Werkstoffen. Die Funktion eines NGI basiert auf dem Prinzip eines Talbot Lau Interferometers, das auch Beugungserscheinungen an Strukturen mit deutlich kleinerer Abmessung als der lateralen Messsystemauflösung eines Neutronen-Radiografie-Instruments von rund 30 μm quantifizierbar machen kann. (Grünzweig et al., 2008), (Reimann et al., 2016), (Lau, 1948) Eine detaillierte Beschreibung der Funktionsweise eines Neutronen Gitter Interferometers folgt in Abschnitt 7.5.

Die Anwendung der NGI zur Bewertung von kornorientiertem Elektroblech ermöglicht Domänen einzeln und örtlich aufgelöst zu betrachten. Die Analyse von nicht kornorientiertem Elektroblech hingegen liefert, wie erwähnt, ein Ergebnis das proportional zur Domänenendichteverteilung ist, da hier die Domänenabmessung geringer als die Messsystemauflösung ausfällt (Betz et al., 2015). Über einen Vergleich der NGI Analyse mit globalen Polarisationsmessungen lassen sich lokal ermittelte Messwerte zudem einer globalen magnetischen Flussdichte zuordnen (Siebert et al., 2013). Die NGI kann somit zur zerstörungsfreien Analyse der Beeinträchtigung des lokalen magnetischen Verhaltens durch induzierte Fehlstellen und Eigenspannungen in der Schneideinflusszone genutzt werden. Die fehlende Tiefeninformation der Messdaten kann bei Bedarf über eine Tomographie des Prüfkörpers ermittelt werden (Manke et al., 2015).

(iv) Barkhausen-Effekt Analyse

Wie schon in Abschnitt 2.2.2 aufgezeigt, treten beim Magnetisieren eines Elektroblechs irreversible Domänenwandbewegungen auf, welche als Barkhausen-Sprünge in Erscheinung treten. Die Tatsache, dass lokale Gitterfehler, wie Versetzungen, den Domänenwandverschiebungsprozess beeinträchtigen, führt zu einer erhöhten Anzahl an Barkhausen-Sprüngen. Die schnell ablaufenden lokalen Feldveränderungen können über Messspulen experimentell nachgewiesen werden. (Kneller, 1962, S. 386, 387) Das in den Spulen induzierte elektrische Spannungssignal, auch bekannt als Barkhausenrauschen, erlaubt somit eine qualitative Bewertung des Magnetisierungsverhaltens geschnittener Elektrobleche. Eine Aussage über das Magnetisierungsverhalten in Bereichen mit einer gesteigerten Versetzungsdichte, wie der Schneideinflusszone, ist über die Mikromagnetik-Multiparameter-Mikrostruktur-und-Spannungs-Analyse (3MA) möglich. Mit der Messmethode, die unter anderem auf der Analyse des Barkhausenrauschens basiert, lassen sich lokale, oberflächennahe Werkstoffeigenschaften mittels einer Suchspule aufgrund magnetischer Streufelder bestimmen. (Dobmann et al., 2008)

(v) Bitter Methode

Durch die Bitter Methode können magnetische Domänen sichtbar gemacht werden. Hierzu ist eine Flüssigkeit mit magnetischen Nanopartikeln auf die polierte Oberfläche eines ferromagnetischen Werkstoffs aufzutragen. Die Partikel ordnen sich nach dem Aufbringen der Flüssigkeit an den Domänenwänden an, da hier die größten magnetischen Streufelder auftreten. (Bitter, 1931), (Bitter, 1932) In Schliffbildern der Schnittflächen lässt sich so der Einfluss fertigungsbedingter Eigenspannungen auf die Domänenstruktur zeigen (Cao et al., 2016). Durch die Probenpräparation ist jedoch eine Beeinträchtigung des Eigenspannungszustands und damit der ursprünglichen Domänenverteilung unumgänglich.

(vi) Härteprüfung

Die resultierenden Eigenspannungen in der Schneideinflusszone sind die Folge inkompatibler Verzerrungen des Werkstoffs. Da die Kaltverfestigung während der lokalen Umformung in Zusammenhang mit den verwendeten Fertigungsparametern steht, bietet die Härteprüfung die Möglichkeit eine qualitative Aussage über die induzierten Eigenspannungen und damit das magnetische Werkstoffverhalten zu treffen. Hierzu kann sowohl die Kleinlasthärte- als auch die Nanohärteprüfung zum Einsatz kommen, wobei aus den Kraft-Weg-Daten der letztgenannten Prüfmethode zudem die Eigenspannungen über Modellansätze abgeleitet werden können. (Xiong et al., 2016), (Cao et al., 2016) Allerdings besteht auch hier die Gefahr einer Verfälschung der Ergebnisse durch die benötigte Probenpräparation.

(vii) Diffraktometrie

Unter Zuhilfenahme der Bragg Bedingung, die das Beugungsverhalten elektromagnetischer Wellen oder Teilchen an einem Kristallgitter beschreibt, kann die Mikrostruktur eines Werkstoffs analysiert werden (Bragg, 1914). Ausgenutzt wird dies zur Untersuchung der Textur von Werkstoffen. Da die Textur über die Kristallanisotropie direkt in Zusammenhang mit dem magnetischen Werkstoffverhalten steht, ist der Einfluss des Scherschneidprozesses auf die magnetischen Eigenschaften von Elektroblech über die Änderung der lokalen Textur in der Schneideinflusszone qualitativ bewertbar. Zum Einsatz kommt hierbei vor allem die Orientierungsmikroskopie mittels der Rückstreu-Elektronenbeugung (EBSD, engl. „Electron Backscatter Diffraction“). (Harstick et al., 2014), (Xiong et al., 2016) Nachteilig ist hierbei wiederum die benötigte Probenpräparation, welche die Messergebnisse verfälschen kann.

Des Weiteren können über die Diffraktometrie lokale Gitterdehnungen und damit lokale Eigenspannungen direkt gemessen werden (Zaizen et al., 2016). Die Informationstiefe und Genauigkeit der gewonnenen Daten hängt davon ab, ob hierzu Röntgen-, Synchrotron- oder Neutronenstrahlung verwendet wird.

2.4.2 Auswirkungen von Werkstoff- und Prozessparametervariationen

Die negative Beeinflussung der magnetischen Werkstoffeigenschaften durch einen mechanischen Trennvorgang konnte bisher in einer Vielzahl an Arbeiten mit unterschiedlichsten Messmethoden nachgewiesen werden. Am häufigsten kamen hierbei Untersuchungsmethoden zum Einsatz, bei denen die Schnittlinienlänge und damit das fehlstellen- und eigenspannungsbehaftete Volumen innerhalb des Prüfvolumens variiert wird. Neben Aussagen bezüglich der Ausprägung der magnetischen Eigenschaftsreduktion durch den Trennvorgang ist die Größe der Schneideinflusszone, und somit das Ausmaß des magnetisch beeinträchtigten Werkstoffbereichs, Untersuchungsgegenstand vergangener Arbeiten.

Der Einfluss des Trennvorgangs auf die magnetischen Werkstoffeigenschaften ist mittels verschiedener Scherschneidverfahren untersucht worden. Zur Herstellung der benötigten Versuchsproben kam neben einem vollkantigen, drückenden Schneidvorgang, wie er üblicherweise zur Verarbeitung von Elektroblech eingesetzt wird, auch ein kreuzend, drückender Schneidvorgang, wie er in Schlagscheren vorzufinden ist, zum Einsatz. Eine rein qualitative Betrachtung der Einflüsse des Trennvorgangs auf die magnetischen Werkstoffeigenschaften ist, aufgrund der vergleichbaren Prozessabläufe beider Scherschneidverfahren, zunächst zielführend. Die Untersuchungen von Emura et al. (2003) zeigen jedoch, dass sich das zur Probenfertigung gewählte Scherschneidverfahren quantitativ deutlich unterschiedlich auf die magnetischen Werkstoffkennwerte auswirkt. Eine Transfer der gewonnen Erkenntnisse in den Entwicklungsprozess von Elektromotoren ist daher ausschließlich für Untersuchungen an Elektroblechen, die im vollkantig drückenden Schnitt getrennt wurden, gewährleistet.

Im Rahmen dieses Abschnitts erfolgt zunächst eine Zusammenfassung bisheriger Erkenntnisse zur allgemeinen Auswirkung des Trennprozesses auf die Veränderung des magnetischen Werkstoffverhaltens. Dabei wird auf den Einfluss der Schnittlinienlänge im Messvolumen, die Veränderung der Lage der Schnittlinie zur Walzrichtung sowie die Auswirkung der magnetischen Randbedingungen, wie Feldstärke und Anregungsfrequenz, eingegangen. In weiterer Folge werden bisherige Erkenntnisse zur Größe der Schneideinflusszone vorgestellt. Im Anschluss daran wird beschrieben, wie werkstoffseitige Eigenschaften die Veränderung der magnetischen Hysterese durch den Fertigungsprozess beeinflussen. Eine Aufführung der Auswirkungen des verwendeten Schneidverfahrens sowie seiner Parametervariationen auf das magnetische Werkstoffverhalten schließt den Abschnitt ab.

Allgemeine Auswirkungen des Scherschneidvorgangs

Schnittlinienlängenvariation in der Epsteinprüfung Das Erhöhen des fehlstellen- und eigenspannungsbehafteten Werkstoffvolumens in der Epsteinprüfung, über eine Teilung der untersuchten Streifen, hat eine Zunahme der spezifischen Eisenverluste zur Folge (Liu et al., 2008), (Schneider et al., 2011a). Neben erhöhten Verlusten stellt Schmidt (1975) eine deutliche Reduk-

tion der Permeabilität des Werkstoffs fest. Zudem konnte mit der Epsteinprüfung nachgewiesen werden, dass sich durch das Scherschneiden der Versuchsproben sowohl die benötigte maximale magnetische Feldstärke, um ein bestimmtes magnetisches Polarisationsniveau zu erreichen, als auch die Scherung der Hysterese erhöht (Kurosaki et al., 2008), (Bourchas et al., 2017). Des Weiteren ist sowohl eine Erhöhung der Koerzitivfeldstärke als auch eine Reduktion der Remanenzpolarisation mit Erhöhung des fehlerstellen- und eigenspannungsbehafteten Werkstoffvolumens festzustellen (Siebert et al., 2014). Die schnittlinienlängenabhängige Änderung der magnetischen Werkstoffeigenschaften konnten Arshad et al. (2007) und Bourchas et al. (2017) für unterschiedliche Elektroblechwerkstoffe feststellen.

Schnittlinienlängenvariation in der Tafelblechprüfung Neben der Epsteinprüfung konnte die Zunahme der Verluste mit höheren Schnittlinienlängen auch mit der Tafelblechprüfung nachgewiesen werden (Hancock, 1980), (Zaizen et al., 2016), (Hofmann et al., 2016). Die Analysen des Scherschneidprozesses mittels der Tafelblechprüfung bestätigen die in der Epsteinprüfung festzustellende Erhöhung der Scherung der Hysterese, der Koerzitivfeldstärke sowie der maximal benötigten Feldstärke zur Erreichung des betrachteten Polarisationsniveaus und die Reduktion der Remanenzpolarisation für eine Zunahme des fehlerstellen- und eigenspannungsbehafteten Werkstoffvolumens (Senda et al., 2006), (Steentjes et al., 2014a), (Xiong et al., 2016).

Schnittlinienlängenvariation in der Ringkernprüfung Die Analyse der Auswirkungen des Scherschneidprozesses auf die magnetischen Eigenschaften erfolgte zudem mittels Ringkernprüfungen. Sowohl Untersuchungen mit nur an der Außen- und Innenkontur schergeschnittenen Ringkernen als auch mit konzentrisch segmentierten schergeschnittenen Ringkernen bestätigen die Ergebnisse der genannten Epstein- und Tafelblechanalysen. (Boglietti, 1999), (Boglietti et al., 2001), (Gmyrek et al., 2012) Die magnetischen Analysen erodierter und schergeschnittener Ringkerne von Naumoski et al. (2014 und 2015b) belegen zusätzlich die qualitativ ähnliche Auswirkung des Scherschneidprozesses für verschiedene Elektroblechgüten.

Eine separierte Betrachtung der Eisenverluste nach (*Gleichung 2.3*) konnte nachweisen, dass sich sowohl die Hysterese- als auch die Exzessverluste durch das Scherschneiden der untersuchten Proben erhöhen (Naumoski et al., 2014). Boglietti et al. (2001) war es des Weiteren möglich zu zeigen, dass der Trennprozesses eine geringfügige Abnahme der Wirbelstromverluste bewirkt.

Einfluss der Schnittlinieorientierung zur Walzrichtung Die Variation der Schnittlinienorientierung zur Walzrichtung äußert sich in einer qualitativ ähnlichen magnetischen Eigenschaftsänderung (Emura et al., 2003). Magnetische Untersuchungen an Proben, entnommen in Walzrichtung und in einem Winkel von 90° zur Walzrichtung, von Schmidt (1975), Schoppa et al. (2000a) und Bali and Muetze (2017) deuten an, dass die Verluste sowie die Scherung der Hysterese zunehmen und die Permeabilität abnimmt, wenn die Schnittlinie normal zur Walzrichtung

liegt. Takahashi et al. (2008) hingegen stellen fest, dass die Beeinträchtigung der magnetischen Eigenschaften durch den Scherschneidprozess bei einer Lage der Schnittlinie in Walzrichtung stärker ausgeprägt ist.

Einfluss des Trennprozesses in Abhängigkeit der Feldstärke Der Scherschneidvorgang hat zur Folge, dass Eigenspannungen unterschiedlichen Niveaus und Vorzeichens neben der Schnittlinie in die Elektrobleche eingebracht werden (Omura et al., 2015). Da sich diese nicht in gleichem Ausmaß auf die magnetischen Werkstoffeigenschaften auswirken, nimmt eine Variation der Feldstärke somit Einfluss auf die Ausprägung der sich durch den Trennprozess verändernden magnetischen Werkstoffeigenschaften. Dies ist mit der magneto-optischen Analyse an der Domänenstruktur, welche bei hohen Polarisierungen weniger stark durch den Scherschneidvorgang beeinträchtigt ist als bei geringen Polarisierungen, zu erkennen (Senda et al., 2006), (Hofmann et al., 2016). Im Hinblick auf die Verlustzunahme durch eingebrachte Eigenspannungen reduziert sich das Ausmaß für steigende Polarisierungen und Feldstärken (Schmidt, 1975). Im Gegensatz dazu ist zu beobachten, dass die relative Zunahme der maximalen magnetischen Feldstärke zur Erreichung des geforderten magnetischen Polarisationsniveaus ein Maximum aufweist. Dieses befindet sich im Bereich des Übergangs von Domänenwandverschiebungsvorgängen zu Drehprozessen der spontanen Magnetisierung, im Knick der Hysteresekurve. (Steentjes et al., 2014a)

Einfluss des Trennprozesses in Abhängigkeit der Anregungsfrequenz Da Elektromotoren bei unterschiedlichen Anregungsfrequenzen betrieben werden, ist es von Interesse, den Einfluss des Scherschneidprozesses auf die magnetischen Werkstoffeigenschaften bei unterschiedlichen Frequenzen zu kennen. Die Untersuchungen hierzu zeigen allerdings keine eindeutige Tendenz. So stellen Toda et al. (2014) keinen Einfluss der Frequenz auf die Zunahme der Verluste durch den Trennprozess fest. Arshad et al. (2007) und Leuning et al. (2016) hingegen weisen darauf hin, dass eine Erhöhung der Anregungsfrequenz eine Reduktion der schnittlinienabhängigen Verlustzunahme zur Folge hat. Dieses Verhalten wird in den Untersuchungen von Hofmann et al. (2016) bestätigt, wobei aufgezeigt wird, dass der frequenzabhängige Einfluss des Scherschneidens für magnetische Polarisierungen größer 1,5 T deutlich abnimmt.

Ausprägung der Schneideinflusszone

Die Größe der Schneideinflusszone ist ein kritisches Auslegungsmerkmal für elektrische Maschinen. Sie gewinnt an Bedeutung mit abnehmender Breite des Magnetfeldverstärkung zur Verfügung stehenden Werkstoffbereichs (Liu et al., 2008). Im Folgenden wird die maximale Ausprägung der Schneideinflusszone, also das Ausmaß des spannungsbehafteten Werkstoffvolumens, für unterschiedliche Elektroblechgüten dargestellt. Die Ergebnisse sind dabei mit den in Abschnitt 2.4.1 vorgestellten Messmethoden ermittelt worden.

Quantifizierung über die Kleinlasthärteprüfung Laut Schmidt (1975) und Araujo et al. (2010) korreliert das Ausmaß der Schneideinflusszone mit der Größe des plastisch deformierten Werkstoffvolumens. Schmidt (1975) gibt in seinen Untersuchungen eine Größe von 0,35 mm für eine Blechdicke von 0,5 mm bei einem Siliziumgehalt von 1,0 Gew.-% an. Die Messungen von Toda et al. (2014) an Werkstoffen mit konstantem Siliziumgehalt zeigen, dass die Ausprägung der Schneideinflusszone von 0,1 mm auf 2,5 mm mit einer Zunahme der Blechdicke von 0,2 mm auf 0,5 mm ansteigt.

Quantifizierung über die Nanoindentierung und Bitter-Analyse Eine direkte Messung der Eigenspannungen über die Nanoindentierung an einem Elektroblechwerkstoff mit 2,0 Gew.-% Silizium und einer Blechdicke von 0,5 mm konnte zeigen, dass Druckspannungen bis zu einem Abstand von 0,5 mm zur Schnittlinie im geschnittenen Bauteil messbar sind. Eine ergänzende Bittermessung der Domänenwandkonfiguration bestätigt, dass in einem Abstand von 0,3 mm zur Schnittlinie noch eine Beeinträchtigung des Domänenwandzustands zu erkennen ist. (Cao et al., 2016)

Quantifizierung über die Diffraktometrie Eine Diffraktometrieanalyse der elastischen Gitterdehnung mit Synchrotronstrahlung an einem Elektroblechwerkstoff der Dicke 0,3 mm und mit einer Korngröße von 10 µm ergab eine Eindringtiefe der elastische Dehnungen von bis zu 1,0 mm. Die gemessenen Dehnungsanteile, und damit die lokalen Spannungen, fallen dabei nicht wie die Kaltverfestigung des Werkstoffs in der beeinträchtigten Randzone homogen von der Schnittlinie ausgehend zur Probenmitte hin ab, sondern weisen zusätzlich randnahe lokale Maxima und Minima im Abstand von 0,2 mm bis 0,6 mm von der Schnittlinie auf. (Zaizen et al., 2016)

Quantifizierung über Suchspulen bei der Tafelblechprüfung Messungen der magnetischen Beeinträchtigung durch den Scherschneidprozess im Tafelblechprüfgerät mittels an den Blechoberflächen angelöteter Suchspulen von Nakata et al. (1992) erlauben es, eine direkte Bewertung der Schneideinflusszone durchzuführen. Die Ergebnisse weisen für die Elektroblechwerkstoffgüte M250-35A auf einen, mit Erhöhung der Polarisierung kleiner werdenden, magnetisch beeinflussten Werkstoffbereich hin. Die Ausprägung des Bereichs schwankt von 10 mm bei 0,9 T bis zu 5 mm bei 1,5 T. Der Verlauf der Polarisierung fällt vom magnetisch intakten Werkstoffbereich hin zur Schnittlinie exponentiell ab. Ein vergleichbarer Messaufbau von Kuo et al. (2015) mit angedrückten Messspulen konnte bei einer Polarisierung von 1,5 T eine Größe des magnetisch beeinträchtigten Werkstoffbereichs von 1,9 mm bei der Untersuchung der Elektroblechgüte M1300-50A nachweisen.

Quantifizierung über die magneto-optische Analyse Kerr-Mikroskopie Analysen der Schneideinflusszone von Takezawa et al. (2006) deuten auf eine Veränderung des magnetischen Werk-

stoffverhaltens im Bereich bis 0,2 mm neben der Schnittlinie hin. Hierzu sind magneto-optische Aufnahmen eines 3,0 Gew.-% siliziumhaltigen Elektroblechs der Dicke 0,35 mm bei verschiedenen Feldstärken aufgenommen worden. Die Untersuchungen von Senda et al. (2006) zeigen im Gegenzug, dass die Schneideinflusszone weiter ausgeprägt ist, als es das statische Domänenmuster vermuten lassen würde. Ihre Ergebnisse veranschaulichen, dass sich der magnetisch beeinträchtigte Werkstoffbereich der Elektroblechgüte M400-50A mit zunehmender Feldstärke von 2,5 mm auf unter 1,0 mm verringert. Weitere magneto-optische Analysen an Elektroblechwerkstoffen unterschiedlichen Siliziumgehalts mit einer Dicke von 0,35 mm bestätigen die feldstärkenabhängige Größe des magnetisch beeinträchtigten Werkstoffbereichs. Sie reicht von 0,6 mm bei 120 A/m bis zu 0,1 mm bei 1600 A/m. (Naumoski et al., 2014), (Naumoski et al., 2015a)

Quantifizierung über die Neutronen Gitter Interferometrie Neutronen Gitter Interferometrie Analysen der Schneideinflusszone von Betz et al. (2015) verdeutlichen, dass der magnetisch beeinträchtigte Werkstoffbereich beim Schneiden mit vollkantig drückendem Schnitt bei einer Feldstärke von 1500 A/m eine Breite von 0,7 mm aufweisen kann. Die NGI-Untersuchungen von Siebert et al. (2013) sowie Siebert et al. (2014) an der Elektroblechgüte M330-35A hingen deuten auf eine Schneideinflusszone hin, die größer als die untersuchte Probenbreite von 10 mm und 5 mm ist. Zudem weisen die Ergebnisse auf keinerlei Abhängigkeit der Größe des magnetisch beeinträchtigten Werkstoffbereichs von der betrachteten Feldstärke hin.

Quantifizierung über die Rückstreu-Elektronenbeugung Xiong et al. (2016) untersuchen die Auswirkungen des Trennprozesses auf die magnetischen Werkstoffeigenschaften anhand der veränderten Textur. Mit Hilfe der Orientierungsmessung mittels der Rückstreu-Elektronenbeugung wurden Veränderungen der Textur anhand einer erhöhten Anzahl von Kleinwinkelkorngrenzen bis zu einer Tiefe von 0,5 mm nachgewiesen.

Quantifizierung über die Finite Elemente Methode Neben den experimentellen Untersuchungen wird die Größe der Schneideinflusszone über numerische und analytische Methoden abgeschätzt. In einer numerischen Untersuchung des Scherschneidvorgangs der Elektroblechgüte M400-50A mit Hilfe der Finiten Elemente Methode (FEM) konnte Laakso et al. (2016) nach Werkstofftrennung eine Eindringtiefe der Eigenspannungen von 0,8 mm feststellen. In numerischen Analysen von Omura et al. (2015) erstreckt sich dieser Bereich hingegen bis zum zwei- bis dreifachen der Blechdicke, ausgehend von der Schnittfläche, in den Werkstoff hinein.

Analytische Berechnung Analytisch ist die Breite der Schneideinflusszone aus Ergebnissen experimenteller magnetischer Untersuchungen abgeleitet worden. Gmyrek et al. (2012 und 2013) bestimmten die Größe der Schneideinflusszone aus Messungen an konzentrisch segmentierten Ringkernen. Nach ihren Untersuchungen variiert die Breite des magnetisch beeinträch-

tigten Werkstoffbereichs der Elektroblechgüte M411-50A in Abhängigkeit der betrachteten Polarisierung von 1,2 mm bis 3,0 mm. Zunehmende Polarisierungen haben dabei abnehmende Ausprägungen der Schneideinflusszone zur Folge. In einer weiteren Untersuchung von Lewis et al. (2016) an Ringkernen ist die Breite der Schneideinflusszone zu 0,30 mm für die Elektroblechgüte M250-35A und zu 0,32 mm für die Elektroblechgüte M330-35A ermittelt worden. Mit einem ähnlichen Vorgehen bestimmten Holopainen et al. (2017) die Größe der Schneideinflusszone aus Ergebnissen der Tafelblechprüfungen von Schoppa et al. (2000a) für eine Elektroblechgüte mit 3,2 Gew.-% Silizium und einer Blechdicke von 0,5 mm zu 1,7 mm.

Indirekte Bewertung über die Schnittflächenkennwerte Zusätzlich zu einer quantitativen Bewertung der Größe der Schneideinflusszone lässt sich ihre Ausprägung auch qualitativ anhand der entstehenden Schnittflächenkenngrößen beurteilen. So eignet sich beispielsweise die Grathöhe oder die Summe aus Kanteneinzugs-, Glattschnitt- und Grathöhe zur Abschätzung der Beeinträchtigung der magnetischen Werkstoffeigenschaften im Bereich der Schnittfläche. Steigen die jeweiligen Anteile, so ist auch mit einer Verschlechterung des magnetischen Werkstoffverhaltens zu rechnen (Baudouin et al., 2003). Omura et al. (2015) und Zaizen et al. (2016) bestätigen dies durch ihre Beobachtung des Kanteneinzugs. Sie weisen nach, dass eine Erhöhung der scherschneidbedingten Eisenverluste bei Variation der Elektroblechgüte mit einer Zunahme der Kanteneinziehungshöhe einhergehen. Wang et al. (2018) zeigen in ihren Untersuchungen hingegen, dass der Einfluss des Scherschneidprozesses mit zunehmendem Glattschnittanteil unabhängig von der Blechdicke oder Korngröße sinkt.

Die vorgestellten Untersuchungen zur Größe der Schneideinflusszone reichen von einer örtlichen Ausprägung von 0,2 mm bis zu 10 mm, ausgehend von der Schnittlinie. Wie die vorangegangenen Abschnitte verdeutlichen, nehmen neben der zum Einsatz kommenden Messmethode auch der betrachtete Werkstoff Einfluss auf die ermittelte Größe des magnetisch beeinträchtigten Bereichs. Zudem ist zu berücksichtigen, dass die Größe der Schneideinflusszone, aufgrund der variierenden Auswirkung von Eigenspannungen unterschiedlichen Niveaus und Vorzeichens bei verschiedenen Feldstärken, nicht zwingend die Größe des tatsächlich magnetisch beeinträchtigten Werkstoffvolumens widerspiegelt. Festzuhalten ist jedoch, dass die Größe der Schneideinflusszone immer die maximale Ausprägung des magnetisch beeinflussten Werkstoffbereichs beschreibt.

Werkstoffseitige Einflüsse auf die Auswirkung des Scherschneidvorgangs

In diesem Abschnitt wird dargestellt, wie sich metallographische und mechanische Eigenschaften des betrachteten Werkstoffs auf die scherschneidbedingte Beeinträchtigung des magnetischen Verhaltens auswirken. Bisherige Forschungsarbeiten haben sich in diesem Zusammen-

hang der Analyse der Auswirkungen der Blechdicke, der Korngröße, des Siliziumgehalts sowie der Härte des Elektroblechwerkstoffs gewidmet.

Einfluss der Blechdicke Die Dicke von Elektroblechen stellt eine der zentralen Größen dar, wenn es um die Reduktion der entstehenden Verluste geht. Wie (Gleichung 2.8) zeigt, führt eine Verringerung der Werkstoffdicke unmittelbar zu einer Senkung der Wirbelstromverluste. Dass sich eine Veränderung der Werkstoffdicke auch auf die Beeinträchtigung des magnetischen Verhaltens durch den Scherschneidprozess auswirkt, wird häufig nicht berücksichtigt. Mit einer Zunahme der Blechdicke, bei sonst konstanten mechanischen Kennwerten, steigert sich das durch den Trennvorgang deformierte Werkstoffvolumen. Untersuchungen an fünf Blechdicken zwischen 0,2 mm und 0,5 mm einer hochsilizierten Elektroblechlegierung mit konstanter Korngröße und Härte bestätigen die, mit den erhöhten Deformationen einhergehende, gesteigerte Verlustzunahme infolge eines Trennvorgangs mit einer Schlagschere (Toda et al., 2014), (Omura et al., 2015). FEM Analysen der Eigenspannungsverteilung weisen nach, dass dies ein Resultat der größer werdenden Schneideinflusszone mit zunehmender Blechdicke sein kann (Omura et al., 2015).

Einfluss der Korngröße Neben der Auswirkung der Korngröße auf das magnetische Werkstoffverhalten an sich, kann die Korngröße auch Einfluss auf scherschneidbedingte Veränderungen der magnetischen Eigenschaften haben. So führt eine Zunahme der Korngröße von 10 μm auf 155 μm bei konstantem Siliziumgehalt zu einer Vergrößerung der Kanteneinzugshöhe, des plastisch deformierten Werkstoffvolumens und der relativen Verlustzunahme durch das Scherschneiden (Zaizen et al., 2016). Die Untersuchung von Naumoski et al. (2014) bestätigt diese Erkenntnisse für variierende Anregungsfrequenzen. Ihre Ergebnisse stellen auch dar, dass sich die Größe der Schneideinflusszone mit zunehmender Korngröße erhöht. Auch eine scherschneidbedingte Zunahme der benötigten Feldstärke zur Erreichung des gewünschten Polarisationsniveaus ist für erhöhte Korngrößen zu beobachten (Araujo et al., 2010), (Schneider et al., 2011a). Kuo et al. (2015) erklären den Einfluss der Korngröße auf die scherschneidbedingten Veränderungen magnetischer Werkstoffeigenschaften über die verringerte Empfindlichkeit von Werkstoffen mit kleinen Korngrößen auf druckspannungsinduzierte Änderungen der Domänenstruktur. Ist die Korngrenzendichte erhöht, wird spannungsbasierten Änderungen der Domänenstruktur stärker entgegengewirkt.

Einfluss des Siliziumgehalts Silizium als Hauptlegierungselement dient bei der Herstellung von Elektroblech als Mittel zur Verringerung des Leitwerts und somit zur Reduktion entstehender Wirbelstromverluste. Die Höhe des Siliziumgehalts macht sich auch auf die scherschneidbedingten Änderungen der magnetischen Eigenschaften bemerkbar. So führt das Scherschneiden von Werkstoffen hohen Siliziumgehalts zu einer Steigerung der relativen Zunahme der Eisenverluste sowie der benötigten Feldstärke, um ein bestimmtes Polarisationsniveau zu erreichen

(Schoppa et al., 2000a). Zudem zeigen Rygal et al. (2000), dass sich mit dem Siliziumgehalt auch das geometrische Ausmaß der Schneideinflusszone vergrößert. Die Ursache für dieses Verhalten wird allerdings nicht erwähnt.

Einfluss der Härte Neben der Korngröße und der Blechdicke lässt sich auch die Härte des Werkstoffs und damit auch seine Festigkeit durch den Herstellungsprozess beeinflussen. Eine Erhöhung der Härte bei konstantem Siliziumgehalt und konstanter Blechdicke resultiert beim Scherschneiden in einer Verringerung der Kanteneinziehungshöhe, des plastisch deformierten Werkstoffvolumens sowie der scherschneidbedingten relativen Verlustzunahme. Die verringerten Eisenverluste sind hierbei nicht die Folge einer kleineren Schneideinflusszone, sondern reduzierter maximaler Eigenspannungen in dieser (Omura et al., 2015).

Auswirkung von Scherschneidparametervariationen

Die kinetischen und kinematischen Verhältnisse während des Trennvorgangs beeinflussen maßgeblich die Deformation des zu schneidenden Werkstoffs und damit die eingebrachten Fehlstellen und Eigenspannungen (Schmidt, 1975). Wie in Abschnitt 2.3.4 aufgezeigt wird, wirken sich neben dem Verfahren selbst auch die gewählten Prozessparameter auf die Schneideinflusszone aus. Folglich werden daher auch die magnetischen Eigenschaften schergeschnittener Elektrobleche von Prozessparameterveränderungen beeinflusst. Im Fokus vergangener Forschungsarbeiten standen die Analyse des gewählten Scherschneidverfahrens, der Verschleiß an den Schneidaktivelementen sowie der Schneidspalt. Um die magnetischen Werkstoffeigenschaften durch den Trennprozess möglichst wenig in Mitleidenschaft zu ziehen, müssen speziell die beiden letztgenannten Scherschneidparameter genau definiert sein (Belgrand and Eple, 1998). Bevor auf den Einfluss von Prozessparametern auf die magnetischen Eigenschaften eingegangen wird, sei zunächst die Auswirkung des eingesetzten Scherschneidverfahrens dargestellt.

Einflüsse des gewählten Scherschneidverfahrens Die Probenherstellung für magnetische Untersuchungen erfolgt in vielen der in diesem Abschnitt angeführten Untersuchungen durch den Einsatz einer Schlagschere. Da die Proben hierbei abgeschnitten und nicht gelocht oder ausgeschnitten werden, ist der resultierende Spannungszustand in der Schneideinflusszone im Vergleich zu industriell geschnittenen Blechen verändert. Des Weiteren besitzen Schlagscheren eine deutlich verminderte Längs- und Quersteifigkeit im Gegensatz zu einem Scherschneidwerkzeug, das in einer Presse eingebaut ist. Diese verminderte Steifigkeit äußert sich unter anderem in einer Schneidspaltaufweitung beim Trennen (Kopp, 2017). Auch die Kinematik ist eine andere. Im überwiegenden Fall schneiden Schlagscheren das Blech drückend kreuzend, wohingegen in Scherschneidwerkzeugen Elektrobleche im drückend vollkantigen Schnitt verarbeitet werden. Die Durchführung des Schneidvorgangs im kreuzend drückenden Schnitt mit einer Schlagschere führt gegenüber dem Trennen von Elektroblechen im drückend vollkantigen

Schnitt zu einer verstärkten Verlustzunahme und einer erhöhten Permeabilität (Emura et al., 2003). Des Weiteren konnten NGI Untersuchungen nachweisen, dass die Größe der Schneideinflusszone im kreuzend drückenden Schnitt ausgeprägter als im vollkantig drückenden Schnitt ist (Siebert et al., 2013), (Betz et al., 2015). Hinzu kommt, dass sich der bei einer Schlagschere nicht direkt am Obermesser anliegende Niederhalter negativ auf die Größe der Schneideinflusszone auswirkt.

Auch eine spezielle Form des Scherschneidens, das Nachschneiden (siehe VDI 2906-3 (1994-05)), ist bezüglich seiner Auswirkungen auf die magnetischen Werkstoffeigenschaften untersucht worden. Die Betrachtungen von Nakata et al. (1992) stellen dar, dass sich sowohl die Größe des magnetisch beeinträchtigten Werkstoffbereichs als auch das induzierte Eigenspannungsniveau beim Nachschneiden erhöhen.

Einfluss des Schneidkantenzustands Die Fertigung von Rotoren und Statoren für Elektromotoren mit hohen Stückzahlen hat unweigerlich einen stetigen Anstieg des Verschleißes an den Schneidkanten der Aktivelemente zur Folge. Mit der Zunahme des Verschleißes erhöhen sich die Deformationen in der beeinflussten Randzone. Die größer werdenden Deformationen haben nicht nur höheren Schnittgrat und Kanteneinzug zur Folge, sie steigern auch die Scherung der Hysteresekurven, die Koerzitivfeldstärke, die Eisenverluste, die maximale Feldstärke zur Erreichung des betrachteten Polarisationsniveaus und das lokale Barkhausenrauschen im schnittliniennahen Bauteilbereich. Im Gegenzug sinken die Remanenzpolarisation und die Permeabilität, wenn Elektrobleche mit verschlissenen statt scharfen Aktivelementen geschnitten werden. (Schmidt, 1975), (Harstick et al., 2014) Harstick et al. (2014) konnten des Weiteren feststellen, dass aus einer Steigerung des Schneidkantenverschleißes eine größere Beeinflussung der magnetischen Werkstoffeigenschaften resultiert. Laut Smith (1995) hängt diese Zunahme vom verschleißabhängigen Ausmaß des beeinträchtigten Randbereichs und nicht von einer stärkeren Ausprägung der Schneideinflusszone ab.

Das Nachschleifen verschlissener Aktivelemente führt zu einer magnetischen Eigenschaftsbeeinträchtigung, die vergleichbar mit der von Elektroblechen ist, die mit neuwertigen Werkzeugen geschnitten sind (Harstick et al., 2014). Frühzeitiges Nachschleifen der Aktivelemente kann daher einer ungewollt großen Veränderung magnetischer Werkstoffeigenschaften entgegenwirken (Arshad et al., 2007).

Einfluss des Schneidspalts Nicht nur der Verschleiß an den Aktivelementen, auch der Schneidspalt nimmt Einfluss auf die Größe des deformierten Werkstoffvolumens durch den Trennprozesses. Über den, bereits während der Werkzeugkonstruktion festzulegenden, Schneidspalt lassen sich neben der Kanteneinzugs- und Glattschnitthöhe auch die Beeinträchtigung magnetischer Eigenschaften steuern. Eine Vergrößerung des Schneidspalts führt dabei zu größeren Scherungen der Hysteresekurve, gesteigerten Eisenverlusten, erhöhten Feldstärken zur Errei-

chung des betrachteten magnetischen Polarisationsniveaus, verringerter Permeabilität sowie kleinerer Remanenzpolarisation (Schmidt, 1975), (Baudouin et al., 2003), (Kuo et al., 2015). Verglichen mit der scherschneidbedingten Verlustzunahme weist der gesteigerte Feldstärkebedarf eine erhöhte Abhängigkeit bei einer Variation des Schneidspalts auf. Dieses Verhalten ist als kritisch anzusehen, da erhöhte magnetische Feldstärken mit höheren Strömen einhergehen und somit indirekt eine Zunahme der Kupferverluste zur Folge haben. (Kuo et al., 2015)

Die Untersuchungen von Wang et al. (2018) zum Abschneiden mit Gegenhalter geben an, dass die relative Verlustzunahme dann minimal wird, wenn der Glattschnitt maximiert wird, die Bruchfläche minimiert wird und kein Sekundärglattschnitt vorhanden ist. Für diesen Fall nehmen auch das kaltverfestigte Werkstoffvolumen sowie die induzierten mechanischen Spannungen ab. Voraussetzung dafür ist die Wahl eines Schneidspalts, der übermäßige Scherdeformationen bei kleinen Schneidspalten und exzessive Biegedeformationen bei großen Schneidspalten, verhindert. Die erreichbare Glattschnitthöhe wird in ihren Untersuchungen vom Bruchverhalten des zu trennenden Werkstoffs bestimmt und hängt somit direkt von der Korngröße des Werkstoffs ab. Da je nach Kombination von Schneidspalt und Korngröße ein transgranularer oder ein duktiler Bruch auftreten kann, variiert der optimale Schneidspalt mit dem zu trennenden Werkstoff. Unabhängig von der Blechdicke konnte dieser zu 25 μm bei Korngrößen von 25 μm und 32 μm bei Korngrößen von 65 μm identifiziert werden. Elektrobleche mit Korngrößen um 110 μm sollen hingegen mit einem möglich kleinen Schneidspalt zur Minimierung induzierter Spannungen geschnitten werden. (Wang et al., 2018)

2.4.3 Reduktion der magnetischen Eigenschaftsbeeinträchtigung

Die Wärmebehandlung der schergeschnittenen Elektrobleche stellt ein kostspieliges, aber dennoch probates Mittel dar, um eingebrachte Eigenspannungen zu beseitigen (Schoppa et al., 2000a), (Fujisaki et al., 2007). Das Spannungsarmglühen geschnittener Elektrobleche hat bei Temperaturen zwischen 700 °C und 750 °C in einer Stickstoffatmosphäre für ein bis zwei Stunden zu erfolgen (Nakata et al., 1992), (Senda et al., 2006), (Kurosaki et al., 2008). Verglichen mit einer Glühung bei 700 °C sind Glühungen bei 450 °C, 550 °C oder 600 °C nicht im selben Ausmaß zielführend (Schmidt, 1975). Eine Spannungsarmglühung führt jedoch nicht zwangsläufig für jeden Werkstoff zum gewünschten Resultat. Hochlegierte Elektroblechgüten weisen beispielsweise ein schlechteres Ergebnis nach dem Spannungsarmglühen auf als niedriglegierte Elektrobleche (Hilinski and Johnston, 2014).

Des Weiteren kann die Spannungsarmglühung ungewollte makroskopische und mikroskopische Veränderungen der geschnittenen Elektrobleche mit sich bringen. Auf makroskopischer Ebene ist neben einer Verzerrung der initialen Bauteilgeometrie durch den Wärmebehandlungsprozess, und damit dem Einbringen von thermisch bedingten Eigenspannungen, eine Beschädigung der Isolationsschicht möglich (Smith, 1995). Auf mikroskopischer Ebene besteht durch den Glühprozess die Gefahr einer Änderung der initialen Korngröße und globalen Kornstruktur (Kurosa-

ki et al., 2008), (Gmyrek et al., 2012). In stark deformierten Werkstoffbereichen, direkt an der Schnittlinie, ist nach dem Glühprozess zudem eine zur initialen Domänenanordnung veränderte Struktur zu beobachten (Hofmann et al., 2016), (Cao et al., 2016). Sowohl eine Änderung der metallurgischen Textur als auch eine Veränderung der magnetischen Domänenstruktur resultiert in einem, verglichen mit dem Ausgangswerkstoff, nach wie vor veränderten magnetischen Werkstoffverhalten. Der Einsatz eines Glühprozesses zur Reduktion des Scherschneideinflusses birgt somit das Risiko einer unkontrollierten Veränderung des erwarteten Werkstoffverhaltens.

2.5 Berücksichtigung des Bearbeitungseinflusses in der numerischen Auslegung

Aus finanziellen Gründen sind Änderungen des klassischen Produktionsprozesses schergeschnittener und paketierter Rotor- und Statorpaketen meist nicht umsetzbar und deformationsbedingte magnetische Eigenschaftsverschlechterungen damit nicht vermeidbar. Neben den klassischen Baufaktoren bietet auch die elektromagnetische Simulation die Möglichkeit fertigungsbedingte magnetische Eigenschaftsänderungen bereits in der Auslegungsphase zu berücksichtigen. Die lokale Implementierung eines magnetisch beeinträchtigten Werkstoffverhaltens entlang der Schnittlinien in der Feld- und Verlustberechnung stellt eine solche Möglichkeit dar. Durch diese Erweiterung kann insbesondere die Vorhersagegenauigkeit der elektromagnetischen Simulation verbessert werden. (Takahashi et al., 2008), (Schneider et al., 2011a) Speziell in Bereichen mit einem großen Verhältnis von Schnittlinie zu Werkstoffvolumen ist dadurch eine Steigerung der numerischen Ergebnisqualität zu beobachten. Solch kritische Bereiche sind beispielsweise das Werkstoffvolumen im Bereich des Luftspalts zwischen Stator und Rotor oder die Zähne, in denen das Magnetfeld der Spulen verstärkt wird (Smith, 1995), (Ossart et al., 2000).

In der Finiten Elemente Simulation von Elektromotoren ist das magnetische Werkstoffverhalten prinzipiell über die Magnetisierungskennlinie und ein Verlustmodell eingebunden. Eine Berücksichtigung der scherschneidbedingten Veränderung magnetischer Eigenschaften ist beispielhaft über die Zuweisung lokal unterschiedlich geschädigter Werkstoffmodelle oder auch über örtlich auflösende kontinuierliche Werkstoffmodelle möglich (Vandenbossche et al., 2013), (Petrin et al., 2015), (Elfgen et al., 2016a). Wird die Zuweisung lokal unterschiedlicher geschädigter Werkstoffmodelle gewählt, müssen magnetische Werkstoffkennwerte berücksichtigt werden, die unter uni- oder biaxialen Lastzuständen in magnetischen Prüfvorrichtungen ermittelt werden (LoBue et al., 1999), (Yamazaki et al., 2018). Die geometrische Zuordnung der geschädigten Bereiche an den Schnittflächen erfolgt über eine Berücksichtigung der Eigenspannungsverteilung in der Schneideinflusszone. Im Falle örtlich auflösender Werkstoffmodelle findet die Kennwertermittlung aus Messungen der Tafelblech- oder Epstein-Prüfung mit variabler Schnittlinienlänge statt (Steentjes et al., 2014b). Hierbei fließt die Größe des magnetisch beeinflussten Werkstoffbereichs in Abhängigkeit der aktuellen Feldstärke in das Simulationsmodell mit ein.

Die Berücksichtigung magnetisch beeinträchtigter Werkstoffbereiche entlang der Schnittlinien in der elektromagnetischen Simulation liefern Ergebnisse, die der Erwartungshaltung an die tat-

sächliche Flussverteilung deutlich näher kommen (Petrun et al., 2015). So zeigt sich in solchen Simulationen der Einfluss des Trennprozesses vor allem in Bereichen mit einem großen Verhältnis von Schnittlinie zu Materialvolumen. Die Folge der Berücksichtigung beeinträchtigter magnetischer Eigenschaften sind unter anderem höhere Verluste im inneren der Zähne aufgrund der lokal höheren magnetischen Flussdichten (Fujisaki et al., 2007), (Elfgen et al., 2016b).

2.6 Forschungsbedarf

Die in Abschnitt 2.4 aufgeführten Einflüsse des Scherschneidvorgangs auf die magnetischen Werkstoffeigenschaften von Elektroblech stellen die negativen Auswirkungen des betrachteten Fertigungsverfahrens klar da. Die Streubreite bisheriger Untersuchungsergebnisse zur Größe des magnetisch beeinträchtigten Werkstoffbereichs verdeutlicht die unzureichende Kenntnis über die scherschneidbedingten magnetischen Eigenschaftsbeeinträchtigungen in der Schneideinflusszone. Hinzu kommt, dass eine klare Aussage über die Veränderungen, die unterschiedliche Werkstoffgüten oder variierende Scherschneidparameter für das magnetische Verhalten mit sich bringen, fehlt.

Die dargestellten Untersuchungen zeigen bereits erste Tendenzen über die Folgen werkstoff- oder werkzeugseitiger Parametervariationen. Eine zuverlässige Angabe über die Auswirkungen auf die magnetischen Eigenschaften lassen die Untersuchungen meist jedoch nicht zu. Grund hierfür ist die Tatsache, dass die Probenherstellung für die magnetischen Analysen häufig ohne genaue Angabe der Prozessparameter und zudem oftmals mit Hilfe einer Schlagschere durchgeführt wurde. Ausnahmen bildet hierbei die Untersuchung von Schmidt (1975), bei dem ein Scherschneidwerkzeug nach industriellem Standard zum Einsatz kam. Eine Angabe, ob hierbei die Butzen oder das Stanzgitter für die magnetischen Messungen verwendet wurden, fehlt. Auch die Ringkernproben für die magnetischen Analysen sind mit Hilfe industrieller Werkzeuge gefertigt (Boglietti, 1999), (Gmyrek et al., 2012), (Naumoski et al., 2014), (Harstick et al., 2014), (Lewis et al., 2016). Allerdings besteht hier die Problematik, dass die innere Schnittlinie über die Scherschneidoperation Lochen und die Äußere über Ausschneiden gefertigt wurde. Die sich daraus ergebende ungleichmäßige mechanische Spannungsverteilung an Butzen- und Stanzgitterschnittlinie ist in den Barkhausen-Effekt Analysen von Harstick et al. (2014) und den Röntgendiffraktometrie Messungen von (Baudouin et al., 2003) ersichtlich. Sie wird oftmals vernachlässigt und beeinflusst die Qualität magnetischer Untersuchungen an Ringkernen.

In den numerischen Analysen zur Größe der Schneideinflusszone ist des Weiteren der vorherrschende mechanische Spannungszustand im Elektroblech direkt nach der Werkstofftrennung bewertet worden. Der Stempelrückhub, das Abheben des Niederhalters und die Rückfederung wurden hierbei bisher nicht berücksichtigt. Da hierbei immer noch äußere Kräfte auf das modellierte geschnittene Blech einwirken, kann somit nur von einer Analyse des mechanischen Spannungs- und nicht des Eigenspannungszustands gesprochen werden.

3 Problemstellung, Zielsetzung und Lösungsansatz

3.1 Problemstellung

Aufgrund der strenger werdenden Anforderungen an die Effizienz von Elektromotoren gilt es, die in ihnen entstehenden Verluste weitestgehend zu minimieren. Hierbei bietet sich die Möglichkeit, sowohl die Kupferverluste als auch die Eisenverluste zu reduzieren. Letztere lassen sich nicht nur durch den Einsatz verlustarmer Werkstoffe sondern auch durch eine Reduktion fertigungsbedingter Beeinträchtigungen minimieren. Wie Schoppa et al. (2000b) darlegen, zählen hierzu unter anderem der Trennprozess der Einzelbleche aus dem Elektrobund, das Fügen der Bleche zu Paketen und das Fügen der Pakete in die Gehäuse oder auf die Welle. Der Scherschneideinfluss weist im Vergleich zu den beiden anderen Prozessen die größte Beeinträchtigung der magnetischen Werkstoffeigenschaften auf. Die Auswirkungen des Fertigungsverfahrens an sich, als auch die Einflüsse von Schneidparametervariationen auf das magnetische Werkstoffverhalten im speziellen, stellen deshalb den Hauptuntersuchungsgegenstand dieser Forschungsarbeit dar.

Ganzheitlich betrachtet, können die bisherigen Untersuchungen in diesem Forschungsgebiet aufgrund falscher Probenpräparation oder fehlender Angaben zur Probenherstellung keine valide Aussage über die beeinträchtigten magnetischen Eigenschaften industriell schergeschnittener Elektrobleche liefern. Die Forschungsergebnisse zeigen allerdings bereits erste Tendenzen auf, wodurch die magnetischen Auswirkungen des Scherschneidvorgangs beeinflussbar sind. So sind es die Magnetisierungsrandbedingungen und vor allem die Scherschneidparameter, die das Ausmaß der Beeinträchtigung des magnetischen Werkstoffverhaltens beeinflussen. Eine Nutzung dieser Erkenntnisse im Entwicklungs- und Fertigungsprozess von Elektromotoren ist aufgrund der bisherigen unzureichenden Abbildung des realen Herstellungsprozesses bei der Probenherstellung allerdings nicht ratsam. Die Frage nach den bestmöglichen Schneidparametern in Bezug auf die minimale magnetische Eigenschaftsbeeinträchtigung ist somit noch offen. Um Scherschneideffekte bei der Verarbeitung von Elektroblech zu berücksichtigen, sind die zu untersuchenden Proben ebenso wie die Geometrien von Einzelblechlamellen von Rotoren und Statoren im geschlossenen Schnitt, mit bewusst gewählten Schneidspalten, in hochgenauen und steifen Werkzeugen und Maschinen anzufertigen. Erst diese Maßnahmen erlauben eine Identifikation der Wechselwirkung zwischen Scherschneidparametern und resultierenden magnetischen Eigenschaftsänderungen in Abhängigkeit variierender magnetischer Randbedingungen.

Vom wissenschaftlichen Standpunkt aus betrachtet ist zudem nicht eindeutig geklärt, worin die Änderung der magnetischen Eigenschaften durch den Scherschneidprozess begründet liegt. Im Stand der Forschung ist dargestellt, dass hierfür sowohl die durch die Werkstoffdeformation hervorgerufenen Eigenspannungen in der Schneideinflusszone als auch die Texturänderung und Werkstoffverfestigung in der beeinflussten Randzone infolge der Werkstoffdeformation verantwortlich sein können. Um diese Fragestellung zu beantworten, findet eine Analyse und Bewer-

tung beider in Frage kommenden Entstehungsmechanismen unter Berücksichtigung des veränderten magnetischen Werkstoffverhaltens statt.

Die Berücksichtigung von Schneideinflüssen in der Magnetfeldsimulation stellt ein großes Potential dar, wenn es darum geht, Fertigungseinflüsse frühzeitig im Entwicklungs- und Auslegungsprozess bewertbar zu machen. Allerdings verhindert die fehlende Kenntnis darüber, welche Auswirkungen der Trennprozess tatsächlich auf das lokal aufgelöste magnetische Polarisationsverhalten hat, seine korrekte numerische Modellierung. Um das veränderte lokale Magnetisierungsverhalten zu analysieren, wurde in vielen vorangegangenen Forschungsarbeiten der Einfluss des Trennvorgangs nicht nur mit makroskopischen, globalen magnetischen Messmethoden, sondern auch mit lokal aufgelösten Prüfmethoden untersucht. Zum überwiegenden Anteil kamen dabei zerstörende Prüfverfahren zum Einsatz, die den Eigenspannungszustand und damit die magnetischen Auswirkungen des Scherschneidvorgangs beeinträchtigen. Eine realitätsnahe Abbildung des Trennprozesses in der Magnetfeldsimulation bedingt allerdings eine zerstörungsfreie Analyse des veränderten Magnetisierungsverhaltens an den Schnittlinien.

Eine weitere Problematik besteht in der Bewertbarkeit der magnetischen Eigenschaftsänderungen im fortlaufenden Produktionsbetrieb. Diese Veränderungen magnetischer Werkstoffkennwerte bei der Herstellung von Statoren oder Rotoren können durch Verschleiß oder Wechsel der Schneidaktivelemente entstehen. Eine Identifikation von in situ prüfbar Bauteil- oder Prozessparametern, welche einen Rückschluss auf die Beeinträchtigung des magnetischen Verhaltens erlauben, ist somit von großer Bedeutung, da magnetischen Messungen am herzustellenden Bauteil nicht kosten- und zeiteffizient möglich sind.

3.2 Zielsetzung

Aufgrund der aufgezeigten Problemstellungen hat diese Forschungsarbeit zum Ziel, die Auswirkungen des Scherschneidvorgangs auf die magnetischen Werkstoffeigenschaften von Elektroblech zu beleuchten. Im Wesentlichen sollen hierbei die folgenden vier Fragestellungen beantwortet werden:

- Wie wirkt sich der Schneidvorgang auf die magnetischen Werkstoffeigenschaften im Stanzgitter aus und worin liegen diese Eigenschaftsänderungen begründet?
- Zu welchem Ausmaß können Schneidparameter- und Werkstoffvariationen die Änderung des magnetischen Werkstoffverhaltens in Abhängigkeit der magnetischen Randbedingungen beeinflussen?
- Wie groß ist der durch den Scherschneidvorgang beeinträchtigte Werkstoffbereich und wie kann er in Magnetfeldsimulationen berücksichtigt werden?

- Ist es im Produktionsbetrieb möglich beeinträchtigte magnetische Werkstoffeigenschaften durch Veränderung der Schneidparameter anhand von einfach messbaren Bauteil- und Prozesseigenschaften zu erkennen?

3.3 Lösungsansatz

Damit die im Rahmen dieser Forschungsarbeit zu erarbeitenden Ziele erreicht werden können, gilt es definiert hergestellte Versuchsproben zunächst magnetisch zu untersuchen. Hierbei kommt neben der Schnittlinienlängenvariation in der genormten magnetischen Tafelblechprüfung auch eine neuartige, zerstörungsfreie Messmethode, die Neutronen Gitter Interferometrie, zum Einsatz. Diese liefert eine Aussage über die infolge des Scherschneidvorgangs beeinträchtigte Domänenwandkonfiguration. Über eine Kalibrierung kann darüber hinaus das lokale Polarisationsverhalten abgeleitet werden. Eine Analyse und Bewertung des Scherschneidvorgangs und der Schneidparametervariationen sowie die Bestimmung der Größe des magnetisch beeinträchtigten Werkstoffvolumens wird dadurch möglich.

Die Erweiterung der magnetischen Untersuchung um klassische Analysen an den hergestellten Blechproben erlaubt die Identifikation der Entstehungsmechanismen, welche für die magnetische Eigenschaftsänderung durch den Scherschneidvorgang verantwortlich sind. Betrachtet werden hierzu die Ausprägung der Schnittflächenkennwerte, die Größe der beeinflussten Randzone, die Stempelkraft-Stößelweg-Verläufe sowie die numerisch ermittelte Eigenspannungsverteilung in der Schneideinflusszone. Zudem können aus diesen Daten Kennwerte abgeleitet werden, anhand welcher die magnetischen Eigenschaftsänderungen im Produktionsumfeld bewertbar sind.

Die magnetischen Analysen erfolgen bei Feldstärken von 220 A/m bis 12000 A/m und mit Anregungsfrequenzen von 10 Hz bis 400 Hz. Um die Forschungsergebnisse in einem breiten Anwendungsfeld nutzen zu können, erfolgen die Untersuchungen an fünf industriellen Elektroblechgüten, welche drei Blechdicken 0,30 mm, 0,35 mm und 0,65 mm sowie drei Legierungen mit 2,7 Gew.-%, 2,3 Gew.-% und 1,4 Gew.-% Silizium umfassen. Die betrachteten Parametervariationen setzten sich aus fünf absoluten Schneidspalten von 7 μm , 15 μm , 35 μm , 50 μm und 70 μm und aus drei Schneidkantenverschleißzuständen zusammen. Als Referenzkonfiguration werden zudem erodierte Versuchsproben betrachtet.

Die Herstellung von Probensätzen mit unterschiedlichen Parametern lässt eine detaillierte Analyse des Fertigungsverfahrens Scherschneiden zu. Wirkzusammenhänge zwischen den verwendeten Fertigungsparametern und dem resultierenden magnetischen Werkstoffverhalten können hierdurch erkannt werden. Eine gezielte Ableitung von Handlungsempfehlungen bezüglich einer Minimierung des Fertigungseinflusses oder einer Berücksichtigung desselbigen im Rahmen des Entwicklungsprozesses wird durch dieses Vorgehen ermöglicht. Einen Überblick über das Vorgehen zur Erreichung der Ziele gibt die in Abbildung 3.1 dargestellte Struktur der Forschungsarbeit.

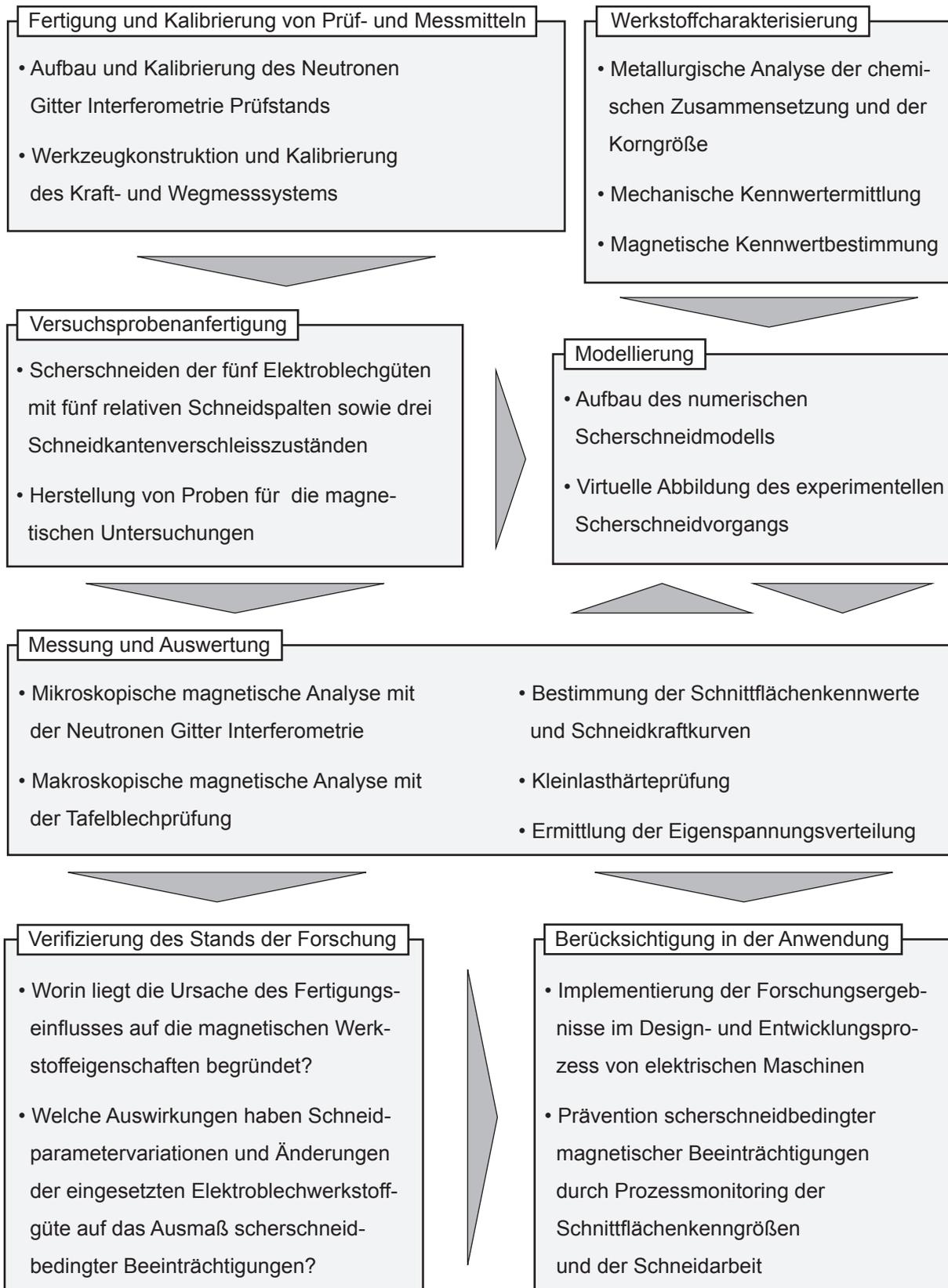


Abbildung 3.1: Struktur der Forschungsarbeit

4 Versuchsanlagen, Mess- und Prüfeinrichtungen

4.1 Versuchsanlagen

4.1.1 Mechanische Schnellläuferpresse

Die Herstellung schergeschnittener Versuchsproben erfolgte auf einer mechanischen Schnellläuferpresse des Typs BSTA 510-125 der Firma Bruderer AG, Frasnacht, Schweiz. Die Nennpresskraft des Stanzautomaten beträgt 510 kN. Hubzahlen von 100 min^{-1} bis 1050 min^{-1} sind abbildbar. Der präzise Maschinenaufbau gewährt die Einhaltung von Toleranzen im Mikrometerbereich. Der Maschinentyp BSTA 510 wird im industriellen Umfeld zur Verarbeitung von Elektroblech eingesetzt. Dies erlaubt eine realitätsnahe Analyse des Scherschneideinflusses auf die magnetischen Werkstoffeigenschaften. Ein Auszug aus den technischen Daten der Schnellläuferpresse ist in Tabelle 4.1 aufgeführt. (Bruderer AG, 2013)

4.1.2 Neutronen-Radiografie-Instrument

Der lokale Domänenwandzustand in den Versuchsblechen wird am Instrument ANTARES der Forschungs-Neutronenquelle Heinz Maier-Leibnitz (FRMII) in Garching bei München untersucht (siehe Abbildung 4.1). ANTARES steht hierbei für „Advanced Neutron Tomography And Radiography Experimental System“. Für die Neutronen-Radiographie wird ein Mix aus thermischen und kalten Neutronen eingesetzt. (Tremisn et al., 2015) Das Spektrum weist eine maximale Energie von 40 meV bei einer Wellenlänge von $1,4 \text{ \AA}$ auf. (Forschungs-Neutronenquelle Heinz Maier-Leibnitz, 2013) Die Begrenzung der Ausbreitungsrichtung des Neutronenstrahls kann über sechs verschiedene Kollimatoren stattfinden. Diese sind automatisch wechselbar in einer Trommel nach der Strahlblende angeordnet. Im Abstand von zwölf Metern von der Trommel ist eine Neutronenflussdichte zwischen $4 \cdot 10^{-8} \text{ ncm}^{-2}\text{s}^{-1}$ und $2,6 \cdot 10^{-5} \text{ ncm}^{-2}\text{s}^{-1}$ erreichbar. Die maximale Strahlgröße beträgt dabei $350 \text{ mm} \times 350 \text{ mm}$. Die Auswahl der Wellenlänge erfolgt durch einen Wellenlängenselektor zwischen 3 \AA und 8 \AA mit einer Wellenlängenspreizung von 10 %. Der Einsatz von Helium gefüllten Flugröhren zwischen Wellenlängenselektor und Prüfraum minimiert den Intensitätsverlust des Neutronenstrahls. Die Abbildung der Neutronen-Radiographie-Aufnahme auf die Kamera erfolgt über einen Aufbau aus einem $60 \text{ mm} \times 60 \text{ mm}$ Szintillator mit 0,1 mm Dicke und zwei Spiegeln. Die eingesetzte CMOS-Kamera (engl. „com-

Tabelle 4.1: Technische Daten der Schnellläuferpresse BSTA 510 (Bruderer AG, 2013)

KenngroÙe	Einheit	Wert
Nennkraft	kN	510
Hubzahl	min^{-1}	100 - 1050
Verstellhub	mm	16, 19, 25, 32, 38, 44, 51
Maximaler Einbauraum	mm x mm x mm	1240 x 650 x 294
Einbauraumerhöhung	mm	50

plementary metal-oxide-semiconductor“) besitzt eine Auflösung von 2560 px x 2160 px. Eine laterale Auflösung von 27 μm ist dadurch realisierbar. Zur Positionierung des Prüfobjekts steht ein Probentisch mit fünf verfahrbaren Achsen zu Verfügung. (Schulz and Schillinger, 2015)

4.2 Mess- und Prüfeinrichtungen

4.2.1 Zug-Druck-Prüfmaschine

Zur Aufnahme der Werkstoffkennwerte im Zugversuch nach DIN EN ISO 6892-1 (2017-02) wurde eine Zug-Druck Prüfmaschine des Typs 1484/DUPS-M der Firma Zwick GmbH & Co. KG, Ulm, eingesetzt. Zur Ermittlung der Werkstoffkennwerte sind in der Prüfmaschine zwei Prüfräume mit einer maximal zulässigen Prüfkraft von 20 kN und 200 kN vorhanden. Neben der Kraftsensorik stehen Sensoren zur Aufnahme des Traversenwegs sowie Längen- und Breitenwegaufnehmer zur Aufzeichnung der Dehnungen der Zugprobe zur Verfügung. Die Kraftsensorik hält die Genauigkeitsanforderungen der Klasse 1 nach DIN EN ISO 7500-1 (2016-05) und DIN EN ISO 7500-1 Beiblatt 4 (2013-03) ein. (Zwick GmbH & Co. KG, 2008)

4.2.2 Auflichtmikroskop

Die Aufnahme der Gefügebilder der untersuchten Elektroblechwerkstoffe erfolgte mit dem Auflichtmikroskop Axioplan 2 der Firma Carl Zeiss MicroImaging GmbH, Göttingen. Das Mikroskop erlaubt es, Abbildungen mit einer Vergrößerung von 25:1 bis 200:1 mit Hilfe der Digitalkamera AxioCam MRc5 aufzunehmen. Ihre maximale Auflösung liegt bei 2584 px x 1936 px. (Carl Zeiss Microscopy GmbH, 1999), (Carl Zeiss Microscopy GmbH, 2006)

4.2.3 Digitalmikroskop

Das Digitalmikroskop VHX-2000 der Firma Keyence, Osaka, Japan, wurde zur optischen Dokumentation von Schlibfbildern und Schnittflächen verwendet. Aufgrund der geringen Blechdicken der untersuchten Werkstoffe kam das Universal-Zoomobjektiv Keyence VH-Z100UW mit einer variablen Vergrößerung zwischen 100:1 und 1000:1 zum Einsatz. (Keyence Corporation, 2012)

4.2.4 3D-Laserscanningmikroskop

Zur Bestimmung der Schnittflächenkenngrößen der verarbeiteten Elektrobleche nach VDI 2906-2 (1994-05) wird das konfokale Laserscanningmikroskop VK-X150K der Firma Keyence, Osaka, Japan, verwendet. Das Mikroskop verwendet einen roten Halbleiter-Laser mit einer Wellenlänge von 658 nm. Es können Höhenunterschiede von 0,005 μm mit einer Wiederholgenauigkeit von 0,04 μm aufgenommen werden. Die laterale Auflösung beträgt 0,01 μm mit einer Wiederholgenauigkeit von 0,1 μm . (Keyence Deutschland GmbH, 2018)

4.2.5 Funkenemissionsspektrometer

Die quantitative Analyse der chemischen Legierungszusammensetzung der Elektroblechwerkstoffe fand mit dem optischen Emissionsspektrometer Foundry-Master der Firma Worldwide Analytical Systems AG, Uedem, statt. Die Elementanalyse erfolgt über eine Auswertung der beim Verdampfen des zu untersuchenden Werkstoffs entstehenden, charakteristischen Spektrallinien. (Worldwide Analytical Systems AG, 2009)

4.2.6 Kleinlasthärteprüfer

Die Grundhärte der Elektroblechwerkstoffe sowie die Härteverteilung in der beeinträchtigten Randzone wird mit Hilfe des automatischen Mikro-Indentations-Härte-Prüfsystems AMH43 der Firma Leco Instrumente GmbH, Mönchengladbach bestimmt. Der Aufbau des Prüfsystems aus einem gesteuerten Probenstisch und einer automatisierten Auswerteeinheit bietet die Möglichkeit Eindrücke mit einer Vickers-Pyramide in einem definierten Härteraster auf dem Prüfobjekt zu analysieren. Die Vickers-Härte wird nach DIN EN ISO 6507-1 (2016-08) ermittelt. Die Prüflast ist variabel zwischen 0,001 kg und 2 kg einstellbar. (Leco Corporation, 2005), (Leco Instrumente GmbH, 2015)

4.2.7 Tafelblechmessgerät

Zur Bestimmung der magnetischen Werkstoffkennwerte wird das Messsystem MPG 200 D sowie eine Einzelstreifen-Messspule der Firma Brockhaus, Lüdenscheid, eingesetzt. Der Aufbau der Einzelstreifenmessspule sowie die Messung der Kennwerte erfolgt in Anlehnung an DIN IEC 60404-3 (2010-05). Das Joch der Einzelstreifenmessspule hat eine von der Norm abweichende Abmessung von 60 mm x 60 mm. Die Wiederholgenauigkeit der Messungen liegt bei 0,1 %. Die magnetischen Kennwerte können im Gleichstrombetrieb sowie im Wechselstrombetrieb bis zu einer Frequenz von 20 kHz ermittelt werden. Die Magnetisierung des Elektroblechs erfolgt über eine Erregerspule. Die Feldstärke wird über einen temperaturstabilen, induktionsarmen Präzisionsmesswiderstand bestimmt. Durch Abtasten der induzierten Spannung an einer Messspule wird die Polarisierung in der Probe bestimmt. Die magnetische Hysteresekurve kann durch eine simultane Ermittlung der Feldstärke und der Polarisierung aufgezeichnet werden. Aus dieser sind wiederum die Eisenverluste, die Koerzitivfeldstärke und andere Kenngrößen ableitbar. (Dr. Brockhaus Messtechnik GmbH & Co. KG, 2017)

4.2.8 Neutronen Gitter Interferometer

Zur Analyse des lokalen magnetischen Werkstoffverhaltens der Elektrobleche wird ein Neutronen Gitter Interferometer am Instrument ANTARES des FRMII eingesetzt. Die NGI erlaubt die gleichzeitige Ermittlung der Abschwächung, Phasenverschiebung und Beugung der Neutronen durch eine Probe. Die hierfür benötigten Informationen werden aus der Transmissionsaufnahme TI (engl. „Transmission image“), der differentiellen Phasen-Kontrast-Aufnahme DPCI

(engl. „Differential phase contrast image“) und der Dunkelfeld-Aufnahme DFI (engl. „Dark field image“) berechnet (Grünzweig et al., 2013). Für die Untersuchungen des Scherschneideinflusses ist vor allem letztere Aufnahme von Bedeutung. Die Dunkelfeld-Aufnahme erlaubt die Bestimmung der orts aufgelösten Anzahl und Größe magnetischer Domänen, da die Neutronen an den Domänenwänden gebeugt werden (Strothmann and Schärpf, 1978), (Reimann et al., 2016).

Das NGI ist ähnlich wie ein optisches Talbot-Lau-Interferometer aus drei vertikalen Liniengittern aufgebaut (Lau, 1948). Dabei handelt es sich um zwei Absorbtionsgitter G_0 und G_2 sowie ein Phasengitter G_1 , die innerhalb des Neutronen-Radiografie-Instruments platziert werden. Damit die geringen Winkeländerungen gebeugter Neutronen aufgenommen werden können, sind die Liniengitter in einer bestimmten Distanz und Reihenfolge zueinander zu positionieren (siehe Abbildung 4.1) (Reimann, 2017).

Das Absorbtionsgitter G_0 , das eine Ansammlung paralleler Linienquellen aus den ankommenden Neutronenstrahlen generiert, besitzt eine Periodizität p_0 von 1,6 mm und ist direkt im Anschluss an den Wellenlängenselektor angeordnet. Im Abstand von 7,19 m zum Absorbtionsgitter G_0 befindet sich das Phasengitter G_1 mit einer Periodizität p_1 von $8\ \mu\text{m}$. Es erzeugt eine Phasenmodulation um π in einem Teil der Neutronenwellenfront. Das daraus entstehende komplexe Phasen- und Intensitätsinterferenzmuster ist auch als Talbot Teppich bekannt (Hipp et al., 2014). Um eine hohe Signalqualität zu erreichen, muss das Absorbtionsgitter G_2 in einem

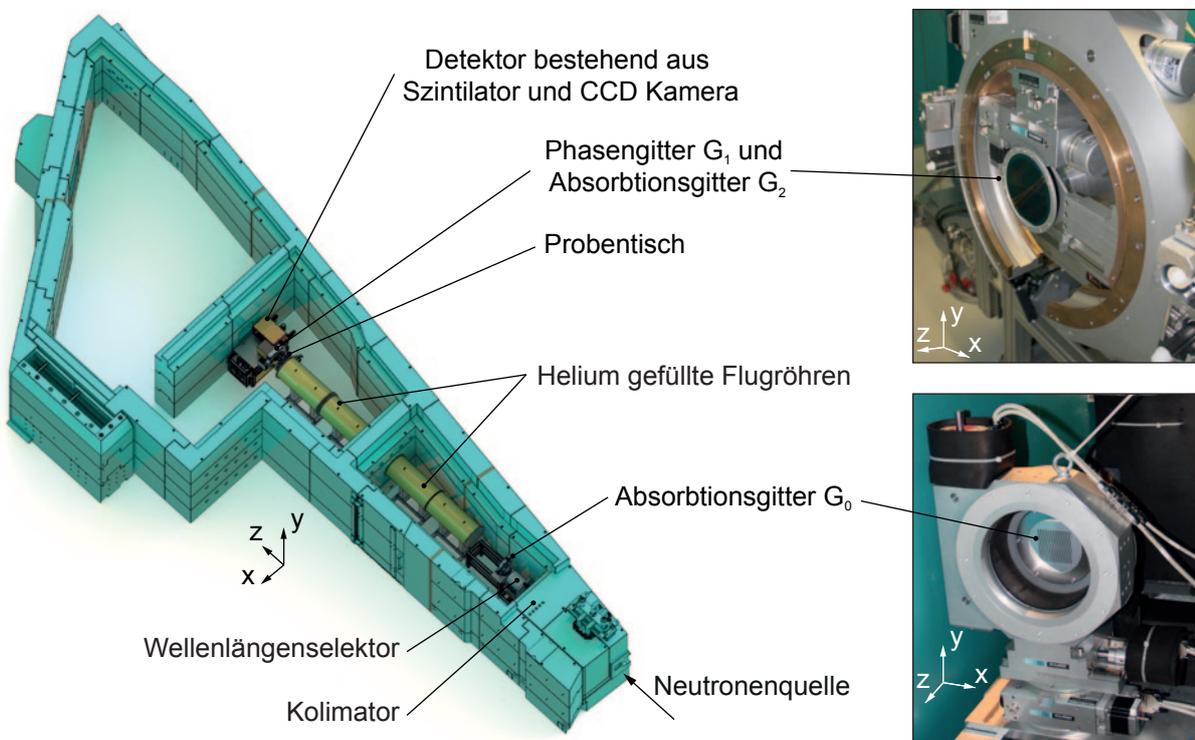


Abbildung 4.1: Positionierung der für die Neutronen Gitter Interferometrie benötigten Liniengitter im Neutronen-Radiografie-Instruments ANTARES (Reimann et al., 2016)

Maximum des Interferenzmusters positioniert sein. Dies ist in einem Abstand von 18 mm zum Phasengitter G_1 der Fall. Das Absorbtionsgitter G_2 besitzt eine Periodizität p_2 von 4 μm . Es wird benötigt, um das entstehende Interferenzmuster auf den Detektor abzubilden. Durch die Verschiebung x_g eines der drei Gitter, hier die des Absorbtionsgitters G_0 , in x-Richtung, beginnt sich das Interferenzmuster zu verändern. Die dadurch in jedem Pixel der Kamera (i, j) resultierende Intensitätsoszillation I lässt sich über (Gleichung 4.1) annähern. (Grünzweig et al., 2008), (Reimann et al., 2016)

$$I(x_g, i, j) = a_0(i, j) + a_1(i, j) \cos \left[\frac{2\pi x_g}{p_2} + \Phi(i, j) \right] \quad (\text{Gleichung 4.1})$$

- I : Intensitätsoszillation
- x_g : Verschiebung des Absorbtionsgitters G_0
- (i, j) : Kamerapixelkoordinate
- a_0 : Betrag der Verschiebung der Intensitätsoszillation
- a_1 : Amplitude der Intensitätsoszillation
- p_2 : Periodizität des Absorbtionsgitters G_2
- Φ : Phasenverschiebung der Intensitätsoszillation

Über einen NGI Scanvorgang an verschiedenen Gitterverschiebungspositionen x_g des Absorbtionsgitters G_0 entsteht eine Intensitätsmodulation in jedem Pixel der Kamera. Aus dieser kann der Betrag der Verschiebung a_0 , die Amplitude a_1 und die Phasenverschiebung Φ über eine Fourier Transformation nach Chabior (2011) oder über die Methode der Minimierung der Summe der Fehlerquadrate nach Marathe et al. (2014) ermittelt werden. Die Durchführung dieser Parameterbestimmung ohne (f) und mit (s) einem Prüfkörper ermöglicht die Berechnung der Transmissionsaufnahme, der differentiellen Phasen-Kontrast-Aufnahme und der Dunkelfeld-Aufnahme nach (Gleichung 4.2) bis (Gleichung 4.4) aus der Intensitätsmodulation (Grünzweig et al., 2008), (Reimann et al., 2016).

Zu den physikalischen Mechanismen, welchen die oben erwähnte Intensitätsmodulation zugrunde liegt, zählen die Neutronenabsorption, die Neutronenbeugung und die Neutronenstreuung. Exemplarisch sind zwei dieser Mechanismen, die Absorption und die Streuung, in Abbildung 4.2 dargestellt. Während die Transmissionsaufnahme die Abschwächung des Interferenzmusters in (a) zeigt, bildet die Dunkelfeld-Aufnahme die Streuung der Neutronen in (b) ab. Da das magnetische Moment der Neutronen mit Bereichen unterschiedlicher Magnetisierungsorientierung im Werkstoff, also den verschieden ausgerichteten magnetischen Domänen, wechselwirkt und dadurch die Neutronen im Kleinwinkelbereich streut, kann der lokale Dunkelfeld-Kontrast nach (Gleichung 4.4) zur Analyse des lokalen magnetischen Werkstoffverhaltens verwendet werden (Strothmann and Schärpf, 1978), (Reimann et al., 2016). Dies ist vereinfacht in Abbildung 4.2 über die Anzahl an Domänenwänden im Prüfbereich veranschaulicht.

$$TI(i, j) = \frac{a_0^s(i, j)}{a_0^f(i, j)} \quad (\text{Gleichung 4.2})$$

$$DPCI(i, j) = \Phi^s(i, j) - \Phi^f(i, j) \quad (\text{Gleichung 4.3})$$

$$DFI(i, j) = \frac{a_1^s(i, j)a_0^f(i, j)}{a_0^s(i, j)a_1^f(i, j)} \quad (\text{Gleichung 4.4})$$

TI: Transmissionsaufnahme

a_0^s : Betrag der Verschiebung der Intensitätssoszillation mit Prüfkörper

a_0^f : Betrag der Verschiebung der Intensitätssoszillation ohne Prüfkörper

DPCI: Differentielle Phasen-Kontrast-Aufnahme

$\Phi^s(i, j)$: Phasenverschiebung der Intensitätssoszillation mit Prüfkörper

$\Phi^f(i, j)$: Phasenverschiebung der Intensitätssoszillation ohne Prüfkörper

DFI: Dunkelfeld-Aufnahme

a_1^s : Amplitude der Intensitätssoszillation mit Prüfkörper

a_1^f : Amplitude der Intensitätssoszillation ohne Prüfkörper

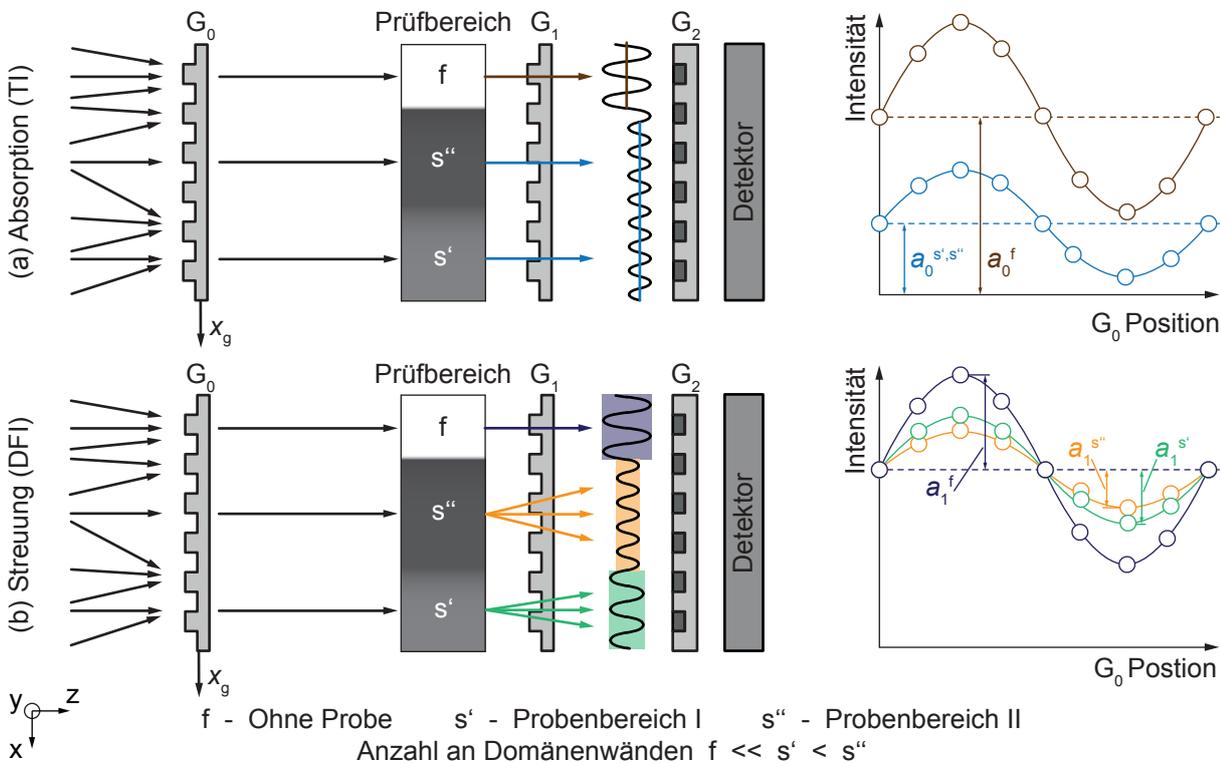


Abbildung 4.2: Beeinflussung der Intensitätssoszillation am Detektor durch die zwei NGI Kontrast Mechanismen (a), Absorption und (b), Streuung während eines NGI Scanvorgangs

5 Versuchswerkstoffe

5.1 Blechwerkstoffe

Die Untersuchung der Auswirkung des Scherschneidprozesses auf das magnetische Werkstoffverhalten erfolgt an fünf ausgewählten nicht-kornorientierten Elektroblechgütern im schlussgeglühten Zustand. Es handelt sich dabei um die Werkstoffgütern NO30-16 nach DIN EN 10303 (2016-02) sowie M270-35A, M330-35A L1, M330-35A L2 und M350-65A nach DIN EN 10106 (2016-03). Durch eine entsprechende Warm- und Kaltwalzstrategie sowie eine aufwendige Wärmebehandlung bestehen die kohlenstoffarmen Stähle aus einem rein ferritischen Gefüge mit an die magnetischen Anforderungen angepassten Eigenschaften. Die Elektroblechwerkstoffe unterscheiden sich sowohl in ihren Blechdicken als auch in ihrem Siliziumgehalt. Die Blechdicken reichen von 0,30 mm über 0,35 mm bis 0,65 mm. Die Siliziumgehalte weisen Werte von 2,7 Gew.-%, 2,3 Gew.-% und 1,4 Gew.-% auf.

5.1.1 Chemische und metallurgische Werkstoffcharakterisierung

Die chemische Zusammensetzung der Legierungen wurde über die optische Funkenemissionsspektrometrie bestimmt. Die gemessenen Zusammensetzungen sind in Tabelle 5.1 dargestellt. Wie die Analysen bestätigen, handelt es sich um drei unterschiedliche Legierungen, welche sich vorrangig in ihren Siliziumgehalten unterscheiden.

Neben der Walz- und Wärmebehandlung nimmt die chemische Legierungszusammensetzung Einfluss auf die Mikrostruktur. Diese verändert die Textur des Werkstoffs und die sich ausbildenden mittleren Korngrößen. Eine qualitative Darstellung der Korngrößenverteilung an Schlifflängs und quer zur Walzrichtung ist in den Gefügeaufnahmen in Abbildung 5.1 dargestellt.

Neben der qualitativen Analyse der Korngrößenverteilung wurde die mittlere Korngröße zudem nach DIN EN ISO 643 (2017-09) quantitativ mit Hilfe des Linienschnittverfahrens bestimmt. Die betrachteten Elektroblechwerkstoffe weisen mittlere Korngrößen im Bereich von 58 µm bis 118 µm auf. Die Ergebnisse der Messungen längs zur Walzrichtung, senkrecht dazu (Querrichtung) sowie in Blechdickenrichtung sind für die fünf Werkstoffe in Tabelle 5.2 aufgeführt.

Tabelle 5.1: Chemische Blechwerkstoffzusammensetzung in Gew.-%

Legierungselement	Si	Al	Mn	Cr	Mo	P	C	Sonstige	Fe
NO30-16	2,73	>1,29	0,64	0,04	0,04	0,05	0,02	<0,02	Bal.
M270-35A	2,74	>1,29	0,67	0,04	0,04	0,05	0,02	<0,02	Bal.
M330-35A L1	2,33	1,20	0,27	0,03	0,03	0,02	0,02	<0,02	Bal.
M330-35A L2	1,37	0,19	0,54	0,03	0,01	0,10	0,01	<0,02	Bal.
M350-65A	2,73	>1,29	0,57	0,02	0,04	0,02	0,02	<0,02	Bal.

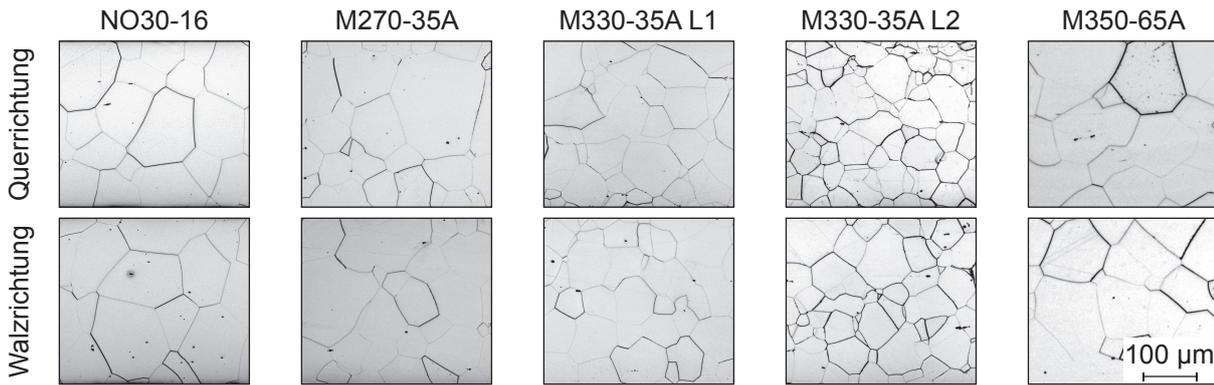


Abbildung 5.1: Gefügeaufnahme der Elektroblechwerkstoffe längs und quer zur Walzrichtung

Tabelle 5.2: Orientierungsabhängige mittlere Korngröße der Blechwerkstoffe in µm

Blechwerkstoff	NO30-16	M270-35A	M330-35A L1	M330-35A L2	M350-65A
Querrichtung	97	87	78	58	120
Walzrichtung	121	87	71	62	117
Blehdickenrichtung	106	86	66	55	118

Die Elektroblechwerkstoffe sind mit einer Isolation des Typ EC-5 nach DIN EN 10342 (2005-09) beschichtet. Dabei handelt es sich um eine anorganische Beschichtung mit keramischen Füllstoffen oder filmbildenden anorganischen Bestandteilen. Die Isolation verhindert eine Berührung einzelner Bleche beim Stapeln und somit magnetische und elektrische Kurzschlüsse.

5.1.2 Mechanische Werkstoffcharakterisierung

Die mechanischen Eigenschaften der Elektroblechwerkstoffe wurden mit Hilfe von Zugprüfungen nach DIN EN ISO 6892-1 (2017-02) und Kleinlasthärteprüfungen nach DIN EN ISO 6507-1 (2016-08) bei Raumtemperatur ermittelt. Die Zugproben der Form H nach DIN 50125 (2016-12) sowie die Schliiffproben für die Kleinlasthärteprüfung wurden in Walzrichtung und Querrichtung entnommen. Die Kennwerte Streckgrenze, Zugfestigkeit, Gleichmaßdehnung, n-Wert und die Härte nach Vickers mit einer Prüflast von 2 N sind in Tabelle 5.3 unter Angabe der Standardabweichung dargestellt. Die aufgeführten Werte ergeben sich aus einer Mittelung der Ergebnisse von je sieben Zugprüfungen in Walz- und Querrichtung.

Die mechanische Charakterisierung der Werkstoffe zeigt, dass Streckgrenze, Zugfestigkeit und Härte mit zunehmendem Siliziumgehalt der Legierung steigen, während der n-Wert und die Gleichmaßdehnung sinken. Elektroblechwerkstoffe derselben Legierung weisen ähnliche Härten und Zugfestigkeiten auf.

5.1.3 Magnetische Werkstoffcharakterisierung

Die Bestimmung der magnetischen Kennwerte der untersuchten Elektrobleche erfolgte durch eine Tafelblechprüfung nach DIN IEC 60404-3 (2010-05). Die gemessenen Werte für die Eisenverluste bei Polarisierungen von 1,0 T und 1,5 T, die Polarisierungen bei Feldstärken von 2500 A/m und 5000 A/m sowie die relative Permeabilität bei einer Polarisierung von 1,5 T sind in Tabelle 5.4 aufgelistet. Die Prüfung erfolgte bei einer Frequenz von 50 Hz. Dargestellt sind jeweils die Mittelwerte von Messungen in Walzrichtung und Querrichtung.

Tabelle 5.3: Mechanische Kennwerte der Blechwerkstoffe

Blechwerkstoff	Streckgrenze	Zugfestigkeit	Gleichmaßdehnung	n-Wert	Härte
	$R_{p0,2}$ in MPa	R_m in MPa	A_g in %		HV in $HV_{0,2}$
Walzrichtung					
NO30-16	473,8 ±8,1	585,7 ±2,7	8,7 ±0,2	0,13 ±0,01	226 ±5
M270-35A	480,3 ±9,8	601,7 ±9,1	9,3 ±0,4	0,14 ±0,01	227 ±8
M330-35A L1	400,6 ±26,4	519,0 ±1,3	10,8 ±0,9	0,14 ±0,02	196 ±6
M330-35A L2	278,8 ±12,1	408,5 ±16,0	15,4 ±0,2	0,19 ±0,00	168 ±7
M350-65A	462,9 ±2,4	583,6 ±1,3	9,4 ±0,2	0,14 ±0,00	221 ±7
Querrichtung					
NO30-16	496,6 ±10,2	604,3 ±2,2	8,1 ±0,3	0,11 ±0,01	
M270-35A	508,0 ±10,4	624,5 ±13,0	8,9 ±0,4	0,12 ±0,01	
M330-35A L1	400,2 ±7,6	534,4 ±2,2	10,7 ±0,3	0,14 ±0,01	
M330-35A L2	295,9 ±9,8	447,0 ±1,9	14,0 ±0,5	0,18 ±0,01	
M350-65A	482,5 ±2,5	609,5 ±2,5	8,9 ±0,1	0,14 ±0,01	

Tabelle 5.4: Magnetische Kennwerte der Blechwerkstoffe bei 50 Hz

Blechwerkstoff	Spezifische Eisenverluste		Maximale Polarisation		Relative Permeabilität
	P_{Fe} in $W\ kg^{-1}$		J_{max} in T		μ_r in $V\ s\ A^{-1}\ m^{-1}$
	bei 1,0 T	bei 1,5 T	bei 2500 A/m	bei 5000 A/m	bei 1,5 T
NO30-16	1,08	2,60	1,53	1,62	674,9
M270-35A	1,30	2,93	1,55	1,63	798,7
M330-35A L1	1,42	3,31	1,55	1,63	798,5
M330-35A L2	1,63	3,46	1,67	1,75	2718,9
M350-65A	1,64	3,65	1,57	1,65	1086,0

Die Messungen zeigen, dass die werkstoffspezifischen Eisenverluste bei konstanter Blechdicke mit steigendem Siliziumgehalt der Legierung sinken. Der Grund für dieses Verhalten liegt in der Erhöhung des elektrischen Widerstands und den dadurch sinkenden Wirbelstromverlusten begründet. Bei konstantem Siliziumgehalt und steigender Blechdicke erhöhen sich die Eisenverluste aufgrund der zunehmenden Wirbelstromverluste (Oberhoffer et al., 1936, S. 78). Der geringere Siliziumgehalt des Blechwerkstoffs M330-35A L2 macht sich in der höheren maximalen Polarisierung bemerkbar, da hier mehr Eisenanteil zur Magnetisierung zu Verfügung steht.

5.2 Schneidaktivelementwerkstoff

Als Werkstoff für die Schneidaktivelemente wurde die Hartmetallsorte CF-H40S+ der Firma CERATIZIT Deutschland GmbH, Empingen verwendet. In der Elektroblechverarbeitung kommt dieser Werkstoff aufgrund seines ausgewogenen Verhältnisses zwischen Verschleißbeständigkeit und Bruchzähigkeit zum Einsatz. Der Werkstoff wird pulvermetallurgisch hergestellt und setzt sich größtenteils aus einer Hartstoffphase aus Wolframkarbid mit 86,6 Gew.-%, einer Bindemetallphase aus Kobalt mit 11,8 Gew.-% sowie sonstigen Elementen zusammen. Aufgrund seiner Zusammensetzung besitzt er zudem eine hohe Korrosionsbeständigkeit. (CERATIZIT Deutschland GmbH, 2016), (CERATIZIT Deutschland GmbH, 2017)

5.3 Werkzeugwerkstoffe

Die Grund-, Niederhalter- und Kopfplatten der beiden Versuchswerkzeuge sind aus den Werkzeugstählen X90CrMoV8-3 und X153CrMoV12 gefertigt worden. Nach ISO 4948-1 (1982-06) und DIN EN ISO 4957 (2017-04) handelt es sich dabei um legierte Kaltarbeitsstähle. Die chemische Zusammensetzung der beiden Werkstoffe ist in Tabelle 5.5 aufgeführt.

Beide Werkstoffe weisen eine gute Verschleißbeständigkeit und Druckfestigkeit auf. Aufgrund seiner guten Schleifbarkeit und Eignung zur funkenerosiven Bearbeitung werden aufwendig zu bearbeitende Werkzeugplatten aus dem Werkstoff X90CrMoV8-3 hergestellt. Hinzu kommt, dass dieser Werkstoff einen guten Widerstand gegen Kantenausbrüche aufweist, was beim Wechseln von eingepassten Schneidplatten und Stempelführungen von Vorteil ist. (Uddeholms AB, 2016a), (Uddeholms AB, 2016b)

Tabelle 5.5: Chemische Werkzeugwerkstoffzusammensetzung in Gew.-%

Werkzeugwerkstoff	Legierungselement						
	C	Si	Mn	Cr	Mo	V	Fe
X90CrMoV8-3	0,90	0,90	0,50	7,80	2,50	0,50	Bal.
X153CrMoV12	1,55	0,30	0,40	11,30	0,80	0,80	Bal.

6 Versuchswerkzeuge

Die Untersuchung scherschneidbedingter Änderungen des magnetischen Werkstoffverhaltens ist das wesentliche Ziel dieser Forschungsarbeit. Damit diese Betrachtungen korrekt durchgeführt werden können, muss sichergestellt sein, dass die zu analysierenden, geschnittenen Elektrobleche mit definierten Scherschneidparametern hergestellt werden. Neben der eingesetzten Werkzeugmaschine müssen auch die zur Verarbeitung verwendeten Werkzeuge höchsten Genauigkeitsansprüchen genügen. Um diese zu gewährleisten, sind zwei Versuchswerkzeuge konstruiert und gefertigt worden, die eine reproduzierbare und präzise Probenfertigung ermöglichen. Mit diesen Werkzeugen ist die Fertigung der benötigten Versuchsproben in drei Fertigungsschritten möglich (siehe Abbildung 6.1).

Mit Hilfe des ersten Werkzeugs wird ein Positionierungsraster in die Elektroblechplatten gelocht (siehe Abbildung 6.1 (a) und (b)). Im zweiten Werkzeug kann über das Raster in vorgegebenen Abständen ein Schnitt mit rechteckigen Abmessungen erfolgen (siehe Abbildung 6.1 (c)). Wie in Abbildung 6.1 (d) dargestellt, wird abschließend das Positionierungsraster von den Versuchsproben abgetrennt. Das Resultat sind rechteckige oder quadratische Elektrobleche mit zwei definiert schergeschnittenen Seiten, welche in dieser Arbeit mit Hilfe der Tafelblechprüfung und der Neutronen Gitter Interferometrie untersucht werden können. Der Aufbau und die Funktionsweise der beiden Werkzeuge wird im Folgenden näher erläutert.

6.1 Positionierungsraster-Lochwerkzeug

Die quantitative Analyse magnetischer Werkstoffeigenschaftsänderungen aufgrund scherschneidbedingter Deformationen erfolgt mit Hilfe der Tafelblechprüfung. Da der Einfluss des Trennprozesses in Abhängigkeit der Schnittlinienlänge betrachtet wird, werden in das Messvolumen des Tafelblechprüfgeräts neben einer 60 mm x 60 mm Platine, mehrere einzelne Platinen mit Abmaßen von beispielsweise 10 mm x 60 mm oder 5 mm x 60 mm bei konstant bleibendem Prüfkörpervolumen eingelegt. Es ist somit sicherzustellen, dass mit sechs 10 mm oder zwölf 5 mm Proben eine Breite von 60 mm erreicht wird. Um eine geometrisch definierte Probenbrei-

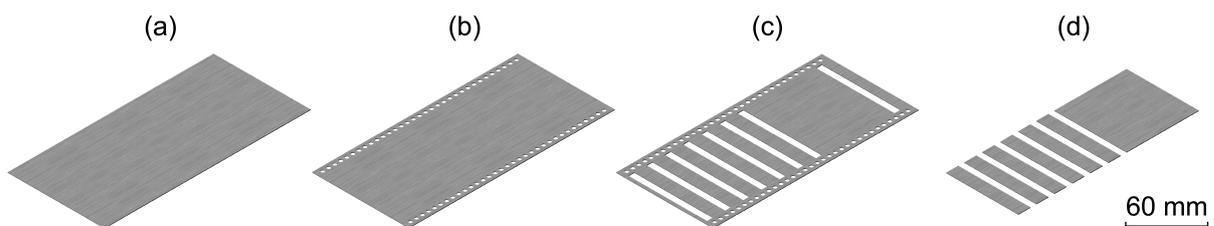


Abbildung 6.1: *Fertigungsfolge zur Herstellung der Versuchsbleche; (a), Ausgangsplatine; (b), Scherschneiden des Positionierungsrasters; (c), Scherschneiden der Elektroblechstreifen für die Tafelblechprüfung; (d), Entfernen des Positionierungsrasters*

te zu erreichen, wird ein Positioniergitter in die zu untersuchende Bleche geschnitten. Das zum Lochen des Rasters verwendete Versuchswerkzeug zeigt Abbildung 6.2.

Das Lochwerkzeug ist in einer Vier-Säulen-Bauart aufgebaut. Die Positionierung der Kopf-Niederhalter- und Grundplatte zueinander ist über Mittenbundführungssäulen und spielfreie Kugelführungen realisiert. Die Stempel sind in der Führungsplatte relativ zur Schneidplatte positioniert (Abbildung 6.2 (b)). Zudem sind die Stempel in der Kopfplatte mit axialem und radialem Spiel zur Vermeidung einer überbestimmten Lagerung befestigt. Der absolute Schneidspalt liegt bei $35\ \mu\text{m}$. Die Positionierlöcher haben einen Durchmesser von $3\ \text{mm}$. Der horizontale Abstand der Stempel in x-Richtung liegt bei $10\ \text{mm}$. Mit Hilfe von Sucherstiften kann über einen zusätzlichen Schnitt ein minimaler Rasterabstand von $5\ \text{mm}$ in x-Richtung eingestellt werden. Der Abstand zwischen den Positioniergittern in y-Richtung beträgt $72,5\ \text{mm}$.

Die Stempel sind aus dem Werkstoff CF-H40S+ und alle anderen Platten sind aus dem Werkstoff X153CrMoV12 gefertigt. Die Schneidplatte sowie alle anderen Platten, die sich in Kontakt mit dem Stempel befinden, wurden wärmebehandelt. Sie weisen eine Rockwellhärte von $58+1\ \text{HRC}$ auf.

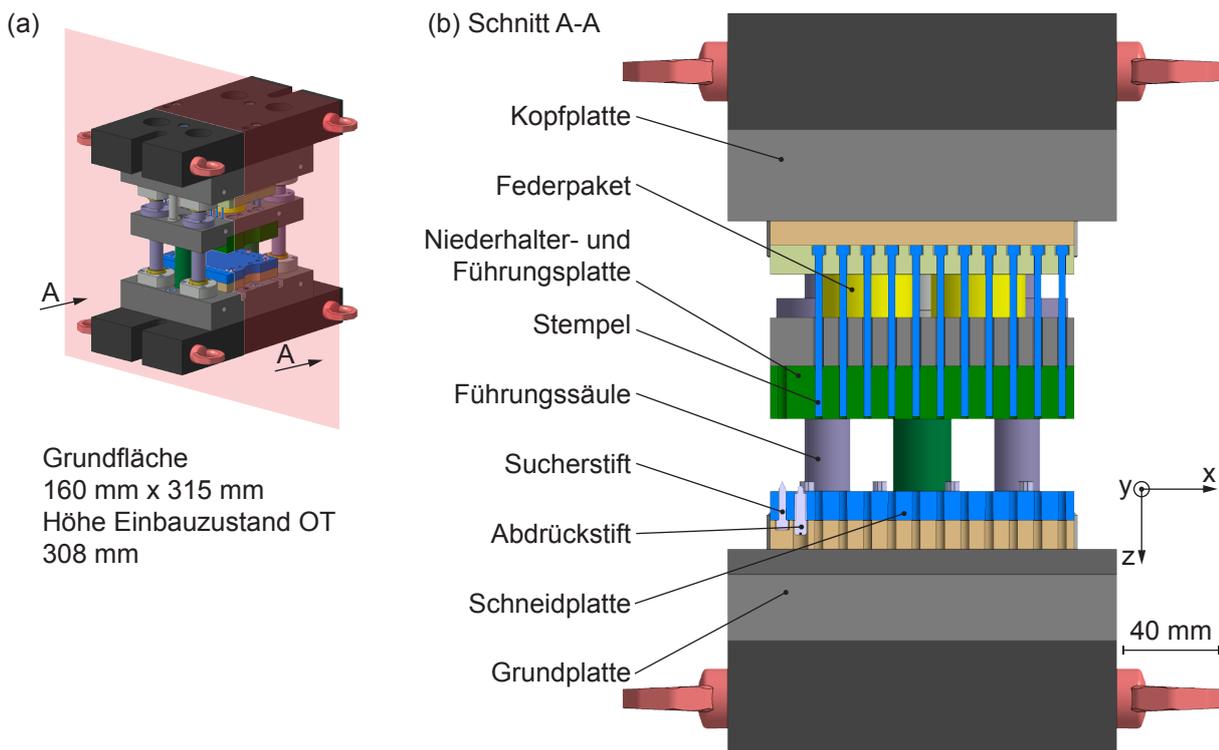


Abbildung 6.2: Positioniergitter-Lochwerkzeug; (a), perspektivische Ansicht des Lochwerkzeugs im eingebauten Zustand bei Stößelposition im oberen Umkehrpunkt (OT); (b), Schnittansicht des Lochwerkzeugs im Schnitt A-A

6.2 Streifenwerkzeug

6.2.1 Werkzeugaufbau

Das Streifenwerkzeug wird eingesetzt, um Proben mit definierten Schneidparametern und Breiten zu fertigen. Die Herstellung von Versuchsproben unter diesen Randbedingungen aus den gelochten Elektroblechplatten stellt höchste Anforderungen an die Toleranzen des Werkzeugs. Aufgrund der geringen Blechdicken und der daraus resultierenden kleinen Schneidspalte verursachen bereits kleine Ungenauigkeiten im Werkzeugaufbau asymmetrische Schneidspalte. Eine Untersuchung der eingebrachten Fehlstellen und Eigenspannungen sowie der daraus resultierenden magnetischen Werkstoffeigenschaftsänderung wird somit erschwert. Die Einhaltung eines umlaufenden konstanten Schneidspalts ist somit eine wichtige Anforderung an das Versuchswerkzeug. Aus diesem Grund wurde das Streifenwerkzeug so ausgelegt, dass Proben mit einem minimalen Schneidspalt von $7\ \mu\text{m}$ prozesssicher gefertigt werden können. Um diese kleinen Schneidspalte zu realisieren, galt es bei der Konstruktion auf ein kompaktes Werkzeugdesign und eine Minimierung der Anzahl an verbauten Komponenten zu achten. Durch eine präzise Herstellung der Einzelkomponenten auf modernen Werkzeugmaschinen konnten die geforderten Fertigungstoleranzen im Mikrometerbereich eingehalten werden. Eine perspektivische Ansicht und eine Schnittansicht des Streifenwerkzeugs ist in Abbildung 6.3 dargestellt.

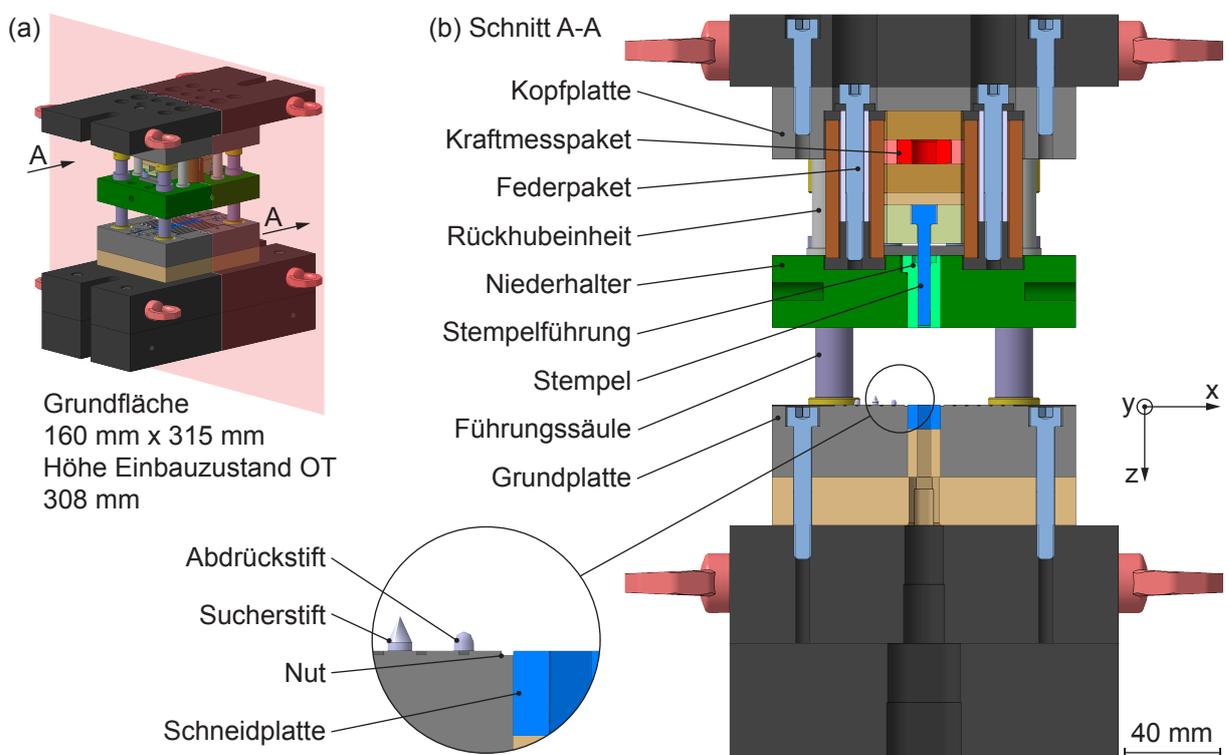


Abbildung 6.3: Streifenwerkzeug; (a), perspektivische Ansicht des Streifenwerkzeugs im eingebauten Zustand bei Stoßelposition im oberen Umkehrpunkt (OT); (b), Schnittansicht des Streifenwerkzeugs im Schnitt A-A

Das Streifenwerkzeug ist ebenso wie das Lochwerkzeug in einer Vier-Säulen-Bauart ausgeführt. Mittenbundführungen mit spielfreien Kugellagern garantieren eine bestmögliche Positionierung von Kopf-, Niederhalter und Grundplatte zueinander. Die Löcher für die Führungssäulen und -buchsen sowie die Löcher zur Aufnahme der Stempelführung und der Schneidplatte wurden in einem Fertigungsschritt simultan hergestellt. Hierzu wurden die Niederhalterplatte und die Grundplatte vor dem Drahterodieren mit einem Passstift mit Übermaß zueinander ausgerichtet. Die Schneidplatte ist mit einer Übermaßpassung in der Grundplatte und die Stempelführung mit einer Übergangspassung in der Niederhalterplatte positioniert. Das umlaufende Spiel des Stempels in der Führung liegt zwischen $1,0\ \mu\text{m}$ und $1,5\ \mu\text{m}$. Neben der minimalen Anzahl an Fügepartnern garantieren diese Maßnahmen einen gleichmäßigen Schneidspalt entlang der Schnittlinie.

Über Sucherstifte und das Positionierungsraster der Elektroblechplatinen ist es möglich, Proben mit einer Breite von 5 mm und einem ganzzahligen Vielfachen davon herzustellen. Die Sucherstifte sind im Abstand von 20 mm zur Schneidplatte in der Grundplatte angeordnet. Die Abmessung des Stempels beträgt 5 mm x 65 mm. Er wird über eine Spielpassung in der Stempelhalteplatte an einem Kraftmesspaket befestigt. Dieses ist fest mit der Kopfplatte verbunden und ermöglicht die Aufzeichnung der auftretenden Prozesskräfte. Die Einstellung des Schneidspalts erfolgt über den Einsatz unterschiedlicher Schneidplatten.

Damit ausschließlich der Einfluss des Trennprozesses untersucht werden kann, ist sicherzustellen, dass der entstehende Schnittgrat beim Schneiden mehrerer nebeneinander liegender Streifen nicht verprägt wird. Hierfür sind Nuten in die Grundplatte eingearbeitet worden, welche die Deformation des Schnittgrats und so das Einbringen zusätzlicher Deformationen verhindern.

Der Stempel und die Schneidplatte sind aus dem Hartmetallwerkstoff CF-H40S+ angefertigt. Die Aufspannplatten wurden aus dem Werkstoff X153CrMoV12 hergestellt. Alle anderen Platten sowie die Stempelführung bestehen aus dem Werkstoff X90CrMoV8-3 und weisen eine Rockwellhärte von 58+1 HRC auf.

6.2.2 Kraft- und Wegmessensorik

Um neben der magnetischen Bewertung der geschnittenen Proben auch eine direkte Analyse des Scherschneidprozesses durchführen zu können, werden die auftretende Prozesskraft sowie die Stößelposition simultan messtechnisch erfasst. Wie oben schon angemerkt erfolgt die Kraftmessung über ein Kraftmesspaket. In diesem ist eine Ein-Komponenten-Quarzkristall-Messunterlagsscheibe vom Typ 9102a der Kistler Group, Winterthur, Schweiz, im Nebenschluss vorgespannt. Die Messung der Kraft erfolgt über den longitudinalen piezoelektrischen Effekt. Die Messunterlagsscheibe verfügt über einen Messbereich von 0 kN bis 50 kN und besitzt eine Empfindlichkeit E_{MS} von $-4,3\ \text{pC/N}$. (Kistler Group, 2013a) Vorgespannt wurde die Messunterlagsscheibe mit einer Kraft von 8,7 kN, was einem prozentualen Anteil von 17,4 % der maximalen Prüfkraft entspricht. Zur Aufnahme des Stößelwegs wird ein Wirbelstromsensor des

Typs U40 der Firma Micro-Epsilon Raleigh, USA, eingesetzt. Der Messbereich des Sensors liegt zwischen 4 mm und 40 mm. (MICRO-EPSILON, 1999)

6.2.3 Messdatenerfassung

Bevor das Kraft- und das Wegmesssignal aufgezeichnet werden können, müssen das Ladungssignal sowie das Impedanzsignal zunächst in ein Spannungssignal umgewandelt werden. Ein Ladungsmeter des Typs 5015A der Kistler Group wird zur Transformation des Ladungssignals der Kraftmessdose in ein Spannungssignal verwendet. (Kistler Group, 2013b) Die Umwandlung des Impedanzsignals der Wegmessung erfolgt mit einem Messwertwandler des Typs multiN-CDT der Firma Micro-Epsilon. Die beiden Spannungssignale werden anschließend über eine Datenaufnahmeeinheit des Typs NI PCIe-6351 der National Instruments Corporation, Austin, USA digitalisiert. Hierbei kommt pro Eingangskanal ein 16 Bit Analog-Digital-Wandler mit einer Aufnahme Frequenz von 100 kHz zum Einsatz. (National Instruments, 2014) Die Daten werden abschließend auf einem Messrechner als Stempelkraft-Stößelweg-Verlauf aufbereitet, visualisiert und gespeichert. Der Signalfluss ist ausgehend vom Kraft- und Wirbelstromsensor im Blockdiagramm in Abbildung 6.4 visualisiert.

6.2.4 Kalibrierung der Kraft- und Wegmesssensorik

Die digitalisierten Spannungsverläufe des Stempelkraft- und Stößelwegsignals müssen zur Auswertung wieder in die ursprünglichen Einheiten Newton und Millimeter umgerechnet werden. Referenzmessungen liefern die hierfür benötigten Parameter für eine Umrechnung der Signale. Für das Kraftsignal wird die Prüfkraft der in Abschnitt 4.2.1 vorgestellten Zug-Druck-Prüfmaschine verwendet. Als Referenz für das Stößelwegsignals dient die Hubhöhe der mechanischen Schnellläuferpresse aus Abschnitt 4.1.1.

Der Einbau der Messunterlagsscheibe im Nebenschluss bringt eine Erhöhung des Messbereichs sowie eine Verringerung der Empfindlichkeit mit sich. Zur Bestimmung der resultierenden Empfindlichkeit des vorgespannten Kraftmesspakets ist diese deshalb zunächst über fünf Mes-

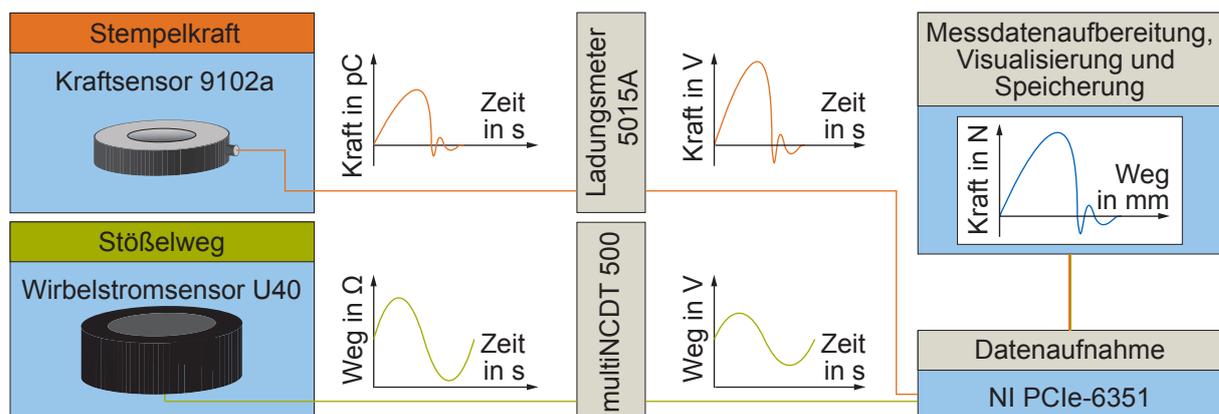


Abbildung 6.4: Blockdiagramm des Signalflusses

spunkte zu $-0,93 \text{ pC/N}$ bestimmt worden. (Kistler Group, 2013a) Die mit dieser Empfindlichkeit aufgenommene Spannungsantwort des Kraftsignals für 14 Prüfkraft zwischen 5 kN und 70 kN in Abbildung 6.5 (a) zeigt einen linearen Zusammenhang zwischen Prüfkraft und Spannung am vorgespannten Kraftmesspaket auf. Ebenso weist die Spannungsantwort des Wegmesssystems an acht betrachteten Messpunkten einen linearen Zusammenhang mit dem Stößelweg auf (siehe Abbildung 6.5 (b)).

Aus den beiden Ausgleichsgeraden in Abbildung 6.5 ergeben sich die Koeffizienten für die Umrechnung der Spannungssignale in das Kraftsignal in Kilonewton und das Wegsignal in Millimeter durch eine lineare Approximation der Kalibrierkurven. Die Parameter für eine Umrechnung der Messwerte sind in Tabelle 6.1 aufgeführt.

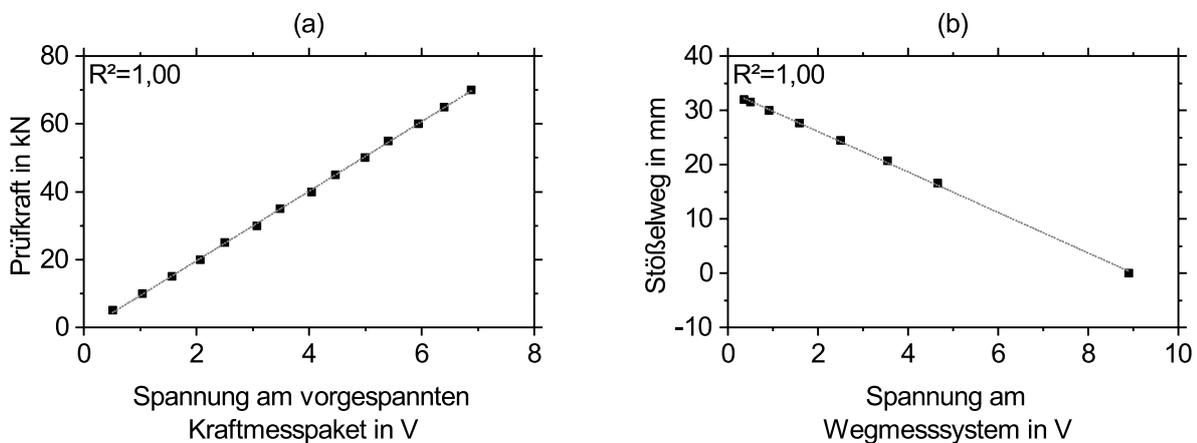


Abbildung 6.5: Kalibrierung der Kraft- und Wegmesssensorik; (a), Linearität des Kraftmesssystems; (b), Linearität des Wegmesssystems

Tabelle 6.1: Parameter für die Umrechnung der Kraft- und Wegsignale

Parameter	Kraftsignal	Wegsignal
Steigung	10,26 kN/V	-3,73 mm/V
Schnittpunkt mit der y-Achse	-0,89 kN	33,55 mm

7 Versuchsbeschreibung und -durchführung

Die Bewertung scherschneidbedingter magnetischer Werkstoffeigenschaftsänderungen findet über direkte und indirekte Analysen der geschnittenen Elektrobleche statt. Zu den direkten Analyseverfahren zählen Messmethoden, die die Änderungen der magnetischen Eigenschaften direkt quantifizieren, wie die Schnittlinienlängenvariation in der genormten Tafelblechprüfung oder die Neutronen Gitter Interferometrie. Des Weiteren ermöglicht eine indirekte Betrachtung der Stempelkraft-Stößelweg-Verläufe, der Schnittflächenkennwerte und der Kaltverfestigung Wechselwirkungen des magnetischen Werkstoffverhaltens mit klassischen Kennwerten schergeschnittener Bauteile zu identifizieren. Zusätzlich zu der mechanischen, metallographischen und magnetischen Betrachtungen trägt eine numerische Untersuchung des Scherschneidprozesses dazu bei, die Wirkzusammenhänge zwischen induzierten Eigenspannungen und dem veränderten magnetischen Werkstoffverhalten zu verstehen. Bevor auf die einzelnen verwendeten Analysemethoden detailliert eingegangen wird, soll zunächst das Vorgehen zur Fertigung der untersuchten Proben aufgezeigt werden.

7.1 Probenherstellung

Um die oben genannten Untersuchungen durchführen zu können, mussten zunächst Probensätze aus den zur Verfügung stehenden Elektroblechgüten mit unterschiedlichen Schneidparametern hergestellt werden. Die Fertigung der Proben fand mit Hilfe der beiden in Abschnitt 6 beschriebenen Versuchswerkzeuge statt. Ein Probensatz setzt sich aus Streifensätzen für die Tafelblechprüfung sowie weiteren Einzelblechen für die zusätzlichen Untersuchungen zusammen. Die Streifensätze für die magnetischen Untersuchungen mit dem Tafelblechprüfgerät bestehen aus einem Blech mit Abmessungen von 60 mm x 60 mm, sechs Blechen mit Abmessungen von 10 mm x 60 mm und zwölf Blechen mit Abmessungen von 5 mm x 60 mm. Des Weiteren wurden zwölf Proben mit einem Abmaß von 10 mm x 60 mm für die magnetische Bewertung über die Neutronen Gitter Interferometrie, die Aufnahme der Schnittflächenkennwerte und die Messung der Kaltverfestigung hergestellt.

Die Bewertung von Variationen des Schneidspalts erfolgt durch den Einsatz von verschiedenen Schneideinsätzen in die Grundplatte des Streifenwerkzeugs. Dadurch können absolute Schneidspalte von 7 μm , 15 μm , 35 μm , 50 μm und 70 μm untersucht werden. Bei der Auswahl dieser absoluten Schneidspalte wurde darauf geachtet, dass ähnliche relative Schneidspalte zur Herstellung der Probensätze aus den unterschiedlichen Dicken der betrachteten Elektroblechgüten verwendbar sind. Durch dieses Vorgehen können vergleichende Untersuchungen an allen Werkstoffen für relative Schneidspalte von 5,0 % und 10,0 % durchgeführt werden. Darüber hinaus wurden Probensätze mit relativen Schneidspalten von 1,1 %, 2,0 % sowie 14,3 % für ausgewählte Elektroblechlegierungen hergestellt. Tabelle 7.1 gibt einen Überblick über die relativen Schneidspalte, welche in Abhängigkeit der jeweiligen Elektroblechgüte untersucht wurden.

Sämtliche Probensätze zur Untersuchung des Schneidspalteinflusses wurden mit scharfkantigem Schneidkantenzustand (SKZ) an den eingesetzten Schneidaktivelementen hergestellt. Zusätzlich stehen für einen absoluten Schneidspalt von 35 µm jeweils zwei Schneidaktivelementensätze mit bearbeiteten Schneidkanten zu Verfügung. Diese werden als Verschleiß 1 (VS1) und Verschleiß 2 (VS2) bezeichnet. An die jeweiligen Schneidkanten wurde das Profil einer tangentialen Ellipse angeschliffen, welches einen verschlissenen Schneidkantenzustand nachbilden soll. Die Größen der beiden Halbachsen des angeschliffenen Ellipsenprofils des Aktivelementensatzes VS2 sind so gewählt, dass sie den Schneidkantenzustand eines Hartmetallochstempel aus dem Werkstoff CF-H40S+ abbilden. Der betrachtete Hartmetallochstempel kam in einem industriellen Elektrolechstanzwerkzeug zum Einsatz. Die Aufzeichnung des Schneidkantenzustands erfolgte nach einer hergestellten Teileanzahl von vier Millionen. Verarbeitet wurde die Elektrolechhgüte NO30-16. Um nicht nur einen neuwertigen und einen verschlissenen Schneidkantenzustand zur Fertigung der Proben zur Verfügung zu haben, wurde ein weiterer Zustand mit geringeren Halbachsenabmessungen (VS1) hergestellt. Tabelle 7.2 zeigt die geometrischen Abmessungen der beiden Halbachsen, welche zur Fertigung der drei eingesetzten Schneidaktivelementensätze, bestehend aus einem Stempel und einem Schneideinsatz, bereitgestellt wurden. Die kleine Halbachse der Ellipse ist parallel zur Stirnfläche und die große Halbachse parallel zur Mantelfläche des Stempels und der Schneidplatte orientiert.

Tabelle 7.1: *Untersuchte relative Schneidspalte in Abhängigkeit der Versuchswerkstoffe*

Blechwerkstoff	Blechdicke in mm	Absoluter Schneidspalt in µm				
		7	15	35	50	70
		Relativer Schneidspalt in %				
NO30-16	0,30	-	5,0	11,7	-	-
M270-35A	0,35	2,0	5,4	10,0	14,3	-
M330-35A L1	0,35	-	5,4	10,0	14,3	-
M330-35A L2	0,35	-	5,4	10,0	14,3	-
M350-65A	0,65	1,1	-	5,4	-	10,8

Tabelle 7.2: *Fertigungsparameter für die zum Einsatz kommenden Schneidaktivelementensätze*

Schneidaktivelementensatz	Kurzzeichen	Kleine Halbachse	Große Halbachse
		in µm	in µm
Scharfkantig	SK	0	0
Verschleiß 1	VS1	40	60
Verschleiß 2	VS2	70	100

Die untersuchten Elektroblechlegierungen weisen eine Anisotropie der magnetischen und mechanischen Werkstoffeigenschaften auf. Aus diesem Grund werden Proben mit unterschiedlicher Orientierung der Schnittlinie zur Walzrichtung untersucht. Bei der Herstellung der Proben wurde darauf geachtet, dass die zu bewertende Schnittlinie einmal parallel und einmal senkrecht zur Walzrichtung ausgerichtet ist.

Die Versuchswerkzeuge wurden in der mechanischen Schnellläuferpresse im Einzelhub mit einer Hubzahl von 100 1/min bei einer Hubhöhe von 32 mm betrieben (siehe Abschnitt 6). Die resultierenden blechdickenabhängigen Stößelaufreffgeschwindigkeiten zeigt Tabelle 7.3.

Neben den schergeschnittenen Proben wurden zudem Referenzmessungen an erodierten Proben durchgeführt. Die Funkenerosion stellt dabei ein geeignetes Trennverfahren dar, um Proben ohne Fertigungseinfluss für magnetische Messungen anzufertigen (Steentjes et al., 2014a). Die Referenzprobenherstellung aus den Versuchsblechen erfolgte über mehrere Schnitte. Dieses Vorgehen reduziert die Anzahl an Eigenspannungen, welche durch die Erwärmung und Abkühlung des Werkstoffs in der Schneideinflusszone entstehen.

7.2 Analyse des Scherschneidprozesses

Zur Ermittlung der Stempelkraft-Stößelweg-Verläufe wurde die im Streifenwerkzeug integrierte Messtechnik eingesetzt. Ohne ein Elektroblech zu schneiden, sind im Stempelkraft-Stößelweg-Verlauf bereits geringfügige Kräfte von bis zu 650 N aufgrund des geringen Stempelspiels festzustellen. Um diesen Messfehler zu vermeiden, wurden kompensierte Stempelkraft-Stößelweg-Verläufe nach (Gleichung 7.1) berechnet. Die Diskussion des Scherschneidprozesses erfolgt anhand eines gemittelten Stempelkraft-Stößelweg-Verlaufs nach (Gleichung 7.2). Er ist das Ergebnis einer Mittelung von mindestens fünf kompensierten Stempelkraft-Stößelweg-Verläufen.

Tabelle 7.3: Stößelaufreffgeschwindigkeit in Abhängigkeit der Blechdicke

Blechdicke	Stößelaufreffgeschwindigkeit
in mm	in mm s ⁻¹
0,30	65
0,35	71
0,65	76

$$F_{\text{St,komp}}(z_{\text{St}}) = F_{\text{St}}(z_{\text{St}}) - F_{\text{St},0}(z_{\text{St}}) \quad (\text{Gleichung 7.1})$$

$$F_{\text{St,m}}(z_{\text{St}}) = \frac{1}{n} \sum_{n=1}^N F_{\text{St,komp},n}(z_{\text{St}}) \quad (\text{Gleichung 7.2})$$

- $F_{\text{St,komp}}$: Kompensierte Stempelkraft
 z_{St} : Stößelweg
 F_{St} : Stempelkraft
 $F_{\text{St},0}$: Stempelkraft ohne Scherschneidvorgang
 $F_{\text{St,m}}$: Gemittelte Stempelkraft

7.3 Metallographische Schnittteilanalyse

Um Aussagen über die Auswirkung der Prozessparametervariationen auf die Ausbildung der Schneideinflusszone tätigen zu können, wurde die Kaltverfestigung des Werkstoffs mit Hilfe der Kleinlasthärteprüfung nach Vickers sowie die Schnittflächenkenngrößen nach VDI 2906-2 (1994-05) bewertet. Wie diese beiden Untersuchungen durchgeführt wurden, soll im Folgenden aufgezeigt werden.

7.3.1 Analyse der plastischen Deformationen in der beeinflussten Randzone

Die Kleinlasthärteprüfung nach Vickers erfolgte mit einer Prüflast von 0,25 N. Die dabei gewählte Positionierung der Vickers-Eindrücke in der Schneideinflusszone ist in Abbildung 7.1 für einen Werkstoff mit einer Blechdicke von 0,35 mm dargestellt.

Die Eindrücke sind linienförmig in Spalten angeordnet. Der horizontale Abstand der ersten Messreihe vom Glattschnitt der Schnittfläche sowie der horizontale Abstand der Messreihen voneinander beträgt 0,045 mm. Der Abstand der Eindrücke einer Messreihe in Blechdicken-

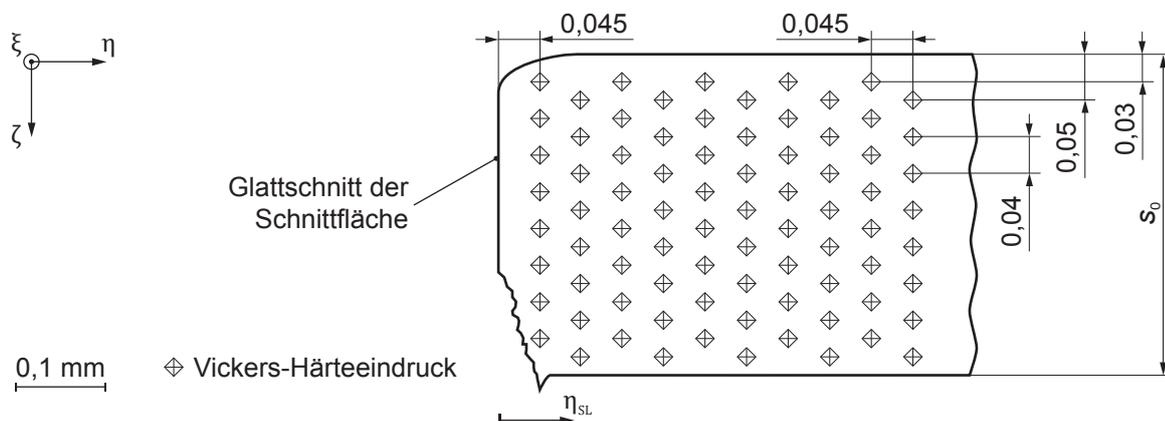


Abbildung 7.1: Positionierung der Vickers-Eindrücke

richtung liegt bei 0,04 mm. Sämtliche Abstände der Eindrücke zueinander wurden so gewählt, dass die plastische Deformation eines Härteeindrucks keinen Einfluss auf benachbarte Härteeindrücke nimmt. Jede zweite Spalte ist deshalb zusätzlich um 0,2 mm vertikal versetzt zu ihren benachbarten Spalten angeordnet.

Der Einfluss von Prozessparametervariationen auf die Kaltverfestigung des Werkstoffs in der Schneideinflusszone wurde anhand der normierten Verfestigung nach (Gleichung 7.3) untersucht. Die lokal gemessene Vickers-Härte wurde hierfür auf die Grundhärte des Werkstoffs normiert und über die Blechdicke hinweg gemittelt. Hieraus resultieren Kurven, die eine Bewertung der plastischen Deformation in Bezug auf den Abstand zur Schnittlinie ermöglichen.

$$HV_{\text{norm}}(\eta_{\text{SL}}) = \frac{1}{n_{\zeta}} \sum_{i=1}^{n_{\zeta}} \frac{HV(\eta_{\text{SL}}, n_{\zeta})}{HV_0} \quad (\text{Gleichung 7.3})$$

- HV_{norm} : Normierte Verfestigung
- η_{SL} : Abstand von der Schnittlinie
- n_{ζ} : Anzahl der Eindrücke pro Spalte
- HV : Lokal ermittelte Vickers-Härte
- HV_0 : Vickers-Härte des Grundwerkstoffs

7.3.2 Analyse der Schnittflächenkennwerte

Anhand von optischen Aufnahmen der hergestellten Elektroblechproben wurde der Einfluss der Prozessparametervariationen auf die entstehenden Schnittflächenkennwerte untersucht. Hierzu kam das 3D-Laserscanningmikroskop aus Abschnitt 4.2.4 zum Einsatz. Zur quantitativen Analyse der Schnittflächenkenngrößen wurde das Schnittflächenprofil acht Mal in einem 1 mm x 1 mm großen Bereich an je drei Stellen der fünf betrachteten Schnittteile aufgenommen. Das Schnittflächenprofil, das zur Ermittlung der charakteristischen Kenngrößen herangezogen wird, ergibt sich somit aus einer Mittelung von 120 einzelnen Profilen.

7.4 Tafelblechprüfung

Die Beeinträchtigung der magnetischen Werkstoffeigenschaften durch den Scherschneidprozess ist über eine Tafelblechprüfung bewertet worden. Sie erfolgte über eine Einzelstreifenmessspule in Anlehnung an DIN IEC 60404-3 (2010-05). Um die Veränderung des magnetischen Verhaltens zu untersuchen, wurden in das Prüfvolumen der Einzelstreifenmessspule nicht nur einzelne Versuchsbleche, sondern mehrere eingelegt (siehe Abschnitt 4.2.7 und Abschnitt 6). Die Gesamtbreite und -länge einer Messkonfiguration blieb konstant bei 60 mm x 60 mm. Insgesamt wurden drei Konfigurationen je Prozessparameter-Werkstoff-Kombination geprüft. Die aus einzelnen Blechen bestehenden drei untersuchten Messkonfigurationen mit Schnittlinien-

längen von 120 mm, 720 mm und 1440 mm sowie die Positionierung einer Konfiguration in der Einzelstreifenmessspule sind in Abbildung 7.2 dargestellt.

Die Schnittlinienlängen ergeben sich aus der Anzahl der Elektrobleche je Messkonfiguration, die aus einem Blech à 60 mm x 60 mm, sechs Blechen à 10 mm x 60 mm oder zwölf Blechen à 5 mm x 60 mm besteht. Für die Tafelblechprüfung sind dabei ausschließlich die Schnittlinien, welche in Magnetisierungsrichtung orientiert sind, relevant. Durch die Zunahme der Schnittlinienlänge innerhalb des Prüfbereichs erhöht sich der Anteil des fehlerstellen- und eigenspannungsbehafteten Werkstoffvolumens. Ein Rückschluss auf die Auswirkung der Prozessparametervariation auf das magnetische Werkstoffverhalten ist damit möglich. Um sicherzustellen, dass die Veränderung der Verluste ausschließlich eine Folge der Schnittlinienlängenerhöhung ist, werden diese auf die Masse der geprüften Messkonfiguration bezogen.

Die Tafelblechprüfung der Probensätze liefert neben einer werkstoffspezifischen auch eine verarbeitungsparameterabhängige Hysterese als Ergebnis. Die Hysterese wurde für vier maximale magnetische Polarisierungen von 0,5 T, 1,0 T, 1,5 T und 1,8 T bestimmt. Die Magnetisierung der Probensätze fand mit den vier Frequenzen 10 Hz, 50 Hz, 100 Hz und 400 Hz statt. Aufgrund eines begrenzten Messbereichs konnten für eine Frequenz von 400 Hz nur Hysteresen für maximale magnetische Polarisierungen von 0,5 T und 1,0 T aufgenommen werden. Zusätzlich zur Betrachtung der Veränderung der Hysteresen mit zunehmender Schnittlinienlänge erfolgt die Diskussion von Parametervariationen beim Scherschneiden anhand eines Vergleichsfaktors. Dieser wird in Abhängigkeit von der maximalen magnetischen Polarisierung, der Erregungsfrequenz und der Probenorientierung für die folgenden vier magnetischen Kennwerte bestimmt:

- Maximale magnetische Feldstärke
- Eisenverluste
- Koerzitivfeldstärke
- Remanenzpolarisation

Die vier Vergleichsfaktoren dienen dazu die relative Veränderung des betrachteten magnetischen Kennwerts bei Erhöhung der Schnittlinienlänge von 120 mm auf 720 mm oder 1440 mm

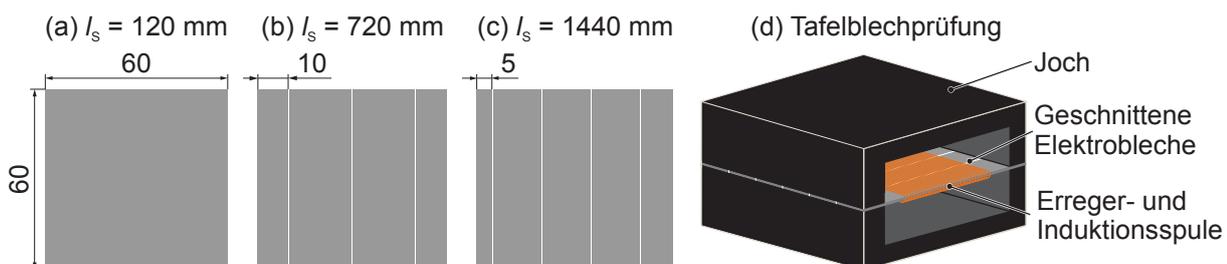


Abbildung 7.2: Messkonfigurationen mit einer Schnittlinienlänge von (a), 120 mm, (b), 720 mm und (c), 1440 mm; (d), Positionierung einer Messkonfiguration in der Einzelstreifenmessspule

zu bewerten. Durch dieses Vorgehen werden ausschließlich scherschneidbedingte Änderungen des magnetischen Werkstoffverhaltens betrachtet. Die Berechnung eines Vergleichsfaktors erfolgt nach (Gleichung 7.4) und (Gleichung 7.5). Die Vergleichsfaktoren $C_{A_6,P}$ und $C_{A_{12},P}$ beschreiben damit die Veränderung des betrachteten magnetischen Kennwerts bei einer Erhöhung der Schnittlinienlänge um das sechs- beziehungsweise zwölfwache in Abhängigkeit der Orientierung der magnetisch relevanten Schnittlinienlänge zur Walzrichtung. Eine von der Schnittlinienpositionierung unabhängige Betrachtung des Einflusses von Prozessparametervariationen auf die magnetischen Kennwerte findet über die gemittelten orientierungsunabhängigen Vergleichsfaktoren C_{A_6} sowie $C_{A_{12}}$ nach (Gleichung 7.6) und (Gleichung 7.7) statt.

$$C_{A_6,P}(J_{\max}, f, \theta) = \frac{A_{720\text{mm}}(J_{\max}, f, \theta)}{A_{120\text{mm}}(J_{\max}, f, \theta)} \quad (\text{Gleichung 7.4})$$

$$C_{A_{12},P}(J_{\max}, f, \theta) = \frac{A_{1440\text{mm}}(J_{\max}, f, \theta)}{A_{120\text{mm}}(J_{\max}, f, \theta)} \quad (\text{Gleichung 7.5})$$

$$C_{A_6}(J_{\max}, f) = \frac{C_{A_6,P}(J_{\max}, f, 0^\circ) + C_{A_6,P}(J_{\max}, f, 90^\circ)}{2} \quad (\text{Gleichung 7.6})$$

$$C_{A_{12}}(J_{\max}, f) = \frac{C_{A_{12},P}(J_{\max}, f, 0^\circ) + C_{A_{12},P}(J_{\max}, f, 90^\circ)}{2} \quad (\text{Gleichung 7.7})$$

- $C_{A_6,P}$: Orientierungsabhängiger Vergleichsfaktor bei sechsfacher Erhöhung der relevanten Schnittlinienlänge
- J_{\max} : Maximale magnetische Polarisierung
- f : Frequenz
- θ : Orientierung der relevanten Schnittlinienlänge zur Walzrichtung (0° oder 90°)
- $A_{720\text{mm}}$: Beliebiger magnetischer Kennwert für eine Messkonfiguration mit einer Schnittlinienlänge von 720 mm
- $A_{120\text{mm}}$: Beliebiger magnetischer Kennwert für eine Messkonfiguration mit einer Schnittlinienlänge von 120 mm
- $C_{A_{12},P}$: Orientierungsabhängiger Vergleichsfaktor bei zwölfwacher Erhöhung der relevanten Schnittlinienlänge
- $A_{1440\text{mm}}$: Beliebiger magnetischer Kennwert für eine Messkonfiguration mit einer Schnittlinienlänge von 1440 mm
- C_{A_6} : Orientierungsunabhängiger Vergleichsfaktor bei sechsfacher Erhöhung der relevanten Schnittlinienlänge
- $C_{A_{12}}$: Orientierungsunabhängiger Vergleichsfaktor bei zwölfwacher Erhöhung der relevanten Schnittlinienlänge

7.5 Neutronen Gitter Interferometrie Analyse

Die Untersuchung schergeschnittener Elektrobleche mit Hilfe der Neutronen Gitter Interferometrie (NGI) stellt ein probates Mittel dar, um globale magnetische Eigenschaftsänderungen lokalen mechanisch spannungsbehafteten Bereichen in der Schneideinflusszone zuzuordnen. Da die Domänenwände innerhalb der Elektrobleche ankommende Neutronen um einen kleinen Winkel streuen, kann über den Dunkelfeld-Kontrast die lokale Variation der Domänenwanddichte analysiert werden. Aufgrund dessen, dass diese neben dem verwendeten Werkstoff und der anliegenden Feldstärke von den lokal induzierten Fehlstellen und mechanischen Spannungen abhängt, erlaubt die NGI eine Analyse der magnetischen Eigenschaften schergeschnittener Elektrobleche (Betz et al., 2016b).

Zumal mechanische Spannungen die magnetische Polarisation eines Werkstoffs bei Anliegen eines magnetischen Feldes unterschiedlich stark beeinträchtigen, erfolgt die Analyse der lokalen Domänenwandzustände bei variierenden magnetischen Feldstärken. Auf den hierfür verwendeten Magnetisierungsaufbau wird nachfolgend eingegangen. Im Anschluss erfolgt eine Beschreibung der Versuchsparameter und des Versuchsablaufs, der NGI-Kalibrierung sowie der verwendeten Auswertemethodik.

7.5.1 Aufbau zur Magnetisierung der Elektrobleche

Um geschnittene Elektroblechproben zu Magnetisieren ist ein an das Neutronen Gitter Interferometer angepasster Magnetisierungsaufbau hergestellt worden. Hierbei musste auf zwei Aspekte Wert gelegt werden. Zum einen war es wichtig darauf zu achten, dass die Distanz zwischen der Elektroblechprobe und dem Phasengitter G_1 möglichst klein gehalten wird, da hierdurch die Abbildungsgenauigkeit des lokalen Domänenwandzustands auf den Detektor gesteigert wird. Zum anderen war auf eine Minimierung der Wärmeentwicklung beim Magnetisieren der Probe zu achten, da ein Wärmeübertrag auf das Positioniersystem der beiden Linear-gitter G_1 und G_2 sowie auf die Gitter selbst die Ergebnisqualität vermindert. Der Aufbau zur Magnetisierung der Proben ist in Abbildung 7.3 (a) schematisch dargestellt.

Die zu untersuchende Elektroblechprobe wird über ein Joch magnetisiert. Das Joch ist aus 29 gestapelten nicht-kornorientierten Elektroblechen der Güte M330-35A aufgebaut. Dadurch erwärmt sich das Joch im Falle eines wechselnden Magnetfelds aufgrund der induzierten Wirbelströme weniger stark als beim Aufbau aus einem massiven ferromagnetischen Kern. Das Joch setzt sich aus drei Schenkeln zusammen. Der mittlere Schenkel mit einer Breite von 60 mm verfügt über eine Querschnittsfläche, die der doppelten Querschnittsfläche der beiden äußeren Schenkel entspricht. Dies gewährleistet einen homogenen magnetischen Fluss über den gesamten Probenquerschnitt.

Die Positionierung der Elektrobleche erfolgt im mittleren Schenkel. Hier wird die Probe zwischen den gestapelten Jochblechen geklemmt. Wie die gestrichelte Linie in Abbildung 7.3 (a) andeutet, wurde hierzu der Ausschnitt in drei Jochblechen im mittleren Schenkel von 50 mm

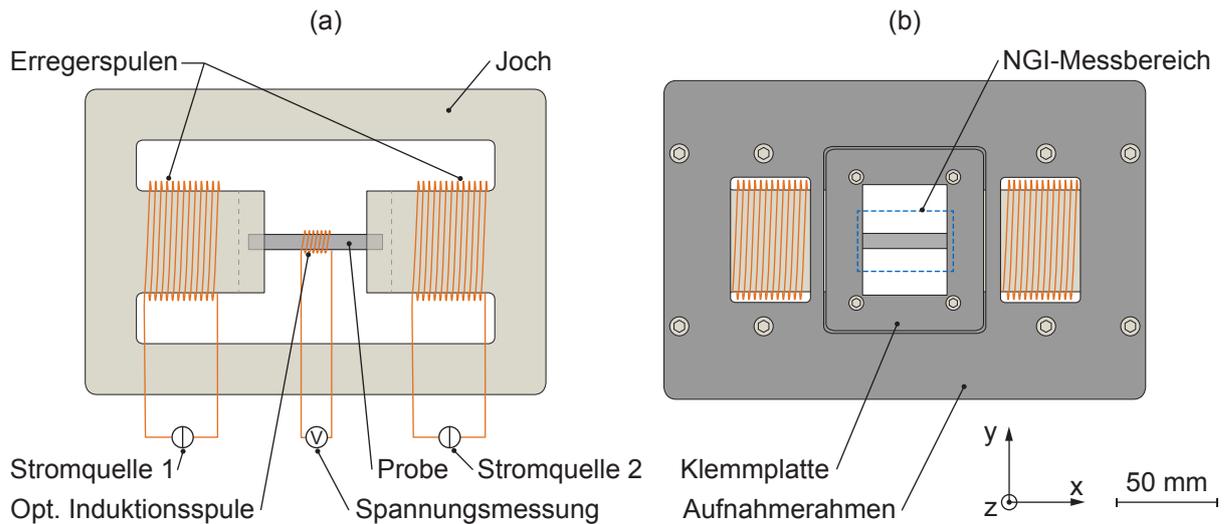


Abbildung 7.3: (a), Schematischer Aufbau zur Magnetisierung der Elektrobleche; (b), Messbereich der NGI Analyse eines Elektroblechs im eingebauten Zustand

auf 70 mm vergrößert. Diese drei Bleche sind mittig zwischen den anderen gestapelten Blechen angeordnet. Maximal kann somit eine Blechdicke von 1,05 mm im Joch geklemmt werden.

Zur Magnetisierung des Jochs und der Probe stehen zwei Erregerspulen zu Verfügung. Die Spulen mit jeweils 75 Windungen haben eine Länge von 45 mm und sind aus einem lackisolierten Kupferdraht mit einem Durchmesser von einem Millimeter gewickelt. Sie sind auf dem mittleren Schenkel des Magnetisierungsjochs in einem Abstand von 52 mm zur Probenmitte angeordnet. Um die gewünschte magnetische Feldstärke zu erzeugen, stehen zwei Gleichstromquellen des Typs Genesys TM-750W-1500W der Firma TDK-Lambda, Tokyo, Japan, zu Verfügung. Die beiden Quellen erlauben eine Stromregelung im Bereich von 0 A bis 10 A. (TDK-Lambda EMEA, 2013)

Eine optionale Suchspule ermöglicht die magnetische Polarisation in den Elektroblechproben ex situ mittels des für die Tafelblechprüfung eingesetzten, computergestützten Messsystems zu bestimmen (siehe Abschnitt 4.2.7). Die Suchspule ist aus einem lackisoliertem Kupferdraht mit einem Durchmesser von 0,5 mm gewickelt und weist 100 Windungen und eine Länge von 20 mm auf.

Um den Magnetisierungsaufbau auf einem Proben Tisch vor dem Phasengitter G_1 zu positionieren, sind das Joch sowie die beiden Erregerspulen in einem Aufnahmerahmen integriert (siehe Abbildung 7.3 (b)). Die Probenbefestigung im Joch erfolgt über eine Klemmplatte. Die Abmessungen des Magnetisierungsaufbaus betragen 340 mm x 220 mm x 20,4 mm. Der Abstand von der Probenmitte zur Rückseite des Aufnahme Rahmens liegt bei 8,7 mm. Aufgrund seiner geringen Dicke kann der Magnetisierungsrahmen unmittelbar vor dem Phasengitter G_1 positioniert und damit eine hohe Abbildungsgenauigkeit erreicht werden.

7.5.2 Versuchsparemeter und Versuchsablauf

Die Aufnahmen des Dunkelfeld-Kontrasts schergeschnittener Elektrobleche erfolgte bei einer Neutronenwellenlänge von $3,2 \text{ \AA}$. Die Intensitätssoszilation in jedem Pixel des Detektors nach (Gleichung 4.1), welche zur Berechnung des Dunkelfeld-Kontrasts nach (Gleichung 4.4) verwendet wurde, ergab sich aus einer Verschiebung des Absorbtionsgitters G_0 in zehn äquidistanten Schritten der Periodizität von G_0 und damit mit $0,16 \text{ mm}$ pro Schritt. In jedem der zehn Schritte wurden drei Bilder mit einer Belichtungszeit von 20 s aufgenommen. Jede Dunkelfeld-Aufnahme ist somit das Resultat einer Belichtungszeit von 600 s . Zur Minimierung der Berechnungszeit wurde der Messbereich auf eine Größe von $57,6 \text{ mm} \times 68,2 \text{ mm}$ reduziert (siehe Abbildung 7.3).

Der über die Blechdicke gemittelte Domänenwandzustand wurde für acht magnetische Feldstärken H_{NGI} ermittelt. Diese sind in Tabelle 7.4 dargestellt und ergeben sich aus der eingestellten Stromstärke I_{NGI} nach (Gleichung 2.9). Aufgrund der nur begrenzt zu Verfügung stehenden Messzeit am Neutronen-Radiografie-Instrument, konnten für den Werkstoff M330-65A keine NGI Untersuchungen bei der magnetischen Feldstärke von 11120 A/m durchgeführt wurden.

Sämtliche Messungen wurden bei konstanten magnetischen Feldstärken aufgenommen. Dieses Vorgehen erlaubte die direkte Korrelation des in situ aufgenommenen Dunkelfeld-Kontrasts mit ex situ Messungen der globalen magnetischen Eigenschaften. Im Vergleich zu NGI Untersuchungen mit magnetischen Wechselfeldern, wie sie Betz et al. (2016a) durchgeführt haben, ist hierdurch eine Korrelation der Dunkelfeld-Aufnahmen mit global ermittelten magnetischen Kennwerten möglich.

Für NGI Untersuchungen wurden Streifen mit einer Abmessung von $60 \text{ mm} \times 10 \text{ mm}$, wie sie auch bei der Tafelblechprüfung zum Einsatz kommen, verwendet. Eine homogene Verteilung des magnetischen Flusses über den gesamten Querschnitt konnte über die konstante Breite der verwendeten Probe sichergestellt werden. Die Schnittlinie der betrachteten Elektrobleche lag bei allen Messungen normal zur Walzrichtung. Damit sichergestellt werden konnte, dass die magnetische Vorgeschichte des jeweils betrachteten Elektroblechs keinen Einfluss auf das Messergebnis nimmt, erfolgte eine Entmagnetisierung vor jeder ex situ und in situ Messung.

Tabelle 7.4: Untersuchte Strom- und Feldstärken in der NGI Analyse

Strom	Feldstärke	Strom	Feldstärke
I_{NGI}	H_{NGI}	I_{NGI}	H_{NGI}
in A	in 10^3 A/m	in A	in 10^3 A/m
0,00	0,00	1,34	2,23
0,13	0,22	2,00	3,33
0,27	0,45	5,00	8,33
0,47	0,78	6,67	11,12

7.5.3 Kalibrierung und Auswertung

Angesichts der Tatsache, dass der Dunkelfeld-Kontrast in direktem Zusammenhang mit der Anzahl der Domänenwände über der Blechdicke steht, lassen sich Veränderungen der magnetischen Werkstoffeigenschaften, wie etwa die fertigungsinduzierten Fehlstellen und Eigenspannungen in der Schneideinflusszone, direkt beobachten. Damit der Einfluss des Scherschneidens auf die lokalen magnetischen Eigenschaften bewertet werden kann, ist ein detailliertes Verständnis bezüglich des Zusammenhangs von Dunkelfeld-Kontrast, magnetischer Feldstärke und magnetischer Polarisierung nötig. Hierzu wird zunächst allgemein auf die Umrechnung der Dunkelfeld-Aufnahme in ein DFI-Kontrast-Profil eingegangen. Anschließend daran kann anhand dieses Profils die Veränderung des DFI-Kontrasts für eine Variation der magnetischen Feldstärke aufgezeigt werden. Über eine Zusammenführung des gemittelten Dunkelfeld-Kontrasts mit der ex situ aufgenommenen Kommutierungskurve kann abschließend eine Mapping-Datenbasis zur Umrechnung des Dunkelfeld-Kontrasts in die lokale magnetische Polarisierung generiert werden. Dieses Vorgehen erlaubt den direkten Vergleich der NGI Untersuchungen mit globalen magnetischen Analysen.

Darstellung und Auswertung der Dunkelfeld-Aufnahme

Für eine magnetische Feldstärke von 780 A/m ist eine über die NGI berechnete Dunkelfeld-Aufnahme einer erodierten Probe des Werkstoffs M330-35A L1 in Abbildung 7.4 (a) zu sehen. In der Dunkelfeld-Aufnahme ist ein Dunkelfeld-Kontrast vom Wert Eins gleichbedeutend mit keiner Streuung des Neutronenstrahls. Ein Wert von Null hingegen deutet auf eine übermäßige Streuung der ankommenden Neutronen hin. Der Vergleich von Dunkelfeld-Aufnahmen miteinander findet anhand von Dunkelfeld-Kontrast-Profilen statt. Diese stellen den mittleren Dunkelfeld-Kontrast über dem Abstand zur Schnittlinie η_{SL} dar. Jeder Punkt des Dunkelfeld-Kontrast-Profils ergibt sich aus dem Mittel aller Dunkelfeld-Kontraste mit demselben Abstand zur Schnittfläche. Die Mittelung der Dunkelfeld-Kontrast-Profile erfolgt, wie in Abbildung 7.4 (a) dargestellt, über einen 900 px beziehungsweise 24,3 mm großen Auswertebereich. Bevor die Mittelung erfolgt, wird die Dunkelfeld-Aufnahme noch über einen 2 px Medianfilter bearbeitet, um einzelne fehlerhaft berechnete Pixel auszubessern. Die für drei unterschiedliche magnetische Feldstärken berechneten Dunkelfeld-Kontrast-Profile sind in Abbildung 7.4 (b) aufgetragen. Die Standardabweichung der Mittelung jedes Profils ist als Fehlerstreifen abgebildet.

Unabhängig von der magnetischen Feldstärke ist ein über den Probenquerschnitt gleichmäßig verteilter Dunkelfeld-Kontrast und damit eine gleichmäßige Probenmagnetisierung festzustellen. Die erhöhten Dunkelfeld-Kontraste für zunehmende Feldstärken bestätigen zudem die verringerte Streuung der Neutronen aufgrund der reduzierten Domänenwandanzahl. Im Bereich von 100 μm bis 150 μm innerhalb der beiden Schnittlinien ist ein Anstieg des Dunkelfeld-Kontrasts zu erkennen. Dies ist zum einen die Folge einer Signalunschärfe aufgrund des verwen-

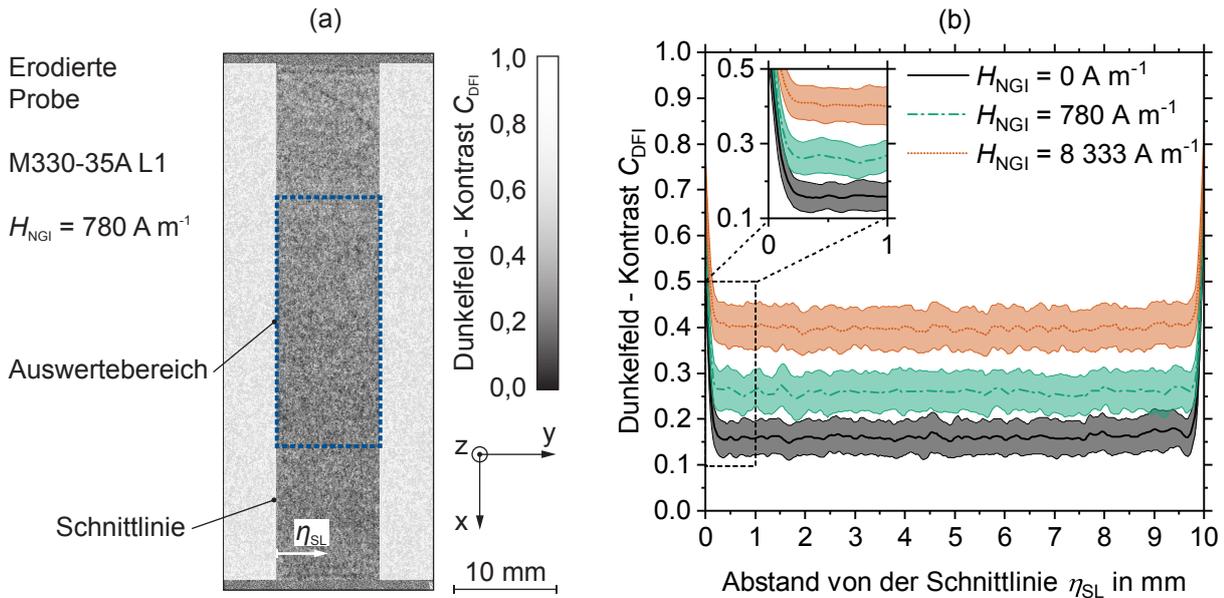


Abbildung 7.4: Vorgehen zur Auswertung der Dunkelfeld-Aufnahme; (a), Dunkelfeld-Aufnahme einer erodierten Probe aus dem Werkstoff M330-35A L1, aufgenommen bei einer magnetischen Feldstärke von 780 A/m ; (b), Dunkelfeld-Kontrast-Profile für drei unterschiedliche magnetische Feldstärken von 0 A/m , 780 A/m und 8333 A/m

deten Szintillators sowie des eingesetzten Median-Filters. Zum anderen hängt der lokal ermittelte Dunkelfeld-Kontrast auch von der Domänenorientierung ab (Grünzweig et al., 2008). Da die Domänenorientierung direkt an der Schnittlinie durch eingebrachte mechanische Spannungen beeinträchtigt sein kann, kann dies ebenfalls zu einer Erhöhung des Dunkelfeld-Kontrasts führen (Takezawa et al., 2006).

Ableitung der lokalen Polarisation aus der Dunkelfeld-Aufnahme

Zwecks eines anschaulicheren Vergleichs der NGI Analysen mit globalen magnetischen Messungen und um eine einfachere Einbindung der Ergebnisse in numerischen Magnetfeldsimulationen zu ermöglichen, wird der Dunkelfeld-Kontrast in einen lokalen Polarisationswert umgerechnet. Hierfür ist es nötig, jedem ermittelten Dunkelfeld-Kontrast-Wert einer Probe einen Polarisationswert zuzuordnen. Durchgeführt werden kann dies sowohl mit einer Umrechnung über eine Fit-Funktion, wie sie in Siebert et al. (2013 und 2014) eingesetzt wird, als auch über den Ergebnistransfer mit Hilfe einer Mapping-Datenbasis. Unabhängig von der verwendeten Methode werden hierzu Ergebnisse der in situ Messungen des Dunkelfeld-Kontrasts sowie der ex situ Messungen der magnetischen Polarisation im selben magnetischen Feldstärkebereich benötigt. Als Grundlage für die Umrechnung des Dunkelfeld-Kontrasts in einen lokalen Polarisationswert dienen ausschließlich Messungen an erodierten Proben jeder betrachteten Werkstoffgüte. Dies ist ausreichend, da die Umrechnung nicht vom eingesetzten Trennverfahren beeinflusst wird (Siebert et al., 2013).

Einen der beiden Hauptbestandteile für die Umrechnung stellt der Median des Dunkelfeld-Kontrasts $C_{DFI,M}$ dar. Er wurde im Auswertebereich für die acht untersuchten magnetischen Feldstärken unter Berücksichtigung der betrachteten Werkstoffgüte berechnet. Die Ergebnisse dieser Auswertung sind in Abbildung 7.5 (a) aufgeführt. Generell ist für alle Werkstoffe eine Zunahme des Dunkelfeld-Kontrasts für gesteigerte magnetische Feldstärken zu erkennen. Eine Ausnahme stellt hierbei der Werkstoff M350-65A dar, bei dem sich der mittlere Dunkelfeld-Kontrast für kleine magnetische Feldstärken marginal verringert bevor er zunimmt. Des Weiteren ist zu beobachten, dass die Steigungen der mittleren Dunkelfeld-Kontraste der Werkstoffe vom Siliziumgehalt und der Blechdicke abhängen. So weisen Werkstoffe mit hohem Siliziumgehalt höhere Zunahmen des mittleren Dunkelfeld-Kontrasts auf. Grund hierfür sind die gesteigerten Korngrößen mit denen eine kleinere Zahl an Domänenwänden einhergeht. Dies ist für eine konstante Blechdicke anhand der Werkstoffe M270-35A mit 2,74 Gew.-% Si, M330-35A L1 mit 2,33 Gew.-% Si und M330-35A L2 mit 1,37 Gew.-% Si deutlich erkennbar. Auch die Minimierung der Anzahl an Domänenübergängen für kleiner werdende Blechdicken sorgt für eine geringere Streuung der Neutronen und damit für eine Steigerung des Dunkelfeld-Kontrasts. Für konstante Siliziumgehalte von circa 2,75 Gew.-% Si ist dies anhand der Werkstoffe M350-65A, M270-35A und NO30-16 zu beobachten.

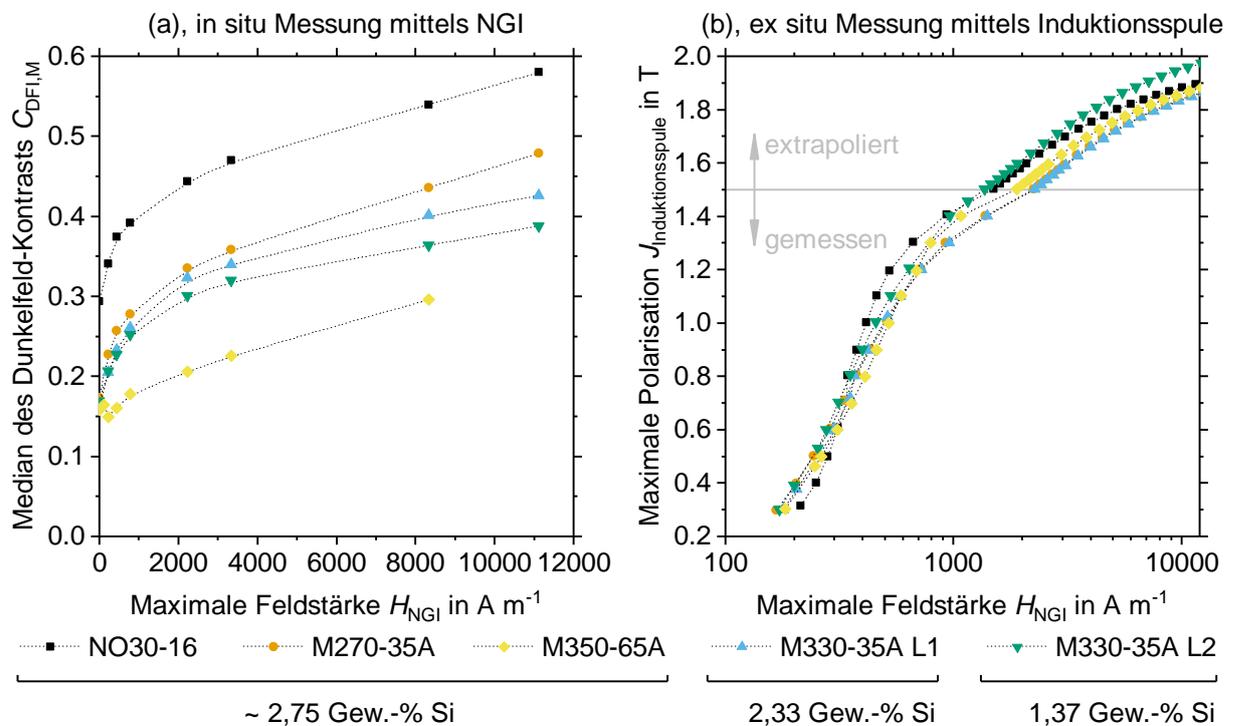


Abbildung 7.5: (a), Einfluss des Siliziumgehalts und der Blechdicke auf den Median des Dunkelfeld-Kontrasts im Auswertebereich der NGI Messung für steigende maximale magnetische Feldstärken; (b), Kommutierungskurven der betrachteten Werkstoffe aufgenommen mit Hilfe der optionalen Induktionsspule im selben magnetischen Feldstärkebereich bei einer Frequenz von 50 Hz

Den zweiten Hauptbestandteil für die Umrechnung des Dunkelfeld-Kontrasts in einen lokalen Polarisationswert stellen Kommutierungskurven der fünf betrachteten Werkstoffe dar. Die aufgenommenen Kurven der erodierten Proben sind in Abbildung 7.5 (b) dargestellt. Zur Bestimmung der maximalen magnetischen Polarisierung $J_{\text{Induktionsspule}}$ kam die optionale Induktionsspule zum Einsatz. Die magnetischen Polarisationswerte sind zwischen 0,3 T und 1,5 T in 0,1 T Schritten experimentell aufgezeichnet worden. Werte mit höheren magnetischen Polarisierungen sind mit Hilfe der Fröhlich-Kennelly-Extrapolationsmethode berechnet worden (Bozorth, 2003). Die Kommutierungskurven wurden bei einer Frequenz von 50 Hz aufgenommen. Das Stromsignal an einer Erregerspule ist dabei so geregelt worden, dass ein sinusförmiges Spannungssignal an der Induktionsspule anliegt.

Eine Zusammenführung der lokalen NGI Messungen mit den globalen Aufnahmen aus Abbildung 7.5 (a) und (b) erlaubt es, den lokalen Dunkelfeld-Kontrast in einen lokalen Polarisationswert zu transformieren. Hierfür werden sowohl mittlere Dunkelfeld-Kontraste als auch maximale magnetische Polarisierungen an denselben magnetischen Feldstärkewerten benötigt. Ermöglicht wird dies durch eine lineare Interpolation der Kurven aus Abbildung 7.5 (a) und (b) in einem Feldstärkebereich von 0 A/m bis 12000 A/m. Die Interpolation des Bereichs erfolgte über 200 äquidistante Feldstärkeschritte. Der aus der Zusammenführung der Daten resultierende Verlauf der maximalen magnetischen Polarisierung über dem Median des Dunkelfeld-Kontrasts ist in Abbildung 7.6 (a) für die betrachteten Werkstoffe dargestellt.

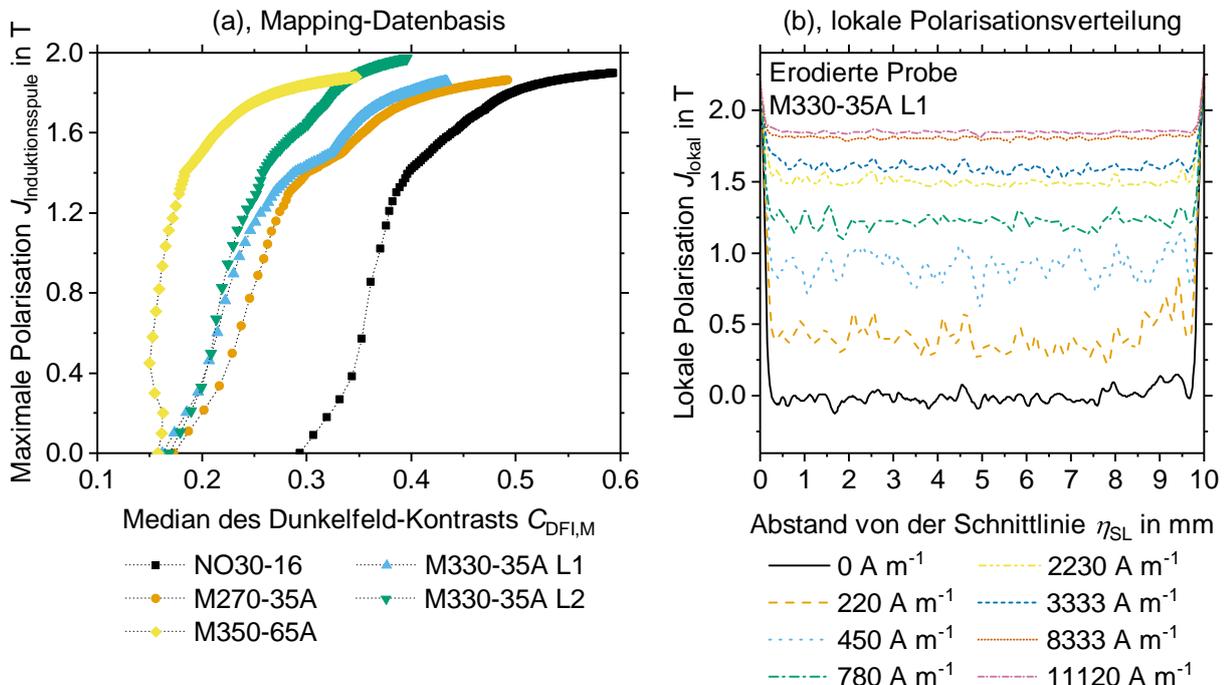


Abbildung 7.6: (a), Zusammenhang der maximalen magnetischen Polarisierung mit dem mittleren Dunkelfeld-Kontrast der fünf betrachteten Werkstoffe; (b), Lokale Polarisationsverteilungen für die acht betrachteten magnetischen Feldstärken einer erodierten Probe aus dem Werkstoff M330-35A L1

Es zeigt sich, dass die Korrelation der lokalen und globalen Messungen sowohl von der Blechdicke als auch von der Legierung des jeweiligen Elektroblechwerkstoffs abhängen. Aufgrund der Tatsache, dass die Kurven keine eindeutige Wechselwirkung zwischen der sich verändernden Domänenwanddicke und der globalen Polarisierung erkennen lassen, scheint die Verwendung einer Fitting-Funktion zur Umrechnung der Daten nicht zielführend. Daher erfolgt die Berechnung der lokalen Polarisierung J_{lokal} aus den lokalen Dunkelfeld-Kontrasten über ein linear inter- und extrapolierendes Datenmapping. Die abgebildeten Zusammenhänge dienen dabei als Mapping-Datenbasis.

Abbildung 7.6 (b) zeigt die aus den Dunkelfeld-Kontrast-Profilen mit Hilfe der Mapping-Datenbasis berechneten lokalen Polarisierungsverteilungen der bereits zuvor betrachteten erodierten Elektroblechprobe aus dem Werkstoff M330-35A L1 für acht unterschiedliche magnetische Feldstärken. Die lokalen Polarisierungsverteilungen für Feldstärken unterhalb von 780 A/m weisen eine erhöhte Fluktuation der berechneten lokalen Polarisierungswerte auf. Dies liegt in der erhöhten Steigung der Kurven der Mapping-Datenbasis im Bereich von 0,4 T bis 1,2 T begründet, da hier kleine Änderungen des mittleren Dunkelfeld-Kontrasts hohe Polarisierungsänderungen zur Folge haben. Im Fall des Elektroblechwerkstoffs M350-65A besteht zudem die Gefahr einer nicht eindeutigen Zuordnung von lokalem Dunkelfeld-Kontrast zu lokalem Polarisierungswert. Dies ist eine Folge des nicht stetig steigenden Verlaufs der dargestellten Kurve. Um eine fehlerhafte Zuordnung der Werte zu vermeiden, erfolgt für diesen Werkstoff die Berechnung lokaler Polarisierungswerte ausschließlich für magnetische Feldstärken größer 780 A/m.

7.6 Numerische Eigenspannungsanalyse

Eine Finite Elemente Analyse des Scherschneidprozesses erlaubt es, die Eigenspannung in geschnittenen Elektroblechen qualitativ zu untersuchen. Hierzu wurde das Programm ABAQUS/Explicit Version 6.12-3 des Unternehmens Dassault Systèmes, Vélizy-Villacoublay, Frankreich, eingesetzt. Die numerische Analyse unterstützt bei der Interpretation der experimentell ermittelten Ergebnisse und ermöglicht somit eine ganzheitliche Betrachtung der Auswirkung des Scherschneidprozesses auf die magnetischen Werkstoffeigenschaften. Die Untersuchungen erfolgten, wie die NGI Analysen, ausschließlich für eine Orientierung der Schnittlinie in 90° zur Walzrichtung des Elektrobands.

Der experimentelle Scherschneidprozess wurde über ein zweidimensionales numerisches Modell abgebildet. Die Betrachtung des Schneidvorgangs erfolgte in der Schnittebene A-A des Streifenwerkzeugs (siehe Abbildung 6.3). Die Schneideinflusszone, die durch diesen Schnitt betrachtet wird, ist diejenige, welche für die magnetische Eigenschaftsänderung verantwortlich ist. Da die Ausschneideoperation in diesem symmetrisch ist, bestand die Möglichkeit ein Halbmodell des Werkzeugs mit einer Symmetrie-Randbedingung in der Stempelmitte zu verwenden.

Die Anordnung von Stempel, Matrize und Niederhalter im Simulationsmodell bildet die geometrischen Verhältnisse des Streifenwerkzeugs genau ab. Aufgrund dessen, dass nur die De-

formation des Blechwerkstoffs von Interesse ist, wurden Stempel, Niederhalter und Matrize als Starrkörper modelliert. Da die geometrischen Verhältnisse im betrachteten Schnitt in y -Richtung konstant sind und die Deformationen des Blechs beim Scherschneiden hauptsächlich in dieser Ebene stattfinden, konnte die Simulation unter Annahme eines ebenen Dehnungszustands durchgeführt werden. Zur Vernetzung des Blechs kamen Elemente des Typs CPE4R zum Einsatz. Zudem wurde der betrachtete Blechbereich in Partitionen eingeteilt. Die Elementgrößenverteilung wurde für Untersuchungen der Ergebnisgrößen in der Schneideinflusszone des Stanzgitters angepasst. Die mit Hilfe einer Sensitivitätsanalyse bestimmte Elementkantenlänge in der Schneideinflusszone variiert zwischen $1\ \mu\text{m}$ und $10\ \mu\text{m}$. Um eine zu starke Deformation der Ausgangsvernetzung in der Scherzone zu vermeiden, wurde eine adaptive Neuvernetzung basierend auf der Arbitrary Lagrangian-Eulerian Methode (ALE) eingesetzt (Dassault Systèmes, 2012). (H. A. Weiss et al., 2017) Abbildung 7.7 gibt einen Überblick über das verwendete Simulationsmodell mit lokal variierender Vernetzung des Elektroblechs.

Das mechanische Werkstoffverhalten der Elektrobleche wurde über eine gemischte Swift-Voce Extrapolation der Spannungs-Dehnungs-Verläufe in das Simulationsmodell implementiert (Stahl et al., 2017). Die Abbildung der Materialtrennung fand über ein duktils Schadensmodell und ein Löschen der Elemente bei Erreichen des Schadensgrenzwertes statt. Die experimentell ermittelten Stempelkraft-Stößelweg-Verläufe dienten als Grundlage für die Kalibrierung der Werkstoffmodelle. Als Kontaktbedingung zwischen dem Blech und den Aktivelementen wurde ein Penalty-Kontakt gewählt. Der dabei verwendete Reibbeiwert μ_R beträgt 0,16. Seine Ermittlung erfolgte in einem Streifenzugprüfstand unter Berücksichtigung der verwendeten Schneidaktivelementwerkstoffe. (H. A. Weiss et al., 2017)

Der zeitliche Ablauf der Simulation stellt die Vorgänge des experimentellen Scherschneidvorgangs nach. Er ist in die Schritte „Niederhalter schließen“, „Schneiden“ und „Rückhub“ aufgeteilt. Speziell die Abbildung des Simulationsschritts „Rückhub“ ist für die korrekte Betrachtung der im Blech verbleibenden Spannungen wichtig, da das geschnittene Elektroblech erst nach dem Rückzug des Stempels und nach Abheben des Niederhalters frei von äußeren Kräften ist.

Aufgrund dessen, dass sich Druck- und Zugspannungen unterschiedlich stark auf das magnetische Werkstoffverhalten auswirken, kann keine Betrachtung anhand der Vergleichsspannung nach von Mises durchgeführt werden. Daher wird die Auswirkung von Prozessparametervariationen beim Scherschneiden anhand der maximalen lokalen Zug- und Druckhauptspannung

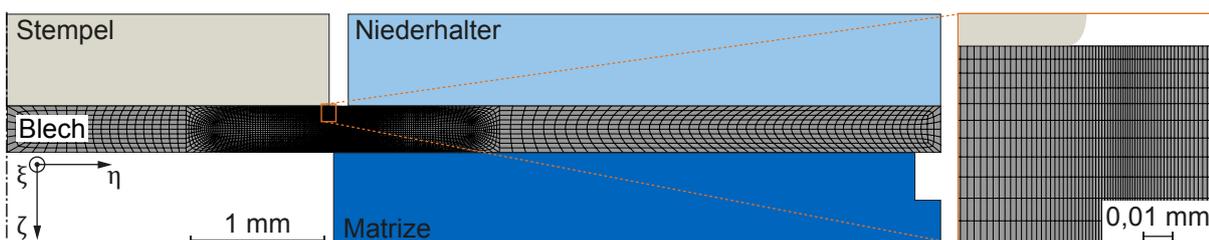


Abbildung 7.7: Simulationsmodell und lokale Vernetzung in der Schneideinflusszone

in der Blechebene $\sigma_{\max, \text{in-plane, abs}}$ veranschaulicht. Die Verteilung der maximalen Zug- und Druckhauptspannungen in der Blechebene vor und nach der Rückhub des Stempels ist in Abbildung 7.8 für ein Elektroblech der Güte M330-35A L1, das mit 10 % und scharfkantigem Schneidkantenzustand geschnitten wurde, dargestellt.

Es ist zu erkennen, dass sowohl Zug- als auch Druckspannungen nach dem Scherschneidvorgang im Blech verbleiben. Die Diskussion der numerischen Eigenspannungsanalyse erfolgt ähnlich wie die des Einflusses der Werkstoffverfestigung. Dafür werden querschnittsgemittelte Zug- und Druckspannungen nach (Gleichung 7.8) und (Gleichung 7.9) berechnet und über den Abstand von der Schnittlinie betrachtet.

$$\sigma_{\text{m,Zug}}(\eta_{\text{SL}}) = \frac{1}{m_{\zeta}} \sum_{m_{\zeta}} \sigma_{\max, \text{in-plane}, >0}(\eta_{\text{SL}}, m_{\zeta}) \quad (\text{Gleichung 7.8})$$

$$\sigma_{\text{m,Druck}}(\eta_{\text{SL}}) = \frac{1}{m_{\zeta}} \sum_{m_{\zeta}} \sigma_{\max, \text{in-plane}, <0}(\eta_{\text{SL}}, m_{\zeta}) \quad (\text{Gleichung 7.9})$$

$\sigma_{\text{m,Zug}}$: Querschnittsgemittelte Zugspannung

η_{SL} : Abstand von der Schnittlinie

m_{ζ} : Anzahl der über die Blechdicke verteilten mechanischen Spannungswerte

$\sigma_{\max, \text{in-plane}, >0}$: Betragsmäßig größte Zughauptspannung in der Blechebene

$\sigma_{\text{m,Druck}}$: Querschnittsgemittelte Druckspannung

$\sigma_{\max, \text{in-plane}, <0}$: Betragsmäßig größte Druckhauptspannung in der Blechebene

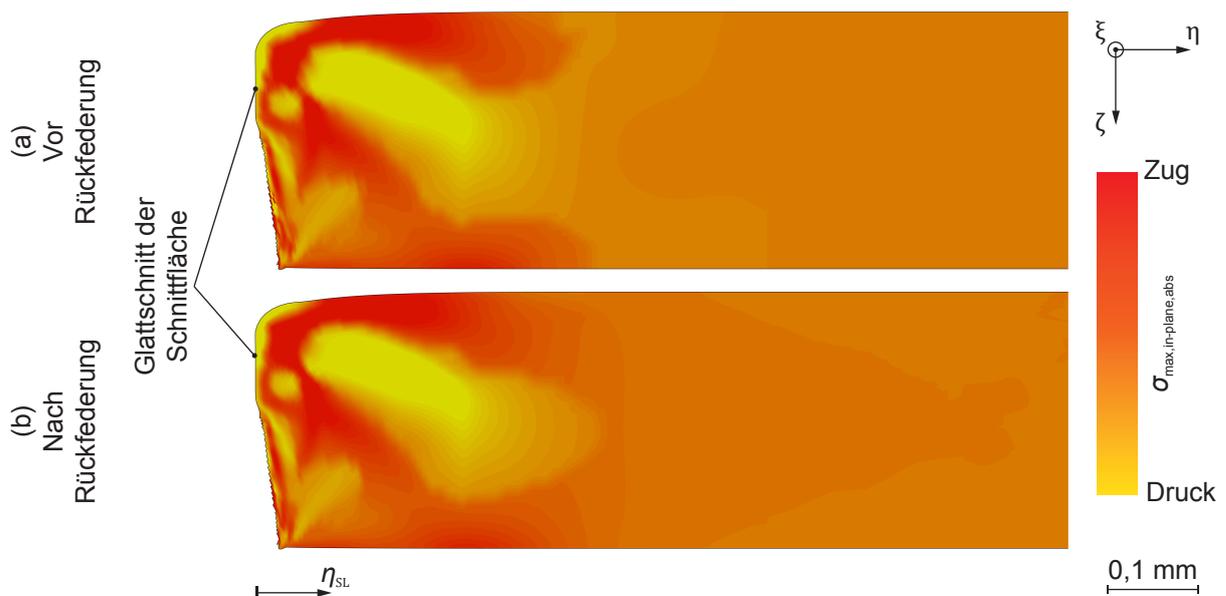


Abbildung 7.8: Verteilung der betragsmäßig größten Zug- und Druckhauptspannung in der Blechebene (a), vor dem Rückhub und (b), nach dem Rückhub

8 Versuchsergebnisse

Dieser Abschnitt widmet sich den Veränderungen der magnetischen Werkstoffkenngrößen infolge des Scherschneidvorgangs. Hierbei werden zunächst die allgemeinen Auswirkungen des Trennprozesses auf das lokale und globale magnetische Verhalten unter verschiedenen magnetischen Randbedingungen betrachtet. Im Anschluss wird der Einfluss von Schneidparametervariationen auf die magnetischen Werkstoffeigenschaften aufgezeigt. Eingegangen wird dabei auf den Schneidspalt und den Schneidkantenzustand. Abschließend folgt eine Darstellung werkstoffseitiger Auswirkungen auf scherschneidbedingte Änderungen des magnetischen Werkstoffverhaltens. Die Dicke und der Siliziumgehalt der Elektroblechgüten liegen hierbei im Fokus der Untersuchungen.

8.1 Allgemeine Auswirkungen des Scherschneidprozesses

Um die nachfolgenden Betrachtungen von Schneidparameter- und Werkstoffvariationen durchführen zu können, ist ein grundlegendes Verständnis der deformationsbedingten Einflussnahme des Scherschneidvorgangs auf die magnetischen Werkstoffeigenschaften erforderlich. Aus diesem Grund erfolgt zunächst eine örtlich aufgelöste Untersuchung des Schneideinflusses. Die Betrachtung der Wechselwirkungen von lokaler Magnetisierung, plastischen Deformationen und induzierten Eigenspannungen hilft bei der Klärung der Frage nach dem Entstehungsmechanismus, welcher den magnetischen Eigenschaftsänderungen zugrunde liegt.

In weiterer Folge wird der Einfluss des Trennprozesses hinsichtlich seiner Auswirkungen auf das globale magnetische Verhalten geschildert. Die Betrachtungen erfolgen durch eine Schnittlinienlängenvariation in der Tafelblechprüfung anhand der in Abschnitt 7.4 vorgestellten Vergleichsfaktoren. Sie werden bei verschiedenen magnetischen Feldstärken und Anregungsfrequenzen durchgeführt.

8.1.1 Veränderung der lokalen Polarisationsverteilung

Der Vergleich einer erodierten mit einer schergeschnittenen Elektroblechprobe der Werkstoffgüte M330-35A L1 ermöglicht es die grundlegenden Einflüsse des Scherschneidvorgangs auf das magnetische Werkstoffverhalten zu veranschaulichen. Die Dunkelfeld-Aufnahmen beider Proben sind in Abbildung 8.1 dargestellt. Die Fertigung der betrachteten schergeschnittenen Probe erfolgte mit scharfkantigen Schneidaktivelementen und einem Schneidspalt von 10 %.

Während der Dunkelfeld-Kontrast der erodierten Probe homogen verteilt ist, weist die schergeschnittene Probe entlang den Schnittlinien verringerte Dunkelfeld-Kontraste bei einer Feldstärke von 780 A/m auf. Diese sind die Folge einer erhöhten Streuung des Neutronenstrahls aufgrund eines lokal veränderten mittleren Domänenwandzustands. Die Veränderung wird dabei im Wesentlichen durch Fehlstellen und Eigenspannungen in der Schneideinflusszone verursacht. Die Berechnung der beiden lokalen Polarisationsverteilungen im blau gepunkteten Aus-

wertebereich verdeutlicht den Einfluss des Scherschneidens auf den Magnetisierungszustand im Probenquerschnitt (siehe Abbildung 8.2).

Wie die Dunkelfeld-Aufnahmen bereits vermuten lassen, ist die lokale Polarisation der erodierten Probe im Vergleich zur schergeschnittenen Probe gleichmäßig über den Probenquerschnitt hinweg verteilt. Der Verlauf der lokalen Polarisation über den Querschnitt der schergeschnittenen Probe ist vor allem in unmittelbarer Nähe zu den Schnittlinien beeinträchtigt. Im Vergleich mit der parabolischen lokalen Polarisationsverteilung über den gesamten Probenquerschnitt, welche von Siebert et al. (2014) mit NGI Messungen an einem schergeschnittenem Elektrolech aus dem Werkstoff M330-35A ermittelt wurde, zeigt die dargestellte Kurve eine deutlich redu-

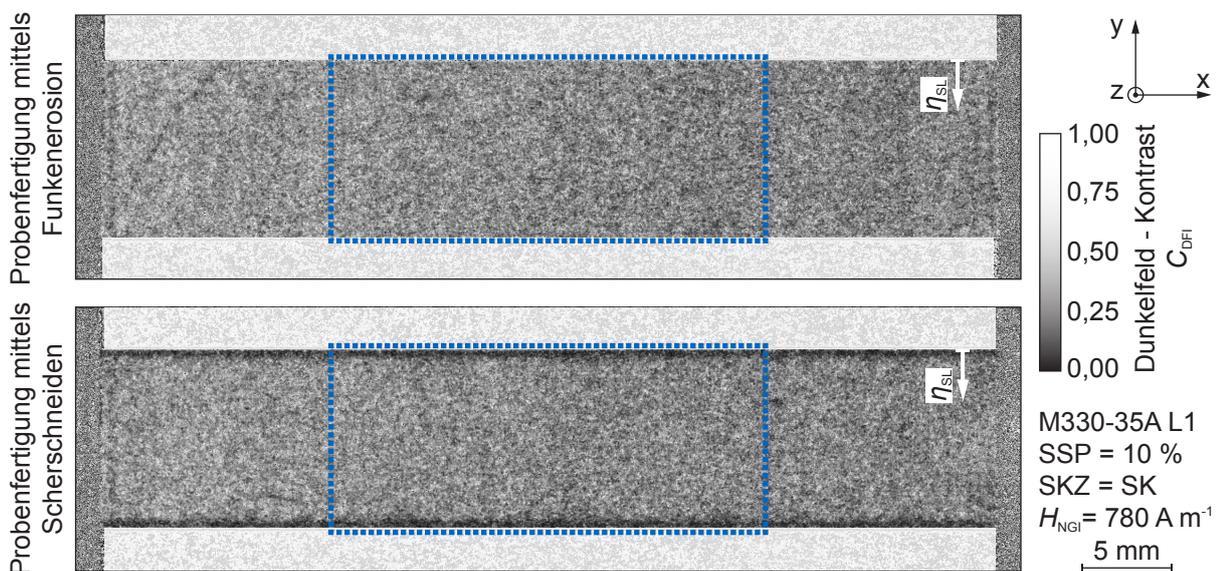


Abbildung 8.1: Dunkelfeld-Aufnahme eines erodierten und eines schergeschnittenen Elektrolechs bei einer Feldstärke von 780 A/m (Blechwerkstoff M330-35A L1, scharfkantiger Schneidkantenzustand, 10 % Schneidspalt, Schnittlinienorientierung \perp Walzrichtung)

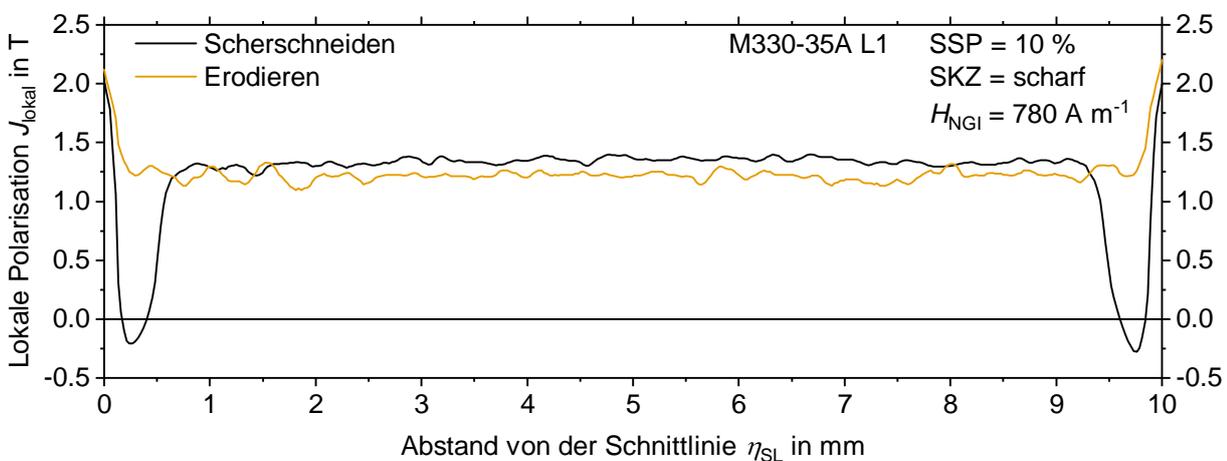


Abbildung 8.2: Lokale Polarisationsverteilung zwischen den beiden Schnittlinien einer erodierten und schergeschnittenen Elektrolechprobe bei einer Feldstärke von 780 A/m (Blechwerkstoff M330-35A L1, scharfkantiger Schneidkantenzustand, 10 % Schneidspalt, Schnittlinienorientierung \perp Walzrichtung)

zierte Größe des magnetisch beeinträchtigten Werkstoffbereichs. Die Ausprägung der Polarisationsverteilung der schergeschnittenen Probe bestätigt die Ergebnisse der NGI-Untersuchungen von Betz et al. (2015), welche eine ähnliche Verteilung der der Dunkelfeld-Kontraste an einer geschnittenen Proben feststellten.

Die lokale Polarisationsverteilung der schergeschnittenen Probe zeigt zudem eine Erhöhung der Polarisation außerhalb des magnetisch beeinträchtigten Werkstoffbereichs im Vergleich zur erodierten Probe. Während sich die Reduktion der Polarisation entlang der Schnittlinien direkt auf den Scherschneidprozess zurückführen lässt, hat die Erhöhung dazwischen ihren Ursprung in der magnetischen Flussverdrängung (Petrun et al., 2015). Sie entsteht aufgrund des beeinträchtigten magnetischen Verhaltens entlang der Schnittlinien, wodurch sich der magnetische Fluss konzentriert und zu lokal erhöhten Flussdichten in der Probe führt (Elfgen et al., 2015).

Die negativen Werte der schergeschnittenen Polarisationsverteilung sind das Resultat einer unzureichenden Berechnung lokaler Polarisationswerte für niedrige Dunkelfeld-Kontraste. Ursache hierfür ist die lineare Extrapolation der in der Mapping-Datenbasis zur Verfügung stehenden Datenwerte für kleine Dunkelfeld-Kontraste bei geringen Polarisationswerten (siehe Abbildung 7.6). Die mit negativen Werten behafteten Werkstoffbereiche spiegeln somit nicht negative Polarisierungen wider, sondern Werkstoffbereiche mit sehr geringer Magnetisierung.

8.1.2 Ursache der lokalen magnetischen Eigenschaftsbeeinträchtigung

Wie in Abschnitt 2.4.2 geschildert, können die magnetischen Eigenschaftsänderungen durch den Scherschneidprozess je nach herangezogener Quelle zwei Ursprünge haben. So werden entweder plastische Deformationen oder Eigenspannungen infolge elastischer und plastischer Deformationen als Ursache genannt. Ein Vergleich der lokalen Polarisations- mit der Eigenspannungsverteilung und der Kaltverfestigung in der Schneideinflusszone erlaubt eine detaillierte Analyse dieser Problematik. Hierzu werden die mit der NGI ermittelte lokale Polarisationsverteilung, die mit Hilfe der Kleinlastprüfung ermittelte normierte Werkstoffkaltverfestigung und die querschnittsgemittelten Spannungen aus der Finiten Elemente Simulation über den Abstand zur Schnittfläche miteinander verglichen.

Berücksichtigt wird hierbei zusätzlich der Einfluss der magnetischen Feldstärke auf die lokale Polarisationsverteilung. Wie in Abbildung 8.3 (a) zu erkennen, hat eine Variation der Feldstärke deutliche Auswirkungen auf die Polarisationsverteilung im Werkstoffvolumen neben der Schnittlinie. Sowohl die Größe des magnetisch beeinträchtigten Werkstoffbereichs entlang einer Schnittlinie, als auch das Ausmaß der Beeinträchtigung ist für zunehmende magnetische Feldstärken reduziert. Für sehr hohe Feldstärken kann sogar eine nahezu homogene Polarisationsverteilung, ähnlich der Polarisation in einer erodierten Elektroblechprobe, erreicht werden.

Eine Gegenüberstellung der lokalen Polarisation mit der normierten Verfestigung und der querschnittsgemittelten Spannung veranschaulicht, dass die Größe des magnetisch beeinflussten Werkstoffbereichs nicht nur auf den kaltverfestigten Werkstoffbereich im Abstand von 0,2 mm

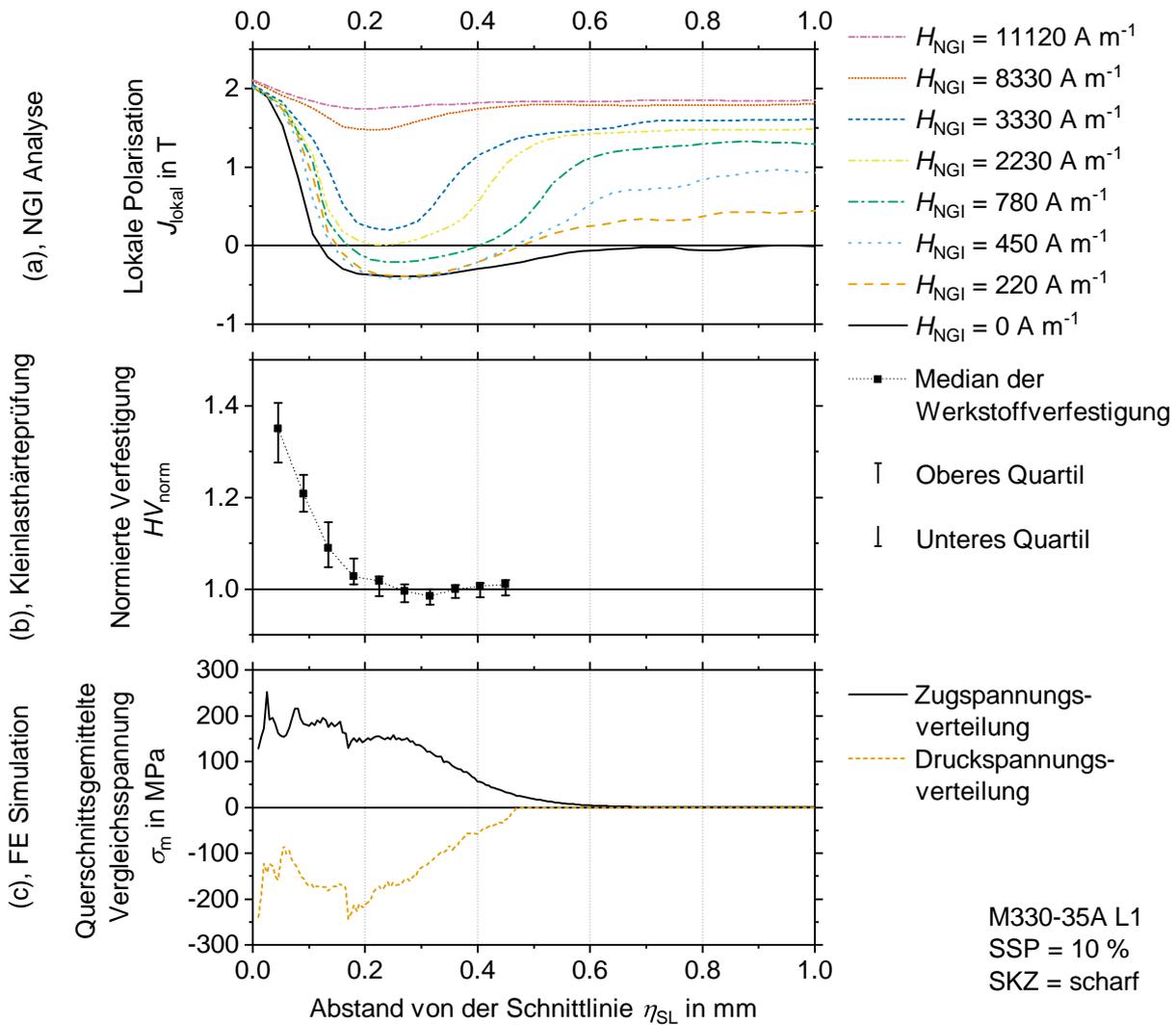


Abbildung 8.3: Wechselwirkung zwischen lokaler Polarisation, plastischer Dehnung und Eigenspannung in der Schneideinflusszone; (a), Verteilung der lokalen Polarisation bei verschiedenen Feldstärken; (b), normierte Kaltverfestigung; (c), Eigenspannungsverteilung (Blechwerkstoff M330-35A L1, scharfkantiger Schneidkantenzustand, 10 % Schneidspalt, Schnittlinienorientierung \perp Walzrichtung)

neben der Schnittlinie begrenzt ist. Seine Ausprägung ist vielmehr mit der Größe der Schneideinflusszone, also mit der des spannungsbehafteten Werkstoffbereichs, vergleichbar.

Die Zone der minimalen lokalen Polarisation liegt im Bereich der maximalen querschnittsgemittelten Druckspannungen. Eine Aussage, ob und in welchem Ausmaß die Kaltverfestigungen und mechanischen Spannungen die lokalen magnetischen Eigenschaften im Bereich bis 0,1 mm neben der Schnittlinie verändern, kann aufgrund der Unschärfe des Dunkelfeld-Kontrasts im direkt an die Schnittfläche angrenzenden Werkstoffbereich nicht getätigt werden. Kerr-Mikroskopie-Analysen von Naumoski et al. (2014) und Hofmann et al. (2016) deuten allerdings auf keine weiteren Verschlechterungen der lokalen magnetischen Werkstoffeigenschaften mit abnehmender Distanz zur Schnittlinie hin. Auch wenn die numerisch vorhergesagten mechanischen Spannungen eine tendenziell etwas zu konservative Abschätzung der Größe des

magnetisch beeinträchtigten Werkstoffbereichs vermuten lassen, bestätigen die NGI Analysen dennoch die Theorie der inversen Magnetostriktion (siehe Abschnitt 2.2.2). Der überwiegende Anteil der scherschneidbedingten magnetischen Eigenschaftsänderung in der Schneideinflusszone ist daher auf die induzierten Eigenspannungen infolge der elastischen und plastischen Deformationen und nicht nur auf die Kaltverfestigung zurückzuführen.

8.1.3 Einfluss der Schnittlinienlänge und der Schnittlinienorientierung

In weiterer Folge sollen die Auswirkungen des Scherschneidvorgangs auf die globalen magnetischen Werkstoffeigenschaften aufgezeigt werden. Hierbei werden die Ergebnisse der Tafelblechuntersuchungen mit Schnittlinienlängenvariation in Abhängigkeit der Orientierung der Schnittlinie zur Walzrichtung bei einer Anregungsfrequenz von 50 Hz betrachtet. Die verwendeten Scherschneidparameter und der Elektroblechwerkstoff sind dieselben wie zuvor. Bevor auf die relative Veränderung charakteristischer magnetischer Kennwerte anhand der orientierungsunabhängigen Vergleichsfaktoren eingegangen wird, soll zunächst die scherschneidbedingte Beeinflussung der Hysterese, der Kommutierungskurve sowie der Eisenverluste aufgezeigt werden. Die Einflüsse auf diese drei magnetischen Eigenschaften sind für eine Schnittlinienorientierung normal und parallel zur Walzrichtung für die drei Schnittlinienlängen 120 mm, 720 mm und 1440 mm in Abbildung 8.4 (a) bis (c) dargestellt. Auf eine Abbildung der magnetischen Eigenschaften einer erodierten Elektroblechprobe wird verzichtet, da die Unterschiede zu einer schergeschnittenen Probe mit Abmessungen von 60 mm x 60 mm marginal sind.

Anhand der magnetischen Hysteresen mit einer maximalen Polarisation von 1,0 T zeigt sich, dass eine Erhöhung der Schnittlinienlänge zu einer größeren Scherung der Hysteresen führt. Zudem steigen die Koerzitivfeldstärke sowie die maximale Feldstärke zur Erreichung desselben Polarisationsniveaus. Des Weiteren ist eine abnehmende Remanenzpolarisation festzustellen. Auch die Kommutierungskurven verdeutlichen, dass mit einer Zunahme der Schnittlinienlänge höhere magnetische Feldstärken zur Erreichung desselben Polarisationsniveaus einhergehen. Die Auswirkung der Schnittlinienlängenerhöhung ist über den dargestellten Polarisationsbereich hinweg nicht konstant. Der Einfluss scherschneidbedingter Eigenspannungen auf das magnetische Verhalten ist bei geringen Polarisierungen klein, nimmt zu und erreicht ein Maximum im Bereich des Knicks der Hysterese zwischen 1,0 T und 1,5 T und sinkt anschließend wieder für höhere Polarisationswerte. Dieses Verhalten stimmt mit der theoretischen Annahme überein, dass mechanische Spannungen ausschließlich die Domänenwandverschiebungsprozesse und nicht die Drehprozesse der spontanen Magnetisierung beeinflussen (siehe Abschnitt 2.2.2). Im Gegensatz hierzu sind erhöhte Eisenverluste an allen vier betrachteten Polarisationswerten für steigende Schnittlinienlängen feststellbar. Diese Verhaltensmuster sind unabhängig von der Ausrichtung der Schnittlinie zur Walzrichtung zu beobachten. Sämtliche Auswirkungen sind jedoch bei einer Orientierung der Schnittlinie parallel zur Walzrichtung quantitativ geringfügig stärker ausgeprägt als bei einer Orientierung normal zur Walzrichtung. Grund hierfür sind die höheren Festigkeiten bei Belastung des Werkstoffs normal zur Walzrichtung.

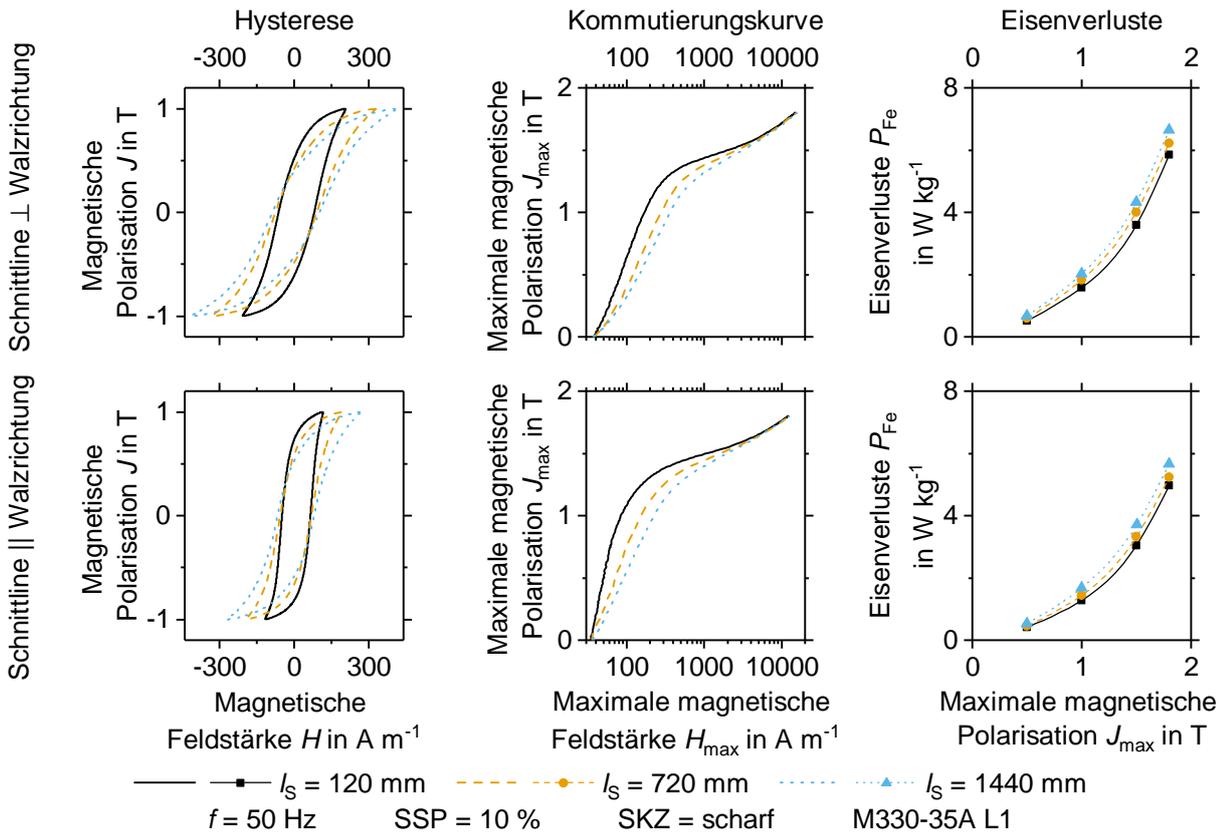


Abbildung 8.4: Einfluss der Schnittlinienlänge auf die Hysterese bei einer magnetischen Polarisation von 1 T sowie auf die Kommutierungskurve und die Eisenverluste, ermittelt an einer normal und parallel zur Walzrichtung schergeschnittenen Probe (Blechwerkstoff M330-35A L1, scharfkantiger Schneidkantenzustand, 10 % Schneidspalt, Anregungsfrequenz 50 Hz)

Um die Einflüsse des Scherschneidvorgangs zu bewerten, kommen die orientierungsunabhängigen Vergleichsfaktoren nach (Gleichung 7.6) und (Gleichung 7.7) zum Einsatz. Wie in Abschnitt 7.4 angemerkt, sind dies der Feldstärkefaktor $C_{H_{\max}}$, der Eisenverlustfaktor $C_{P_{Fe}}$, der Remanenzpolarisationsfaktor C_{J_R} sowie der Koerzitivfeldstärkefaktor C_{H_C} . Durch die Bezugnahme der ermittelten magnetischen Kennwerte der Tafelblechkonfigurationen mit Schnittlinienlängen von 720 mm oder 1440 mm auf die einer ungeteilten Tafelblechprobe mit einer Schnittlinienlänge von 120 mm ist eine reine Betrachtung scherschneidbedingter magnetischer Eigenschaftsänderungen möglich. Dieses Vorgehen erlaubt die Auswirkungen des Scherschneidvorgangs unabhängig von Werkstofflegierung oder Blechdicke miteinander zu vergleichen.

Eine Darstellung der Veränderung der Vergleichsfaktoren zeigt Abbildung 8.5 für eine Anregungsfrequenz von 50 Hz sowie eine sechs- und zwölfmalige Erhöhung der Schnittlinienlänge. Grundsätzlich ist wie zuvor zu beobachten, dass der Einfluss des Scherschneidvorgangs auf den jeweils betrachteten Vergleichsfaktor mit höheren Schnittlinienlängen steigt.

Wie bereits die Kommutierungskurven in Abbildung 8.4 andeuten, ist der Feldstärkefaktor über den betrachteten Polarisationsbereich hinweg nicht homogen verteilt. Bei Erhöhung der Polarisation steigt der Feldstärkefaktor zunächst an. Nach Erreichen eines lokalen Maximums bei

einer Polarisierung von 1,35 T nimmt die scherschneidbedingte Feldstärkezunahme ab. Bei einer Polarisierung von 1,8 T ist der Einfluss kaum noch vorhanden. Der Feldstärkefaktor spiegelt die zuvor getätigte Aussage wider, wonach die scherschneidbedingten Eigenspannungen das magnetische Verhalten hauptsächlich im Bereich der Domänenwandverschiebungsprozesse bis zum Knick der Hysterese beeinflussen.

Im Falle des Eisenverlustfaktors verschiebt sich die maximale Zunahme der Verluste bei höheren Schnittlinienlängen innerhalb des Messvolumens des Tafelblechprüfgeräts hin zu kleineren maximalen Polarisationswerten. Grund hierfür sind die eigenspannungsbedingten Verschiebungen der magnetischen Flussdichte, welche bei schmälere Proben bereits bei Polarisierungen von 0,5 T die höchsten Verluste zur Folge haben. Für maximale Polarisierungen von 1,5 T und 1,8 T ist eine Reduktion des Eisenverlustfaktors zu beobachten.

Der Einfluss des Scherschneidvorgangs auf den Remanenzpolarisations- sowie den Koerzitivfeldstärkefaktor bestätigt im Wesentlichen bisherige Untersuchungen, wonach der Trennprozess die Remanenzpolarisation verringert und die Koerzitivfeldstärke erhöht. Die maximal gemessene Beeinträchtigung liegt im Fall des Koerzitivfeldstärkefaktors bei 1,0 T und damit im Bereich des Domänenwandverschiebungsprozesses. Der Remanenzpolarisationsfaktor hingegen weist eine maximale Beeinträchtigung bei 1,5 T auf. Er liegt damit im Bereich des Übergangs vom Domänenwandverschiebungsprozess hin zum Domänendrehprozess. Da die Remanenzpolarisation ein Maß für die im Werkstoff nach Wegnahme der äußeren Magnetisierung verbleibende Restmagnetisierung darstellt, korreliert diese mit der Beeinträchtigung der Domänenwandbewegungen durch eingebrachte mechanische Spannungen und Versetzungen.

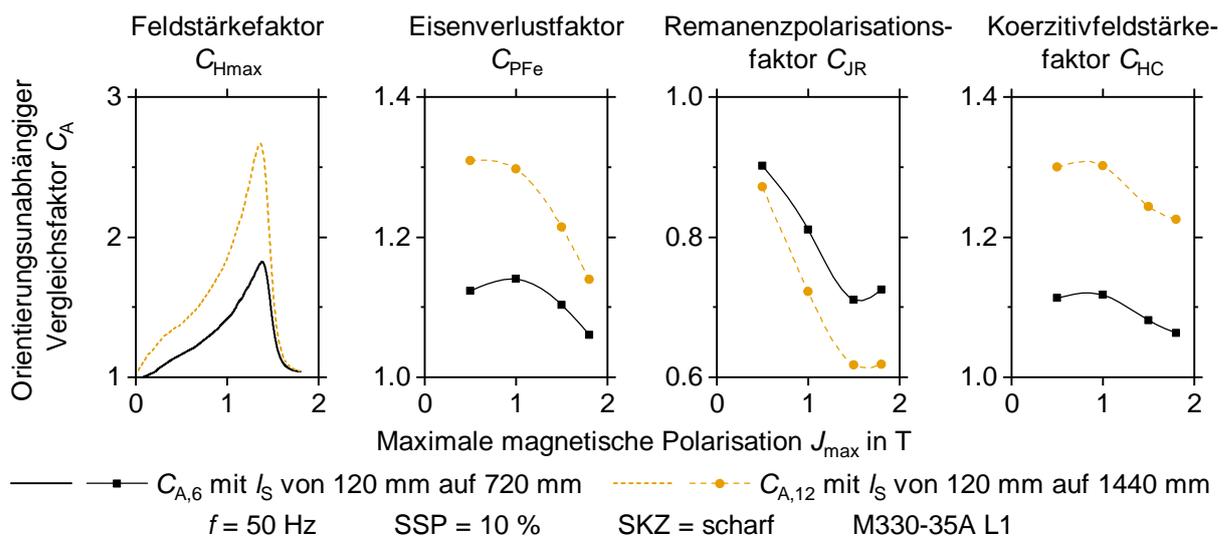


Abbildung 8.5: Variation der orientierungsunabhängigen Feldstärke-, Eisenverlust-, Remanenzpolarisations- und Koerzitivfeldstärkefaktors schergeschnittener Elektrobleche für eine sechs- und zwölffache Erhöhung der Schnittlinienlänge (Blechwerkstoff M330-35A L1, scharfkantiger Schneidkantenzustand, 10 % Schneidspalt, Anregungsfrequenz 50 Hz)

Qualitativ sind die Einflüsse einer sechs- und zwölffachen Schnittlinienlängenerhöhung für alle fünf betrachteten Werkstoffe ähnlich. Aus diesem Grund werden in weiterer Folge für die Diskussion globaler magnetischer Kennwertänderungen ausschließlich Verlustfaktoren mit einer zwölffachen Steigerung der Schnittlinienlänge betrachtet.

8.1.4 Einfluss der Anregungsfrequenz

Neben der Schnittlinienlängenerhöhung soll zudem der Einfluss variierender Anregungsfrequenzen im Rahmen der Tafelblechprüfung aufgezeigt werden. Hierfür wird wiederum dieselbe Scherschneidparameter- und Werkstoffkombination mit 10 % Schneidspalt, scharfkantigen Schneidaktivelementen und der Elektroblechgüte M330-35A L1 betrachtet. Die Auswirkungen von Frequenzvariationen des magnetischen Wechselfelds mit 10 Hz, 50 Hz, 100 Hz und 400 Hz sind für die vier Vergleichsfaktoren in Abbildung 8.6 aufgeführt.

Alle vier Vergleichsfaktoren weisen einen abnehmenden Einfluss des Scherschneidvorgangs mit steigenden Anregungsfrequenzen auf. Grund für dieses Verhalten ist die Trägheit der magnetischen Domänen gegenüber erzwungenen Reorientierungsprozessen aufgrund zusätzlich eingebrachter magnetischer Felder (siehe Abschnitt 2.2.2 und (Döring, 1948)).

Qualitativ ist der für steigende Frequenzen abnehmende Einfluss des Scherschneidens an allen betrachteten Werkstoffgüten zu beobachten. Vorweggenommen sei noch, dass die Einflüsse verschiedener Scherschneidparametervariationen auf die magnetischen Eigenschaften unabhängig von der Anregungsfrequenz zu beobachten sind. Aus diesem Grund werden im Rahmen aller nachfolgenden Untersuchungen der Vergleichsfaktoren nur mehr Ergebnisse bei einer Anregungsfrequenz von 50 Hz aufgeführt.

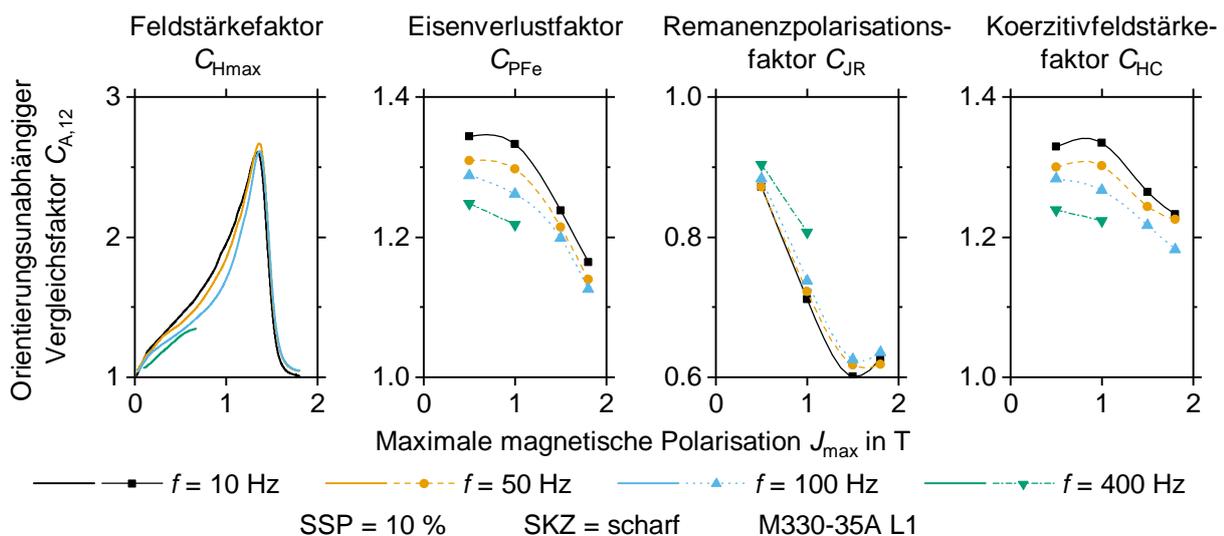


Abbildung 8.6: Variation des orientierungsunabhängigen Feldstärke-, Eisenverlust-, Remanenzpolarisations- und Koerzitivfeldstärkefaktors schergeschnittener Elektrobleche für Anregungsfrequenzen von 10 Hz, 50 Hz, 100 Hz und 400 Hz (Blechwerkstoff M330-35A L1, scharfkantiger Schneidkantenzustand, 10 % Schneidspalt)

8.2 Auswirkungen von Scherschneidparametervariationen

In diesem Abschnitt soll aufgezeigt werden, wie der Schneidspalt und der Schneidkantenzustand magnetische Werkstoffeigenschaften verändern. Die Analyse findet unter Zuhilfenahme der numerisch ermittelten Eigenspannungen, der Schneidkraftkurven, der Kaltverfestigung in der beeinflussten Randzone sowie der Schnittflächenkennwerte statt. Diese Auswertemethoden helfen nicht nur bei der Interpretation der Ergebnisse, sie stellen auch eine Möglichkeit dar, wie magnetische Eigenschaftsänderungen bereits während des Entwicklungsprozesses und auch indirekt in der laufenden Produktion bewertet werden können.

8.2.1 Einfluss des Schneidspalts

Der Schneidspalt stellt einen zentralen Scherschneidparameter dar, der bereits im Rahmen der Konstruktion eines Stanzwerkzeugs berücksichtigt werden muss. Umso wichtiger ist es, seine Auswirkung auf die resultierenden magnetischen Werkstoffkennwerte zu kennen. Betrachtet wird wiederum der Elektroblechwerkstoff M330-35A L1. Die Herstellung der Proben erfolgt mit scharfkantigen Schneidkanten und drei relativen Schneidspalten von 5,4 %, 10,0 % und 14,3 %. Bevor der Einfluss der Parametervariation auf die globalen magnetischen Werkstoffeigenschaften über die Verlustfaktoren dargelegt wird, sollen zunächst die in Abbildung 8.7 dargestellten Auswirkungen einer Schneidspaltänderung auf die lokalen Polarisationsverläufe für vier unterschiedliche magnetische Feldstärken erwähnt werden.

Es zeigt sich, dass eine Schneidspaltreduktion von 10,0 % auf 5,4 % eine deutlich verringerte Beeinträchtigung der Polarisation in der Schneideinflusszone über alle betrachteten Feldstärken

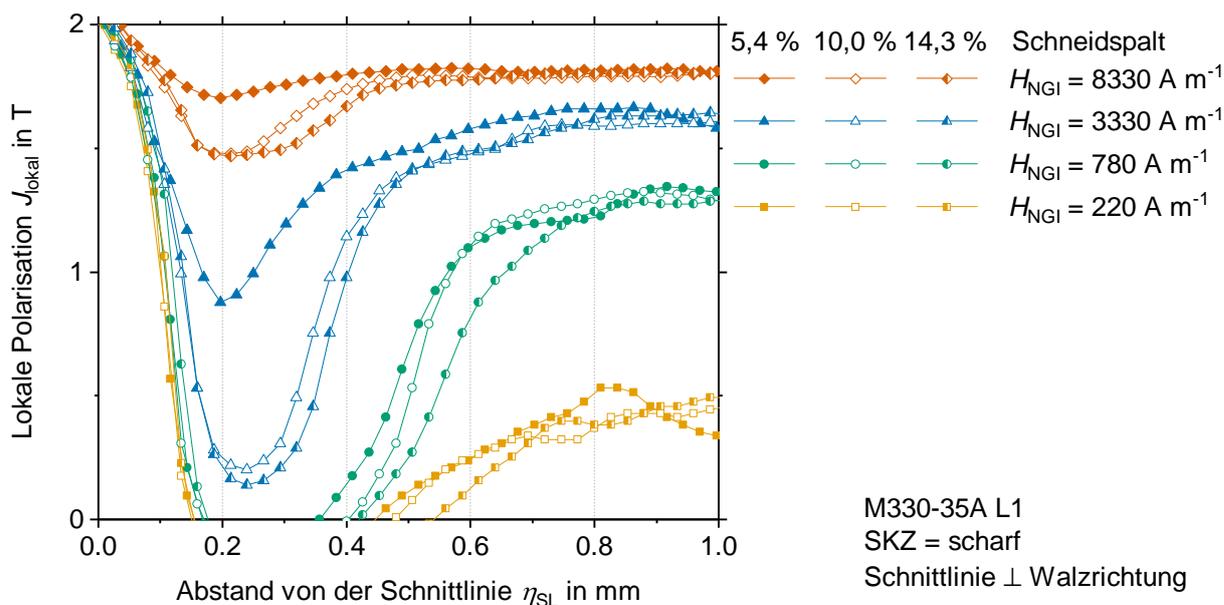


Abbildung 8.7: Auswirkungen der drei Schneidspalte 5,4 %, 10,0 % und 14,3 % auf die lokale Polarisationsverteilung für verschiedene magnetische Feldstärken (Blechwerkstoff M330-35A L1, scharfkantiger Schneidkantenzustand, Schnittlinienorientierung \perp Walzrichtung)

hinweg zur Folge hat. Insbesondere für Feldstärken über 780 A/m ist dies deutlich erkennbar. Eine Schneidspalterhöhung auf 14,3 % hingegen führt zu leicht erhöhten lokalen magnetischen Beeinträchtigungen. Zudem ist zu beobachten, dass die mit 5,4 % Schneidspalt geschnittene Versuchsprobe den Zustand einer homogenen lokalen Polarisationsverteilung über den Probenquerschnitt hinweg bereits bei geringeren Feldstärken erreicht.

Neben der maximalen magnetischen Beeinträchtigung zeigt der Schneidspalt auch Auswirkung auf die Größe des magnetisch beeinflussten Werkstoffvolumens. Wie auch zuvor variiert das Ausmaß für alle Schneidspalte mit der betrachteten Feldstärke und ist für kleine Feldstärken maximal. Auch im Fall der Größe des magnetisch beeinträchtigten Werkstoffbereichs ist eine abnehmende Beeinträchtigung mit Verringerung des Schneidspalts auf 5,4 % und für lokale Polarisierungen oberhalb von 1,35 T erkennbar.

Die lokalen Auswirkungen auf die Domänenwandzustände in der Schneideinflusszone machen sich auch im Hinblick auf die global gemessenen magnetischen Werkstoffeigenschaften bemerkbar. Die hierfür berechneten orientierungsunabhängigen Vergleichsfaktoren für die drei betrachteten Schneidspalte sind in Abbildung 8.8 aufgetragen.

Die Vergleichsfaktoren aus der globalen magnetischen Werkstoffprüfung bestätigen die bereits an den lokalen Polarisationsverteilungen erkennbaren Auswirkungen einer Schneidspaltvariation. So führen geringe Schneidspalte zu reduzierten maximalen Feldstärken unterhalb von 1,35 T. Deutlich wird dies bei einer Reduktion des Schneidspalts von 10,0 % auf 5,4 %. Auch die Eisenverluste lassen sich über den gesamten Polarisationsbereich hinweg durch den Einsatz kleinerer Schneidspalte verringern. Die mit kleinen Schneidspalten einhergehenden höheren Remanenzpolarisationen deuten an, dass mehr Werkstoff zur Magnetisierung zu Verfü-

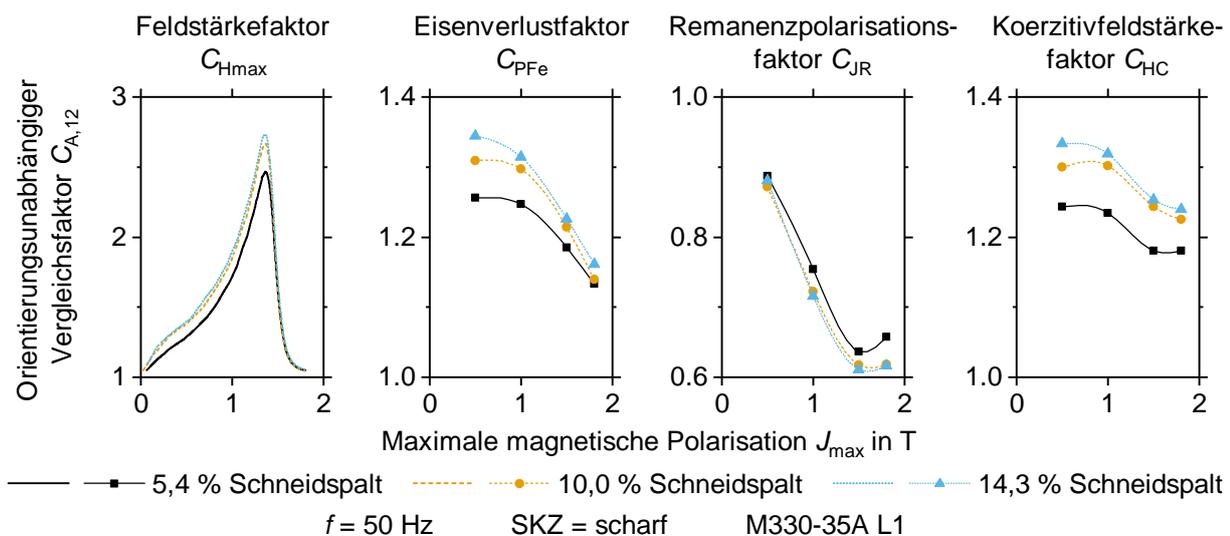


Abbildung 8.8: Auswirkungen der drei Schneidspalte 5,4 %, 10,0 % und 14,3 % auf die orientierungsunabhängigen Vergleichsfaktoren der maximalen Feldstärke, der Eisenverluste, der Remanenzpolarisation sowie der Koerzitivfeldstärke (Blechwerkstoff M330-35A, L1, scharfkantiger Schneidkantenzustand, Anrengungsfrequenz 50 Hz)

gung steht. Für maximale Polarisierungen unterhalb von 1,5 T weisen die verringerten Koerzitivfeldstärken für kleine Schneidspalte zudem darauf hin, dass der irreversiblen Domänenwandbewegung weniger Widerstand entgegengesetzt wird.

Als Gründe, warum sich diese Beeinträchtigungen der magnetischen Kennwerte ergeben, können sowohl die Kaltverfestigung in der beeinträchtigten Randzone als auch die Eigenspannungen in der Schneideinflusszone genannt werden. Wie sich die Variation des Schneidspalts auf die Verteilung dieser auswirkt, stellen die Ergebnisse der Kleinlasthärteprüfung und der FE Simulation in Abbildung 8.9 (a) und (b) dar.

In beiden Untersuchungen zeigt sich, dass erhöhte Schneidspalte zu größeren beeinflussten Werkstoffbereichen führen. Sowohl die Maxima der Werkstoffkaltverfestigung als auch die der numerisch ermittelten querschnittsgemittelten Zug- und Druckspannungen steigen mit zunehmenden Schneidspalten. Als Grund für dieses Verhalten können die bereits in Abschnitt 2.3.4

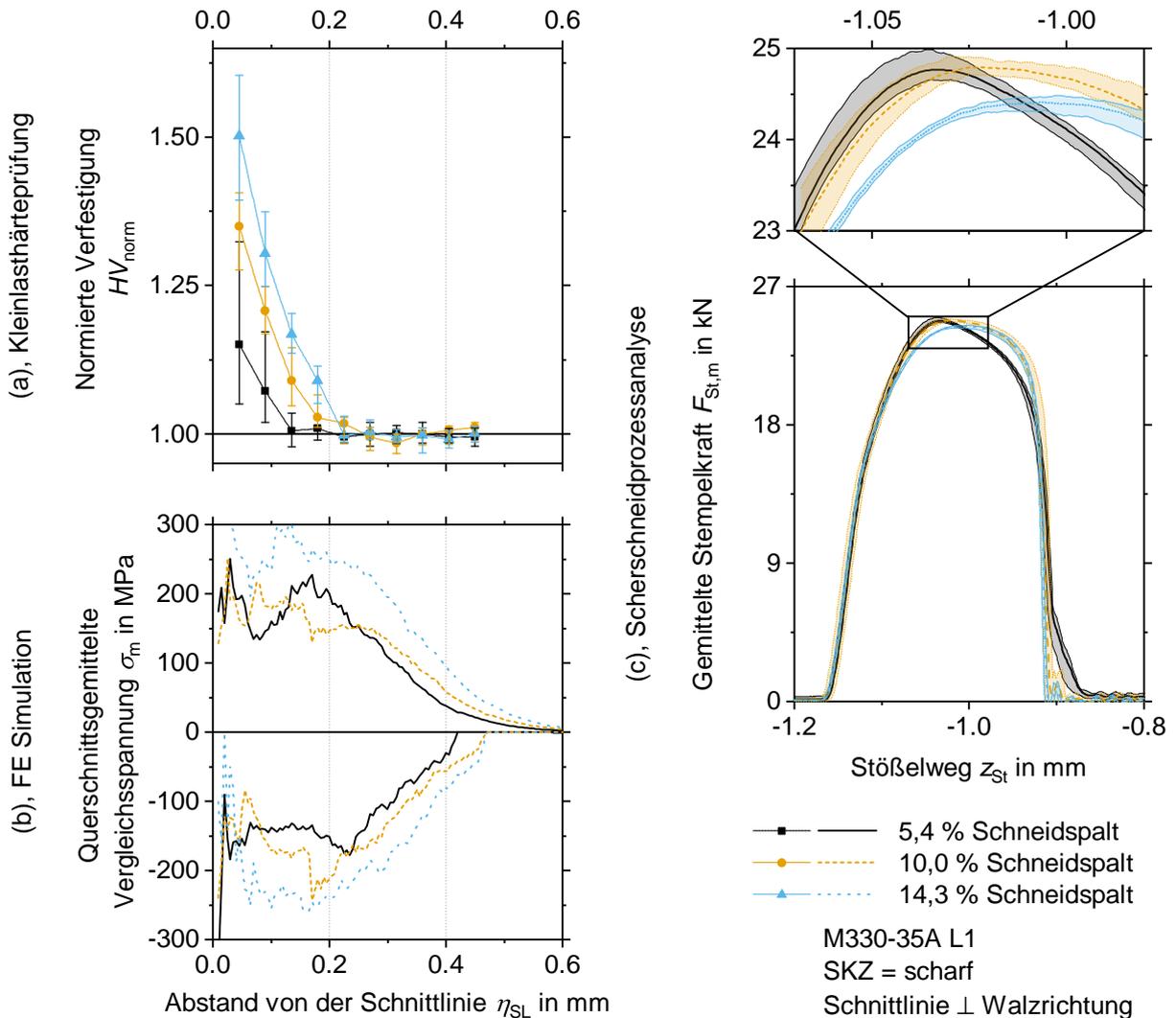


Abbildung 8.9: Auswirkungen der drei Schneidspalte 5,4%, 10,0% und 14,3% auf (a) die Werkstoffverfestigung, (b) die Eigenspannungsverteilung sowie (c) den Stempelkraft-Stößelweg-Verlauf (Blechwerkstoff M330-35A, L1, scharfkantiger Schneidkantenzustand, Schnittlinienorientierung \perp Walzrichtung)

beschriebenen gesteigerten Biegespannungen für größere Schneidspalte in Butzen und Stanzgitter genannt werden. Auch ist zu beobachten, dass mit einer geringen beeinflussten Randzone immer eine kleine Schneideinflusszone einhergeht. Das reduzierte kaltverfestigte und spannungsbehaftete Werkstoffvolumen für Schneidspalte von 5,4 % bestätigt die Ergebnisse lokaler und globaler magnetischer Untersuchungen, wonach an diesen Proben die Ausrichtung der magnetischen Domänen mit geringerem Energieaufwand möglich ist. Die Größen der drei Schneideinflusszonen in Abbildung 8.9 (b) korrelieren hierbei wiederum mit der Größe des lokal magnetisch beeinträchtigten Werkstoffvolumens aus der NGI in Abbildung 8.7.

Auch im Stempelkraft-Stößelweg-Verlauf spiegelt sich die Zunahme des deformierten Werkstoffvolumens wider. Anhand der Prozessgrößen des Scherschneidvorgangs in Abbildung 8.9 (c) ist zu erkennen, dass eine Reduzierung des Schneidspalts eine Verschiebung des Schneidkraftmaximums hin zu geringeren Stößelwegen bewirkt. Die Deformation des Werkstoffs beginnt sich somit früher auf den Bereich zwischen den beiden Schneidkanten zu konzentrieren. Das Resultat sind die oben angeführten verringerten Größen der beeinflussten Randzone sowie der Schneideinflusszone. Eine Bewertung der Schneidarbeit nach (Gleichung 2.18) ist nicht zielführend, da kleine Schneidspalte zu sekundärer Glattschnittbildung und damit erhöhter Schneidarbeit führen. Eine ausschließliche Berücksichtigung der Schneidarbeit bis zum Erreichen des Schneidkraftmaximums $W_{S,max}$ ist der klassischen Schneidarbeitsberechnung vorzuziehen. Bei dieser Betrachtungsweise fließt nur der Arbeitsanteil, der für elastische sowie plastische Deformationen vor Beginn der Lokalisierung und Rissbildung aufgewandt werden muss, in die Berechnung mit ein. Im vorliegenden Fall führen Schneidspalte von 5,4 %, 10,0 % und 14,3 % zu Schneidarbeiten bis zum Erreichen des Schneidkraftmaximums von 2,18 kJ, 2,43 kJ und 2,75 kJ. Die im Falle einer Schneidspaltreduktion kleiner werdenden Schneidarbeiten bis zum Erreichen des Schneidkraftmaximums stimmen demnach mit den verringerten scherschneidbedingten magnetischen Beeinträchtigungen überein.

Zusätzlich zur Analyse der benötigten Prozesskräfte besteht die Möglichkeit den Einfluss des Schneidspalts auf die magnetischen Werkstoffeigenschaften mit den Schnittflächenkennwerten der hergestellten Versuchsproben zu korrelieren. Eine Übersicht über die ausgewerteten Schnittflächenkennwerte zeigt der Boxplott in Abbildung 8.10.

Wie erwartet, ist an den Schnittflächenkennwerten eine Abnahme der Einzugshöhe und -breite sowie eine Zunahme des Glattschnittanteils mit kleiner werdenden Schneidspalten festzustellen (siehe Abschnitt 2.3.4). Folglich ist auch eine Ableitung der Veränderung magnetischer Werkstoffeigenschaften basierend auf den gemessenen Schnittflächenkennwerten möglich. Die Ergebnisse bestätigen den Stand der Forschung, wonach kleine Einzugshöhen und maximale Glattschnitthöhen geringe Eisenverluste zur Folge haben.

Die Untersuchungen der Schneidspaltvariationen zeigen für alle betrachteten Werkstoffe qualitativ ähnliche Ergebnisse. Eine weitere Reduktion des Schneidspalts auf 2,0 % für den Werkstoff M270-35A oder auf 1,1 % für den Werkstoff M350-65A bestätigt den festgestellten Trend.

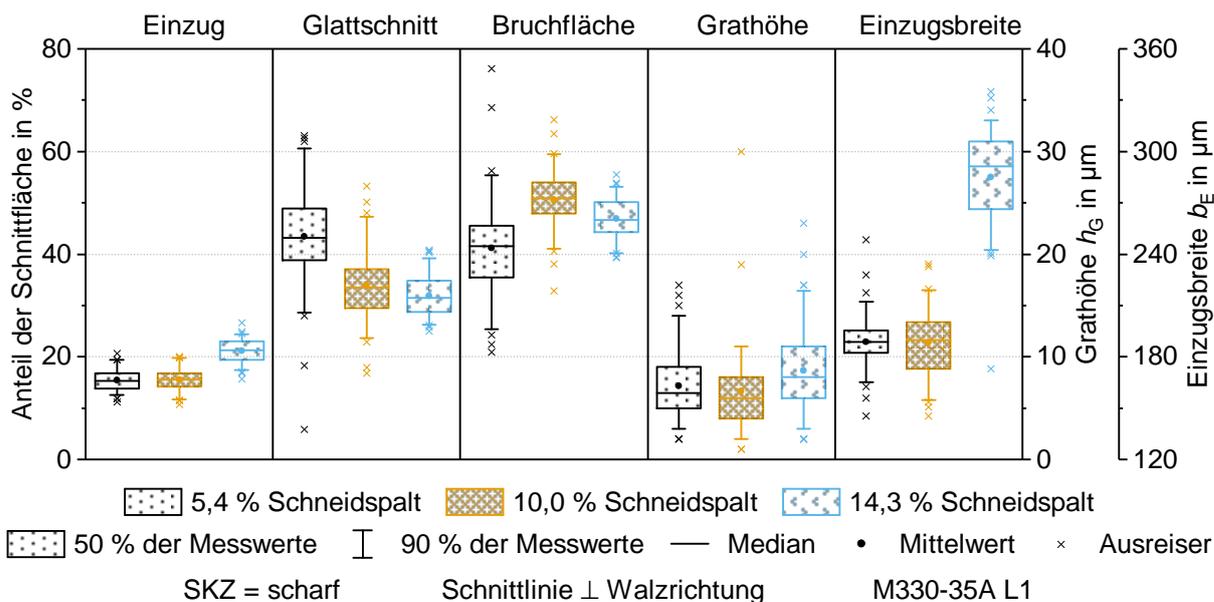


Abbildung 8.10: Auswirkungen der drei Schneidspalte 5,4 %, 10,0 % und 14,3 % auf die Schnittflächenkenngrößen (Blechwerkstoff M330-35A, L1, scharfkantiger Schneidkantenzustand, Schnittlinienorientierung \perp Walzrichtung)

Eine Gegenüberstellung von scherschneidbedingten magnetischen Werkstoffeigenschaftsänderungen, veränderten Schnittflächenkennwerten und Schneidarbeiten des jeweiligen Schneidspalts für alle untersuchten Elektroblechgüten folgt in Abschnitt 9.2.

8.2.2 Einfluss des Schneidkantenverschleißzustands

Die Herstellung von Blechkomponenten für Elektromotoren in großen Stückzahlen bringt unweigerlich Verschleiß an den Schneidaktivelementen mit sich. Aus ökonomischen Gründen ist nachvollziehbar, die Schneidaktivelemente erst zum spätestmöglichen Zeitpunkt nachzuarbeiten. Dieser ergibt sich meist aufgrund einer maximal zulässigen Schnittgrathöhe an den einzelnen Elektroblechlamellen. Die erlaubte Schnittgrathöhe ist dabei so gewählt, dass gerade noch keine Kontaktierung zwischen Grat und Einzug zweier übereinanderliegender, gestapelter Elektrobleche auftritt. Neben diesen lokalen Kurzschlüssen, die bei zu langer Einsatzdauer der Schneidaktivelemente ohne Nacharbeit auftreten, werden auch die magnetischen Eigenschaften durch Verschleiß an den Schneidkanten beeinflusst (siehe Abschnitt 2.4.2).

Anhand der Elektroblechgüte M330-35A L1 wird die magnetische Auswirkung einer Verschleißzunahme an den Aktivelementen für einen Schneidspalt von 10,0 % untersucht. Zum Einsatz kommen die beiden in Abschnitt 7.1 vorgestellten scharfkantigen (SK) und verschlissenen (VS2) Schneidkantenzustände der verwendeten Schneidstempel und Schneideinsätze. Vor Betrachtung des Verschleißeinflusses auf die globalen magnetischen Eigenschaften, die mechanischen Prozesskenngrößen und die Ausprägung der Schneideinflusszone erfolgt eine Analyse der lokalen Polarisationsverteilungen. Diese sind für eine Orientierung der Schnittlinie normal zur Walzrichtung und sechs unterschiedliche Feldstärken in Abbildung 8.11 dargestellt.

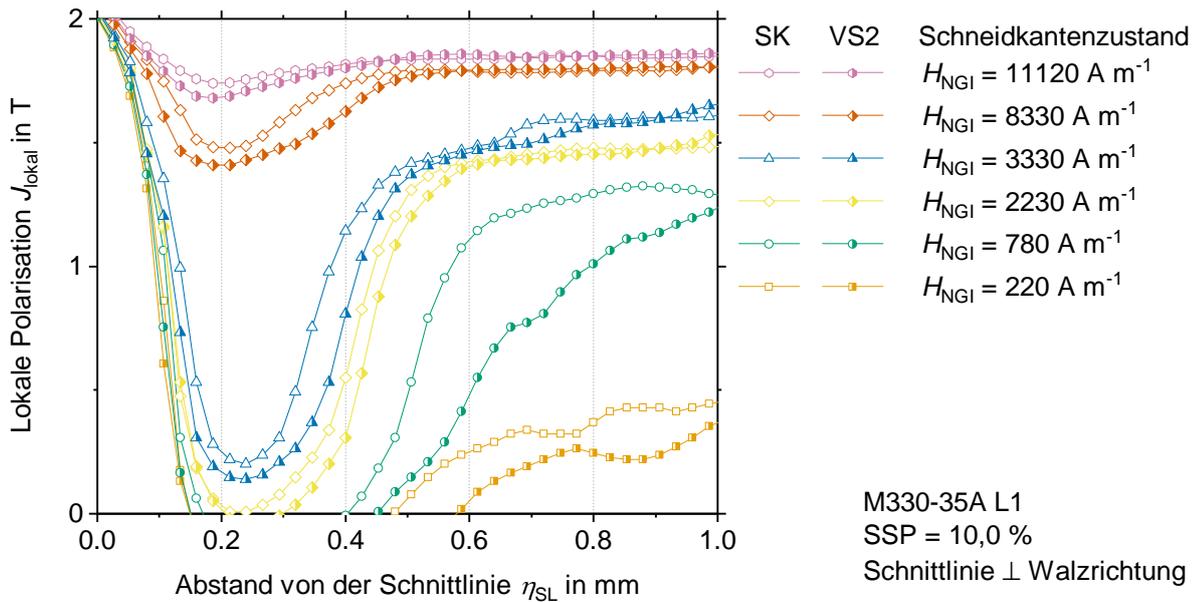


Abbildung 8.11: Auswirkungen scharfkantiger (SK) und verschlissener (VS2) Schneidkanten auf die lokale Polarisationsverteilung für verschiedene magnetische Feldstärken (Blechwerkstoff M330-35A L1, 10,0 % Schneidspalt, Schnittlinienorientierung \perp Walzrichtung)

Unabhängig von der eingestellten magnetischen Feldstärke führt eine Veränderung von einem neuwertigen hin zu einem verschlissenen Schneidkantenzustand zu einer Zunahme des magnetisch beeinträchtigten Werkstoffbereichs. Vergrößert wird nicht nur die maximale Ausprägung der Beeinträchtigung sondern auch die Größe der Schneideinflusszone. Die Auswirkungen variieren dabei mit der eingestellten magnetischen Feldstärke. Für Feldstärken oberhalb von 780 A/m verringert sich der Einfluss den der Schneidkantenzustand auf die lokale Polarisation nimmt immer weiter. So reduziert sich das Ausmaß des magnetisch beeinträchtigten Werkstoffbereichs bei Änderung der Feldstärke von 780 A/m auf 2230 A/m von knapp über $1,0 \text{ mm}$ auf unter $0,6 \text{ mm}$. Wie bereits bei der Variation des Schneidspalts zu erkennen war, nimmt auch der Scherschneidvorgang mit verschlissenen Schneidkanten ab Feldstärken von 8330 A/m deutlich weniger Auswirkung auf das lokale magnetische Verhalten.

Die lokalen Veränderungen der magnetischen Werkstoffeigenschaften durch den Schneidkantenzustand spiegeln sich in den globalen magnetischen Untersuchungen wider. Betrachtet werden hierzu die in Abbildung 8.12 dargestellten orientierungsunabhängigen Vergleichsfaktoren für verschiedene maximale Polarisationen bei einer Anregungsfrequenz von 50 Hz .

Bereits anhand des Feldstärkefaktors können die Beobachtungen der NGI Untersuchungen bestätigt werden. Der Schneidkantenverschleiss führt bis zum Beginn der magnetischen Drehprozesse bei einer Polarisation von $1,35 \text{ T}$ zu einer Zunahme der maximalen Feldstärke. Hin zu höheren Polarisationen reduziert sich der Einfluss verschlissener Schneidkanten auf die maximale Feldstärke immer weiter, bis er bei Erreichen der magnetischen Sättigung komplett verschwindet. Anders als beim Feldstärkefaktor ist beim Eisenverlustfaktor ein kleiner werdender, aber

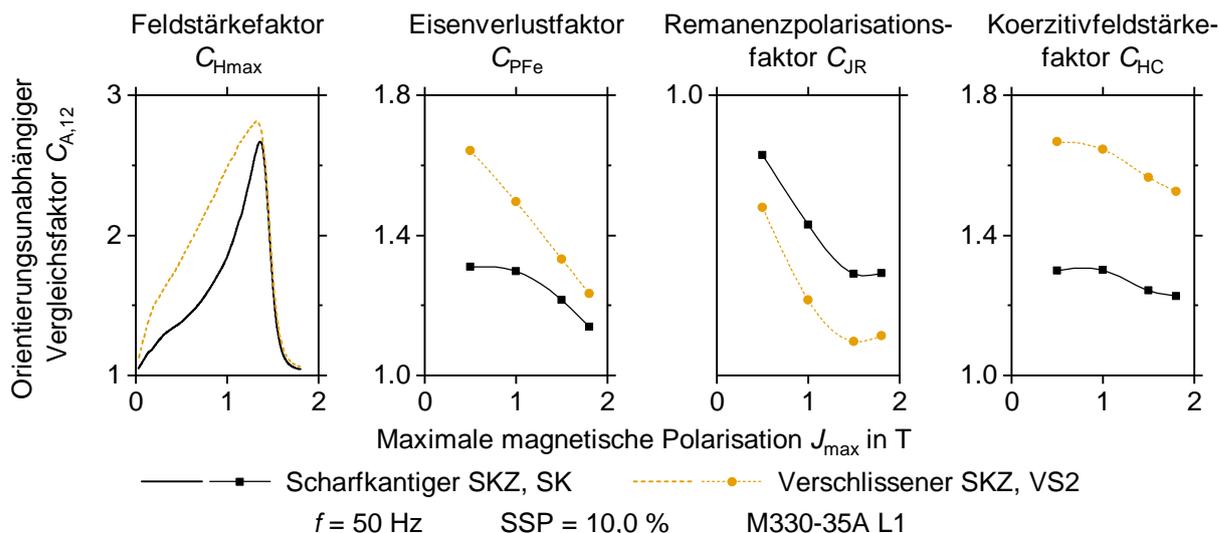


Abbildung 8.12: Auswirkungen scharfkantiger (SK) und verschlissener (VS2) Schneidkanten auf die orientierungsunabhängigen Vergleichsfaktoren der maximalen Feldstärke, der Eisenverluste, der Remanenzpolarisation sowie der Koerzitivfeldstärke (Blechwerkstoff M330-35A L1, 10,0 % Schneidspalt, Anregungsfrequenz 50 Hz)

dennoch signifikanter Einfluss mit Zunahme der magnetischen Polarisation festzustellen. Die Abnahme des Remanenzpolarisationsfaktors sowie die Zunahme des Koerzitivfeldstärkefaktors lassen des Weiteren darauf schließen, dass die Anzahl ausgerichteter Domänen reduziert sowie die Domänenwandbewegung bei Zunahme des Schneidkantenverschleißes erschwert wird.

Worin die zu beobachtende Änderung des magnetischen Werkstoffverhaltens der Elektrobleche bei Veränderung des Schneidkantenzustands begründet liegt, wird im Folgenden näher analysiert. Betrachtet werden die Kaltverfestigungen in der beeinflussten Randzone, die numerisch berechneten Eigenspannungsverteilungen sowie die Stempelkraft-Stößelweg-Verläufe. Die Verläufe sind für die beiden betrachteten Schneidkantenzustände in Abbildung 8.13 dargestellt.

Die normierte Verteilung der Werkstoffverfestigung in Abbildung 8.13 (a) wie auch die Verteilung der querschnittsgemittelten Spannung in Abbildung 8.13 (b) weisen zunehmende plastisch deformierte sowie gesteigerte eigenspannungsbehaftete Werkstoffvolumina auf, wenn verschlissene statt scharfkantige Schneidkanten zum Einsatz kommen. Wie bereits in den lokalen Polarisationsverteilungen in Abbildung 8.11 festzustellen ist, erhöht sich die Eindringtiefe sowie die Ausprägung der Maxima der Verteilungen mit zunehmendem Verschleiß an den Schneidkanten. Ein qualitativer Zusammenhang zwischen der magnetischen und der mechanischen Eigenschaftsbeeinträchtigung in der Schneideinflusszone durch den Schneidkantenzustand ist deutlich erkennbar. Wiederum wird deutlich, dass die Eigenspannungen eine ähnliche Verteilung, wie die lokalen Polarisierungen aufweisen.

Die Ursache für die unterschiedlichen Ausprägungen der Schneideinflusszonen in Elektroblechen, welche mit scharfkantigen und verschlissenen Schneidkanten hergestellt wurden, liegt in den veränderten Spannungszuständen während des Trennprozesses begründet. Im Vergleich zu ei-

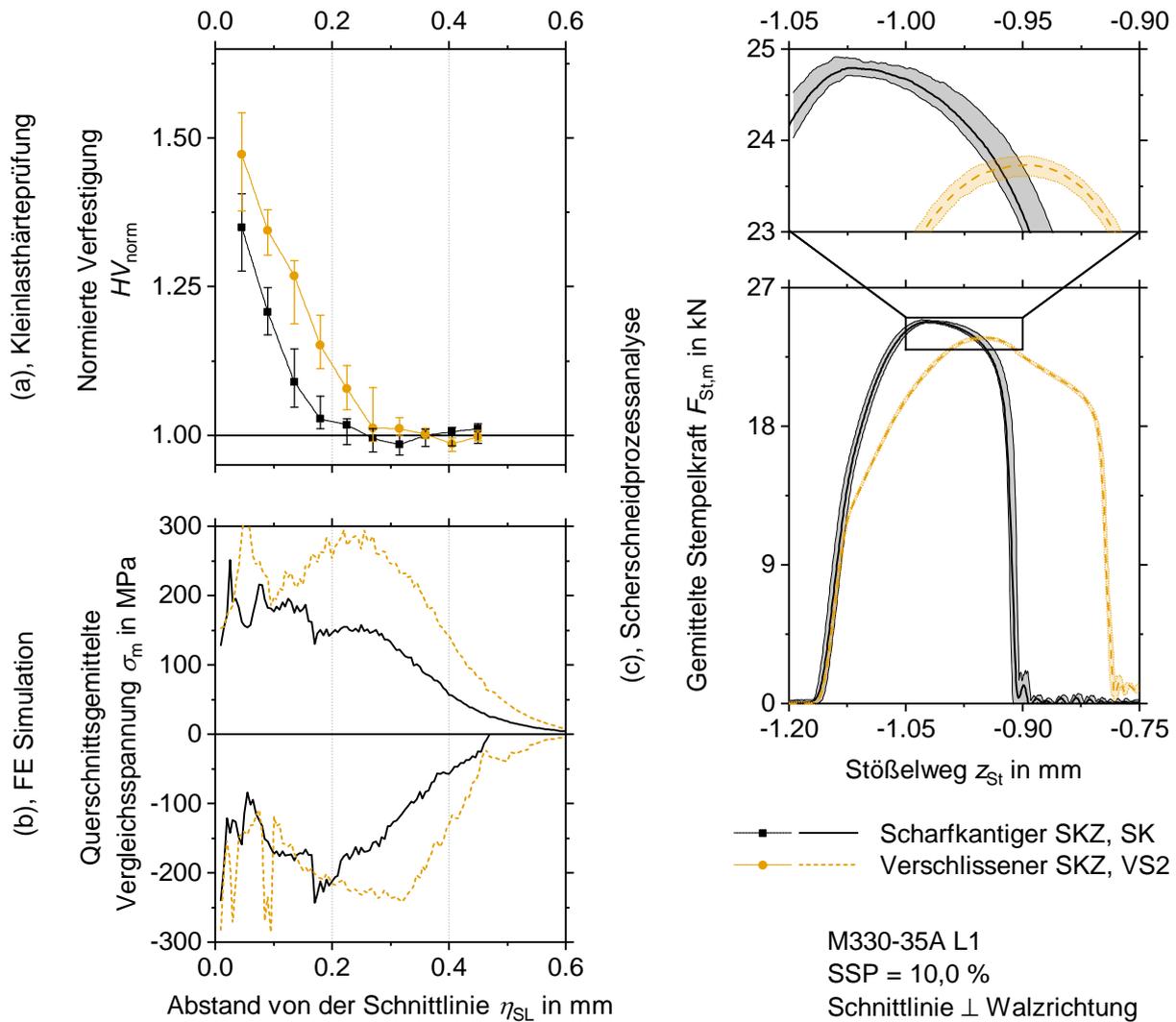


Abbildung 8.13: Auswirkungen scharfkantiger (SK) und verschlissener (VS2) Schneidkanten auf (a) die Werkstoffverfestigung, (b) die Eigenspannungsverteilung sowie (c) den Stempelkraft-Stößelweg-Verlauf (Blechwerkstoff M330-35A L1, 10,0 % Schneidspalt, Schnittlinienorientierung \perp Walzrichtung)

dem Scherschneidvorgang mit scharfkantigen Schneidkanten führen verschlissene Schneidkanten zu einer Steigerung des hydrostatischen Druckspannungszustandes an den beiden Schneidkanten. Da das Werkstoffversagen folglich, aufgrund der verzögerten Rissbildung, erst später eintritt, resultiert eine Verschleißzunahme in größeren plastischen Werkstoffdeformationen. Zudem führt der initial größere Schneidspalt beim Trennen mit verschlissenen Schneidkanten zu einer erhöhten Bauteildurchbiegung, welche sich in einer weiteren Steigerung des Kanteneinzugs und damit in einer Zunahme der Deformationen an der Blechoberseite des Stanzgitters bemerkbar macht. (Hörmann, 2008, S. 92-98)

Dieses Verhalten lässt sich anhand der beiden, in Abbildung 8.13 (c) dargestellten, Stempelkraft-Stößelweg-Verläufe bereits erkennen. So wird das Schneidkraftmaximum beim Einsatz scharfkantiger Schneidkanten aufgrund geringerer hydrostatischer Druckspannungen deutlich früher erreicht als beim Einsatz verschlissener Schneidkanten. Für die Reduktion des Schneidkraft-

maximums beim Schneiden mit verschlissenen Aktivelementen ist die Zunahme der Bauteildurchbiegung durch den initial größeren Schneidspalt und damit die erhöhte Biegespannungsüberlagerung verantwortlich. Zu erkennen ist dies zusätzlich an einer verringerten Steigung des Stempelkraft-Stößelweg-Verlaufs im Bereich der plastischen Werkstoffdeformation. Die Veränderung des Spannungszustands und damit die unterschiedlichen Stempelkraft-Stößelweg-Verläufe durch die Variation des Schneidkantenzustands äußern sich auch in den jeweiligen Schnittflächenausprägungen. Diese sind in Abbildung 8.14 für die beiden betrachteten Zustände abgebildet.

Eine Veränderung des Schneidkantenzustands von scharfkantig zu verschlissen resultiert in einer Zunahme der Kanteneinzugsbreite, der Kanteneinzugs-, der Glattschnitt- und der Grathöhe. Die Bruchflächenhöhe nimmt folglich mit erhöhtem Verschleiß an den Schneidkanten ab. Somit bieten alle dargestellten Schnittflächenkennwerte die Möglichkeit, eine Veränderung der magnetischen Werkstoffeigenschaften zu bewerten.

Wie bei zunehmenden Schneidspalten zu beobachten ist, führt auch Verschleiß an den Schneidkanten von Stempel und Schneideinsatz zu einer verstärkten Beeinträchtigung magnetischer Werkstoffeigenschaften durch den Trennprozess. Qualitativ ist dieses Verhalten an allen betrachteten Werkstoffen zu beobachten. Eine Gegenüberstellung von scherschneidbedingter magnetischer Werkstoffeigenschaftsänderung, veränderter Schnittflächenkennwerte und Schneidarbeiten aufgrund variierender Schneidkantenzustände für alle betrachteten Elektrolechgüten folgt in Abschnitt 9.2. Die Untersuchung eines zusätzlichen verschlissenen Schneidkantenzustands (VS1) für Werkstoff M270-35A macht deutlich, dass mit einer Steigerung des Verschlei-

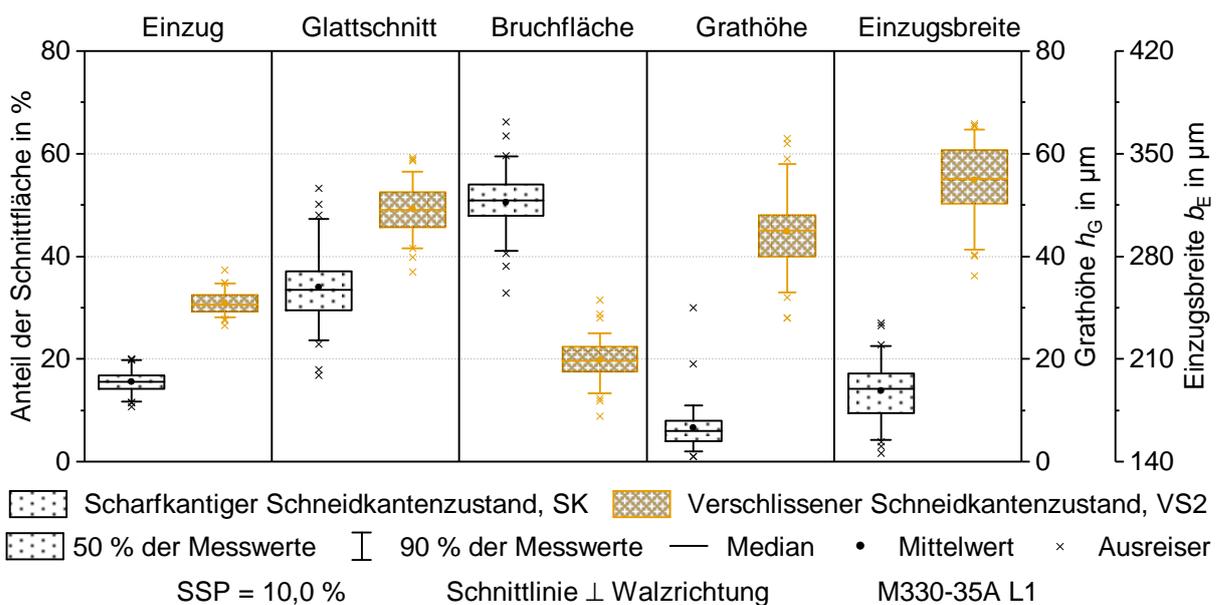


Abbildung 8.14: Auswirkungen scharfkantiger (SK) und verschlissener (VS2) Schneidkanten auf die Schnittflächenkennwerte (Blechwerkstoff M330-35A L1, 10,0 % Schneidspalt, Schnittlinienorientierung \perp Walzrichtung)

ßes auch eine verstärkte Zunahme scherschneidbedingter magnetischer Werkstoffeigenschaftsänderungen einhergehen.

8.3 Auswirkungen der Elektroblechwerkstoffvariation

Neben ökonomischen Gesichtspunkten spielen vor allem die magnetischen Eigenschaften sowie die Verluste an den geforderten Betriebspunkten eine wichtige Rolle bei der Werkstoffauswahl im Rahmen des Entwicklungs- und Planungsprozesses von Elektromotoren. Dieser Abschnitt soll aufzeigen, in welchem Ausmaß sich unterschiedliche Elektroblechwerkstoffe auf scherschneidbedingte magnetische Eigenschaftsänderungen auswirken. Im Fokus dieser Forschungsarbeit stehen dabei Variationen der Blechdicke und der Legierung.

8.3.1 Einfluss der Dicke des Elektrobands

Die Elektroblechdicke stellt den größten Stellhebel dar, wenn es um die Reduktion der entstehenden Verluste geht. Hauptgrund hierfür ist die Reduktion der entstehenden Wirbelstromverluste (siehe Abschnitt 2.1.2 und 2.2.2). Die Auswirkung einer Dickenvariation des verwendeten Elektroblechs auf die scherschneidbedingte magnetische Eigenschaftsänderung wird anhand der drei Werkstoffe NO30-16, M270-35A und M350-65A mit den jeweiligen Dicken 0,30 mm, 0,35 mm und 0,65 mm untersucht. Für diese Analysen wurde darauf geachtet, dass die Werkstoffe dieselben Legierungsbestandteile enthalten und ähnliche mechanische Werkstoffkennwerte aufweisen. Exemplarisch werden die Ergebnisse für eine Schneidparametervariation mit einem Schneidspalt von 5,0 % für die Elektroblechgüte NO30-16 und 5,4 % für die Elektroblechgüten M270-35A, M350-65A betrachtet. Die Schneidkanten der Aktivelemente wiesen einen scharfkantigen Zustand (SK) auf.

Die Auswirkungen einer Blechdickenvariation auf die lokale Verteilung der Polarisation im Bereich der Schneideinflusszone ist in Abbildung 8.15 für vier unterschiedliche Feldstärken dargestellt. Ein eindeutiger Zusammenhang zwischen der lokalen Polarisationsverteilung und der Blechdicke lässt sich anhand der Ergebnisse der NGI Untersuchungen bereits erkennen.

Es zeigt sich, dass die Größe des magnetisch beeinträchtigten Werkstoffbereichs mit wachsender Blechdicke deutlich ansteigt. Im Bereich der Domänenwandverschiebungsprozesse unterhalb von 1,5 T ist zu beobachten, dass eine Verdopplung der Blechdicke auch eine rund doppelt so große magnetisch beeinträchtigte Zone mit sich bringt. Nicht nur die Eindringtiefe, sondern auch das maximal beeinträchtigte Polarisationsniveau ist unabhängig von der betrachteten magnetischen Feldstärke für größere Blechdicken stärker ausgeprägt als für kleinere Blechdicken. Bestätigt werden diese Beobachtungen durch die aus den globalen magnetischen Untersuchungen abgeleiteten orientierungsunabhängigen Vergleichsfaktoren in Abbildung 8.16.

Der Feldstärkefaktor veranschaulicht, dass die Feldstärke zur Erreichung des gewünschten Polarisationsniveaus mit zunehmender Werkstoffdicke ansteigt. Die drei Verläufe des Feldstärkefaktors über die Polarisation weisen qualitativ dieselbe Form auf. Der Einfluss des Scherschneid-

vorgangs auf die Feldstärke steigt zunächst mit Zunahme der Polarisation unabhängig von der Blechdicke an. Bei einer Polarisation von 1,35 T wird ein lokales Maximum erreicht und im Anschluss reduziert sich der Einfluss des Trennprozesses bis er mit Sättigung des Werkstoffs

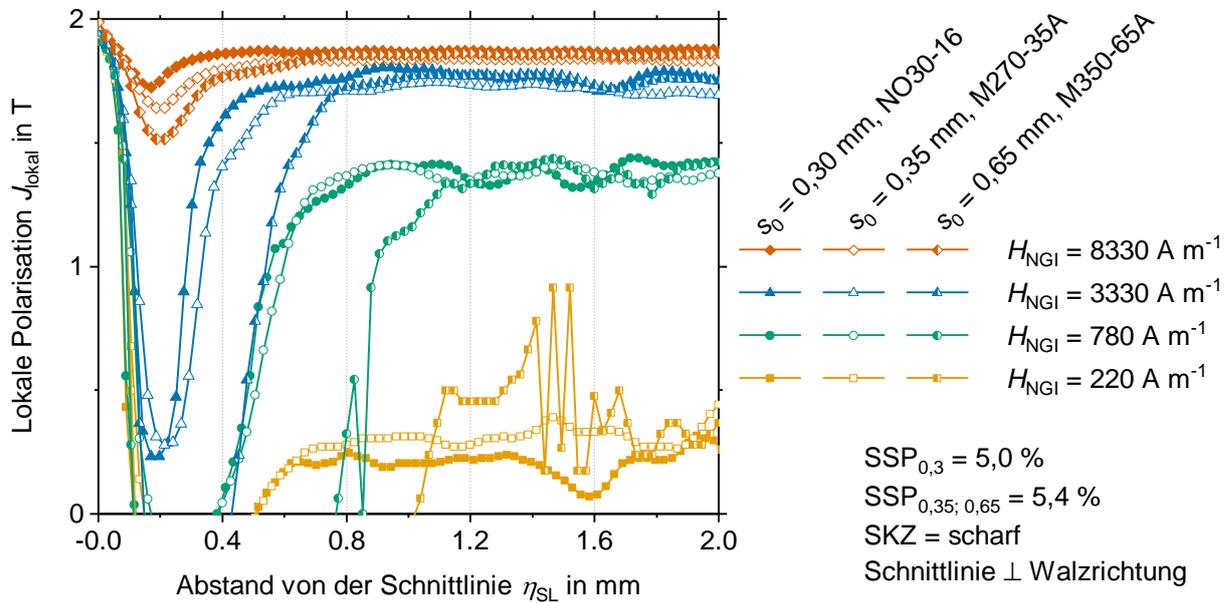


Abbildung 8.15: Auswirkungen der Blechdicken 0,30 mm, 0,35 mm und 0,65 mm auf die lokale Polarisationsverteilung für verschiedene magnetische Feldstärken (Blechwerkstoffe NO30-16, M270-35A und M350-65A, 5,0 % (NO30-16) und 5,4 % (M270-35A, M350-65A) Schneidspalt, scharfkantiger Schneidkantenzustand, Schnittlinienorientierung \perp Walzrichtung)

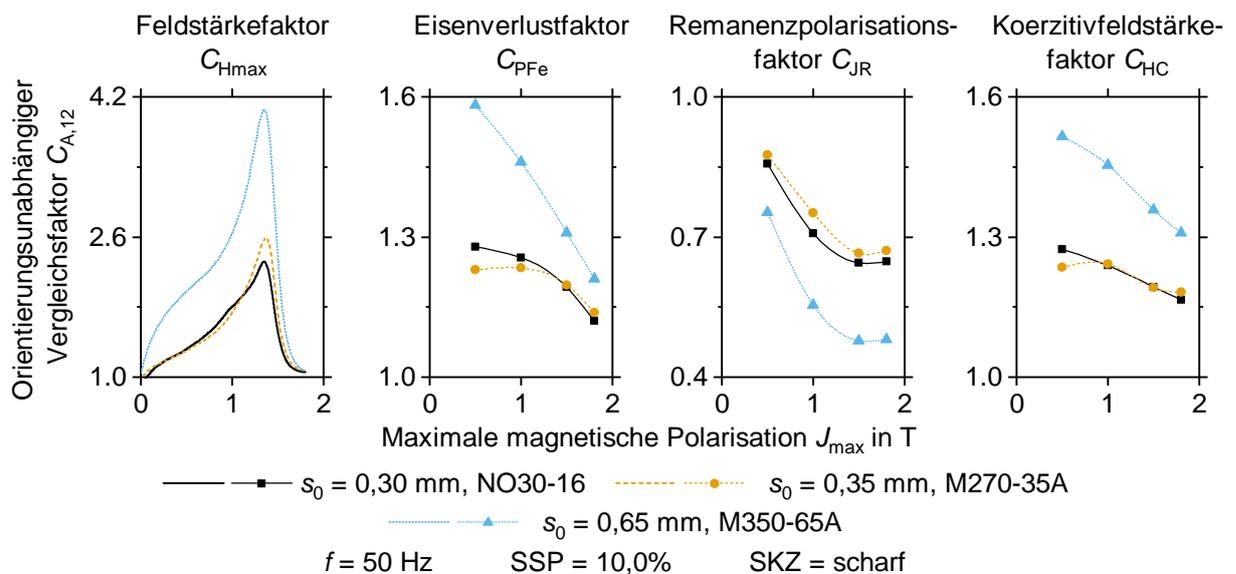


Abbildung 8.16: Auswirkungen der Blechdicken 0,30 mm, 0,35 mm und 0,65 mm auf die orientierungsunabhängigen Vergleichsfaktoren der maximalen Feldstärke, der Eisenverluste, der Remanenzpolarisation sowie der Koerzitivfeldstärke (Blechwerkstoffe NO30-16, M270-35A und M350-65A, 5,0 % (NO30-16) und 5,4 % (M270-35A, M350-65A) Schneidspalt, scharfkantiger Schneidkantenzustand, Anregungsfrequenz 50 Hz)

bei 1,8 T verschwindet. Auch der Eisenverlustfaktor zeigt, dass eine Blechdicke von 0,65 mm einer stärkeren Verlusterhöhung über alle Polarisierungen hinweg unterliegt als die Elektrobleche mit Dicken von 0,30 mm und 0,35 mm. Die geringfügig höheren Verluste durch das Scherschneiden bei Polarisierungen von 0,5 T und 1,0 T beim Elektroblech NO30-16 im Vergleich zum Elektroblech M270-35A resultieren aus dem leicht erhöhten Feldstärkebedarf bei diesen Polarisierungen. Dies bestätigt auch der Remanenzpolarisationsfaktor, wonach eine gesteigerte Restmagnetisierung beim Werkstoff NO30-16 nach Wegnahme der Feldstärke zu erkennen ist. Des Weiteren ist auch hier ersichtlich, dass im Elektroblech M350-65A mehr Restmagnetisierung aufgrund des erhöhten Feldstärkebedarfs in der Probe verbleibt. Die magnetischen Analysen der im geschlossenen Schnitt hergestellten Elektrobleche weisen einen vergleichbaren Einfluss der Blechdicke auf, wie die Untersuchungen im offenen Schnitt von Toda et al. (2014) und Omura et al. (2015).

Die Ergebnisse der Kleinlasthärteprüfung sowie der Finite Elemente Simulation in Abbildung 8.17 (a) und (b) deuten an, wie die beeinträchtigten magnetischen Werkstoffeigenschaften zustande kommen. So erhöht eine Steigerung der Blechdicke neben der Größe der beeinflussten Randzone auch das Ausmaß der Schneideinflusszone. Letztere korreliert dabei gut mit der Größe des magnetisch beeinflussten Werkstoffbereichs in Abbildung 8.15. Die Ergebnisse geben auch eine Erklärung für die erhöhte maximale Beeinträchtigung des lokalen Polarisationsniveaus von Werkstoff NO30-16 bei einer Feldstärke von 3330 A/m. Im Vergleich zum Werkstoff M270-35A ist zu erkennen, dass diese aus der zunehmenden normierten Verfestigung und den höheren Eigenspannungen in unmittelbarer Nähe zur Schnittlinie resultieren.

Die Stempelkraft-Stößelweg-Verläufe der Schneidvorgänge der drei Werkstoffe sind in Abbildung 8.17 (c) aufgetragen. Die Kurven zeigen deutlich, dass der Schneidkraft- sowie der Schneidarbeitsbedarf mit kleiner werdender Blechstärke sinkt. Anhand der Schnittflächenkenngrößen in Abbildung 8.18 zeigt sich, dass ausschließlich die kleiner werdende normierte Kanteneinzugshöhe und die größer werdende Kanteneinzugsbreite für zunehmende Blechdicken mit den Ergebnissen der magnetischen Analysen korrelieren.

8.3.2 Einfluss der verwendeten Legierung

Neben der Kaltwalz- und Wärmebehandlungsstrategie ermöglicht der Einsatz unterschiedlicher Legierungselemente, allen voran Silizium, die magnetischen Eigenschaften der Elektrobleche über die Korngröße und die entstehenden Wirbelströme zu beeinflussen. Aufgrund der Tatsache, dass der Siliziumgehalt oder die Korngrößen der Werkstoffe nicht im standardisierten Namen der Elektroblechgüte genannt werden, ist eine Unterscheidung der Werkstoffe nur über die magnetisch gemessenen Kennwerte möglich. Am Beispiel der drei Elektroblechgüten M330-35A L2, M330-35A L1 und M270-35A mit den jeweils zugehörigen Siliziumgehalten von 1,34 Gew.-%, 2,33 Gew.-% und 2,74 Gew.-% soll der Einfluss des Scherschneidvorgangs auf das magnetische Werkstoffverhalten veranschaulicht werden. Die analysierten Proben der

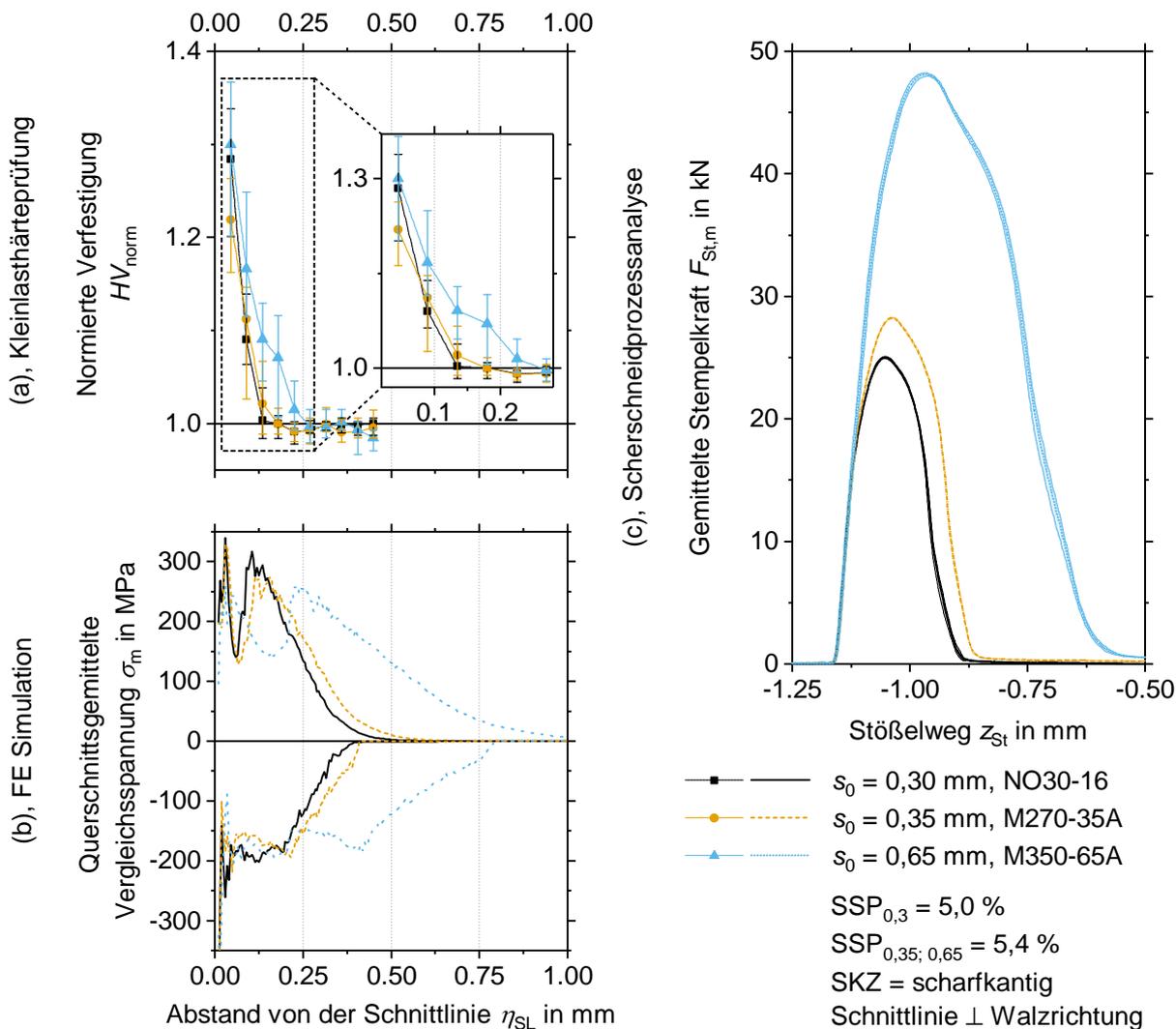


Abbildung 8.17: Auswirkungen der Blechdicken 0,30 mm, 0,35 mm und 0,65 mm auf (a), die Werkstoffverfestigung, (b), die Eigenspannungsverteilung sowie (c), den Stempelkraft-Stößelweg-Verlauf (Blechwerkstoffe NO30-16, M270-35A und M350-65A, 5,0 % (NO30-16) und 5,4 % (M270-35A, M350-65A) Schneidspalt, scharfkantiger Schneidkantenzustand, Schnittlinienorientierung \perp Walzrichtung)

drei Elektroblechsorten mit einer konstanten Dicke von 0,35 mm wurden mit einem Schneidspalt von 10,0 % und verschlissenen Schneidkanten (VS2) gefertigt. Schon anhand der NGI Untersuchungen in Abbildung 8.19 lässt sich erkennen, dass ein direkter Vergleich der Legierungen untereinander schwierig ist, da dieselben Feldstärken zu unterschiedlichen Polarisierungen führen. Der Grund hierfür sind die unterschiedlichen Magnetisierungsverhalten der Werkstoffe.

Die Darstellung des Feldstärkefaktors in Abbildung 8.20 verdeutlicht, dass ein Vergleich der lokalen Polarisierungen verschieden legierter Elektroblechwerkstoffe nicht zielführend ist. Die Verläufe des Feldstärkefaktors weisen zwar für alle drei betrachteten Werkstoffe einen ähnlichen Kurvenverlauf auf, allerdings befinden sich nur die lokalen Maxima der beiden Elektroblechgüten M330-35 L1 und M270-35A am selben Polarisationswert von 1,35 T. Das Maximum des Feldstärkefaktors der Elektroblechgüte M330-35A L2 wird erst später bei einer Polarisierung

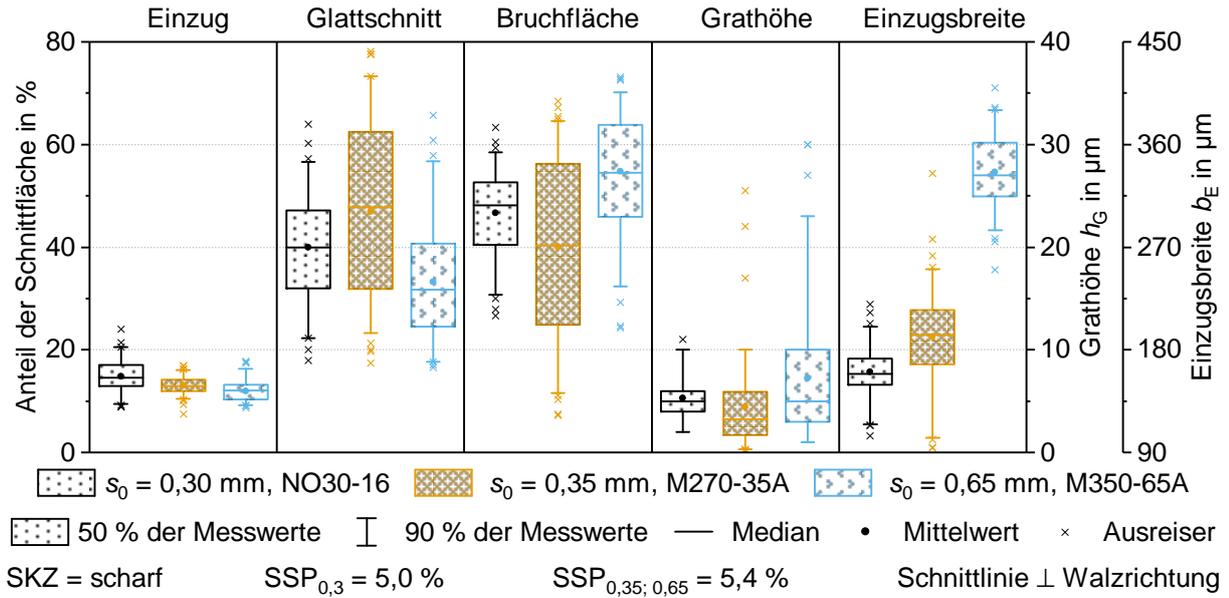


Abbildung 8.18: Auswirkungen der Blechdicken 0,30 mm, 0,35 mm und 0,65 mm auf die Schnittflächenkenngrößen (Blechwerkstoffe NO30-16, M270-35A und M350-65A, 5,0 % (NO30-16) und 5,4 % (M270-35A, M350-65A) Schneidspalt, scharfkantiger Schneidkantenzustand, Schnittlinienorientierung \perp Walzrichtung)

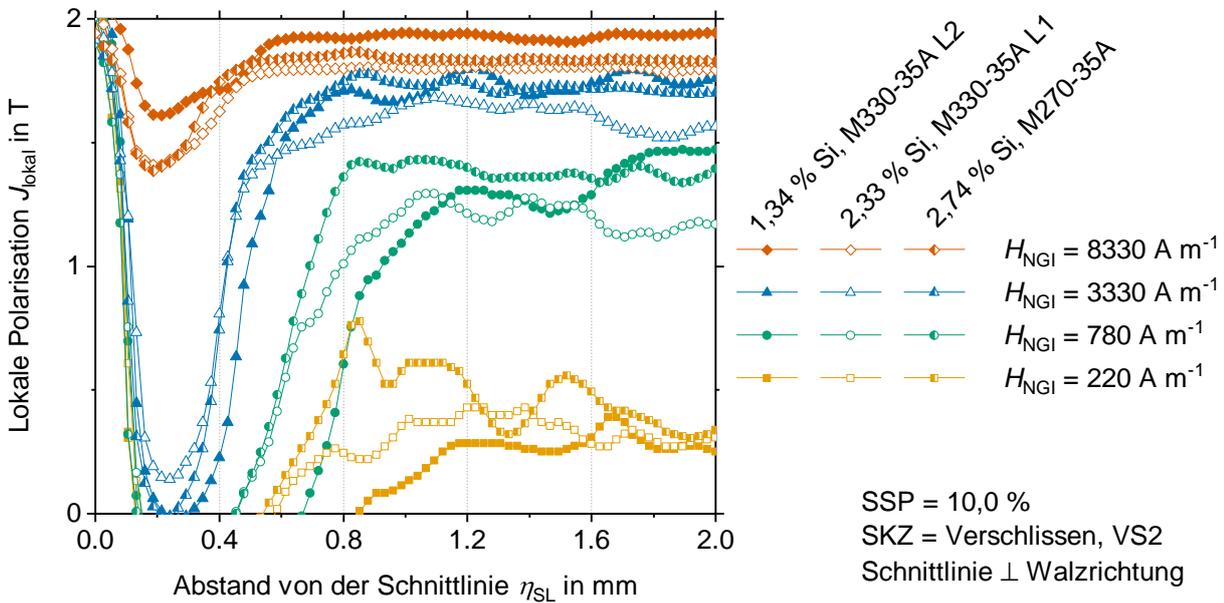


Abbildung 8.19: Auswirkungen von Elektroblechlegierungsvariationen mit 1,34 Gew.-%, 2,33 Gew.-% und 2,74 Gew.-% Silizium auf die lokale Polarisationsverteilung für verschiedene magnetische Feldstärken (Blechwerkstoffe M330-35A L1, M330-35A L2 und M270-35A, 10,0 % Schneidspalt, verschlissener Schneidkantenzustand VS2, Schnittlinienorientierung \perp Walzrichtung)

von 1,5 T erreicht, da dieser Werkstoff mehr Domänenwandbewegung zulässt. Es zeigt sich jedoch, dass der Feldstärkefaktor der drei Werkstoffe bis zu einem Polarisationswert von 1,35 T mit dem Siliziumgehalt korreliert.

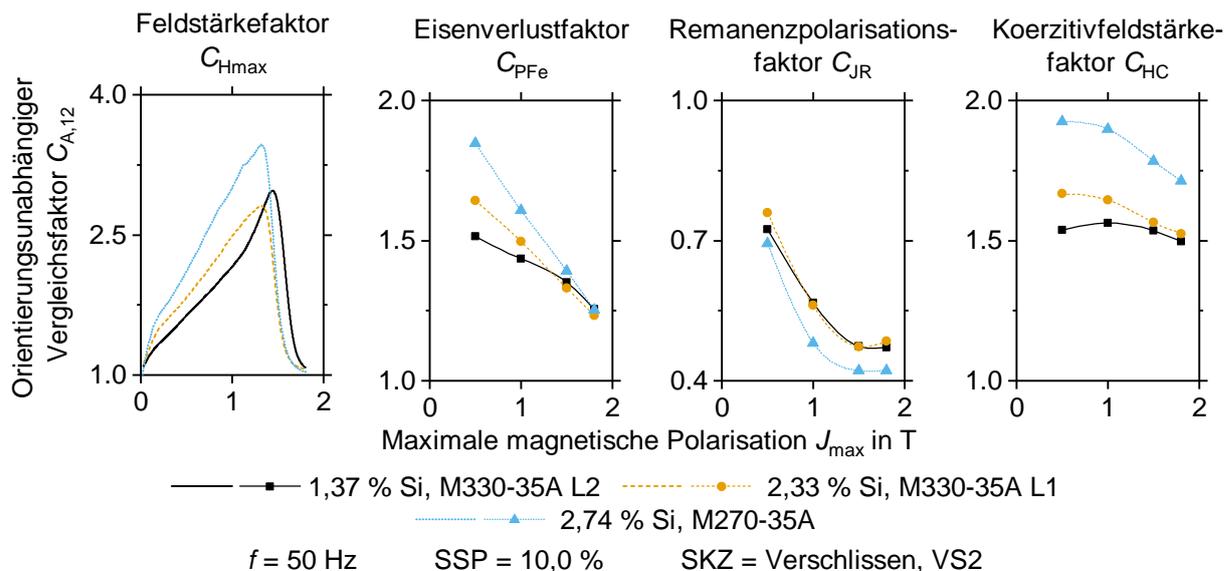


Abbildung 8.20: Auswirkungen von Elektroblechlegierungsvariationen mit 1,34 Gew.-%, 2,33 Gew.-% und 2,74 Gew.-% Silizium auf die orientierungsunabhängigen Vergleichsfaktoren der maximalen Feldstärke, der Eisenverluste, der Remanenzpolarisation sowie der Koerzitivfeldstärke (Blechwerkstoffe M330-35A L1, M330-35A L2 und M270-35A, 10,0% Schneidspalt, verschlissener Schneidkantenzustand VS2, Anregungsfrequenz 50 Hz)

Dieses Verhalten spiegelt sich auch im Eisenverlustfaktor wider, der für Polarisationen von 0,5 T und 1,0 T mit steigendem Siliziumgehalt größer wird. Für Polarisationswerte ab 1,5 T nimmt dann wieder das unterschiedliche Magnetisierungsverhalten der Werkstoffe Einfluss auf den Eisenverlustfaktor. Alle Legierungen haben jedoch gemein, dass der Eisenverlustfaktor mit zunehmender Polarisation abnimmt. Die sich durch die Legierungsvariation ergebenden Vergleichsfaktoren stimmen damit mit den Untersuchungen von Schoppa et al. (2000a), Araujo et al. (2010) und Schneider et al. (2011a) überein.

Der Remanenzpolarisationsfaktor und der Koerzitivfeldstärkefaktor deuten an, dass höhersilizierte Elektroblechgüten stärker von scherschneidbedingten Deformationen betroffen sind. Aus den Ergebnissen der Kleinlasthärteprüfung in Abbildung 8.21 (a) geht dies allerdings nicht direkt hervor. Die beeinflusste Randzone sowie das Maximum der normierten Verfestigung reduzieren sich nämlich mit steigendem Siliziumgehalt, aufgrund der erhöhten Festigkeit und der zunehmenden Neigung zum Sprödbbruch.

Die Beeinträchtigung des magnetischen Verhaltens lässt sich jedoch auch hier auf die Eigenstressungen in der Schneideinflusszone zurückführen. Aufgrund der variierenden mechanischen Eigenschaften der Werkstoffe resultieren aus den Deformationen während des Trennvorgangs unterschiedliche Eigenspannungsverteilungen, die wiederum mit den Siliziumgehalten korrelieren. Abbildung 8.21 (b) stellt dies anhand der numerisch ermittelten querschnittsgemittelten Druck- und Zugspannungsverläufe dar. Es ist zu erkennen, dass kleine Siliziummengen in der Legierung geringere im Werkstoff verbleibende Eigenstressungen zur Folge haben. Die Eindringtiefe hingegen, speziell die der Druckspannungen, ist für kleine Siliziumgehalte gesteigert.

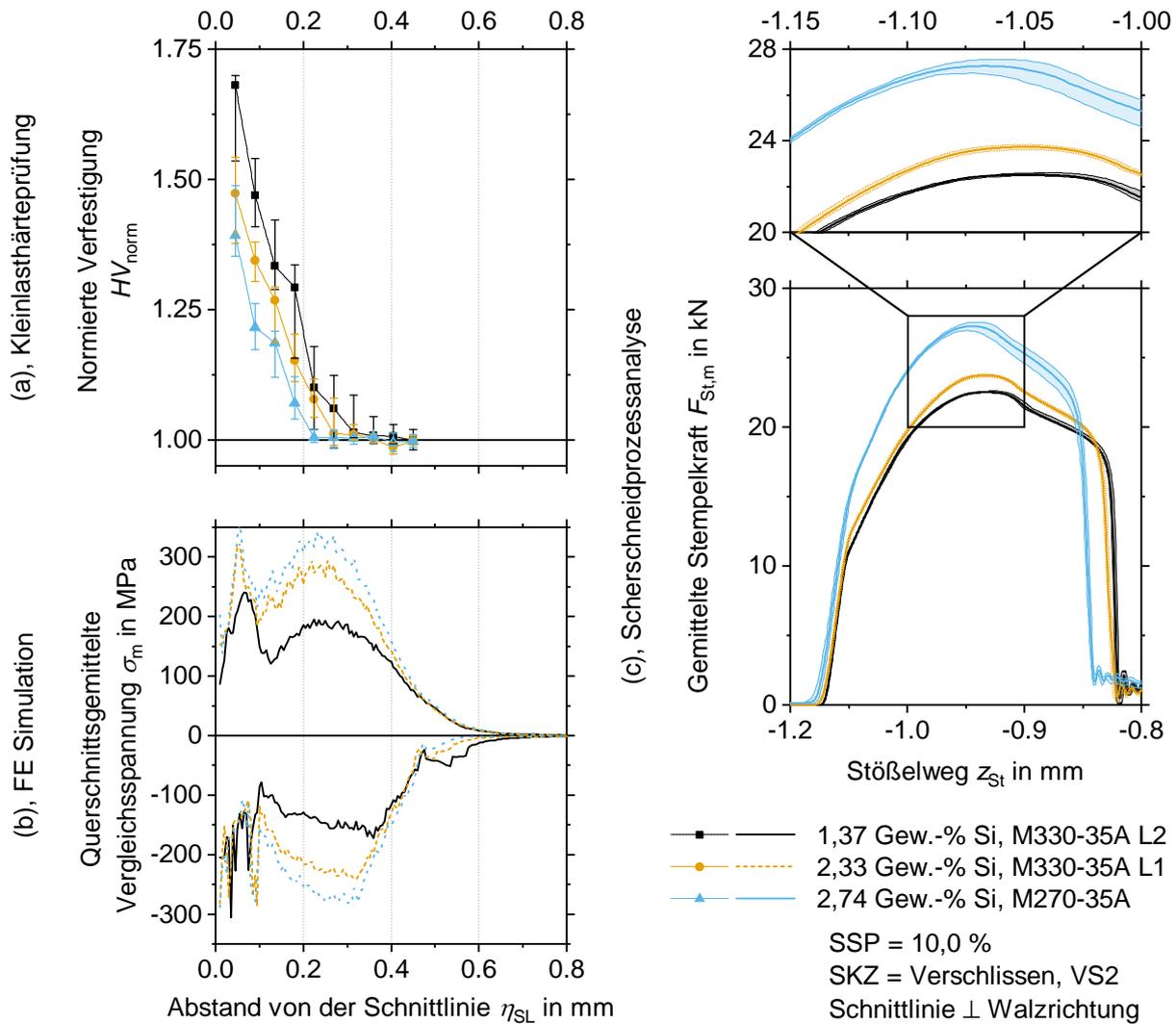


Abbildung 8.21: Auswirkungen von Elektroblechlegierungsvariationen mit 1,34 Gew.-%, 2,33 Gew.-% und 2,74 Gew.-% Silizium auf (a), die Werkstoffverfestigung, (b), die Eigenspannungsverteilung sowie (c), den Stempelkraft-Stößelweg-Verlauf (Blechwerkstoffe M330-35A L1, M330-35A L2 und M270-35A, 10,0 % Schneidspalt, verschlissener Schneidkantenzustand VS2, Schnittlinienorientierung \perp Walzrichtung)

gert und korreliert damit mit den Kleinlasthärteuntersuchungen und den NGI Analysen. Die beeinträchtigten magnetischen Werkstoffeigenschaften sind im Fall einer Legierungsvariation das Ergebnis gesteigerter Eigenspannungen in der Schneideinflusszone für erhöhte Siliziumgehalte und nicht das Resultat einer größeren Schneideinflusszone. Eine zunehmende Größe der Schneideinflusszone für Werkstoffe größeren Siliziumgehalts, wie sie Rygal et al. (2000) angeben, lässt sich weder in den NGI Messungen noch in den numerischen Analysen erkennen.

Die Stempelkraft-Stößelweg-Verläufe in Abbildung 8.21 (c) stimmen mit den globalen magnetischen Untersuchungen und den Eigenspannungsverteilungen überein. Sie zeigen, dass sowohl die Maxima der Verläufe und damit auch die Schneidarbeiten bis zum Erreichen desselbigen mit sinkenden Siliziumgehalten kleiner werden.

9 Diskussion

Nachdem die Fragestellungen nach der Ursache der magnetischen Eigenschaftsänderung, deren örtliche Ausprägung sowie deren Sensitivität auf Änderungen von Prozess- und Werkstoffgrößen beantwortet wurden, soll dieser Abschnitt erörtern, wie die ermittelten Daten weiter genutzt werden können. Zum einen wird aufgezeigt, wie magnetische Beeinträchtigungen durch den Scherschneidprozess zukünftig in den Entwicklungsprozess von Elektromotoren miteinbezogen werden können. Zum anderen gilt es Möglichkeiten aufzuzeigen, wie während der Produktion magnetischer Kerne anhand von Prozess- und Bauteilkennwerten die Veränderung der magnetischen Eigenschaften vorhergesagt und kontrolliert werden kann.

9.1 Einbindung von Schneideinflüssen in den Entwicklungsprozess

Die gezielte Entwicklung von Elektromotoren für den jeweiligen Anwendungsfall setzt voraus, dass in den geforderten Betriebspunkten ein möglichst hoher Wirkungsgrad erreicht wird. Mit den klassischerweise eingesetzten Baufaktoren (siehe Abschnitt 2.2.3), die Fertigungseinflüsse nur sehr rudimentär berücksichtigen, ist eine Abbildung des realen magnetischen Verhaltens der Rotoren und Statoren in der Magnetfeldsimulation nicht möglich. Um die Einflüsse des Scherschneidens oder auch anderer eigenspannungsinduzierender Fertigungseinflüsse korrekt abzubilden, ist eine aufwändigere magnetische Modellierung der Elektrobleche nötig. Die Berücksichtigung veränderter magnetischer Werkstoffeigenschaften in der Magnetfeldsimulation kann über ein direktes oder indirektes Vorgehen erfolgen. Beide Ansätze sollen im Folgenden auf ihre Plausibilität zur Abbildung der Scherschneideinflüsse betrachtet und Verbesserungsmöglichkeiten aufgezeigt werden. Im Rahmen der Vorstellung dieser beiden Vorgehen werden die Auswirkungen der Berücksichtigung des Scherschneideinflusses auf die Flussdichte- und Eisenverlustverteilung einer permanentmagneterregten Synchronmaschine unter Einsatz des indirekten Ansatzes aufgezeigt. Des Weiteren folgt eine Darstellung, wie die NGI Ergebnisse genutzt werden können, um die Modellierungsgenauigkeit zu erhöhen.

9.1.1 Direkte Abbildung des spannungsbeeinflussten Werkstoffverhaltens

Der Einfluss des Scherschneidvorgangs wird bei diesem Vorgehen über lokal unterschiedliche Werkstoffkennwerte in der Magnetfeldsimulation berücksichtigt. Das bedeutet, dass die magnetischen Werkstoffkennwerte mit zunehmendem Abstand zur Schnittlinie beim Aufbau der numerischen Modellierung verändert werden. Welchem Abstand zur Schnittlinie dabei welche magnetischen Eigenschaften zugewiesen werden, lässt sich über die infolge des Trennprozesses induzierten mechanischen Spannungen berücksichtigen. Voraussetzung hierfür ist die Kenntnis der Eigenspannungsverteilung in der Schneideinflusszone entlang der gesamten Schnittlinie der zu untersuchenden Elektroblechgeometrie. Gemäß der Eigenspannungsverteilung ist im Anschluss eine lokal angepasste Zuweisung magnetischer Werkstoffkennwerte durchführbar, welche unter verschiedenen mechanischen Spannungszuständen aufgenommen wurden. Für die

Aufnahme solcher magneto-elastischer Werkstoffkennwerte kommen Zug- und Kreuzzugprüfstände mit Such- und Erregerspulen zum Einsatz (Iordache et al., 2003), (Kai et al., 2014), (Yamazaki et al., 2018).

Um mit diesem Vorgehen die durch den Scherschneidvorgang eingebrachten Eigenspannungen korrekt zu berücksichtigen, muss die magneto-elastische Werkstoffprüfung erweitert werden. Da nach dem Scherschneidvorgang in der Schneideinflusszone nicht nur uniaxiale und bi-axiale, sondern zum überwiegenden Anteil tri-axiale Spannungszustände vorliegen, wird eine Werkstoffprüfung unter dreidimensionaler Lasteinleitung zur korrekten Abbildung der magnetischen Eigenschaftsbeeinträchtigung benötigt. Als Ausgangsbasis kann hierfür die bi-axiale Kreuzzugprüfung eingesetzt werden. Diese ist so zu erweitern, dass über eine zusätzliche Achse Spannungen in Blechdickenrichtung des zu untersuchenden Elektroblechs eingebracht werden.

9.1.2 Inverse Abbildung fertigungsbedingter Eigenschaftsänderungen

Eine weitere Möglichkeit veränderte magnetische Werkstoffkennwerte für die Magnetfeldsimulation zu ermitteln, stellt die inverse Ableitung des beeinflussten magnetischen Verhaltens aus globalen magnetischen Untersuchungen dar. Auch bei diesem Modellierungsansatz gilt es, Bereichen mit unterschiedlichem Abstand zur Schnittlinie angepasste magnetische Werkstoffkennwerte zuzuweisen. Allerdings basiert diese Zuweisung nicht wie bei der direkten Modellierung auf der Eigenspannungsverteilung in der Schneideinflusszone, sondern auf den globalen magnetischen Untersuchungen mit variierender Schnittlinienlänge. Wie Vandenbossche et al. (2010) aufzeigen, können die für die Magnetfeldsimulation benötigten veränderten Werkstoffeigenschaften aus Tafelblechprüfungen mit Variation der Schnittlinienlänge im Messvolumen abgeleitet werden. Die lokale Zuweisung der beeinträchtigten magnetischen Werkstoffkennwerte erfolgt über einen parabolischen Ansatz, wonach die magnetische Beeinträchtigung an der Schnittlinie maximal und außerhalb der Schneideinflusszone minimal ist. Das magnetische Verhalten direkt an der Schnittlinie wird über eine Extrapolation der magnetischen Tafelblechprüfung für Schnittlinienlängen gegen unendlich angenommen. Die hierfür zusätzlich benötigte Größe der Schneideinflusszone wird bei diesem Vorgehen ebenfalls aus den Daten der Tafelblechprüfung abgeleitet. (Vandenbossche et al., 2010)

Die Eignung dieses Vorgehens zur Berücksichtigung von Scherschneideinflüssen in der Magnetfeldsimulation soll im Folgenden, basierend auf den Ergebnissen der Tafelblechprüfung des Werkstoffs M330-35A L1, vorgestellt werden. Die Auswirkungen der lokal beeinflussten magnetischen Werkstoffkennwerte auf die Flussdichteverteilung sowie die Eisenverlustverteilung wird anhand einer permanentmagneterregten Synchronmaschine aufgezeigt (Elfgen et al., 2016a). Eine Schnittansicht des betrachteten Elektromotors ist in Abbildung 9.1 dargestellt. Die zugehörigen geometrischen Merkmale und elektromechanischen Kennwerte im Nennbetriebspunkt des Elektromotors zeigt Tabelle 9.1.

Im Zuge der Magnetfeldsimulation wird der Scherschneideinfluss über drei verschiedene Werkstoffmodelle untersucht. Diese ermöglichen es, die Auswirkung einer Berücksichtigung des Scherschneideinflusses auf die Verlustentstehung in elektrischen Maschinen darzustellen. Neben einem erodierten und damit nahezu unbeschädigten magnetischen Werkstoffverhalten stehen zwei schergeschnittene magnetische Werkstoffverhalten (10,0 % Schneidspalt, scharfkantige (SK) sowie verschlissene (VS2) Schneidkanten) im Fokus der Finiten Elemente Analyse. Zur örtlichen Zuweisung der beeinträchtigten magnetischen Kennwerte kommt ein kontinuierliches lokales Werkstoffmodell zum Einsatz. Es weist den Elementen, je nach Abstand zur Schnittlinie, ein angepasstes magnetisches Verhalten zu. (Elfgen et al., 2016b) Die Bestimmung der für die Eisenverlustberechnung nach (Gleichung 2.3) benötigten Kennwerte erfolgt unter Berücksichtigung der Ergebnisse der Tafelblechprüfungen der drei Werkstoffzustände.

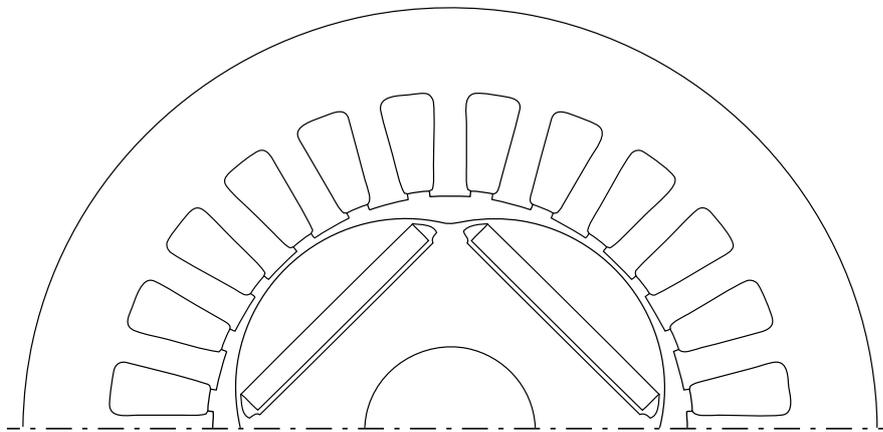


Abbildung 9.1: Motorgeometrie der permanentmagneterregten Synchronmaschine

Tabelle 9.1: Geometrische Merkmale und elektromechanische Kennwerte des Elektromotors im Nennbetriebspunkt

Parameter	Symbol	Wert
Statoraußendurchmesser	$D_{S,a}$	90,0 mm
Rotoraußendurchmesser	$D_{R,a}$	49,0 mm
Statorzahnbreite	$w_{S,Z}$	4,2 mm
Jochbreite	$w_{S,J}$	9,0 mm
Nutanzahl	N	24
Polpaaranzahl	p	2
Nenn Drehzahl	n_N	1500 1/min
Nenn Drehmoment	M_N	1,44 Nm
Leistung bei Nennlast	P_N	219 W
Wirkungsgrad bei Nennlast	η_N	82,5 %
Eisenverluste bei Nennlast	$P_{Fe,N}$	5 W
Kupferverluste bei Nennlast	$P_{Cu,N}$	40 W

Eine Gegenüberstellung der numerisch berechneten Eisenverluste sowie der jeweils zugehörigen Teilkomponenten ist in Abhängigkeit des betrachteten Werkstoffzustands in Tabelle 9.2 aufgeführt. Die Verlustbetrachtung der PMSM findet in dessen Nennbetriebspunkt statt. Die dargestellten Werte machen deutlich, welchen großen Einfluss die Berücksichtigung beeinträchtigter magnetischer Werkstoffzustände für die Vorhersage der entstehenden Eisenverluste hat. Im Fall des betrachteten Elektromotors sind die Unterschiede der Eisenverluste der verschiedenen Werkstoffmodelle um bis zu zwei Drittel erhöht. Anhand der einzelnen Verlustkomponenten bestätigt sich, dass durch den Scherschneidvorgang hauptsächlich die Hysterese- und die Exzessverluste beeinflusst werden. Die Wirbelstrom- und die Sättigungsverluste weisen kaum Auswirkungen der beeinträchtigten magnetischen Werkstoffkennwerte auf.

Um zu verstehen, warum die Eisenverluste erhöht sind, wird auf die lokalen Flussdichte- und Eisenverlustverteilungen im Stator in Abhängigkeit des betrachteten Werkstoffzustands eingegangen. Im Gegensatz zu Abbildung 9.2 (a) und (a'), welche die beiden Verteilungen im Falle eines unbeschädigten Werkstoffmodells darstellen, zeigen Abbildung 9.2 (b) und (b') sowie (c) und (c') die Auswirkungen des beeinflussten Werkstoffverhaltens. Die lokale Beeinträchtigung der maximalen magnetischen Polarisierung in der Schneideinflusszone führt im Vergleich zum unbeschädigten Werkstoffzustand zu Flussdichtekonzentrationen im Joch und in den Zähnen des dargestellten Statorsegments (vergleiche Abbildung 8.1). Die erhöhten Flussdichten führen zu gesteigerten Eisenverlusten in der Jochmitte und den Zahnmitten. Dies ist eine Folge der, mit der Zunahme der Flussdichte, exponentiell ansteigenden Eisenverluste (siehe Abbildung 8.4). Bei gleichem Schneidspalt ist die Flussdichtekonzentration im Fall der Durchführung des Trennvorgangs mit verschlissenen Schneidkantenzustand (VS2) deutlich ausgeprägter als beim Einsatz scharfkantiger Schneidaktivelemente (SK).

Im Vergleich zu Magnetfeldsimulationen ohne Berücksichtigung eines veränderten magnetischen Verhaltens durch den Trennprozess, erlauben die beiden dargestellten Magnetfeldsimulationen mit Berücksichtigung des beeinträchtigten Werkstoffverhaltens eine verbesserte Abbildung des tatsächlichen Betriebsverhaltens von Elektromotoren. Die Ergebnisse der durchgeführten Neutronen Gitter Interferometrie Untersuchung bieten die Möglichkeit, die Vorhersagegenauigkeit dieses Vorgehens weiter zu verbessern. Wie dies realisiert werden kann, wird im Folgenden näher erläutert.¹

¹Die Untersuchungen zum Einfluss des Scherschneidvorgangs auf die Feldstärke- und Verlustverteilung einer PMSM wurde in Zusammenarbeit mit dem Institut für elektrische Maschinen der RWTH Aachen durchgeführt und gemeinsam veröffentlicht (H. Weiss et al., 2018).

Tabelle 9.2: Eisenverluste und zugehörige Teilkomponenten im Nennbetriebspunkt in Abhängigkeit des Werkstoffzustands

Verlustanteil in W	Erodiert	Schergeschnitten	Schergeschnitten
		10,0 % SSP, SK	10,0 % SSP, VS2
Eisenverluste P_{Fe}	2,96	4,25	4,95
Hystereseverluste P_h	2,08	2,54	2,74
Wirbelstromverluste P_{cl}	0,11	0,10	0,06
Exzessverluste P_{ex}	0,48	1,40	1,98
Sättigungsverluste P_{sat}	0,28	0,23	0,16

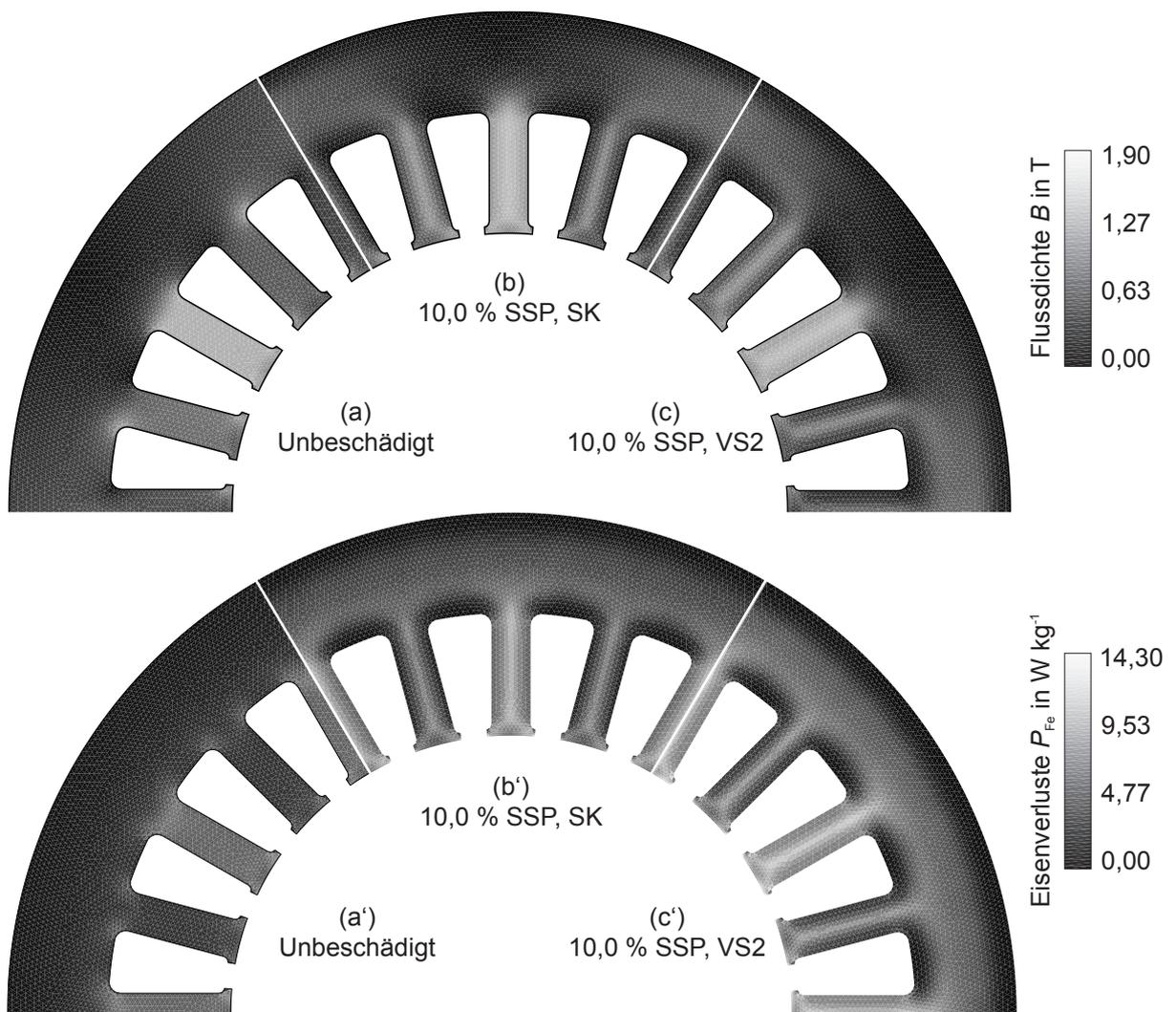


Abbildung 9.2: Lokale Flussdichte- und Eisenverlustverteilung im Stator des betrachteten Elektromotors unter Berücksichtigung eines (a) und (a'), unbeschädigten Werkstoffverhaltens, (b) und (b'), schergeschnittenen Werkstoffverhaltens ermittelt an Proben geschnitten mit 10,0 % Schneidspalt und scharfkantigen Schneidkanten (SK) sowie (c) und (c'), schergeschnittenen Werkstoffverhaltens ermittelt an Proben geschnitten mit 10,0 % Schneidspalt und verschlissenen Schneidkanten (VS2)

9.1.3 Modellierung der lokalen Polarisationsverteilung

Zur Modellierung der reduzierten lokalen magnetischen Polarisation in der Schneideinflusszone wird derzeit ein parabolischer Ansatz eingesetzt (Vandenbossche et al., 2010). Die NGI Analysen in Abschnitt 8 veranschaulichen jedoch, dass die lokale Polarisation eine davon abweichende Verteilung aufweist. Sie gleicht vielmehr einem sigmoidalen Verlauf. Abbildbar ist ein solches Verhalten über einen Boltzmann Ansatz nach (Gleichung 9.1), welcher um eine Randbedingung zur Vermeidung negativer lokaler Polarisationswerte erweitert ist. Eine schematische Abbildung des Boltzmann Ansatzes sowie die Approximation der lokalen Polarisationsverteilungen einer mit 10.0 % Schneidspalt und verschlissenen Schneidkanten (VS2) schergeschnittenen Probe aus dem Werkstoff M330-35A L1 sind in Abbildung 9.3 dargestellt.

$$J_{\text{lokal}} = \begin{cases} 0 & \forall J_{\text{lok,min}} + \frac{J_{\text{lok,max}} - J_{\text{lok,min}}}{1 + e^{(\eta_{\text{SL}} - \eta_1)/k_{\eta_1}}} < 0 \\ J_{\text{lok,min}} + \frac{J_{\text{lok,max}} - J_{\text{lok,min}}}{1 + e^{(\eta_{\text{SL}} - \eta_1)/k_{\eta_1}}} & \text{sonst.} \end{cases} \quad (\text{Gleichung 9.1})$$

$$k_{\eta_1} = (J_{\text{lok,max}} - J_{\text{lok,min}}) 0,25 \left(\frac{dJ_{\text{lokal}}}{d\eta_{\text{SL}}}(\eta_1) \right)^{-1} \quad (\text{Gleichung 9.2})$$

J_{lokal} : Lokale Polarisation

$J_{\text{lok,min}}$: Minimale lokale Polarisation

$J_{\text{lok,max}}$: Maximale lokale Polarisation

η_{SL} : Abstand von der Schnittlinie

η_1 : Abstand der maximalen Steigung von der Schnittlinie

k_{η_1} : Zeitkonstante

$\frac{dJ_{\text{lokal}}}{d\eta_{\text{SL}}}(\eta_1)$: Maximale Steigung des Sigmoids

In Abhängigkeit des Abstands von der Schnittlinie lässt sich die lokale Polarisationsverteilung über den Boltzmann Ansatz unter Berücksichtigung der minimalen lokalen Polarisation, der maximalen lokalen Polarisation, der Zeitkonstante und dem Abstand der maximalen Steigung von der Schnittlinie analytisch berechnen. Die Zeitkonstante ergibt sich nach (Gleichung 9.2) aus der inversen maximalen Steigung des lokalen Polarisationsverlaufs $J'_{\text{lok,max}}$. Der Abstand der maximalen Steigung von der Schnittlinie gibt die Distanz zur Schnittfläche an, ab der die Reduktion der Polarisation auf die Hälfte der Differenz von maximaler und minimaler Polarisation abgefallen ist.

Die Ermittlung der Parameter, die für die Approximation benötigt werden, erfolgt über die Methode der Minimierung der Summe der Fehlerquadrate. Hierbei ist zu berücksichtigen, dass die vier benötigten Parameter, wie Abbildung 9.3 (b) zeigt, mit der betrachteten magnetischen Feldstärke und auch mit der abzubildenden Scherschneidparameterkonfiguration variieren. Veranschaulicht wird diese Parametervariation für den Boltzmann Ansatz in Abbildung 9.4 anhand der Approximation von NGI Analysen zweier Proben aus dem Werkstoff M330-35A L1, wel-

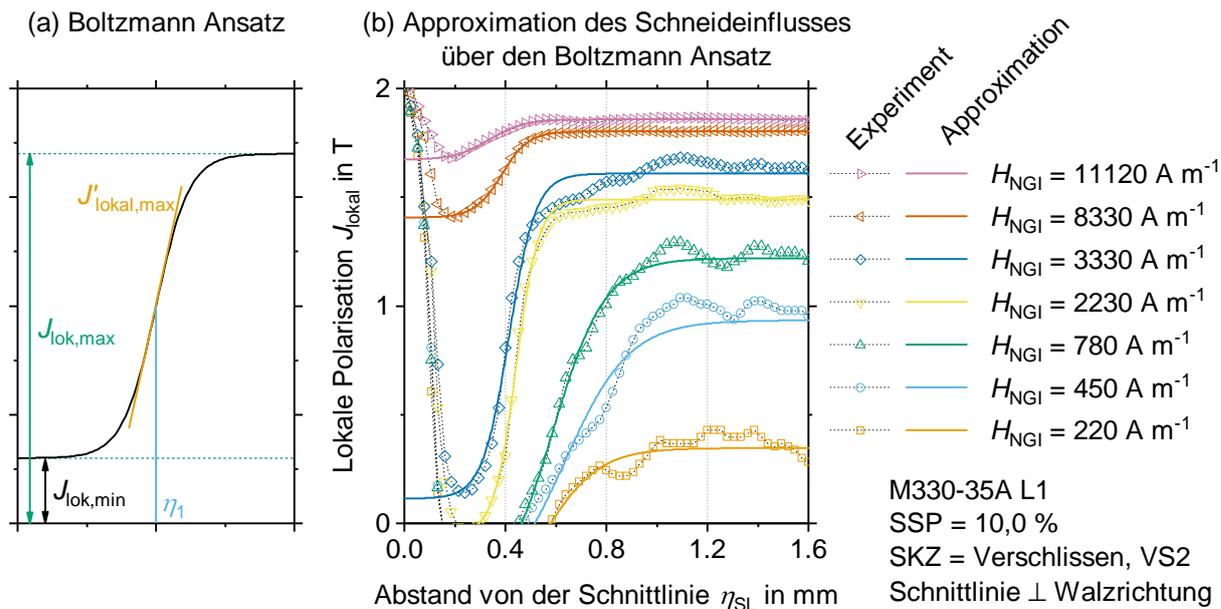


Abbildung 9.3: (a), Abbildung einer Sigmoid Funktion nach dem Ansatz von Boltzmann; (b), Approximation der durch den Scherschneidvorgang beeinflussten lokalen Polarisationsverteilung über den Boltzmann Ansatz für unterschiedliche magnetische Feldstärken (Blechwerkstoffe M330-35A L1, 10,0 % Schneidspalt, verschlissener Schneidkantenzustand VS2, Schnittlinienorientierung \perp Walzrichtung)

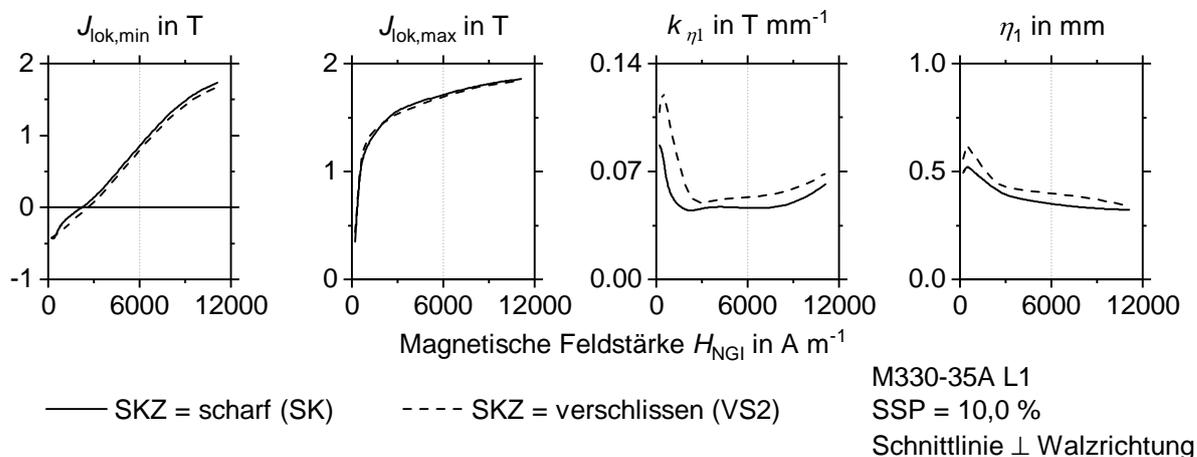


Abbildung 9.4: Variation der für die Sigmoid-Approximation der lokalen Polarisation benötigten Parameter in Abhängigkeit der Feldstärke und des Schneidkantenzustands (Blechwerkstoffe M330-35A L1, 10,0 % Schneidspalt, Schnittlinienorientierung \perp Walzrichtung)

che zwar beide mit 10,0 % Schneidspalt aber mit den zwei unterschiedlichen Schneidkanten-zuständen scharf (SK) und verschlissen (VS2) hergestellt wurden. Wie die Kurven verdeutlichen, nimmt die Variation des Schneidkanten-zustands im Gegensatz zur Zeitkonstante und zum Abstand der maximalen Steigung von der Schnittlinie nur geringfügige Auswirkung auf die minimale und maximale lokale Polarisation.

9.2 Bewertung magnetischer Eigenschaften durch Prozessmonitoring

Die Berücksichtigung der Wechselwirkung zwischen Schnittflächenkenngrößen, mechanischen Prozesskräften und magnetischen Werkstoffkennwerten erlaubt eine indirekte Kontrolle der späteren Funktionalität von Rotoren und Statoren bereits während des Produktionsprozesses. Ziel eines solchen Vorgehens muss es sein, über ein Prozessmonitoring von einfach messtechnisch zu erfassenden Kenngrößen die Auswirkung des Scherschneidvorgangs auf das magnetische Betriebsverhalten der herzustellenden Elektromotoren durchführen zu können. Hierfür scheinen vor allem die Schnittflächenkenngrößen und die Stempelkraft-Stößelweg-Verläufe geeignete Messgrößen darzustellen, da diese im Vergleich zur Kleinlasthärteprüfung oder NGI Untersuchung in situ und instantan aufgenommen werden können. Eine zwingende Voraussetzung für das Prozessmonitoring ist die qualitativ ähnliche, werkstoffunabhängige Ausprägung des Zusammenhangs zwischen den resultierenden geometrischen, mechanischen und magnetischen Bauteilkenngrößen infolge des Scherschneidprozesses. Die Allgemeingültigkeit der Wechselwirkung zwischen den genannten Kenngrößen stellt eine notwendige Voraussetzung für die Akzeptanz einer indirekten Kontrolle des magnetischen Werkstoffverhaltens im industriellen Produktionsumfeld dar.

Zunächst soll auf den Einfluss von Schneidspaltänderungen eingegangen werden. Diese spielen unter anderem beim Ein- und Nacharbeiten von Elektroblechwerkzeugen eine Rolle. Eine Schneidspaltänderung kann aus verschiedensten Gründen entstehen, wie zum Beispiel durch den Austausch oder das Überschleifen der Schneidaktivelemente, insbesondere bei konischen Schneideinsätzen. Wie in Abschnitt 8.2.1 aufgezeigt wird, ist eine Zunahme des Schneidspalts auf magnetischer Seite mit einer Erhöhung des Feldstärkefaktors und des Eisenverlustfaktors verbunden. Schnittflächenseitig äußert sich die Schneidspalterhöhung in einer gesteigerten Kanteneinzugshöhe und Glattschnitthöhe. Prozessseitig führen größere Schneidspalte zu geringfügig veränderten Stempelkraft-Stößelweg-Verläufen, woraus reduzierte Schneidarbeiten bis zum Erreichen des Schneidkraftmaximums folgen. Wie die Übersichtsgrafik in Abbildung 9.5 darstellt, lassen sich diese Trends unabhängig von dem betrachteten Elektroblechwerkstoff erkennen. Sämtliche dargestellte Größen ergeben sich aus einer Mittelung zwischen Messungen mit Orientierung der Schnittlage parallel und normal zur Walzrichtung.

Im Gegensatz zu einer Schneidspaltvariation wirkt sich eine Änderung des Schneidkantenzustands zwar ebenfalls negativ, aber vom zeitlichen Standpunkt aus betrachtet, unterschiedlich auf die magnetischen Werkstoffeigenschaften der hergestellten Komponenten aus. Während Schneidspaltvariationen ausschließlich in bekannten, diskreten Abständen auftreten, verändert sich der Schneidkantenzustand mit jeder durchgeführten Schneidoperation. Unter Berücksichtigung der Ergebnisse aus Abschnitt 8.2.2 lässt sich daraus folglich ableiten, dass die magnetischen Werkstoffeigenschaften über die Anzahl der hergestellten Bauteile hinweg, aufgrund des variierenden Schneidkantenzustands, nicht konstant sind. Die Auswirkung einer Änderung des Schneidkantenzustands hin zu stärker verschlissenen Schneidkanten wird in der Übersichtsgra-

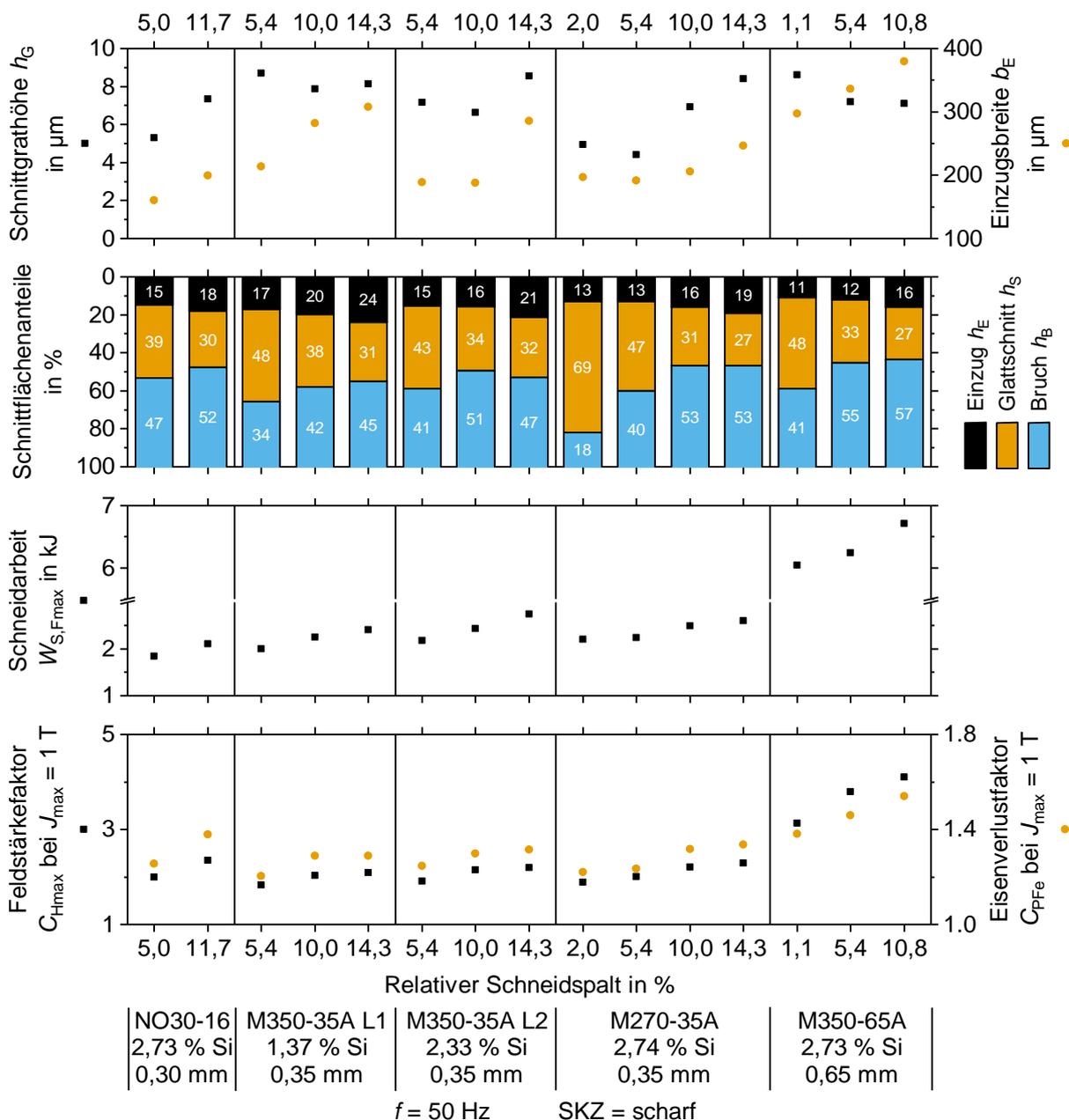


Abbildung 9.5: Auswirkung einer Variation des relativen Schneidspalts auf die Schnittflächenkenngrößen, die Schneidarbeit, den Feldstärkefaktor sowie den Eisenverlustfaktor der fünf untersuchten Elektroblechwerkstoffe (scharfkantiger Schneidkantenzustand (SK))

fik in Abbildung 9.6 in Bezug auf die entstehenden Schnittflächenkenngrößen, die benötigte Schneidarbeit bis zum Erreichen des Stempelkraftmaximums und die magnetischen orientierungsunabhängigen Vergleichsfaktoren dargestellt.

In Anbetracht der sich ausbildenden Schnittflächenkenngrößen hat zunehmender Verschleiß an den Schneidkanten unabhängig vom betrachteten Werkstoff eine Steigerung der Kanteneinzugsbreite, der Kanteneinzugsgröße, der Glattschnittgröße und der Schnittgrathöhe zur Folge. Auch die Schneidarbeit bis zum Erreichen des Stempelkraftmaximums sowie der Feldstärkefaktor und der Eisenverlustfaktor erhöhen sich für gesteigerten Verschleiß an den Schneidkanten.

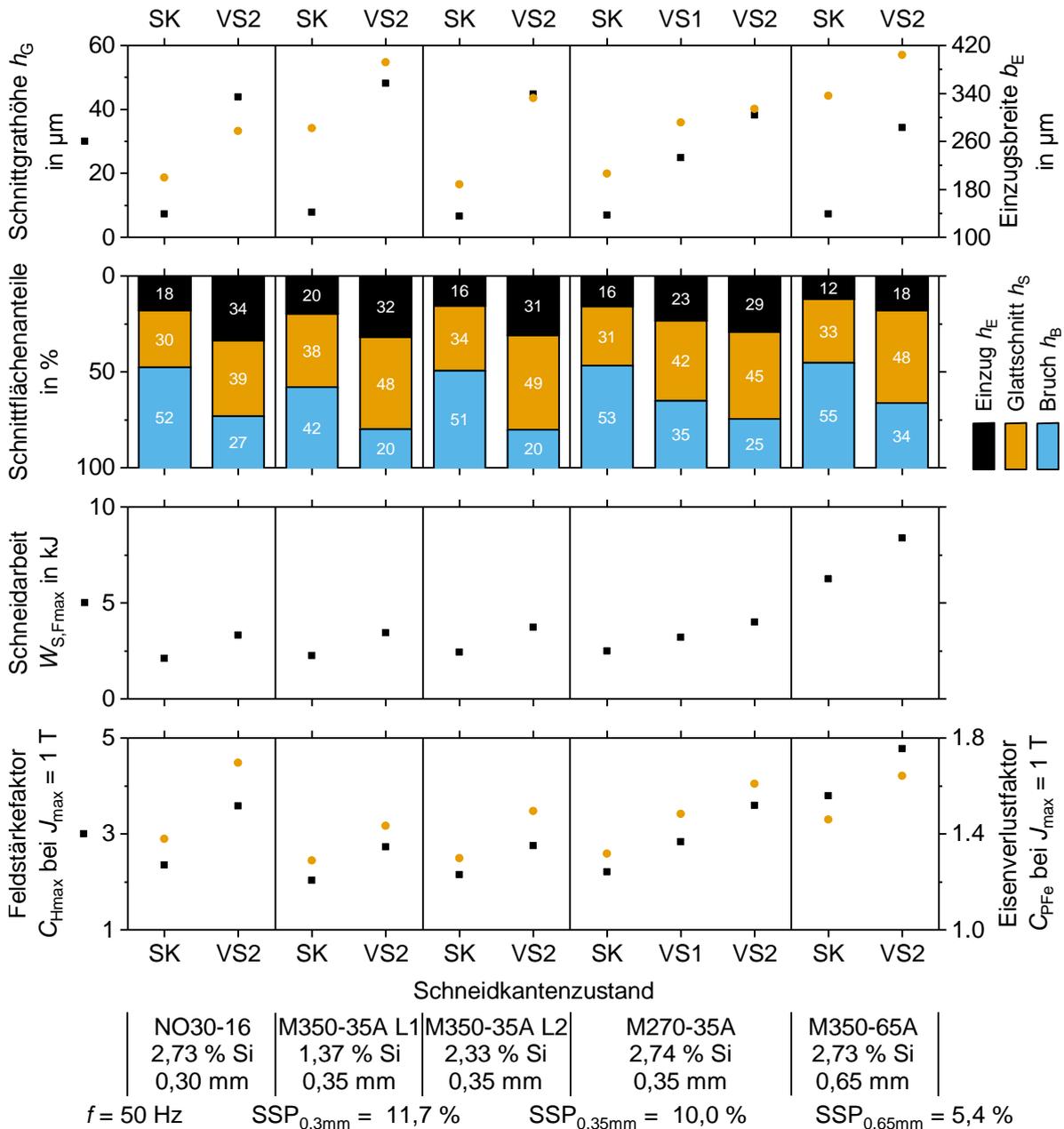


Abbildung 9.6: Auswirkung einer Variation des Schneidkantenzustands auf die Schnittflächenkenngrößen, die Schneidarbeit, den Feldstärkefaktor sowie den Eisenverlustfaktor der fünf untersuchten Elektroblechwerkstoffe (konstanter Schneidspalt bei gleichbleibender Blechdicke)

Die dargelegten Ausführungen machen somit deutlich, dass ein Prozessmonitoring zur indirekten Kontrolle der magnetischen Eigenschaftsbeeinträchtigung möglich ist. Sowohl an der Auswirkung des Schneidspalts als auch an dem Einfluss des Schneidkantenzustands auf die beiden dargestellten magnetischen Vergleichsfaktoren wird deutlich, dass die Schnittflächenkenngrößen und auch die Schneidarbeit bis zum Erreichen des Stempelkraftmaximums zur indirekten Kontrolle eingesetzt werden können. Deutlich ist dies vor allem anhand des Elektroblechwerkstoffs M270-35A zu erkennen, an dem vier Schneidspalte und drei Schneidkantenzustände untersucht wurden. Während über die Berechnung der Schneidarbeit aus dem Stempelkraft-

Stößelweg-Verlauf ein eindeutiger Zusammenhang zwischen Schneidparameteränderung und magnetischen Kennwerten ersichtlich ist, kann die Interpretation der Schnittflächenkenngrößen zu Problemen führen. Neben nicht eindeutigen Trends der Kanteneinzugsbreite und Schnittgrathöhe bei Variation des Schneidspalts, kann speziell die klassische Bewertung des Scherschneidvorgangs über den Schnittgrat nicht empfohlen werden. Grund hierfür ist die Tatsache, dass die Herstellung von Rotoren und Statoren häufig mit Hilfe von mehrstufigen Werkzeugen erfolgt. In diesen besteht die Gefahr einer Deformation des Schnittgrats beim Blechvorschub oder Schließen des Niederhalters und damit einer Verfälschung dieser Schnittflächenkenngröße. Bevorzugt sollte hierbei deshalb die Kanteneinzugshöhe oder die Glattschnitthöhe zur Bewertung verwendet werden.

10 Zusammenfassung und Ausblick

Dass der Herstellungsprozess von Elektromotoren deren Effizienz und Leistungsdichte wesentlich beeinflusst, ist schon lange bekannt. Um die dadurch entstehenden Veränderung des Betriebsverhaltens zu kompensieren, kommen zur Berücksichtigung fertigungsbedingter Änderungen der magnetischen Werkstoffeigenschaften in der Auslegung elektrischer Maschinen Korrekturfaktoren, die Baufaktoren, zum Einsatz. Diese erlauben es jedoch nicht die Fertigungseinflüsse hinreichend genau abzubilden. Eine Überdimensionierung des Motors, der Leistungselektronik, gegebenenfalls der Batterie und weiterer zugehöriger Komponenten ist die Folge. Damit Elektromotoren den stetig wachsenden Ansprüchen an ihren Stromverbrauch und ihr Leistungsniveau gerecht werden können, ist es neben Verbesserungen des Motordesigns und der eingesetzten Werkstoffe eine logische Folge, den Einsatz von Baufaktoren in der Auslegung weitestgehend zu minimieren. Zur Reduktion dieser ist es zielführend den Einfluss jedes verwendeten Fertigungsverfahrens auf das Betriebsverhalten getrennt voneinander zu untersuchen. Im Fall der Elektroblechverarbeitung zu Statoren und Rotoren zählen hierzu in erster Linie die Trenn- und Fügeprozesse. Erstere werden benötigt, um je nach gefordertem Design Raum für die magnetfelderzeugenden Komponenten, die Spulen, Formstäbe oder Permanentmagnete, in den Blechen zu schaffen. Die Fügeoperationen werden eingesetzt, um die geschnittenen Einzelbleche zu gestapelten Paketen zu verbinden oder um die Pakete im Gehäuse und auf der Welle zu befestigen.

Im Rahmen dieser Forschungsarbeit wird das Hauptaugenmerk auf den Zusammenhang des Trennverfahrens Scherschneiden und den daraus resultierenden magnetischen Eigenschaftsänderungen der eingesetzten Elektrobleche gelegt. Neben einem Vergleich der Auswirkungen des Scherschneidens mit denen des Erodierens, erfolgen im speziellen Untersuchungen der Auswirkung von Prozessparametervariationen beim Scherschneiden. Diese beinhalten Analysen der Einflüsse des Schneidspalts und des Schneidkantenzustands an fünf Elektroblechwerkstoffen. Die betrachteten Schneidspalte reichen dabei von industriell üblichen Werten im Bereich zwischen $70\ \mu\text{m}$ und $35\ \mu\text{m}$ bis hin zu Schneidspalten von $15\ \mu\text{m}$ und $7\ \mu\text{m}$, welche nur unter hohem Aufwand in Forschungswerkzeugen mit engen Fertigungstoleranzen abbildbar sind. Um auch Aussagen über die Auswirkung verschleißender Schneidkanten auf das magnetische Werkstoffverhalten treffen zu können, werden neben scharfkantigen Stempeln und Matrizen auch Werkzeugaktivelemente eingesetzt, welche verschlissene Schneidkantenzustände abbilden. Diese Parameterstudien haben die Aufgabe darzustellen, welches Ausmaß Schneidspalt- und Schneidkantenzustandsvariationen in Elektroblechwerkzeugen auf die entstehenden magnetischen Werkstoffeigenschaften haben. Die fünf betrachteten Werkstoffe sind dabei so gewählt, dass sowohl Blechdickenvariationen von $0,30\ \text{mm}$, $0,35\ \text{mm}$ und $0,65\ \text{mm}$ derselben Legierung als auch Legierungsvariationen mit $1,4\ \text{Gew.}\%$, $2,3\ \text{Gew.}\%$ und $2,7\ \text{Gew.}\%$ Silizium bei gleichbleibender Blechdicke untersucht werden können.

Damit die Prozessparameterstudien bewertet und die Ergebnisse in der Auslegung und der Fertigung von Elektromotoren genutzt werden können, bedarf es einer umfassenden Analyse der hergestellten Bauteile sowie des Scherschneidprozesses. Neben der klassischen Aufnahme der Schnittflächenkenngrößen, der Kaltverfestigung in der beeinflussten Randzone und des Stempelkraft-Stößelweg-Verlaufs unterstützt eine numerische Abbildung des Prozesses bei der Interpretation der Ergebnisse der zusätzlich durchgeführten magnetischen Werkstoffprüfung.

Bevor die magnetische Charakterisierung des Scherschneidprozesses und seiner Parametervariationen erfolgen konnte, galt es zu untersuchen, worin die Veränderung der magnetischen Werkstoffeigenschaften infolge des Trennprozesses begründet liegt. Als physikalische Entstehungsmechanismen werden in vorangegangenen Forschungen unter anderem das Einbringen von Versetzungen und die Änderung der metallographischen Textur aufgrund der plastischen Werkstoffdeformation sowie die Eigenspannungsinduktion infolge der elastischen und plastischen Werkstoffverfestigung genannt. Um die Wirkzusammenhänge zwischen den genannten Entstehungsmechanismen und den magnetischen Eigenschaften identifizieren zu können, sind die gefertigten Elektrobleche neben der makroskopischen magnetischen Prüfung über die genormte Tafelblechprüfung mit einer mikroskopischen magnetischen Prüfmethode analysiert worden. Zum Einsatz kam hierfür die Neutronen Gitter Interferometrie, eine neuartige Prüfmethode zur lokalen hochaufgelösten Analyse der magnetischen Domänen, der Weiss-Bezirke, in ferromagnetischen Werkstoffen. Hierfür ist ein Prüfstand am Neutronenradiografieinstrument ANTARES des Forschungsreaktors München II konstruiert, kalibriert und genutzt worden.

Die Analysen der Domänenstruktur mit der Neutronen Gitter Interferometrie zeigen, dass Versetzungen und Texturvariationen nur zu einem kleinen Anteil für die magnetische Eigenschaftsänderung in der beeinflussten, kaltverfestigten Randzone verantwortlich sind. Zum überwiegenden Anteil sind es die Eigenspannungen, aufgrund vorangegangener elastischer und plastischer Werkstoffdeformationen, die für das beeinträchtigte magnetische Werkstoffverhalten verantwortlich gemacht werden können. Diese Untersuchungen des lokalen magnetischen Verhaltens erlaubten zudem einen weiteren wichtigen Parameter für die Entwicklung von Elektromotoren, nämlich die Größe des magnetisch beeinträchtigten Werkstoffvolumens innerhalb der eigenspannungsbehafteten Schneideinflusszone, zu bestimmen. Die Analysen zeigen, dass der magnetisch beeinflusste Werkstoffbereich in seiner Ausprägung vom aktuellen Magnetisierungszustand abhängt. Das Ausmaß, dieses für die Magnetfeldsimulation wichtigen Bereichs, reicht je nach Werkstoff und Schneidparameterkonfiguration vom zwei- bis dreifachen der Blechdicke bei geringen Polarisierungen bis zum Verschwinden der Beeinträchtigung bei Erreichen der magnetischen Sättigung.

Die Auswertungen der mikroskopischen Neutronen Gitter Interferometrie Untersuchung konnten über die Ergebnisse der makroskopischen magnetischen Prüfung verifiziert werden. Mit beiden Messmethoden ist ersichtlich, dass das Scherschneiden von Elektroblechen immer zu einer Verschlechterung der magnetischen Eigenschaften führt. Dieses Verhalten ist unabhängig

von der magnetischen Anregung, vom Elektroblechwerkstoff und von der Schneidparameterkonfiguration zu beobachten. Eine Variation der untersuchten Einflussgrößen führt allerdings zu einer Änderung der Ausprägung der magnetischen Beeinträchtigung. So zeigen die Parameterstudien, dass

- eine Erhöhung der Schnittlinienlänge eine direkte Zunahme des magnetisch beeinträchtigten Werkstoffvolumens und damit eine Verschlechterung des magnetischen Werkstoffverhaltens zur Folge hat,
- die Steigerung der Schnittlinienlänge zu erhöhten Eisenverlusten, zu größeren Scherungen der Hysterese und damit zu höheren Koerzitivfeldstärken als auch maximalen magnetischen Feldstärken sowie reduzierten Remanenzpolarisationen führt,
- die relative Eisenverlustzunahme durch den Scherschneidvorgang minimal für eine Magnetisierung im Sättigungsbereich wird,
- die relative Steigerung der maximalen Feldstärke im Bereich des Übergangs zwischen Domänenwandverschiebungsprozessen und Domänendrehprozessen, also im Knick der Hysterese, maximal und im Sättigungsbereich minimal wird,
- die Orientierung der Schnittlinie parallel statt normal zur Walzrichtung eine erhöhte Beeinflussung des magnetischen Werkstoffverhaltens zur Folge hat,
- sich der Einfluss des Scherschneidprozesses auf die relative Eisenverlustzunahme und die maximale Feldstärkesteigerung mit größer werdender Anregungsfrequenz reduziert,
- kleine Schneidspalte die magnetische Eigenschaftsbeeinträchtigungen minimieren,
- der Verschleiß an den Schneidkanten minimal für ein gutes magnetisches Werkstoffverhalten sein soll,
- eine Erhöhung der Werkstoffdicke bei gleichbleibender Legierungszusammensetzung eine Zunahme der Eisenverluste und auch der maximalen Feldstärke durch den Scherschneidvorgang zur Folge hat,
- Elektroblechgüten mit kleineren Siliziumgehalten bei gleicher Blechdicke in geringerem Ausmaß in Bezug auf ihre magnetischen Werkstoffeigenschaften vom Scherschneidvorgang beeinträchtigt werden,
- die Auswirkungen von Scherschneidparametervariationen unabhängig von der betrachteten Elektroblechgüte in qualitativ ähnlicher Ausprägung festzustellen sind,
- die absoluten Auswirkungen von Scherschneidparametervariationen größer sein können, als die von Legierungsvariationen.

Zusammenfassend lässt sich daraus ableiten, dass der Einfluss des Scherschneidprozesses auf die magnetischen Eigenschaften von Elektroblechen für kleine Schneidspalte, geringen Verschleiß an den Schneidkanten, dünne Blechdicken und niedrige Siliziumgehalte bei Betrieb im Sättigungsbereich und mit hohen Anregungsfrequenzen minimal wird. Neben dem Elektromotordesign und den Betriebsbedingungen, welche die nötige Magnetisierung des Werkstoffs und die Anregungsfrequenz bestimmen, sind es häufig ökonomische Randbedingungen, die die Werkstoffauswahl, die maximalen Anschaffungskosten des Werkzeugs und die Anzahl der Werkzeugwartungsintervalle vorgeben. Es gilt somit individuell je nach Aufbau, Kosten, Stückzahl und Einsatzgebiet des Elektromotors zu entscheiden, ob erhöhte Werkzeugkosten zur Abbildung kleiner Schneidspalte unter $35\ \mu\text{m}$ in Kauf genommen werden können und wann das Nachschleifen oder der Wechsel der Schneidaktivelemente durchgeführt wird.

Einen wichtigen Beitrag zur Entscheidungsfindung, ob und wann die oben genannten Maßnahmen umzusetzen sind, kann die Einbindung und Berücksichtigung scherschneidbedingter magnetischer Einflüsse in der Magnetfeldsimulation liefern. Hierzu können sowohl Ansätze, welche die Einflüsse des Trennprozesses über die eingebrachten Eigenspannungen berücksichtigen, als auch Methoden, welche die Reduktion der magnetischen Eigenschaften aus makroskopischen magnetischen Messungen ableiten, eingesetzt werden. Anhand von letzterem werden in dieser Forschungsarbeit die fertigungsbedingten Auswirkungen auf die Flussdichteverteilung und die Eisenverlustverteilung innerhalb einer permanentmagneterregten Synchronmaschine aufgezeigt. Der positive Nutzen dieser Erweiterung der Magnetfeldsimulation zur Vorhersage des Betriebsverhaltens von Elektromotoren ist deutlich anhand der experimentell bestimmten Eisenverluste zu erkennen. Die lokalen Polarisationsverteilungen aus den Neutronen Gitter Interferometrie Untersuchungen erlauben zudem, die Abbildungsgenauigkeit des mechanischen Trennprozesses in der numerischen Analyse weiter zu steigern. So empfiehlt es sich, die Reduktion der magnetischen Polarisation in der Schneideinflusszone in Abhängigkeit der magnetischen Feldstärke über eine sigmoidale, statt eine parabolische, Approximation abzubilden.

Weitere Entscheidungshilfen zur produktionsseitigen Bewertung der Auswirkung des Scherschneidvorgangs auf die magnetischen Werkstoffeigenschaften über ein Prozessmonitoring bieten die Schnittflächenkenngößen der hergestellten Elektrobleche und die Schneidarbeit. Sie ermöglichen eine indirekte Kontrolle von Schneidspalt- und Schneidkantenzustand. Speziell die Wahl des Zeitpunkts der Werkzeugnacharbeit ist über eine fortlaufende Aufnahme und Bewertung der Kanteneinzugs- oder Glattschnitthöhe sowie der Schneidarbeit bis zum Erreichen des Schneidkraftmaximums möglich. Ausbauintervalle können somit nicht mehr nur ausschließlich von erfahrungsbasierten Abschätzungen der Grathöhe, sondern anhand von in situ und instantan messbaren Größen abgeleitet werden. Die Grathöhe stellt ohnehin einen kritischen Messwert zur Bewertung des Verschleißzustandes und den dadurch entstehenden magnetischen Eigenschaftsänderungen dar, da der Schnittgrat bei Einsatz eines Niederhalters im Werkzeug oder durch den Bandvorschub deformiert werden kann.

Zukünftig ist wünschenswert den Zusammenhang zwischen entstehendem Schneidkantenverschleiß und der magnetischen Eigenschaftsänderung nicht nur an zwei oder drei Stellen, wie in dieser Forschungsarbeit gezeigt, sondern über ein gesamtes Wartungsintervall hinweg zu kennen. Da der Zusammenhang zwischen der verschleißbedingten Änderung des Eigenspannungszustands und dem daraus folgenden magnetischen Werkstoffverhalten nicht linear sein kann, gilt es die Änderung der Schneidkantenverschleißprofile über die Hubanzahl hinweg aufzunehmen. Diese müssen dann auf die Schneidaktivelemente des Streifenwerkzeugs aufgebracht werden, um so Proben für die makroskopische magnetische Messung herstellen zu können. Anhand dieser ist es anschließend möglich, den Zusammenhang zwischen der Verschleißzunahme und der magnetischen Werkstoffeigenschaftsänderung zu untersuchen und daraus bewusst Wartungsintervalle abzuleiten.

Im Hinblick auf die Elektromobilität stellen die höheren maximalen Feldstärken und der Verlustanstieg durch den Trennprozess zwei unerwünschte Faktoren dar, die zum größtmöglichen Ausmaß reduziert werden müssen. Die höheren Ströme infolge steigender maximaler Feldstärken führen zu höheren Verlusten in der Leistungselektronik, den Kabeln und den Batteriezellen. Auch in den magnetfelderzeugenden Spulen erhöhen sich die benötigten Ströme. Gepaart mit den zunehmenden Eisenverlusten in den Elektroblechpaketen kommt es zu einer Zunahme der Wärmeentwicklung und damit einem erhöhten Kühlbedarf des Elektromotors. Eine konsequente Berücksichtigung und Reduktion des Fertigungseinflusses kann folglich zu einer höheren Effizienz von Elektrofahrzeugen führen.

A **Abbildungsverzeichnis**

Abbildung 1.1:	Verluste einer permanentmagneterregten Synchronmaschine	2
Abbildung 2.1:	Aufbau einer permanentmagneterregten Synchronmaschine	6
Abbildung 2.2:	Kristallanisotropie in ferromagnetischen Werkstoffen	12
Abbildung 2.3:	Entstehungsmechanismen magnetischer Domänen	13
Abbildung 2.4:	Magnetostriktion und inverse Magnetostriktion	15
Abbildung 2.5:	Domänenstruktur von industriell hergestellten Elektroblechwerkstoffen .	15
Abbildung 2.6:	Domänenwandverschiebungs- und Drehprozesse	16
Abbildung 2.7:	Ideale und reale Magnetisierungskurve	17
Abbildung 2.8:	Kommutierungs- und Verlustkurve in Abhängigkeit der Elektroblechgüte	20
Abbildung 2.9:	Eigenspannungen in polykristallinen Werkstoffen	23
Abbildung 2.10:	Scherschneidoperationen zur Fertigung von Rotoren und Statoren	24
Abbildung 2.11:	Scherschneiden im geschlossenen Schnitt.....	25
Abbildung 2.12:	Phasen des Scherschneidprozesses und Schneidkraft-Stößelweg-Verlauf	26
Abbildung 2.13:	Kräfte und Momente in der Scherzone	28
Abbildung 2.14:	Beurteilung einer Schnittfläche sowie der Schneideinflusszone.....	29
Abbildung 3.1:	Struktur der Forschungsarbeit	54
Abbildung 4.1:	Aufbau ANTARES	58
Abbildung 4.2:	Intensitätssoszillation aufgrund des NGI.....	60
Abbildung 5.1:	Gefügeaufnahme der Elektroblechwerkstoffe	62
Abbildung 6.1:	Fertigungsfolge zur Herstellung der Versuchsbleche	65
Abbildung 6.2:	Positionierungsraster-Lochwerkzeug	66
Abbildung 6.3:	Streifenwerkzeug	67
Abbildung 6.4:	Blockdiagramm des Signalflusses	69
Abbildung 6.5:	Kalibrierung der Kraft- und Wegmesssensorik.....	70
Abbildung 7.1:	Positionierung der Vickers-Eindrücke.....	74
Abbildung 7.2:	Messkonfigurationen für die Tafelblechprüfung	76
Abbildung 7.3:	NGI Magnetisierungsaufbau.....	79
Abbildung 7.4:	Vorgehen zur Auswertung der Dunkelfeld-Aufnahme.....	82

Abbildung 7.5:	Variation von Dunkelfeld-Kontrast und maximaler Polarisation	83
Abbildung 7.6:	Mapping-Datenbasis und lokale Polarisationsverteilung	84
Abbildung 7.7:	Simulationsmodell und lokale Vernetzung in der Schneideinflusszone ...	86
Abbildung 7.8:	Spannungsverteilung in der Schneideinflusszone	87
Abbildung 8.1:	Dunkelfeld-Aufnahmen von erodierten und schergeschnittenen Proben ..	90
Abbildung 8.2:	Lokale Polarisationsverteilung erodiert und schergeschnittener Proben ..	90
Abbildung 8.3:	Wechselwirkungen in der Schneideinflusszone	92
Abbildung 8.4:	Auswirkung der Schnittlinienlänge auf die magnetischen Eigenschaften	94
Abbildung 8.5:	Einfluss der Schnittlinienlänge auf die Vergleichsfaktoren	95
Abbildung 8.6:	Einfluss der Anregungsfrequenz auf die Vergleichsfaktoren	96
Abbildung 8.7:	Schneidspalteinfluss auf die lokale Polarisationsverteilung	97
Abbildung 8.8:	Schneidspalteinfluss auf die Vergleichsfaktoren	98
Abbildung 8.9:	Schneidspalteinfluss auf die Ausbildung der Schneideinflusszone	99
Abbildung 8.10:	Schneidspalteinfluss auf die Ausbildung der Schnittflächenkenngrößen..	101
Abbildung 8.11:	Verschleißeinfluss auf die lokale Polarisationsverteilung	102
Abbildung 8.12:	Verschleißeinfluss auf die Vergleichsfaktoren	103
Abbildung 8.13:	Verschleißeinfluss auf die Ausbildung der Schneideinflusszone	104
Abbildung 8.14:	Verschleißeinfluss auf die Ausbildung der Schnittflächenkenngrößen.....	105
Abbildung 8.15:	Blehdickeneinfluss auf die lokale Polarisationsverteilung	107
Abbildung 8.16:	Blehdickeneinfluss auf die Vergleichsfaktoren	107
Abbildung 8.17:	Blehdickeneinfluss auf die Ausbildung der Schneideinflusszone	109
Abbildung 8.18:	Blehdickeneinfluss auf die Ausbildung der Schnittflächenkenngrößen ..	110
Abbildung 8.19:	Legierungseinfluss auf die lokale Polarisationsverteilung	110
Abbildung 8.20:	Legierungseinfluss auf die Vergleichsfaktoren	111
Abbildung 8.21:	Legierungseinfluss auf die Ausbildung der Schneideinflusszone	112
Abbildung 9.1:	Motorgeometrie der permanentmagneterregten Synchronmaschine	115
Abbildung 9.2:	Flussdichte- und Eisenverlustverteilung im Stator der PMSM	117
Abbildung 9.3:	Approximation der lokalen Polarisation	119
Abbildung 9.4:	Verschleißeinfluss auf die Parameter der Sigmoid-Approximation.....	119
Abbildung 9.5:	Schneidspalteinfluss auf die Bauteileigenschaften	121

Abbildung 9.6: Verschleißeinfluss auf die Bauteileigenschaften	122
--	-----

B Tabellenverzeichnis

Tabelle 4.1:	Technische Daten der Schnellläuferpresse BSTA 510	55
Tabelle 5.1:	Chemische Blechwerkstoffzusammensetzung	61
Tabelle 5.2:	Orientierungsabhängige mittlere Korngröße der Blechwerkstoffe.....	62
Tabelle 5.3:	Mechanische Kennwerte der Blechwerkstoffe	63
Tabelle 5.4:	Magnetische Kennwerte der Blechwerkstoffe	63
Tabelle 5.5:	Chemische Werkzeugwerkstoffzusammensetzung	64
Tabelle 6.1:	Parameter für die Umrechnung der Kraft- und Wegsignale	70
Tabelle 7.1:	Untersuchte relative Schneidspalte	72
Tabelle 7.2:	Fertigungsparameter der Aktivelementsätze	72
Tabelle 7.3:	Blehdickenabhängige Stößelauffreffgeschwindigkeit	73
Tabelle 7.4:	Untersuchte Strom- und Feldstärken in der NGI Analyse	80
Tabelle 9.1:	Geometrische und elektromechanische Motorkenngrößen	115
Tabelle 9.2:	Verlustanteile der betrachteten PMSM	117

C Literaturverzeichnis

- ALI, K., K. ATALLAH, D. HOWE (1997). Prediction of mechanical stress effects on the iron loss in electrical machines. In: *Journal of Applied Physics* **81.8**, 4119–4121.
- ARAUJO, E.G., J. SCHNEIDER, K. VERBEKEN, G. PASQUARELLA, Y. HOUBAERT (2010). Dimensional Effects on Magnetic Properties of Fe–Si Steels Due to Laser and Mechanical Cutting. In: *IEEE Transactions on Magnetics* **46.2**, 213–216.
- ARSHAD, W.M., T. RYCKEBUSH, F. MAGNUSSEN, H. LENDENMANN, J. SOULARD, B. ERIKSSON, B. MALMROS (2007). Incorporating Lamination Processing and Component Manufacturing in Electrical Machine Design Tools. In: *2007 IEEE Industry Applications Annual Meeting*, 94–102.
- BACH, E.L. (1924). *Die Spannung unter einem kreisrunden Stempel, Dissertation, Karlsruhe: Dissertation*. Karlsruhe.
- BALI, M., A. MUETZE (2017). Influence of Different Cutting Techniques on the Magnetic Characteristics of Electrical Steels Determined by a Permeameter. In: *IEEE Transactions on Industry Applications* **53.2**, 971–981.
- BARGEL, H.-J., G. SCHULZE (2018). *Werkstoffkunde*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.
- BARKHAUSEN, H. (1919). Zwei mit Hilfe der neuen Verstärker entdeckte Erscheinungen. In: *Physikalische Zeitschrift* **20**, 401.
- BAUDOIN, P., M. de WULF, L. KESTENS, Y. HOUBAERT (2003). The effect of the guillotine clearance on the magnetic properties of electrical steels. In: *Journal of Magnetism and Magnetic Materials* **256.1-3**, 32–40.
- BECKLEY, P. (2002). *Electrical Steels for Rotating Machines*. vol. **37**. IEE Power and Energy Ser. Stevenage and Herndon: Institution of Engineering & Technology and Books International, Inc. [distributor].
- BELGRAND, T., S. EPLE (1998). Tell us about your punch, we'll tell you about your electrical steel magnetic properties. In: *Le Journal de Physique IV* **08.PR2**, Pr2–611–Pr2–614.
- BERTOTTI, G. (1988). General properties of power losses in soft ferromagnetic materials. In: *IEEE Transactions on Magnetics* **24.1**, 621–630.
- BETZ, B., P. RAUSCHER, R. P. HARTI, R. SCHÄFER, H. VAN SWYGENHOVEN, A. KAESTNER, J. HOVIND, E. LEHMANN, C. GRÜNZWEIG (2016a). Frequency-Induced Bulk Magnetic Domain-Wall Freezing Visualized by Neutron Dark-Field Imaging. In: *Physical Review Applied* **6.2**, 401.
- BETZ, B., P. RAUSCHER, R. P. HARTI, R. SCHÄFER, H. VAN SWYGENHOVEN, A. KAESTNER, J. HOVIND, E. LEHMANN, C. GRÜNZWEIG (2016b). In-situ visualization of stress-dependent bulk magnetic domain formation by neutron grating interferometry. In: *Applied Physics Letters* **108.1**, 012405.
- BETZ, B., P. RAUSCHER, R. SIEBERT, R. SCHAEFER, A. KAESTNER, H. VAN SWYGENHOVEN, E. LEHMANN, C. GRÜNZWEIG (2015). Visualization of Bulk Magnetic Properties by Neutron Grating Interferometry. In: *Physics Procedia* **69**, 399–403.

- BITTER, F. (1931). On Inhomogeneities in the Magnetization of Ferromagnetic Materials. In: *Physical Review* **38**.10, 1903. URL: <http://link.aps.org/pdf/10.1103/PhysRev.38.1903>.
- BITTER, F. (1932). Experiments on the Nature of Ferromagnetism. In: *Physical Review* **41**.4, 507. URL: <http://link.aps.org/pdf/10.1103/PhysRev.41.507>.
- BOGLIETTI, A. (1999). A first approach for the iron losses building factor determination. In: *1999 IEEE Industry Applications Conference*. Ed. by Industry Applications Society Staff IEEE. Piscataway: I E E E, 489–493.
- BOGLIETTI, A., A. CAVAGNINO, M. LAZZARI, M. PASTORELLI (2001). Effects of punch process on the magnetic and energetic properties of soft magnetic material. In: *International Electric Machines and Drives Conference - IEMDC 2001*, 396–399.
- BOHDAL, Ł., A. KUŁAKOWSKA, R. PATYK, M. KULAKOWSKI (2016). Numerical Investigations of the Effect of Process Parameters on Residual Stresses, Strains and Quality of Final Product in Blanking Using SPH Method. In: *Materials Science Forum* **862**, 238–245.
- BOURCHAS, K., A. STENING, J. SOULARD, A. BRODDEFALK, M. LINDENMO, M. DAHLEN, F. GYLLENSTEN (2017). Quantifying Effects of Cutting and Welding on Magnetic Properties of Electrical Steels. In: *IEEE Transactions on Industry Applications* **53**.5, 4269–4278.
- BOZORTH, R.M. (2003). *Ferromagnetism*. An IEEE Press classic reissue. Piscataway, NJ and Hoboken, NJ: IEEE Press and Wiley-Interscience.
- BRAGG, W.L. (1914). Die Beugung kurzer elektromagnetischer Wellen durch einen Kristall. In: *Zeitschrift für anorganische Chemie* **90**.1, 153–168.
- BRUDERER AG (2013). *Produktbroschüre BSTA 510*. Ed. by BRUDERER AG. Frasnacht. URL: http://www.bruderer.com/uploads/tx_webruderer/BSTA-510_de.pdf (visited on 10/16/2017).
- BUNDESMINISTERIUM DER JUSTIZ UND VERBRAUCHERSCHUTZ (2008-02). Gesetz über die umweltgerechte Gestaltung energieverbrauchsrelevanter Produkte (Energieverbrauchsrelevante-Produkte-Gesetz): EVPG 2015. URL: <https://www.bmwi.de/Redaktion/DE/Gesetze/Energie/evpg.html> (visited on 09/29/2018).
- CAMMANN, J.H. (1986). *Untersuchungen zur Verschleißminderung an Scherschneidwerkzeugen der Blechbearbeitung durch Einsatz geeigneter Werkzeugstoffe und Beschichtungen*. Dissertation. Darmstadt.
- CAO, H., L. HAO, J. YI, X. ZHANG, Z. LUO, S. CHEN, R. LI (2016). The influence of punching process on residual stress and magnetic domain structure of non-oriented silicon steel. In: *Journal of Magnetism and Magnetic Materials* **406**, 42–47.
- CARL ZEISS MICROSCOPY GMBH (1999). *Axioplan 2 imaging and Axiophot 2 Universal Microscopes - Operating Manual*. Jena.
- CARL ZEISS MICROSCOPY GMBH (2006). *Axiocam MRc 5 - A World of Digital Possibilities*. Jena. (Visited on 10/17/2017).
- CERATIZIT DEUTSCHLAND GMBH (2016). *Lösungen für den Werkzeugbau*. Empfinden.
- CERATIZIT DEUTSCHLAND GMBH (2017). *Sortendatenblatt CF-H40S+ : 15.09*. Empfinden.

- CHABIOR, M. (2011). “Contributions to the characterization of grating-based x-ray phase-contrast imaging”. Dissertation. Dresden: Technische Universität Dresden.
- CHIKAZUMI, S. (2010). *Physics of ferromagnetism*. 2nd edition. **94**. The International series of monographs on physics. Oxford: Clarendon Press and Oxford University Press.
- DASSAULT SYSTÈMES (2012). *Abaqus Software 6.12 Manual*. Providence, Rhode Island, USA.
- DEMMELE, P. (2014). “In-situ Temperaturmessung beim Scherschneiden”. PhD thesis. München: Technische Universität München.
- DOBMAN, G., I. ALTPETER, B. WOLTER, R. KERN (2008). Industrial applications of 3MA - Micromagnetic multiparameter microstructure and stress analysis. In: *Studies in Applied Electromagnetics and Mechanics* 31, 18–25.
- DOEGE, E., B.-A. BEHRENS (2010). *Handbuch Umformtechnik: Grundlagen, Technologien, Maschinen*. 2., bearb. Aufl. VDI-Buch. Berlin and Heidelberg: Springer.
- DOEGE, E., H. J. KÜHNE, H. H. SCHMUTSH (1990). New Developments on the Blanking Process of Thin Sheet Metal. In: *Proceedings of the Twenty-eighth International*. Ed. by B. J. DAVIES. London: Macmillan Education UK, 367–378.
- DOEGE, E., H.-J. KÜHNE (1990). *Einfluss des Schneidvorgangs und innerer Materialspannungen auf die Maßhaltigkeit beim Scherschneiden von Elektroblechen*. **041**. Hannover.
- DOEGE, E., C. P. NEUMANN, K. H. SCHMIDT, B. FUGGER (1980). Einfluß des Blechwerkstoffs und des Schneidspalts auf die Schneidbarkeit von Elektroblechen. In: *10. Umformtechnisches Kolloquium, HFF*, 20/1–20/12.
- DÖRING, W. (1948). Über die Trägheit der Wände zwischen Weißschen Bezirken. In: *Zeitschrift für Naturforschung A, Band 3 7*, 373–379.
- DR. BROCKHAUS MESSTECHNIK GMBH & CO. KG (2017). *Messsystem MPG 200 D*. URL: <https://brockhaus.com/wp-content/uploads/Messtechnik/Prospekte/Deutsch/Elektroblechmessger%C3%A4t-MPG-200.pdf> (visited on 10/17/2017).
- EINSTEIN, A., W.J. DE HAAS (1915). Experimenteller Nachweis der Ampereschen Molekularströme. In: *Verhandlungen der Deutschen Physikalischen Gesellschaft* **1915.17**, 152–170.
- ELFGEN, S., S. BÖHMER, S. STEENTJES, D. FRANCK, K. HAMEYER (2015). Continuous model of magnetic material degradation due to cutting effects in the numerical simulation of electro laminations. In: *IKMT 2015; 10. ETG/GMM-Symposium Innovative Small Drives and Micro-Motor Systems; Proceedings of*. [Berlin]: [VDE-Verlag], 54–59.
- ELFGEN, S., S. STEENTJES, S. BOEHMER, D. FRANCK, K. HAMEYER (2016a). Continuous Local Material Model for Cut Edge Effects in Soft Magnetic Materials. In: *IEEE Transactions on Magnetics* **52.5**, 1–4.
- ELFGEN, S., S. STEENTJES, S. BOEHMER, D. FRANCK, K. HAMEYER (2016b). Influences of material degradation due to laser cutting on the operating behaviour of PMSM using a continuous local material model. In: *Proceedings, 2016 XXII International Conference on Electrical Machines (ICEM)*. Ed. by International Conference on Electrical MACHINES. Piscataway, NJ: IEEE, 1835–1840.
- EMURA, M., F.J.G LANDGRAF, W. ROSS, J.R BARRETA (2003). The influence of cutting technique on the magnetic properties of electrical steels. In: *Journal of Magnetism and Magnetic Materials* **254-255**, 358–360.

EU RICHTLINIE 2009/125/EG (2005-07). Richtlinie 2009/125/EG des Europäischen Parlaments und des Rates vom 21. Oktober 2009 zur Schaffung eines Rahmens für die Festlegung von Anforderungen an die umweltgerechte Gestaltung energieverbrauchsrelevanter Produkte: Richtlinie 2009/125/EG. URL: <http://data.europa.eu/eli/dir/2009/125/oj> (visited on 09/29/2018).

FASCHING, G. (2005). *Werkstoffe für die Elektrotechnik: Mikrophysik, Struktur, Eigenschaften*. Vienna: Springer-Verlag.

FORSCHUNGS-NEUTRONENQUELLE HEINZ MAIER-LEIBNITZ (2013). *Experimental facilities - Heinz Maier-Leibnitz Zentrum*. Garching bei München. (Visited on 10/01/2017).

FRITSCH, C. (2002). *Einfluss der Prozessparameter auf das Feinschneiden von Aluminiumlegierungen: Dissertation*. Bd. 19. Utg-Forschungsberichte. München: Hieronymus.

FUJISAKI, K., R. HIRAYAMA, T. KAWACHI, S. SATOU, C. KAIDOU, M. YABUMOTO, T. KUBOTA (2007). Motor Core Iron Loss Analysis Evaluating Shrink Fitting and Stamping by Finite-Element Method. In: *IEEE Transactions on Magnetics* 43.5, 1950–1954.

GESELLSCHAFT FÜR TRIBOLOGIE, Arbeitsblatt 7 (2002-08). *Tribologie - Verschleiß, Reibung - Definitionen, Begriffe, Prüfung*.

GMYREK, Z., A. CAVAGNINO, L. FERRARIS (2012). Estimation of magnetic properties and damaged area width due to punching process: Modeling and experimental research. In: *XXth International Conference on Electrical Machines (ICEM), 2012*. Piscataway, NJ: IEEE, 1301–1308.

GMYREK, Z., A. CAVAGNINO, L. FERRARIS (2013). Estimation of the Magnetic Properties of the Damaged Area Resulting From the Punching Process: Experimental Research and FEM Modeling. In: *IEEE Transactions on Industry Applications* 49.5, 2069–2077.

GROTE, K.-H., J. FELDHUSEN, H. DUBBEL (2005). *Dubbel: Taschenbuch für den Maschinenbau*. 21., neubearbeitete und erw. Aufl. Berlin and New York: Springer.

GRÜNZWEIG, C., C. DAVID, O. BUNK, M. DIEROLF, G. FREI, G. KÜHNE, R. SCHÄFER, S. POFAHL, RØNNOW, H.M.R., F. PFEIFFER (2008). Bulk magnetic domain structures visualized by neutron dark-field imaging. In: *Applied Physics Letters* 93.11, 112504.

GRÜNZWEIG, C., C. DAVID, O. BUNK, J. KOHLBRECHER, E. LEHMANN, Y.W. LAI, R. SCHÄFER, S. ROTH, P. LEJCEK, J. KOPECEK, F. PFEIFFER (2010). Visualizing the propagation of volume magnetization in bulk ferromagnetic materials by neutron grating interferometry (invited). In: *Journal of Applied Physics* 107.9, 09D308.

GRÜNZWEIG, C., J. KOPECEK, B. BETZ, A. KAESTNER, K. JEFIMOV, J. KOHLBRECHER, U. GASSER, O. BUNK, C. DAVID, E. LEHMANN, T. DONATH, F. PFEIFFER (2013). Quantification of the neutron dark-field imaging signal in grating interferometry. In: *Physical Review B* 88.12, 47.

GÜNTHER, S., R. SIEBERT, E. BEYER, W. HOFMANN (2013). *Einfluss der Bearbeitung von Elektroblechen auf die Verluste elektrischer Fahrmotoren: Elektromobilitätsausstellung und Fachtagung zum Thema Elektromobilität: Vorträge der ETG-Fachtagung vom 21. bis 22. September 2012 in Nürnberg*. 135. ETG-Fachbericht. Berlin and Offenbach: VDE-Verl.

HAGEDORN, J., F. BLANC, J. FLEISCHER (2016). *Handbuch der Wickeltechnik für hoch-effiziente Spulen und Motoren: Ein Beitrag zur Energieeffizienz*. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag Berlin Heidelberg.

- HANCOCK, R.G. (1980). The effects of stress relief annealing on the magnetic properties of cut laminations and assembled cores produced from nonoriented electrical steel. In: *Journal of Magnetism and Magnetic Materials* **19**.1-3, 65–68.
- HARSTICK, H.M.S., M. RITTER, W. RIEHEMANN (2014). Influence of Punching and Tool Wear on the Magnetic Properties of Nonoriented Electrical Steel. In: *IEEE Transactions on Magnetics* **50**.4, 1–4.
- HERING, E., A. VOGT, K. BRESSLER (1999). *Handbuch der elektrischen Anlagen und Maschinen*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.
- HILINSKI, E.J., G.H. JOHNSTON (2014). Annealing of electrical steel. In: *2014 4th International Electric Drives Production Conference (EDPC)*. IEEE, 1–7.
- HIPP, A., M. WILLNER, J. HERZEN, S. AUWETER, M. CHABIOR, J. MEISER, K. ACHTERHOLD, J. MOHR, F. PFEIFFER (2014). Energy-resolved visibility analysis of grating interferometers operated at polychromatic X-ray sources. In: *Optics Express* **22**.25, 30394.
- HOFFMANN, H. (1973). *Untersuchungen über den Einfluß des statischen und dynamischen Verhaltens einer Presse in vertikaler Richtung auf den Eintauchvorgang beim Schneiden: Dissertation*. Berlin.
- HOFFMANN, H., R. NEUGEBAUER, G. SPUR (2012). *Handbuch Umformen*. 2nd ed. Edition Handbuch der Fertigungstechnik. München: Carl Hanser Verlag GmbH & Co. KG.
- HOFMANN, M., H. NAUMOSKI, U. HERR, H.-G. HERZOG (2016). Magnetic Properties of Electrical Steel Sheets in Respect of Cutting: Micromagnetic Analysis and Macromagnetic Modeling. In: *IEEE Transactions on Magnetics* **52**.2, 1–14.
- HOLOPAINEN, T.P., P. RASILO, A. ARKKIO (2017). Identification of Magnetic Properties for Cutting Edge of Electrical Steel Sheets. In: *IEEE Transactions on Industry Applications* **53**.2, 1049–1053.
- HONDA, K., S. KAYA (1926). On the Magnetisation of Single Crystals of Iron. In: *Magnetic properties of matter, Tokyo, Japan, Syokwabo and Co. [1928]* **15**, 721–753.
- HÖRMANN, F. (2008). *Einfluss der Prozessparameter auf einstufige Scherschneidverfahren zum Ausschneiden mit endkonturnaher Form*. Als Typoskr. gedr. **Bd. 46**. Utg-Forschungsberichte. München: Hieronymus.
- HUBERT, A., R. SCHÄFER (1998). *Magnetic Domains: The Analysis of Magnetic Microstructures*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.
- ILIESCU, C., I. NEAGOE (1988). Theoretisches Vorherbestimmen der Ausstoßkräfte beim Stanzen. In: *Bänder, Bleche, Rohre* **2**, 40–43.
- IORDACHE, V.E., E. HUG (2004). Effect of mechanical strains on the magnetic properties of electrical steels. In: *Journal of Optoelectronics and Advanced Materials* **6**.4, 1297–1303.
- IORDACHE, V.E., E. HUG, N. BUIRON (2003). Magnetic behaviour versus tensile deformation mechanisms in a non-oriented Fe–(3 wt.%)Si steel. In: *Materials Science and Engineering: A* **359**.1-2, 62–74.
- JOHNSON, W., R.A.C. SLATER (1967). A survey of the slow and fast blanking of metals at ambient and high temperatures. In: *Proceedings of the International Conference on Manufacturing Technology*, 825–851.

- KAI, Y., Y. TSUCHIDA, T. TODAKA, M. ENOKIZONO (2014). Influence of Biaxial Stress on Vector Magnetic Properties and 2-D Magnetostriction of a Nonoriented Electrical Steel Sheet Under Alternating Magnetic Flux Conditions. In: *IEEE Transactions on Magnetics* **50.4**, 1–4.
- KEDOUS-LEBOUC, A., B. CORNUT, J.C PERRIER, P. MANFÉ, T. CHEVALIER (2003). Punching influence on magnetic properties of the stator teeth of an induction motor. In: *Journal of Magnetism and Magnetic Materials* **254-255**, 124–126.
- KERR, J. (1877). XLIII. On rotation of the plane of polarization by reflection from the pole of a magnet. In: *The London, Edinburgh, and Dublin Philosophical Magazine and Journal of Science* **3.19**, 321–343.
- KEYENCE CORPORATION (2012). *Digitalmikroskop VHX-2000*. Japan.
- KEYENCE DEUTSCHLAND GMBH (2018). *Datenblatt Konfokales 3D Laserscanning Mikroskop, VK-X160K*. URL: <https://www.keyence.de>.
- KIENZLE, W. (1957). *Verschleißmerkmale beim Schneiden von Stahl-Feinblechen zwischen Stempel und Schnittplatte: Dissertation*. Hannover.
- KISTLER GROUP (2013a). *Betriebsanleitung Quarzkristall-Messunterlagsscheiben Typ 9101A ... 9107A*.
- KISTLER GROUP (2013b). *Betriebsanleitung Ladungsmeter Typ 5015A*.
- KNELLER, E. (1962). *Ferromagnetismus*. Berlin: Springer.
- KOCH, K.M., W. JELLINGHAUS (1957). *Einführung in die Physik der magnetischen Werkstoffe: Einführung in die Physik der elektrotechnischen Werkstoffe, III. Teil*. Wien: Deuticke.
- KOPP, T.M. (2017). “Einfluss der Werkzeugsteifigkeit auf Scherschneidprozess und Werkzeugverschleiß beim offenen Schnitt”. PhD thesis. München: Technische Universität München.
- KÜHNE, H.-J. (1990). *Einfluß des Schneidvorganges auf die Maßhaltigkeit und den Spannungszustand von Elektroblechen: Dissertation*. Düsseldorf: VDI-Verlag.
- KUO, S.-K., W.-C. LEE, S.-Y. LIN, C.-Y. LU (2015). The Influence of Cutting Edge Deformations on Magnetic Performance Degradation of Electrical Steel. In: *IEEE Transactions on Industry Applications* **51.6**, 4357–4363.
- KUROSAKI, Y., H. MOGI, H. FUJII, T. KUBOTA, M. SHIOZAKI (2008). Importance of punching and workability in non-oriented electrical steel sheets. In: *Journal of Magnetism and Magnetic Materials* **320.20**, 2474–2480.
- LAAKSO, S., A. VÄÄNÄNEN, S. BOSSUYT, A. ARKKIO (2016). *Simulation Model of Electrical Steel Piercing*.
- LANGE, K., ed. (1990). *Blechbearbeitung*. 2., völlig Neubearb. und erw. Aufl. **Handbuch für Industrie und Wissenschaft / hrsg. von Kurt Lange ; Bd. 3**. Umformtechnik. Berlin [u.a.]: Springer.
- LAU, E. (1948). Beugungserscheinungen an Doppelrastern. In: *Annalen der Physik* **437.7-8**, 417–423.
- LECO CORPORATION (2005). *AMH43 Automatic Micro/Macro-indentation Hardness Testing System*. (Visited on 10/17/2017).
- LECO INSTRUMENTE GMBH (2015). *Härteprüfsysteme*. (Visited on 10/17/2017).

- LEUNING, N., S. STEENTJES, M. SCHULTE, W. BLECK, K. HAMEYER (2016). Effect of elastic and plastic tensile mechanical loading on the magnetic properties of NGO electrical steel. In: *Journal of Magnetism and Magnetic Materials* **417**, 42–48.
- LEUNING, N., S. STEENTJES, A. STÖCKER, R. KAWALLA, X. WEI, J. DIERDORF, G. HIRT, S. ROGGENBUCK, S. KORTE-KERZEL, H.A. WEISS, W. VOLK, K. HAMEYER (2018). Impact of the interaction of material production and mechanical processing on the magnetic properties of non-oriented electrical steel. In: *AIP Advances* **8.4**, 047601.
- LEWIS, N., P. ANDERSON, J. HALL, Y. GAO (2016). Power Loss Models in Punched Non-Oriented Electrical Steel Rings. In: *IEEE Transactions on Magnetics* **52.5**, 1–4.
- LIU, Y., S.K. KASHIF, A.M. SOHAIL (2008). Engineering considerations on additional iron losses due to rotational fields and sheet cutting. In: *2008 18th International Conference on Electrical Machines*. IEEE, 1–4.
- LOBUE, M., V. BASSO, F. FIORILLO, G. BERTOTTI (1999). Effect of tensile and compressive stress on dynamic loop shapes and power losses of FeSi electrical steels. In: *Journal of Magnetism and Magnetic Materials* **196-197**, 372–374.
- MACHERAUCH, E., H. WOHLFAHRT, U. WOLFSTIEG (1973). Zur Zweckmäßigen Definition von Eigenspannungen. In: *HTM - Haertereitechnische Mitteilungen* **28.3**, 201–211.
- MANKE, I., N. KARDJILOV, R. SCHÄFER, A. HILGER, R. GROTHAUSMANN, M. STROBL, M. DAWSON, Ch. GRÜNZWEIG, Ch. TÖTZKE, Ch. DAVID, A. KUPSCH, A. LANGE, M. P. HENTSCHEL, J. BANHART (2015). Three-Dimensional Imaging of Magnetic Domains with Neutron Grating Interferometry. In: *Physics Procedia* **69**, 404–412.
- MARATHE, S., L. ASSOUFID, X. XIAO, K. HAM, W.W. JOHNSON, L.G. BUTLER (2014). Improved algorithm for processing grating-based phase contrast interferometry image sets. In: *The Review of scientific instruments* **85.1**, 013704.
- MARTENS, A. (1912). Magnetische Eigenschaften. In: ed. by A. MARTENS, 464–493.
- MATSUMURA, K., B. FUKUDA (1984). Recent developments of non-oriented electrical steel sheets. In: *IEEE Transactions on Magnetics* **20.5**, 1533–1538.
- MICRO-EPSILON (1999). *Non-Contact Eddy Current Displacement Measuring*.
- MOSES, A., P. ANDERSON, T. PHOPHONGVIWAT, S. TABRIZI (2010). Contribution of magnetostriction to transformer noise. In: *45th International Universities Power Engineering Conference (UPEC), 2010*. Piscataway, NJ: IEEE.
- MOSES, A.J., A. NTATSI, T. KOCHMANN, J. SCHNEIDER (2000). Magnetostriction in non-oriented electrical steels. In: *Journal of Magnetism and Magnetic Materials* **215-216**, 669–672.
- NAKATA, T., M. NAKANO, K. KAWAHARA (1992). Effects of Stress Due to Cutting on Magnetic Characteristics of Silicon Steel. In: *IEEE Translation Journal on Magnetics in Japan* **7.6**, 453–457.
- NATIONAL INSTRUMENTS (2014). *NI X Series Multifunction Data Acquisition*. URL: <http://www.ni.com/datasheet/pdf/en/ds-100> (visited on 10/24/2017).
- NAUMOSKI, H., A. MAUCHER, U. HERR (2015b). Investigation of the influence of global stresses and strains on the magnetic properties of electrical steels with varying alloying content and grain size. In: *2015 5th International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 1–8.

- NAUMOSKI, H., A. MAUCHER, L. VANDENBOSSCHE, S. JACOBS, U. HERR, X. CHAS-SANG (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 2014)*. Piscataway, NJ: IEEE, 1–9.
- NAUMOSKI, H., B. RIEDMÜLLER, A. MINKOW, U. HERR (2015a). Investigation of the influence of different cutting procedures on the global and local magnetic properties of non-oriented electrical steel. In: *Journal of Magnetism and Magnetic Materials* **392**, 126–133.
- OBERHOFFER, P., W. EILENDER, H. ESSER (1936). *Das technische Eisen - Konstitution und Eigenschaften*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.
- OMURA, T., Y. ZAIZEN, M. FUKUMURA, K. SENDA, H. TODA (2015). Effect of Hardness and Thickness of Nonoriented Electrical Steel Sheets on Iron Loss Deterioration by Shearing Process. In: *IEEE Transactions on Magnetics* **51.11**, 1–4.
- OSSART, F., E. HUG, O. HUBERT, C. BUVAT, R. BILLARDON (2000). Effect of punching on electrical steels: Experimental and numerical coupled analysis. In: *IEEE Transactions on Magnetics* **36.5**, 3137–3140.
- PEPPERHOFF, W., M. ACET (2000). *Konstitution und Magnetismus*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.
- PETRUN, M., S. STEENTJES, K. HAMEYER, D. DOLINAR (2015). Modeling the influence of varying magnetic properties in soft magnetic materials on the hysteresis shape using the flux tube approach. In: *Journal of Applied Physics* **117.17**, 17A708.
- PRÖLSS, E., H. SCHENK (1975). Schneidbarkeit isolierter und unisolierter Elektrobleche. In: *Werkstatt und Betrieb* **11**, 761–767.
- REIHLE, M.M. (2016). *Entstehung und Ausprägung von Eigenspannungen in Verbundgussteilen*. **Band 75**. Utg-Forschungsberichte. Aachen: Shaker Verlag.
- REIMANN, T. (2017). “Vortex matter beyond SANS”. Dissertation. München: Technische Universität München.
- REIMANN, T., S. MÜHLBAUER, M. HORISBERGER, B. BETZ, P. BÖNI, M. SCHULZ (2016). The new neutron grating interferometer at the ANTARES beamline: design, principles and applications. In: *Journal of Applied Crystallography* **49.5**, 1488–1500.
- ROMANOWSKI, W.P. (1959). *Handbuch der Stanzereitechnik*. VEB Verlag Technik Berlin.
- ROMANOWSKI, W.P. (1979). *Handbuch der Kaltumformung (russische Fassung: Spravochnik po holodnoj shtampovke)*. 6. Auflage Leningrad Maschinenbau.
- RYGAL, R., A.J. MOSES, N. DEREBASI, J. SCHNEIDER, A. SCHOPPA (2000). Influence of cutting stress on magnetic field and flux density distribution in non-oriented electrical steels. In: *Journal of Magnetism and Magnetic Materials* **215-216**, 687–689.
- SCHACHTEL, F. (1954). Der Schneidgrat. In: *Mitteilung der Deutschen Forschungsgesellschaft für Blechverarbeitung* **10**, 114–118.
- SCHÄRPF, O. (1978). The small-angle scattering behaviour of neutrons in magnetic domain structures resulting from dynamical theory of diffraction. In: *Journal of Magnetism and Magnetic Materials* **9.1-3**, 249–251.
- SCHENK, H., E. PRÖLSS (1977). Schneidspaloptimierung für Elektrobleche. In: *Fertigung* **4**, 107–112.

- SCHENK, H., E. PRÖLSS (1980). Schneidbarkeit von Elektroblechen. In: 19/1–19/8.
- SCHMIDT, K.H. (1975). Der einfluss des stanzens auf die magnetischen eigenschaften von elektroblech mit 1% silizium. In: *Journal of Magnetism and Magnetic Materials* **2.1-3**, 136–150.
- SCHMÜTSCH, H.H. (1990). *Einflußgrößen auf das Schneidergebnis beim Scherschneiden von Feinblechen*. **196**. Fortschr.-Ber. VDI Reihe 2: Fertigungstechnik. Düsseldorf: VDI-Verlag.
- SCHMÜTSCH, H.H., H.J. KUEHNE (1988). Schneidbarkeit und Maßhaltigkeit von Elektroblechen beim Scheren. In: *Bänder, Bleche, Rohre* **10**, 88–97.
- SCHNEIDER, J., G. MORENO-FERNANDEZ, E. GOMES, M. SCHMIDTCHEN, Y. HOU-BAERT (2011a). Effects of Intrinsic Material Parameters on the Deterioration of the Magnetic Properties by Laser or Mechanical Cutting. In: *International Conference ICPNS, Guilin, China*.
- SCHOPPA, A., H. LOUIS, F. PUDE, C. von RAD (2003). Influence of abrasive waterjet cutting on the magnetic properties of non-oriented electrical steels. In: *Journal of Magnetism and Magnetic Materials* **254-255**, 370–372.
- SCHOPPA, A., J. SCHNEIDER, J.O. ROTH (2000a). Influence of the cutting process on the magnetic properties of non-oriented electrical steels. In: *Journal of Magnetism and Magnetic Materials* **215-216**, 100–102.
- SCHOPPA, A., J. SCHNEIDER, C.-D. WUPPERMANN (2000b). Influence of the manufacturing process on the magnetic properties of non-oriented electrical steels. In: *Journal of Magnetism and Magnetic Materials* **215-216**, 74–78.
- SCHOPPA, A.P. (2001). “Einfluss der Be- und Verarbeitung auf die magnetischen Eigenschaften von schlussgeglühtem, nichtkornorientiertem Elektroband”. PhD thesis. Aachen. URL: <http://publications.rwth-aachen.de/record/56725>.
- SCHULER (1998). *Metal Forming Handbook*. N. Berlin/Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.
- SCHULZ, M., B. SCHILLINGER (2015). ANTARES: Cold neutron radiography and tomography facility. In: *Journal of large-scale research facilities JLSRF* **1**.
- SCHÜSSLER, M. (1990). *Hochgeschwindigkeits-Scherschneiden im geschlossenen Schnitt zur Verbesserung der Schnittteilequalität: Dissertation*. Darmstadt.
- SENDA, K., M. ISHIDA, Y. NAKASU, M. YAGI (2006). Influence of shearing process on domain structure and magnetic properties of non-oriented electrical steel. In: *Journal of Magnetism and Magnetic Materials* **304.2**, e513–e515.
- SHIOZAKI, M., Y. KUROSAKI (1989). The effects of grain size on the magnetic properties of nonoriented electrical steel sheets. In: *Journal of Materials Engineering* **11.1**, 37–43.
- SIEBEL, E. (1952). Werkstoffmechanik. In: *Zeitschrift des Vereins deutscher Ingenieure* **16**, 465–471.
- SIEBERT, R., J. SCHNEIDER, E. BEYER (2014). Laser Cutting and Mechanical Cutting of Electrical Steels and its Effect on the Magnetic Properties. In: *IEEE Transactions on Magnetics* **50.4**, 1–4.
- SIEBERT, R., A. WETZIG, E. BEYER, B. BETZ, C. GRUNZWEIG, E. LEHMANN (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: *Electric Drives Production Conference (EDPC), 2013 3rd International*, 1–5.
- SMITH, A.C. (1995). Influence of manufacturing processes on iron losses. In: *Seventh International Conference on Electrical Machines and Drives*, 77–81.
- STAHL, J., P. TRÖBER, M. FEISTLE, R. GOLLE, W. VOLK (2017). An inverse approach for the geometry prediction of sheet-metal parts with embossings made of high- and ultra-high strength steels. In: *Journal of Physics: Conference Series* **896**, 012097.
- STEENTJES, S., D. FRANCK, K. HAMEYER, S. VOGT, M. BEDNARZ, W. VOLK, J. DIERDORF, G. HIRT, V. SCHNABEL, H.N. MATHUR, S. KORTE-KERZEL (2014a). On the effect of material processing: microstructural and magnetic properties of electrical steel sheets. In: *2014 4th International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 1–7.
- STEENTJES, S., M. LESSMANN, K. HAMEYER (2013). Semi-physical parameter identification for an iron-loss formula allowing loss-separation. In: *Journal of Applied Physics* **113**.17.
- STEENTJES, S., G. von PFINGSTEN, K. HAMEYER (2014b). An Application-Oriented Approach for Consideration of Material Degradation Effects Due to Cutting on Iron Losses and Magnetizability. In: *IEEE Transactions on Magnetics* **50**.11, 1–4.
- STROMBERGER, C., T. THOMSEN (1965). Glatte Lochwände beim Lochen. In: *Werkstatt und Betrieb* **98**.10, 739–747.
- STROTHMANN, H., O. SCHÄRPF (1978). Measurement concerning the refraction behaviour of neutrons in Bloch walls by means of a double crystal arrangement. In: *Journal of Magnetism and Magnetic Materials* **9**.1-3, 257–260.
- TAKAHASHI, N., H. MORIMOTO, Y. YUNOKI, D. MIYAGI (2008). Effect of shrink fitting and cutting on iron loss of permanent magnet motor. In: *Journal of Magnetism and Magnetic Materials* **320**.20, e925–e928.
- TAKEZAWA, M., K. KITAJIMA, Y. MORIMOTO, J. YAMASAKI, C. KAIDO (2006). Effect of Strain by Mechanical Punching on Nonoriented Si–Fe Electrical Sheets for a Nine-Slot Motor Core. In: *IEEE Transactions on Magnetics* **42**.10, 2790–2792.
- TDK-LAMBDA EMEA (2013). *Datasheet - Programmable DC Power Supplies 750W/1500W*.
- THEIMERT, P.-H. (1975). *Kräfte und Werkstoffverhalten beim Lochen von Grobblechen: Die Fragwürdigkeit der Formulierung von Schnittkraft- und Rückzugkraftgesetzen*. München and Wien: Carl Hanser Verlag.
- TIMMERBEIL (1957). *Untersuchung des Schneidvorgangs bei Blech, insbesondere beim geschlossenen Schnitt: Dissertation*. Hannover.
- TODA, H., Y. ZAIZEN, M. NAMIKAWA, N. SHIGA, Y. ODA, S. MORIMOTO (2014). Iron Loss Deterioration by Shearing Process in Non-Oriented Electrical Steel with Different Thicknesses and Its Influence on Estimation of Motor Iron Loss. In: *IEEJ Journal of Industry Applications* **3**.1, 55–61.
- TOUSSAINT, A. (2000). *Einfluss des Werkzeugverschleisses auf die Teilequalität beim Scherschneiden von Elektroblechen*. Als Typoskr. gedr. **Bd. 9**. Utg-Forschungsberichte. [München]: Hieronymus.
- TREMSIN, A.S., V. DANGENDORF, K. TITTELMEIER, B. SCHILLINGER, M. SCHULZ, M. LERCHE, W. B. FELLER (2015). Time-resolved neutron imaging at ANTARES cold neutron beamline. In: *Journal of Instrumentation* **10**.07, P07008.

- UDDEHOLMS AB (2016a). Uddeholm Sleipner®. In: (visited on 10/23/2017).
- UDDEHOLMS AB (2016b). Uddeholm Sverkert®21. In: (visited on 10/23/2017).
- VANDEBOSSCHE, L., S. JACOBS, F. HENROTTE, K. HAMEYER (2010). Impact of cut edges on magnetization curves and iron losses in e-machines for automotive traction. In: *EVS 2010 - Sustainable Mobility Revolution: 25th World Battery, Hybrid and Fuel Cell Electric Vehicle Symposium and Exhibition*. URL: <https://www.scopus.com/inward/record.uri?eid=2-s2.0-84907409696&partnerID=40&md5=7429f808a42a0cd8bef2f975f9c90f95>.
- VANDEBOSSCHE, L., S. JACOBS, X. JANNOT, M. MCCLELLAND, J. SAINT-MICHEL, E. ATTRAZIC (2013). Iron loss modelling which includes the impact of punching, applied to high-efficiency induction machines. In: *2013 3rd International Electric Drives Production Conference (EDPC)*. IEEE, 1–10.
- VEENSTRA, P.C., J.A.H. RAMAEKERS (1978). A Criterion for Critical Tool Wear in Blanking. In: *Analys of the CIRP Vol. 27/1*.
- WANG, Z., S. LI, R. CUI, X. WANG, B. WANG (2018). Influence of Grain Size and Blanking Clearance on Magnetic Properties Deterioration of Non-Oriented Electrical Steel. In: *IEEE Transactions on Magnetics* **54.5**, 1–7.
- WEISS, H. A., N. LEUNING, S. STEENTJES, K. HAMEYER, T. ANDORFER, S. JENNER, W. VOLK (2017). Influence of shear cutting parameters on the electromagnetic properties of non-oriented electrical steel sheets. In: *Journal of Magnetism and Magnetic Materials* **421**, 250–259.
- WEISS, H.A., P. TRÖBER, R. GOLLE, S. STEENTJES, N. LEUNING, S. ELFGEN, K. HAMEYER, W. VOLK (2018). Impact of Punching Parameter Variations on Magnetic Properties of Nongrain-Oriented Electrical Steel. In: *IEEE Transactions on Industry Applications* **54.6**, 5869–5878.
- WEISS, P., G. FOËX (1926). *Le Magnétisme*. Collection Armand Colin. Collection Armand Colin.
- WILCZYNSKI, W., A. SCHOPPA, J. SCHNEIDER (2004). Influence of the Different Fabrication Steps of Magnetic Cores on their Magnetic Properties. In: *Stahl und Eisen, Proc. SMM 16 Düsseldorf*, 493.
- WORLDWIDE ANALYTICAL SYSTEMS AG (2009). *Foundry - Master (Handbuch)*. Udem.
- XIONG, X., S. HU, K. HU, S. ZENG (2016). Texture and magnetic property evolution of non-oriented Fe–Si steel due to mechanical cutting. In: *Journal of Magnetism and Magnetic Materials* **401**, 982–990.
- YAMAZAKI, K., H. MUKAIYAMA, L. DANIEL (2018). Effects of Multi-Axial Mechanical Stress on Loss Characteristics of Electrical Steel Sheets and Interior Permanent Magnet Machines. In: *IEEE Transactions on Magnetics* **54.3**, 1–4.
- ZAIZEN, Y., T. OMURA, M. FUKUMURA, K. SENDA, H. TODA (2016). Evaluation of stress distribution due to shearing in non-oriented electrical steel by using synchrotron radiation. In: *AIP Advances* **6.5**, 055926.
- ZWICK GMBH & CO. KG (2008). *Zwick Betriebsanleitung Material-Prüfmaschine, V2.0e*. Ulm.

D Normenverzeichnis

DIN 50125 (2016-12). *Prüfung metallischer Werkstoffe - Zugproben.*

DIN 6930-1 (2011-10). *Stanzteile aus Stahl - Teil 1: Technische Lieferbedingungen.*

DIN 6930-2 (2011-10). *Stanzteile aus Stahl - Teil 2: Allgmeintoleranzen.*

DIN 8580 (2003-09). *Fertigungsverfahren - Begriffe, Einteilung.*

DIN 8588 (2013-08). *Fertigungsverfahren Zerteilen - Einordnung, Unterteilung, Begriffe.*

DIN 9830 (2011-10). *Schnittgrathöhen an Stanzteilen.*

DIN 9869-2 (1969-11). *Begriffe für Werkzeuge der Stanztechnik - Schneidwerkzeuge.*

DIN 9870-2 (1972-10). *Begriffe der Stanztechnik - Fertigungsverfahren und Werkzeuge zum Zerteilen.*

DIN EN 10106 (2016-03). *Kaltgewalztes nicht kornorientiertes Elektroband und -blech im schlussgeglühten Zustand.*

DIN EN 10303 (2016-02). *Dünnes Elektroband und -blech aus Stahl zur Verwendung bei mittleren Frequenzen.*

DIN EN 10342 (2005-09). *Magnetische Werkstoffe - Einteilung der Isolationen auf Elektroblech und band und daraus gefertigten Stanzteilen.*

DIN EN 60034-30-1 (2014-12). *Drehende elektrische Maschinen - Teil 30-1: Wirkungsgrad-Klassifizierung von netzgespeisten Drehstrommotoren.*

DIN EN ISO 4957 (2017-04). *Werkzeugstähle.*

DIN EN ISO 643 (2017-09). *Stahl - Mikrophotographische Bestimmung der erkennbaren Korngröße.*

DIN EN ISO 6507-1 (2016-08). *Metallische Werkstoffe - Härteprüfung nach Vickers - Teil 1: Prüfverfahren.*

DIN EN ISO 6892-1 (2017-02). *Metallische Werkstoffe - Zugversuch - Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur.*

DIN EN ISO 7500-1 (2016-05). *Metallische Werkstoffe - Kalibrierung und Überprüfung von statischen einachsigen Prüfmaschinen - Teil 1: Zug- und Druckprüfmaschinen – Kalibrierung und Überprüfung der Kraftmesseinrichtung.*

DIN EN ISO 7500-1 BEIBLATT 4 (2013-03). *Metallische Werkstoffe - Kalibrierung und Überprüfung von statischen einachsigen Prüfmaschinen - Teil 1: Zug- und Druckprüfmaschinen – Kalibrierung und Überprüfung der Kraftmesseinrichtung; Beiblatt 4: Informationen zur Berücksichtigung der Messunsicherheit bei der Klassifizierung von Werkstoffprüfmaschinen.*

DIN IEC 60404-2 (2009-01). *Magnetische Werkstoffe - Teil 2: Verfahren zur Bestimmung der magnetischen Eigenschaften von Elektroband und -blech mit Hilfe eines Epsteinrahmens.*

DIN IEC 60404-3 (2010-05). *Magnetische Werkstoffe - Teil 3: Verfahren zur Bestimmung der magnetischen Eigenschaften von Elektroband und -blech mit Hilfe eines Tafelmessgerätes.*

DIN ISO 2468-2 (1991-04). *Allgemeintoleranzen - Toleranzen für Form und Lage ohne einzelne Toleranzeintragung.*

DIN ISO 2768-1 (1991-06). *Allgemeintoleranzen - Toleranzen für Längen- und Winkelmaße ohne einzelne Toleranzeintragung.*

ISO 4948-1 (1982-06). *Stahl; Klassifikation; Teil 1 - Klassifikation von Stählen in unlegierte und legierte Stähle nach der chemischen Zusammensetzung.*

VDI 2906-2 (1994-05). *Schnittflächenqualität beim Schneiden, Beschneiden und Lochen von Werkstücken aus Metall - Scherschneiden.*

VDI 2906-3 (1994-05). *Schnittflächenqualität beim Schneiden, Beschneiden und Lochen von Werkstücken aus Metall - Nachschneiden.*

VDI 3368 (1982-05). *Schneidspalt-, Schneidstempel- und Schneidplattenmaße für Schneidwerkzeuge der Stanztechnik.*

E Studienarbeiten

Folgende Studienarbeiten, deren Bearbeitung, Auswertung, Interpretation und Darstellung von Ergebnissen unter wissenschaftlicher Anleitung und gemeinsam mit Hannes Weiss entstanden, wurden im Rahmen der vorliegenden Arbeit am Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen (utg) angefertigt. Ergebnisse flossen zum Teil mit in die Arbeit ein.

ANDORFER, T., 2016. *Aufbau einer Scherschneidsimulation zur qualitativen Bewertung der im Bauteil verbleibenden Eigenspannungen*. Bachelor's Thesis.

JENNER, S., 2016. *Experimentelle Bestimmung der Gefügeaufhärtung in schergeschnittenem Elektroblech*. Semesterarbeit.

ZHANG, Y., 2016. *Analyse des Scherschneidprozesses von Elektroblech mit Hilfe der FE Simulation*. Semesterarbeit.

SERKYOV, I., 2017. *Minimierung der Eigenspannungen in nicht-kornorientiertem Elektroblech durch Verwendung eines simulationsoptimierten zweistufigen Schneidprozesses*. Semesterarbeit.

SERVI, J., 2017. *Analyse des Eigenspannungszustands in der Scherschneideinflusszone nicht-kornorientierter Elektrobleche mit Hilfe der FEM*. Semesterarbeit.

GREISSEL, D., 2018. *Abhängigkeit der Elektromotoreffizienz von der Schnittflächenausprägung an Elektroblechen*. Semesterarbeit.

BOEHM, L., 2018. *Einfluss der Scherschneidprozesses auf die magnetischen Eigenschaften ausgeschnittener Elektrobleche*. Master's Thesis.

