

FAU Studien aus dem Maschinenbau 378

Michael Schneider

Inline-Prüfung der Permeabilität in weichmagnetischen Komponenten



Michael Schneider

Inline-Prüfung der Permeabilität in weichmagnetischen Komponenten

FAU Studien aus dem Maschinenbau

Band 378

Herausgeber der Reihe:

Prof. Dr.-Ing. Jörg Franke Prof. Dr.-Ing. Nico Hanenkamp Prof. Dr.-Ing. habil. Tino Hausotte Prof. Dr.-Ing. habil. Marion Merklein Prof. Dr.-Ing. Michael Schmidt Prof. Dr.-Ing. Sandro Wartzack Michael Schneider

Inline-Prüfung der Permeabilität in weichmagnetischen Komponenten

Dissertation aus dem Lehrstuhl für Fertigungsautomatisierung und Produktionssystematik (FAPS) Prof. Dr.-Ing. Jörg Franke

Erlangen FAU University Press 2021 Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek: Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über http://dnb.d-nb.de abrufbar.

Bitte zitieren als Schneider, Michael. 2021. *Inline-Prüfung der Permeabilität in weichmagnetischen Komponenten*. FAU Studien aus dem Maschinenbau Band 378. Erlangen: FAU University Press. DOI: 10.25593/978-3-96147-466-0

Das Werk, einschließlich seiner Teile, ist urheberrechtlich geschützt. Die Rechte an allen Inhalten liegen bei ihren jeweiligen Autoren. Sie sind nutzbar unter der Creative-Commons-Lizenz BY-NC.

Der vollständige Inhalt des Buchs ist als PDF über den OPUS-Server der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg abrufbar: https://opus4.kobv.de/opus4-fau/home

Verlag und Auslieferung: FAU University Press, Universitätsstraße 4, 91054 Erlangen

Druck: docupoint GmbH

ISBN: 978-3-96147-465-3 (Druckausgabe) eISBN: 978-3-96147-466-0 (Online-Ausgabe) ISSN: 2625-9974 DOI: 10.25593/978-3-96147-466-0

Inline-Prüfung der Permeabilität in weichmagnetischen Komponenten

Der Technischen Fakultät der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg

zur Erlangung des Doktorgrades Dr.-Ing.

vorgelegt von

Dipl.-Ing. Michael Schneider

aus Lauf an der Pegnitz

Als Dissertation genehmigt von der Technischen Fakultät der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg

Tag der mündlichen Prüfung: 27.04.2021

Vorsitzender des Promotionsorgans: Prof. Dr.-Ing. Knut Graichen

Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Jörg Franke Prof. Dr.-Ing. Klaus Helmreich

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Fertigungsautomatisierung und Produktionssystematik (FAPS) an der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg.

Mein Dank gilt dem Leiter dieses Lehrstuhls, Herrn Prof. Dr.-Ing Jörg Franke, der mir die Möglichkeit zur Promotion über dieses selbstgewählte Thema gegeben hat. Sein entgegengebrachtes Vertrauen, die wissenschaftlichen Freiräume und die zahlreichen konstruktiven Anregungen waren immer Motivation zu meiner Forschungsarbeit. Darüber hinaus möchte ich mich bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Klaus Helmreich und bei Herrn Prof. Elmar Nöth für die Übernahme des Koreferats bzw. die Mitgliedschaft im Prüfungskollegium bedanken.

Ein sehr großer Dank gilt auch allen Mitarbeiterinnen und Mitarbeitern des Lehrstuhls FAPS! Viele von ihnen sind im Laufe der Promotionszeit zu sehr guten Freuden geworden, was ich persönlich als besonders wertvoll erachte. Auch die administrative, kaufmännische und technische Unterstützung durch die Kollegen sowie die äußerst angenehme Arbeitsatmosphäre hat ganz entscheidend zum Gelingen dieser Dissertation beigetragen.

Besonderer Dank gilt allen voran meiner lieben Frau Sandra, die mich während meiner Zeit am Lehrstuhl und der intensiven Phase der Erstellung der Dissertationsschrift stets zu unterstützen wusste und immer motivierende Worte parat hatte. Auch meiner Familie gilt besonderer Dank für die Förderung meiner Ausbildung, den Rückhalt und die erbrachten Entbehrungen.

Nürnberg, im Oktober 2021

Michael Schneider

Inhaltsverzeichnis

Inhalt Forme Tabell Bildve	sverze elzeich enver erzeich	ichnis	v x v ii
1	Ein	eitung	1
2	Ver	uste in weichmagnetischen Komponenten	5
	2.1	Theoretische Betrachtung der auftretenden Verluste in weichmagnetischen Werkstoffen	6
		2.1.1 Wicklungsverluste 0 2.1.2 Kernverluste durch Wirbelströme 0 2.1.3 Kernverluste durch periodische Ummagnetisierung 0 2.1.4 Weitere Kernverluste: Exzess-Verluste 0 2.1.5 Mechanische Verluste 0 2.1.6 Wirbelströmverluste in Rotormagneten 0	5 7 0 5 6 7
	2.2	Etablierte Messmethoden zur Messung der Verlustleistung in weichmagnetischen Werkstoffenr	7
		 2.2.1 Messungen im Epsteinrahmen zur Bestimmung der weichmagnetischen Eigenschaften von Elektroblechstreifen bestimmter Geometrie	o 3 5 7
3	Die die	Bedeutung der betriebspunktgerechten Produktion für Effizienz elektrischer Antriebe3	1
	3.1	Der Mindestsystemenergieänderungsbedarf in geschlossenen Systemen	2
	3.2	Entwicklung einer Modellvorstellung des Mindestsystemenergieänderungsbedarfs für elektromagnetische Phänomene	4
	3.3	Konzept des theoretischen, physikalischen, technischen und realen Minimums der elektromagnetischen Verluste in weichmagnetischen Materialien	8
	3.4	Optimierung der Fertigung elektrischer Maschinen durch Wahl geeigneter Fertigungsparameter4	.1

4	Fer	tigungseinflüsse durch die Blechkonturherstellung47
	4.1	Herstellung des Elektrobands49
		4.1.1 Einfluss der Warmwalzparameter auf die magnetischen Eigenschaften
		4.1.2 Einfluss der Kaltwalzparameter auf die magnetischen Eigenschaften
	4.2	Eigenschaften des Scherschneidens und seine Anwendung bei der Elektroblechverarbeitung
		 4.2.1 Einflüsse der Parameter beim Scherschneiden
		 4.2.3 Versuchsplan für Untersuchungen zum Scherschneiden 63 4.2.4 Optische Untersuchungen zum Schneidspalt
	4.3	Einfluss der Parameter beim Laserstrahlschmelzschneiden
	.,	4.3.1 Auswirkungen des Laserschneidprozesses auf Gefügeveränderungen
		4.3.2 Der Einfluss der Schnittkanteneigenschaften auf die Eisenverluste hervorgerufen durch verschiedene
		 Fertigungsparameter beim Laserschneiden
		 4.3.4 Einfluss der Vorschubgeschwindigkeit auf die Eisenverluste bei konstanter Streckenenergie
		 4.3.5 Variation der Streckenenergie
5	Fer	tigungseinflüsse durch die Paketierung der Einzelbleche.95
	5.1	Stanzpaketieren
	5.2	Schweißen
	5.3	Einfluss der Prozessparameter des Backlack-Paketierens auf die Wirbelstromverluste im fertigen Blechpaket101
6	Ent Per Fer	wurf eines neuen Messverfahrens zur Bestimmung der meabilität von Statorblechpaketen innerhalb der tigungslinie
	6.1	Potential der Hochfrequenzmesstechnik in der Bestimmung von Bauteileigenschaften und Applikation für magnetische Messtechnik
	6.2	Einfluss von Fertigungsparametern auf die Permeabilität von Statorblechpaketen

6.3	Erstellen des Messaufbaus EMC Inline zur Bestimmung der Verluste von Elektroblechpaketen in einer 100%-Prüfung innerhalb der Fertigungslinie		
	6.3.1 Unterscheidungsmerkmale von EMC Inline zu konventionellen transformatorischen Messmethoden		
6.	Mossungen an backlackgofügten Pingkernproben		
0.4	Fahlarainflügaa auf das noue Vorfahren und Möglichkeiten gur		
0.5	Optimierung der Messgenauigkeit		
6.6	Abgrenzung von konventionellen Messsystemen durch		
	Ablaufsimulation und MTM-Analyse139		
7 Zus	ammenfassung147		
8 Sur	nmary and outlook 151		
9 Anl	nang155		
9.1	Herleitung der mittleren Verlustleistung in weichmagnetischen Proben		
9.2	Herleitung des Gleichrichtmittelwerts der Sekundärspannung in Abhängigkeit der magnetischen Flussdichte156		
9.3	Herleitung der Leistungsdichte (Intensität) von Laserstrahlen mit Gauß-Hermite-Strahlcharakteristik nach [79]158		
9.4	Herleitung der Resonanzfrequenz für ein verlustbehaftetes LC- Netzwerk		
9.5	Herleitung der maximal übertragbaren Leistung von der Quelle zur Last in Abhängigkeit bekannter Größen163		
9.6	MATLAB-Skript zur Berechnung der Spulengeometrie für das Resonanzverfahren zur Bestimmung von Abweichungen der Permeabilität in weichmagnetischen Kernen		
Literatuı	verzeichnis173		

Formelzeichen- und Abkürzungsverzeichnis

In der Reihenfolge ihres Erscheinens

Formelzeichen	Einheit	Bezeichnung
Q_B	J	Wärmeenergiemenge
σ	S	Spezifische Leitfähigkeit
Ī	$\frac{A}{m^2}$	Stromdichte
$ec{E}$	$\frac{V}{m}$	Elektrische Feldstärke
l_L	m	Leiterlänge
A_L	m ²	Leiterquerschnitt
P_{VL}	W	Verlustleistung
R_L	Ω	Leiterwiderstand
u	V	Elektrische Spannung
S	m	Dicke der Blechlamellen
ω	S ⁻¹	Kreisfrequenz
A_{Bl}	m ²	Querschnittsfläche Blechlamelle
b_{BI}	m	Blechbreite
l_{Bl}	m	Länge eines Blechsegments
E _{eff}	$\frac{V}{m}$	Effektivwert des elektrischen Feldes
J _{eff}	$\frac{A}{m^2}$	Effektivwert der Stromdichte
P _{ec}	W	Wirbelstromverlustleistung
$ec{M}$	$\frac{A}{m}$	Magnetisierung
p_m	Am ²	Magnetisches Dipolmoment
A_s	m ²	Leiterschleifenfläche
W	J	Zugeführte Energie
H, \vec{H}	$\frac{A}{m}$	Magnetische Feldstärke
P_h	W	Hystereseverluste
b_{dom}	m	Domänenbreite
P_{ex}	W	Exzessverluste
n_{wind}	-	Windungszahl

P_{Fe}	W	Eisenverluste
N_1	-	Primärwindungszahl
<i>N</i> ₂	-	Sekundärwindungszahl
T_f	S	Schwingungsdauer, Periodendauer
$\overline{ U_2 }$	V	Gleichrichtmittelwert d. Sekundärspannung
R _i	Ω	Innenwiderstand d. Messgeräte im Sekundär- kreis
R_t	Ω	Eigenwiderstand Sekundärwicklung & Gegen- induktivität
l_m	m	Effektive magnetische Weglänge
A_{SK}	m ²	Querschnittsfläche des Spulenkörpers
A_{Fe}	m ²	Querschnittsfläche der Spulenkerns
F_U	-	Formfaktor der Spannung
U_{eff}	V	Effektivwert Spannung
U_{glr}	V	Gleichrichtwert Spannung
$\dot{P_m}$	W	Gemessene Verlustleistung
Īmat	Т	Materialpolarisation
m_{Probe}	kg	Probenmasse
ρ	$\frac{g}{cm^3}$	Dichte des Probenwerkstoffs
A_{RK}	m ²	Querschnittsfläche der Ringkernprobe
D_a	m	Außendurchmesser der Ringkernprobe
D_i	m	Innendurchmesser der Ringkernprobe
ת	W	Physikalisches Minimum der spezifischen Ver-
$P_{V,0}$	kg	luste
٨₽	W	Technologisches Minimum der zusätzlichen
$\Delta P_{V,Tr}$	kg	Trennverluste
٨٥	W	Technologisches Minimum der zusätzlichen
$\Delta \Gamma_{V,F}$	kg	Fügeverluste
P	W	Technologisches Minimum der spezifischen
1 V,T	kg	Verluste
P _{V,real}	$\frac{W}{kg}$	Reales Minimum der spezifischen Verluste
4.0	Ŵ	Minimum der spezifischen Verluste durch Pa-
$\Delta P_{V,Par}$	kg	rametrierung
η	-	Wirkungsgrad
P _{mech}	W	Mechanische Leistung
P_{el}	W	Elektrische Leistung

Μ	Nm	Drehmoment
n	S^{-1}	Drehzahl
p	-	Polpaarzahl
f_e	Hz	Frequenz
F _{tan}	Ν	Tangentialkraft
d _{stat}	m	Statordurchmesser
α	-	Überdeckungsfaktor
ਸ ਜੋ	т	Flussdichte, magnetische Induktion, Polarisa-
В,В	1	tion
Ι	А	Elektrischer Strom
l _{stat}	m	Statorlänge
\vec{F}_{L}	Ν	Lorentzkraft
\vec{l}	m	Leiterlänge
l _s	m	Schnittlinienlänge
3	Ν	
κ_s	$\overline{m^2}$	Schneidwiderstand
12	<u>m</u>	Schnittgeschwindigkeit
U	S A	Service Beservice and Breeze
H _c	<u>A</u>	Koerzitivfeldstärke
	m N	
σ_i	$\overline{m^2}$	Innere Spannung
r	Ň	Ele atinitätaan oleel
Ľ	$\overline{m^2}$	Elastizitatsillodul
f _{rel}	-	Relative Abweichung
P ₁₅₀	W	Verluste von Blechen mit 150 mm Breite
$P_{37,5}$	W	Verluste von Blechen mit 37,5 mm Breite
S	W	Streckenenergie
5	m ²	
P_L	W	Laserleistung
v_c	<u> </u>	Vorschubgeschwindigkeit
	w s	
Ι	$\frac{1}{m^2}$	Leistungsdichte, Intensität
W_0	m	Taillenradius
Z_a	-	Strahlausbreitungsachse
SF	-	Stapelfaktor
n_{Bl}	-	Anzahl der Einzelbleche
h_{Bl}	m	Nominelle Blechpakethöhe
D_i	m	Innendurchmesser der Ringkernprobe

D_a	m	Außendurchmesser der Ringkernprobe
ΔP_s	W kg	Differenz der spezifischen Verluste
δ	m	Skintiefe
R_{HF}	Ω	Hochfrequenzwiderstand
l_L	m	Leiterstücklänge
b_L	m	Leiterstückbreite
λ	m	Wellenlänge
С′	$\frac{F}{m}$	Kapazitiver Leitungsbelag
L'	$\frac{H}{m}$	Induktiver Leitungsbelag
G'	$\frac{S}{m}$	Konduktiver Leitungsbelag
R'	$\frac{\Omega}{m}$	Resistiver Leitungsbelag
γ^2	$\frac{1}{m^2}$	Quadrat des Ausbreitungsmaßes
$\gamma_{1,2}$	$\frac{1}{m}$	Ausbreitungsmaß
Z_l	Ω	Leitungswellenwiderstand
Z_A	Ω	Abschlussimpedanz
r(z)	-	Reflexionsfaktor
а	-	Vorlaufende Welle
b	-	Rücklaufende Welle
S	-	Streumatrix
<i>s</i> ₁₁	-	Eingangsreflexion
<i>s</i> ₁₂	-	Rückwärtstransmission
<i>s</i> ₂₁	-	Vorwärtstransmission
S ₂₂	-	Ausgangsreflexion
P_1^-	W	Rücklaufende Leistung
P_{1}^{+}	W	Vorlaufende Leistung
μ_r	-	Relative Permeabilität
μ	-	Komplexe Permeabilität
$\overline{\mu'}$	-	Ideale Permeabilität
μ″	-	Verluste der realen Permeabilität
L_0	Н	Luftspuleninduktivität ohne Kern
R_s	Ω	Serienverlustwiderstand

R_m	$\frac{A}{Vs}$	Magnetischer Widerstand, Reluktanz
A_m	m ²	Magnetisch durchfluteter Querschnitt
θ	А	Durchflutung
Φ	Wb	Magnetischer Fluss
Q_{μ}	-	Gütefaktor
l_{Zyl}	m	Zylinderspulenlänge
D_{Zyl}	m	Zylinderspulendurchmesser
L_{Zvl}	Н	Zylinderspuleninduktivität
$L_{\mu H}$	Н	Induktivität einlagige Zylinderspule
F	-	Geometrischer Formfaktor
Q_{ges}	-	Gesamtgüte
ω_0	Hz	Resonanzkreisfrequenz
С	F	Kapazität
L	Н	Induktivität
f_0	Hz	Resonanzfrequenz nach Thomson
Yges	S	Gesamtadmittanz
а	-	Verschiebungsfaktor
$\omega_{1,2}$	Hz	Resonanzfrequenz
Øi	m	Innendurchmesser
Øa	m	Außendurchmesser
l _{Umfang}	m	Umfang der Luftspule
Pvor	W	Vorlaufende Leistung
P _{rück}	W	Rücklaufende Leistung
P_1	W	Leistung am Leistungsmesser 1
P_2	W	Leistung am Leistungsmesser 2
$l_{min,RK}$	m	Mindestlänge Koppelstrecke d. Richtkopplers
T_{St}	min	Fertigungszeit eines Stators

Tabellenverzeichnis

Tabelle 1: Scherschneidversuche mit dem Gesamtschnittwerkzeug in einerServopresse
Tabelle 2: Versuchsplan für Trennverfahren Laserschneiden75
Tabelle 3: Typische Werte der Sättigungsmagnetostriktion für Materialien bei Raumtemperatur [19]80
Tabelle 4: Zusammenfassung des Einflusses der Vorschubgeschwindigkeit auf die Parameterverluste für unterschiedliche Frequenzen und Polarisationen
Tabelle 5: Zusammenfassung des Einflusses der Streckenenergie auf die Parameterverluste für unterschiedliche Frequenzen und Polarisationen 89
Tabelle 6: Zusammenfassung des Einflusses der Laserprinzipien und Fokusdurchmesser auf die Parameterverluste für unterschiedliche Frequenzen und Polarisationen94
Tabelle 7: Versuchsplan für die Prozessparameterstudie zum Fügen von Einzelblechen durch Backlack103
Tabelle 8: Vergleich der Änderung des Mittelwerts der gemessenen relativen Permeabilität bei unterschiedlicher Verarbeitung, erfasst für 50 Hz Anregung für Blechstreifen der Größe 37,5 mm x 150 mm120
Tabelle 9: Vergleich der Änderung des Mittelwerts der gemessenen relativen Permeabilität bei unterschiedlicher Verarbeitung, erfasst für 1000 Hz Anregung für Blechstreifen der Größe 37,5 mm x 150 mm121
Tabelle 10: Differenz zwischen den Permeabilitäten bei Messungen für 50 und 1000 Hz im Vergleich121
Tabelle 11: Abmessungen und Fertigungsdaten verschiedener Statorblechpakete [S4]140
Tabelle 12: Daten der elektromagnetischen Prüfung verschiedener Statorblechpakete [S4]140
Tabelle 13: Ergebnis der MTM Analyse der Zeiten der manuellen Qualitätsprüfung verschiedener Statorblechpakete [S4]141

Tabelle 14: Gegenüberstellung der Anlagenauslastung in der Simulation
der automatisierten Prüfung143

Bildverzeichnis

Bild 1: Historische Entwicklung der Eisenverluste und der Energiedichte von Permanentmagneten über der Zeit [7]
Bild 2: Verlustarten in der Übersicht nach [15]5
Bild 3: Verlustaufteilung bei unterschiedlichen Asynchronmaschinen [16]6
Bild 4: Entstehung von Wirbelströmen in einem von einem magnetischen Feld durchsetzten elektrischen Leiter
Bild 5: Kornstruktur eines nicht-kornorientierten Elektroblechs in 20- facher Vergrößerung
Bild 6: Schematische Hystereseschleife eines weichmagnetischen Materials mit Neukurve14
Bild 7: Schematische Trennung der Verlustarten durch Frequenznormierung der Verluste19
Bild 8: Epsteinrahmen als Prinzipschaltbild nach DIN EN 60404-2 (links) und als Bild mit eingelegten Probestreifen (rechts)
Bild 9: Prinzipskizze eines Einzelstreifentesters nach DIN 60404-3 23
Bild 10: Ursache-Wirkungsdiagramm zur Messqualität konventioneller Messmethoden
Bild 11: Eigenschaften der Messmethoden der DIN-Reihe 6040428
Bild 12: Prozessablauf bei konventionellen Messmethoden nach DIN IEC 60404-1-629
Bild 13: Erregung im Ringkernblechpaket in radialer und tangentialer Richtung29
Bild 14: Prozessablauf in der Statorfertigung gegliedert in a) Blechpaketherstellung und b) Fertigung von SMC-Kernen
Bild 15: Das Thermodynamische Modell nach [38]
Bild 16: Schalenmodell eines Fe-Atoms
Bild 17: Minima der spezifischen Verluste über der Anzahl der Prozessschritte40

Bild 18: Wirkungsgradkennfeld einer permanenterregten Synchronmaschine mit Wirkungsgraden in % an den Isolinien nach [50]41
Bild 19: Exemplarische Kurvenverläufe der Hysterese (<i>Ph</i>)- und Wirbelstromverluste (<i>Pec</i>) über der Frequenz
Bild 20: Die Fertigungsverfahren Trennen für Elektroband gegliedert nach möglichen Losgrößen und Flexibilität nach [51]47
Bild 21: Schematischer Prozessablauf bei der Elektrobandfertigung nach [52]49
Bild 22: Roheisenherstellung im Überblick 50
Bild 23: Fe-Si Diagramm für kohlenstoffhaltige Stähle mit 0,01 bis 0,02 Gew% C nach [60]53
Bild 24: Verluste bei 1,5 T Magnetfeld für verschiedene Warmwalztemperaturen und Magnetfeld <i>B</i> 50 bei 5000 <i>Am</i> magnetische Feldstärke über dem Umformgrad [63]55
Bild 25: Geometrie beim Scherschneiden nach [59]57
Bild 26: Die fünf Phasen des Scherschneidens nach [64] 57
Bild 27: Auswirkungen des Schneidspalts auf die Kantenbildung nach [65] 60
Bild 28: Prinzipskizze der typischen Schnittkantenausprägung [64]61
Bild 29: Schnitt durch das Stanzwerkzeug nach [S1]62
Bild 30: Schliffbilder der Versuche 1-4 im direkten Vergleich (90° zur Faserrichtung)65
Bild 31: Abweichung zwischen geringen und hohen Grathöhen am Außendurchmesser bei einem relativen Schneidspalt von 4 %67
Bild 32: Mittlere Grathöhe bei 8 % relativem Schneidspalt über relativem Schneidspalt
Bild 33: Laserschneiden als Prinzipdarstellung69
Bild 34: Schematische Entstehung von Ferritgefüge aus dem kfz-Gitter des Austenits
Bild 35: Probengeometrie und –anordnung im Einzelstreifentester für die Versuche zum Laserstrahlschmelzschneiden
Bild 36: Spezifische Gesamt- (Ps), Wirbelstrom- (Pe)- und Hystereseverluste (Ph) von Proben, geschnitten mit konstanter

Streckenenergie bei 1700 bzw. 850 W Laserleistung und 10 bzw. 5 <i>mmin</i> Vorschubgeschwindigkeit
Bild 37: Relative Differenz der spezifischen Verlustleistung über der Frequenz bei 10 <i>mmin</i> bzw. 5 <i>mmin</i> Vorschubgeschwindigkeit und konstanter Streckenenergie
Bild 38: Relative Differenz der spezifischen Verlustleistung über der Polarisation bei 10 <i>mmin</i> bzw. 5 <i>mmin</i> Vorschubgeschwindigkeit und konstanter Streckenenergie
Bild 39: Verbreiterung der Hystereseschleife bei größerer Wärmeeinflusszone
Bild 40: Joch zur Erregung der Blechprobe auf dem CMOS-Sensor mit der magnetoptischen Sensorbeschichtung
Bild 41: Vergleich der Grauwertdarstellung des magnetischen Streufelds an der Schnittkante einer Probe mit 1700 W und 10 <i>mmin</i> bzw. 850 W und 5 <i>mmin</i>
Bild 42: Mikroskopien von Schnittkanten unterschiedlicher Vorschubgeschwindigkeiten
Bild 43: Spezifische Gesamt- (Ps), Wirbelstrom- (Pe) und Hystereseverluste (Ph) von Proben, geschnitten bei 1700 W Laserleistung und 10 <i>mmin</i> respektive 5 <i>mmin</i> Vorschubgeschwindigkeit
Bild 44: Relative Abweichung der spezifischen Verlustleistung über der Polarisation bei unterschiedlichen Streckenenergien von 10,2 <i>Jmm</i> bzw. 20,4 <i>Jmm</i>
Bild 45: Relative Abweichung der spezifischen Verlustleistung über der Frequenz bei unterschiedlichen Streckenenergien von 10,2 <i>Jmm</i> bzw. 20,4 <i>Jmm</i>
Bild 46: Verbreiterung der Hystereseschleife aufgrund der Erhöhung der Streckenenergie
Bild 47: Spezifische Gesamt- (Ps), Wirbelstrom-(Pe) und Hystereseverluste (Ph) aus dem Faser- und CO ₂ -Laser im Vergleich91
Bild 48: Relative Differenz der spezifischen Verluste aus dem Faser- und CO ₂ -Laser im Vergleich
Bild 49: Unterschied zwischen Gauß- und Flat-Top-Strahlprofil92

Bild 50: Schnittkanten im Vergleich. Links: Faserlaser 1000 W und 16 mmin; Rechts: CO ₂ -Laser mit 1700 W und 10 mmin93
Bild 51: Die Fertigungsverfahren nach DIN 8580, Hauptgruppe 4 Fügen nach DIN 859396
Bild 52: Prinzip des Stanzpaketierens beim Fügen von Einzelblechen zu einem Statorblechpaket nach [81]97
Bild 53: Entstehung globaler Wirbelstrombahnen im Bereich der Stanzmarken nach [15]98
Bild 54: Überblick über Einflussparameter beim Laserschweißen nach [87]
Bild 55: Werkzeug zur Backlackprobenfertigung; links entspannt und rechts gespannt [S2]104
Bild 56: Relative Abweichung der spezifischen Verluste von Proben mit 2,5 MPa und 3,5 MPa Flächenpressung verglichen mit der Referenzprobe mit 1,5 MPa bei 160°C Ofentemperatur 120 min temperiert
Bild 57: Boxplot-Diagramm der Gesamtverluste bei drei unterschiedlichen Messfrequenzen für bei 160°C mit unterschiedlichen Flächenpressungen gebackene Proben
Bild 58: Skizze zum Verdrängungseffekt des Backlacks mit Ursachen und Wirkung106
Bild 59: Boxplot-Diagramme der spezifischen Verluste bei Variation von Faktor B bei jeweils konstantem Faktor A108
Bild 60: Feldverdrängung aus dem Leiterinneren durch den Skineffekt bei hochfrequenter Anregung des Leiters
Bild 61: Evolution eines Ersatzschaltbildes für infinitesimal kurze Leitungsstücke nach [98]114
Bild 62: Darstellung der S-Parametermatrix eines Zweitors117
Bild 63: Kausalzusammenhang zwischen Imperfektion aus der Fertigung und der Änderung der Permeabilität [P3]123
Bild 64: Vergleich konventioneller Messmethodik mit neuem Ansatz124
Bild 65: Skizze zur Darstellung der Applikation der Erregerspule in den Statorinnenraum
Bild 66: Luftspule mit Halterung und BNC-Anschluss127

Bild 67: LC-Serienschwingkreis mit Verlustwiderstand128
Bild 68: Prototyp für die Messung der Eingangsreflexion von verlustbehafteten Spulen130
Bild 69: Vergleich verschiedener Flächenpressungen für bei 160°C gebackene Proben
Bild 70: Vergleich verschiedener Zeit-Temperatur-Profile von Proben mit 2,5 MPa Flächenpressung gebacken
Bild 71: Vergleich verschiedener Zeit-Temperatur-Profile von Proben mit 3,5 MPa Flächenpressung gebacken
Bild 73: Prinzipschaltbild eines Leistungsrichtkopplers als Viertor mit wellenwiderstandsrichtigen Leitungsabschlüssen134
Bild 74: Durchgangsleistungsmessung mit zwei Richtkopplern und zwei Leistungsmessern
Bild 75: Einflussgrößen auf die Messqualität des neuen Messverfahrens EMC Inline
Bild 76: Simulationsmodell aus Plant Simulation mit den Parametern für das Modell mit manueller Stichprobenprüfung [S4]142
Bild 77: Simulationsmodell aus Plant Simulation mit den Parametern für das Modell mit automatisierter Prüfung [S4]143
Bild 78: Vergleich der Simulationsmodelle der Statorproduktion und Qualitätskontrolle im Hinblick auf deren Ausbringungsmengen [S4]144
Bild 79: Ersatzschaltbild Anpassung der Last- an die Quellimpedanz für Leistungstransport von der Quelle zur Last164

1 Einleitung

In der historischen Entwicklung des Elektromaschinenbaus, beginnend mit der Entdeckung des elektrodynamischen Prinzips durch Werner von Siemens, wurde durch die Einführung neuer Materialien und Fertigungstechnologien zu ihrer Verarbeitung eine stete Verbesserung des Produkts der elektrischen Maschine erzielt.

- Beginnend mit Michael Faradays Entdeckung der "elektromagnetischen Rotation" im September 1821 [1] überschlagen sich Anfang bis Mitte des 19. Jahrhunderts die Ereignisse im Bereich des Elektromaschinenbaus. Zunächst beschränken sich die Erfindungen allerdings auf den akademischen Bereich. Eine kommerzielle Nutzung folgt erst gegen Ende des 19. Jahrhunderts.
- Bereits 1831 entdeckt Faraday die Induktion und stellt seine "magnetelektrische Maschine" vor [1].
- Im Jahr darauf wird der Öffentlichkeit der erste Wechselstromgenerator durch den Franzosen Hippolyte Pixii präsentiert [2].
- Im Jahr 1835 folgt der erste Gleichstrommotor von Moritz Hermann von Jacobi [2].
- Die erste Unipolarmaschine nach dem dynamoelektrischen Prinzip wurde 1853 durch den Ungarn Anyos Istvan Jedlik vorgestellt [3].
- Der erste Generator nach dem dynamoelektrischen Prinzip wurde 1854 durch den Dänen Sören Hjorth im vereinigten Königreich zum Patent angemeldet [4].
- Erst 1867 stellt Werner von Siemens seinen Generator vor [5].

Bis dato wurden die vorgestellten Apparate des Elektromaschinenbaus in Atelièrs in Manufaktur gefertigt. Die erste kommerzielle Nutzung der Elektromotorik kam mit dem Wechselstrommotor nach Doliwo-Dobrowolski, der 1889 bei AEG entwickelt wurde [5] und als Asynchronmaschine ohne Permanentmagneten auskam. Gegenüber Gleichstrommaschinen entfällt der Kommutator und qualifiziert das Antriebskonzept für den Einsatz in explosionsgeschützen Bereichen, was es für die Rüstungsindustrie und den Bergbau interessant machte. Die Industrialisierung des Elektromaschinenbaus reduzierte Kosten und steigerte Stückzahlen. Die fortschreitende Entwicklung in den Werkstoffwissenschaften verringerte die materialbedingten Verluste und erhöhte somit den Wirkungsgrad (siehe Bild 1).



Bild 1: Historische Entwicklung der Eisenverluste und der Energiedichte von Permanentmagneten über der Zeit [6]

So wurden zu Beginn zur Führung des magnetischen Feldes Weicheisenlegierungen ohne Silizium verwendet, was sich ab den 1910er Jahren änderte und die durchschnittlichen Verluste im Blechpaket innerhalb einer Dekade auf ein Drittel reduzierte. Die Fügetechnologien zur Paketierung der Einzellamellen sind seit Beginn der kommerziellen Verwendung elektrischer Motoren ebengleich weiterentwickelt worden. Während Nieten und Klammern durch die entstehenden elektrischen Kontakte die Wirbelstromverluste im Blechpaket erhöhen, bietet das Backlackverfahren und das Kleben eine verlustreduzierte Alternative dazu. Die ersten mit Backlack beschichteten Bleche wurden 1985 patentiert [7]. Da diese Technologie nur unter Einsatz thermisch aktivierter Harzsysteme zu realisieren ist, wurde der Einsatz von anaerob aushärtbaren Klebstoffen erprobt.

Auch im Bereich der für den Aufbau der Spulen wichtigen Wickeltechnik zeichnet sich eine Entwicklung ab. Handgeträufelte Wicklungen aus Massivleitern oder Einzeldrähten kennzeichnen die noch in Manufakturarbeit hergestellten Statoren. Das erste deutsche Patent zur vereinfachten Herstellung von Ankerspulen datiert auf 1920 [8]. Vorrichtungen zur Vereinfachung der Spulenmontage in die Statornuten wurden erstmals 1938 zum Patent angemeldet. Bereits damals dachten Produktionsingenieure über schonende Drahtverarbeitung nach, um eine Beschädigung der Primärisolation zu vermeiden [9]. Die Kostenreduktion und Taktzeitverkürzung bei der Produktion elektrischer Antriebe war treibende Kraft bei der Technologieentwicklung. So ist die erste Vorrichtung zur unterbrechungslosen Herstellung mehrphasiger Drehstromwicklungen in Form einer Horizontalwickelmaschine 1939 patentiert worden [10]. Eine Befähigung der Verarbeitung von Profildrähten für die Serienfertigung wurde 1948 als Erfindung gemeldet. Damit konnte der Kupferfüllfaktor im Wickelfenster rechteckiger Spulen durch die Weiterentwicklung der Wickeltechnologie verbessert werden.

Bei der Herstellung der für den Aufbau der Läufer von Permanenterregten Synchronmaschinen (PMSM) notwendigen, hartmagnetischen Werkstoffe sind seit der letzten Jahrhundertwende deutliche Fortschritte bei der erzielbaren Energiedichte der Magneten erzielt worden, siehe Bild 1. Beginnend mit kaltverformten Stählen um 1900 und sehr niedrigen Werten für die Energiedichte, werden Motortopologien wie die PMSM mit stärkeren Permanentmagneten wie dem zweiphasigen Aluminium-Nickel-Cobalt (AlNiCo) erst ermöglicht. Durch den Einsatz von intermetallischen Phasen in Seltenerd-Verbindungen wird die Energiedichte gesteigert. Neodym-Eisen-Bor(NdFeB)-Magnete sind seit ihrer Einführung Mitte der Achtziger Jahre Industriestandard. Motoren und Generatoren mit hoher Leistungsdichte und hohem Wirkungsgrad enthalten als PMSM oder bürstenlose Gleichstrommaschinen häufig Permanentmagneten aus einer NdFeB-Legierung. Derzeit ist die Verarbeitung in additiven Fertigungssystemen Gegenstand der Forschung. Die Technologie ermöglicht beliebige Formgebung im schichtweisen Aufbau ohne die für das Ofensintern typische Schwindung [11].

Die Reduktion von Verlusten in weichmagnetischen Materialien und Produkten, die schonende Verarbeitung von Lackdrähten und Erhöhung des Kupfer-Füllgrades innerhalb der Nut sowie die Weiterentwicklung von hartmagnetischen Werkstoffen und deren Verarbeitung haben die Effizienz elektrischer Maschinen insbesondere durch die stetige Verbesserung der Fertigungstechnologien gesteigert.

Die elektrische Maschine ist konstruktiv auf höchstem Niveau und weist bei Großmaschinen Wirkungsgrade von über $\eta = 0.99$ auf. Die bereits zum heutigen Stand der Technik verfügbaren Materialien und Fertigungstechnologien können durch Optimierung der Prozessparameter zu einer Anpassung an die Arbeitsbereiche der Maschinen führen und elektromagnetische Wandler im Wirkungsgrad an entsprechenden Betriebspunkten steigern. Das Einsatzgebiet einer elektrischen Maschine wird im Wesentlichen von der Betriebsfrequenz der Maschine charakterisiert. Eine elektrische Maschine im Netzbetrieb stellt andere Anforderungen als eine Turboläufermaschine.

Eine Vielzahl an Veröffentlichungen beschäftigt sich mit dem Vergleich unterschiedlicher Fertigungsverfahren für Statorblechlamellen oder Statorblechpakete [12, 13]. Auch Untersuchungen der Fertigungsparameter sind Teil mehrerer Publikationen [14]. Dabei werden die Anforderungen an eine mögliche Optimierung für dedizierte Betriebspunkte der elektrischen Maschine bisher nicht betrachtet. Eine materialwissenschaftliche Betrachtung der Einflüsse aus den für die Statorproduktion eingesetzten Fertigungstechnologien auf die Eigenschaften der Probekörper über der Betriebsfrequenz ist bisher nicht erfolgt. Der hohe manuelle Aufwand bei der Messung der spezifischen Eigenschaften führt dazu, dass in der Serienproduktion bisher lediglich Strichprobenprüfungen Anwendung finden. Sollen unerwünschte Produkteigenschaften durch fortlaufende Optimierung der Herstellungsprozesse verbessert werden, ist ein Nachweis entsprechender Merkmale während der Fertigung notwendig – mittels einer sogenannten "Inline-Prüfung".

Die vorliegende Dissertation beinhaltet Untersuchungen zu Parametervariationen der Fertigungsprozesseinstellungen und deren Auswirkungen auf elektromagnetische Charakteristika sowie Möglichkeiten zur Qualitätssicherung innerhalb einer vollautomatisierten Großserienproduktion.

Hierzu wurde ein Versuchsplan erstellt und verschiedene Trenn- sowie Fügeverfahren, wie das Stanzschneiden, Laserstrahlschmelzschneiden und das Backlackverfahren hinsichtlich ihrer hervorgerufenen Wirbelstrom-, Hysterese- und Gesamteisenverluste über der Betriebsfrequenz von 50 Hz bis 1000 Hz evaluiert.

Um Messungen innerhalb der Fertigungslinie zu ermöglichen wird in vorliegender Arbeit ein Messverfahren vorgestellt, welches auf einer Oszillationsschaltung basiert. Hierbei werden die Auswirkungen der fertigungsinduzierten Wirbelstromverluste auf die Permeabilität des Probenmaterials als Störgröße in einem sensiblen Schwingsystem herangezogen. Die Beund Entladung der Messanlage mit ringförmigen Probekörpern kann automatisiert erfolgen.

2 Verluste in weichmagnetischen Komponenten

Elektromagnetische Wandler können unterschiedlich aufgebaut sein. Das Wandeln von elektrischer in mechanische Energie oder umgekehrt von mechanischer in elektrische Energie wird durch das elektromechanische Prinzip einer elektrischen Maschine beschrieben. Indes wandeln Transformatoren als ruhende elektrische Maschinen elektrische in elektrische Energie um.



Bild 2: Verlustarten in der Übersicht nach [15]

Allen Wandlern bleibt eines gemein: Es entstehen Verluste, welche sich in drei Arten einteilen lassen, siehe Bild 2. Zum einen die Wicklungsverluste in den widerstandsbehafteten Leitern der Spulen des Stators oder Rotors, welche zumeist aus Kupfer oder Kupferlegierungen oder Aluminium, beziehungsweise Aluminiumlegierungen bestehen. Zum anderen die Kernverluste aufgrund induzierter Ströme und periodischer Ummagnetisierung, welche Gegenstand der nachfolgenden Untersuchungen sind. Insbesondere der Einfluss verschiedener Fertigungsparameter auf die spezifischen Verluste in Elektroblech und dessen resultierende Permeabilität wird evaluiert. Mechanische Verluste treten in Form von Reibung in den Lagern, bzw. als Luft- und Kühlmittelreibung auf. Der Beitrag der einzelnen Verlustarten an den Gesamtverlusten ist von mehreren Faktoren abhängig, wie beispielsweise Bauart und –größe, siehe Bild 3.



Bild 3: Verlustaufteilung bei unterschiedlichen Asynchronmaschinen [16]

Somit bieten die Eisenverluste im Stator ein großes Optimierungspotential zur Wirkungsgradsteigerung.

2.1 Theoretische Betrachtung der auftretenden Verluste in weichmagnetischen Werkstoffen

2.1.1 Wicklungsverluste

In stromdurchflossenen elektrischen Leitern kommt es aufgrund ihrer materialspezifischen Leitfähigkeit zu Leiterverlusten. Das allgemeine Ohm'schen Gesetz (siehe Gleichung (1)) verknüpft die Stromdichte \vec{J} über die spezifische Leitfähigkeit σ mit dem elektrischen Feldes \vec{E} .

$$\vec{J} = \sigma \vec{E} \tag{1}$$

Die spezifische Leitfähigkeit σ geht in die Berechnung von Leiterwiderständen R_L zusammen mit der Leiterlänge l_L und dem Leiterquerschnitt A_L , wie folgt ein:

$$R_L = \frac{l_L}{\sigma * A_L} \tag{2}$$

Um das zeitabhängige Magnetfeld zur Generierung eines Drehmoments in einer rotierenden elektrischen Maschine oder zur Umspannung in einer ruhenden elektrischen Maschine zur Verfügung zu stellen, werden die Leiter der Wicklungen eines Stators oder der Primärwicklung eines Transformators mit dem Strom *I* beaufschlagt. Die hieraus hervorgehende Verlustleistung P_{VL} in den Leitern muss als Wärmeleistung abgeführt werden und kann wie nachstehend berechnet werden:

$$P_{VL} = I^2 * R_L \tag{3}$$

In (3) muss berücksichtigt werden, wie einzelne Leiter zu Windungen und schließlich der gesamten Wicklung verschalten werden, um korrekte Werte für den Strom und den Widerstand einzusetzen. Aufgrund des Skineffekts weist der Leiterwiderstand eine Frequenzabhängigkeit auf. Bei hohen Frequenzen dringt das magnetische Wechselfeld immer weniger in den Leiter ein: Magnetisches Feld und Stomdichte nehmen exponentiell mit der Tiefe unter der Mantelfläche ab. Demzufolge gilt das Gleiche auch für die von ihm induzierten Wirbelströme im Inneren des Leiters, wodurch sich die wirksame Leiterquerschnittfläche verringert und damit der elektrische Widerstand erhöht (siehe Kapitel 6.1). Da auch in den Läufern oder Rotoren Leiter eingebracht sind, welche Ohm'schen Verlusten unterliegen, sind diese zusätzlich zu betrachten.

2.1.2 Kernverluste durch Wirbelströme

Nachfolgend werden ausschließlich Betrachtungen an Statoren rotierender elektrischer Maschinen angestellt, weswegen darauf hingewiesen wird, dass zur Sprache kommende Blechpakete oder Einzellamellen eines Stators gemeint sind, in der Sache die Ergebnisse jedoch übertragbar sind auf ruhende elektrische Maschinen.

Grundsätzlich stellen das Statorblechpaket, respektive der Übertragerkern eines Transformators, auch elektrische Leiter dar, weshalb hier in ähnlicher Weise Wirbelstromverluste entstehen. Das Drehfeld der Statorwicklungen \vec{B} durchsetzt das elektrisch und magnetisch leitfähige Material des Statorblechpakets, wie in Bild 4 dargestellt. Die Maxwellgleichungen als Grundgleichungen der Elektrodynamik setzen elektrische und magnetische Größen in Relation. Das Induktionsgesetz in differentieller Form formuliert die in Bild 4 dargestellten Zusammenhänge mathematisch:

$$rot\vec{E} = -\frac{\delta}{\delta t}\vec{B} \tag{4}$$

Sonach generiert eine zeitliche Änderung der magnetischen Flussdichte \vec{B} ein elektrisches Wirbelfeld $rot \vec{E}$. Die Wirbelfeldverteilung der elektrischen Feldstärke wird anhand von Gleichung (4) ersichtlich.



Bild 4: Entstehung von Wirbelströmen in einem von einem magnetischen Feld durchsetzten elektrischen Leiter

Aus der Integralform des Induktionsgesetzes kann die Stromdichteverteilung der Wirbelströme hergeleitet werden, wenn das allgemeine Ohm'sche Gesetz für homogene Materialien angewendet wird. Zunächst gilt für die Spannung *u* in Abhängigkeit vom elektrischen Feld \vec{E} beziehungsweise der magnetischen Flussdichte \vec{B} :

$$u = \oint \vec{E} \cdot d\vec{s} = -\iint \frac{\partial}{\partial t} \vec{B} d\vec{A}$$
(5)

Mit dem Zusammenhang aus dem Ohm'schen Gesetz (1) kann nun die Stromdichteverteilung \vec{J} der Wirbelströme angegeben werden.

Der Integrationsweg aus der für sämtliche Geometrien geltenden Gleichung (5) kann für den konkreten Fall eines von einer magnetischen Flussdichte durchsetzten flussführenden Elements eines Stators geometrisch vereinfacht werden zu (vorausgesetzt die Blechdimension in \vec{y} -Richtung ist groß im Vergleich zur Blechdicke d):

$$2 * (b_{Bl} + d) \xrightarrow{b_{Bl} \gg d} 2 * b_{Bl}$$

$$d\vec{A} = 2 * d * b_{Bl} * \vec{e}_{z}$$
(6)
Somit ist die entstehende Wirbelstromdichte unter anderem direkt proportional zur Dicke *d* der Blechlamellen. Zur Berechnung der Wirbelstromstärke werden ferner die Kreisfrequenz ω der sinusoidal zeitabhängigen Änderung des Magnetfelds \vec{B} und die Querschnittsfläche A_{Bl} der Blechlamelle benötigt, welche anhand der geometrischen Größen aus Bild 4 errechnet werden können. Aus den Gleichungen (5)-(6) folgt für das elektrische Feld und die Stromdichte nach Effektivwertbildung:

$$E_{eff}(x) = \omega * x * \frac{\hat{B}}{\sqrt{2}}$$

$$J_{eff}(x) = \sigma * \omega * x * \frac{\hat{B}}{\sqrt{2}}$$
(7)

Die differentielle Verlustleistung dP_{ec} (ec: *eddy current*, Wirbelstrom) pro Volumen ergibt sich als Produkt der beiden Größen aus Gleichung (7):

$$\frac{P_{ec}}{V} = E_{eff}(x) * J_{eff}(x) * dxdydz$$
(8)

Durch Einsetzen der Terme aus Gleichung (7) und Integration in alle drei Raumrichtungen des kartesischen Koordinatensystems aus Bild 4 entsteht der Ausdruck für die Verlustleistung der Wirbelströme:

$$P_{ec} = \iiint_{00-\frac{d}{2}}^{lb\frac{d}{2}} \frac{1}{2} * x^2 * \omega^2 * \hat{B} * \sigma * dxdydz$$
(9)

Durch Einsetzen der Integrationsgrenzen kann die Verlustleistung der Wirbelströme in Abhängigkeit der geometrischen Abmessungen des betrachteten Elektroblechquerschnitts, der spezifischen Leitfähigkeit σ , der Kreisfrequenz ω der Feldänderung und der Amplitude der magnetischen Flussdichte \hat{B} angegeben werden:

$$P_{ec} = \frac{\sigma * b_{Bl} * l_{Bl} * \omega^2 * \hat{B}^2 * d^3}{24}$$
(10)

Einflussgrößen mit der größten Auswirkung sind nach Gleichung (10) sonach die Blechdicke *d*, die Kreisfrequenz ω und die Amplitude \hat{B} der Feldanregung. Fernerhin können die Wirbelstromverluste durch die spezifischen Leitfähigkeit σ über die Legierungszusammensetzung positiv beeinflusst werden, wie in Kapitel 4.1 dargestellt wird.

Die Verarbeitung des Elektroblechs wirkt sich auf die entstehenden Verluste aus. In geringem Umfang werden beim Trennen und in großem Umfang beim Fügen der Einzelblechlamellen zu einem Blechpaket zusätzliche Verluste generiert. [15, 17]

Während in einzelnen Blechlamellen, die ideal voneinander isoliert sind, lediglich lokale Wirbelstrombahnen auftreten, kommen durch interlaminare elektrisch leitfähige Verbindungen innerhalb eines Blechverbunds globale Wirbelstrombahnen hinzu. Dabei verursachen nicht nur längere Strompfade durch Kurzschlüsse zwischen den Blechen, sondern auch eine stärkere Konzentration der Stromdichte in der Nähe der kurzschlusserzeugenden Verbindungen, höhere Wirbelstromverluste. Aufgrund des Skineffekts dringt das Feld und damit die Stromdichte nicht vollständig in den Leiter ein. Die Stromdichte ist daher am Rand der Bleche höher als in der Blechmitte. Die Paketierung findet in aller Regel genau dort statt, da im Betrieb am äußeren Rand des Blechpakets die geringste Flussdichte vorherrscht und somit der Einfluss in die Flussführung als gering betrachtet wird. Entstehen durch Fertigungseinflüsse elektrisch leitfähige Kontakte zwischen den Blechen, ist die Stromdichte durch den Feldverdrängungseffekt an den Kurzschlüssen am höchsten und verursacht dort Verluste. [15]

Die gesamten Wirbelstromverluste können nach Bertotti zusammengefasst werden als [18]. Werkstoff- und geometrische Größen aus Gleichung (10) gehen in C_{ec} ein.

$$P_{ec} = C_{ec} (Bf)^2 \tag{11}$$

2.1.3 Kernverluste durch periodische Ummagnetisierung

Die Ummagnetisierungsverluste bestehen zusätzlich zu den Wirbelstromverlusten aus den sogenannten Hystereseverlusten. Um den physikalischen Hintergrund der ferromagnetischen Hysterese nachvollziehen zu können, ist zunächst eine Materialbetrachtung auf mikroskopischer Ebene notwendig. Ferromagnetische Materialien weisen zumeist eine ausgeprägte Kornstruktur auf, wie in Bild 5 dargestellt. Die polykristalline Grundstruktur ermöglicht magnetische Vorzugsrichtungen, welche Anisotropieeffekte verursachen, auf die später eingegangen wird.



Bild 5: Kornstruktur eines nicht-kornorientierten Elektroblechs in 20-facher Vergrößerung

Die magnetische Orientierung der Körner ist intrinsisch statistisch verteilt, kann aber durch technologische Eingriffe ausgerichtet werden. Der lokale Magnetisierungszustand des Materials ist eine Folge einzelner inhärenter Energien und Wechselwirkungen im Material:

- Magnetostatische Energie
- Magnetische Gitterenergie
- Austauschenergie
- Magnetoelastische Energie
- Blochwandenergie

Der lokale Magnetisierungszustand wird durch die Domänenstruktur überlagert, die makroskopisch entscheidend zur charakteristischen Magnetisierung M beiträgt. Das magnetische Dipolmoment p_m wird berechnet aus dem Strom I in einem Leiter und der vom Strom umschlossenen Schleifenfläche A_s :

$$p_m = I * A_s \tag{12}$$

Die Magnetisierung selbst ist definiert als das magnetische Dipolmoment dp_m pro Volumeneinheit dV und kann ebenso als Skalarprodukt aus Suszeptibilität χ (Magnetisierbarkeit von Materie und verknüpft mit der relativen Permeablität μ_r ; $\chi = \mu_r - 1$) und Feldstärke \vec{H} angegeben werden:

$$\vec{M} = \frac{dp_m}{dV} = \chi * \vec{H} \tag{13}$$

Zusammen mit der Magnetisierung \vec{M} und der Vakuumpermeabilität kann die Polarisation \vec{J}_{mat} angegeben werden als:

$$\vec{j}_{mat} = \mu_0 * \vec{M} \tag{14}$$

Das Magnetfeld *B* innerhalb von Materie ergibt sich aus der Polarisation \vec{j}_{mat} , der Flussdichte im Vakuum und der Magnetfeldstärke *H*:

$$\vec{B} = \vec{J}_{mat} + \vec{B}_0 = \mu_0 * (\vec{M} + \vec{H}) = \mu_0 * \mu_r * \vec{H}$$
(15)

Ferromagnetische Stoffe erzeugen spontan Regionen mit gleichgerichteter Magnetisierung, welche als magnetische Domänen bezeichnet werden.

Um ein Minimum an freier Energie zu erhalten, erfolgt die Bildung der Domänenstruktur stets in der Weise, dass sich die magnetischen Momente der Domänen makroskopisch eliminieren und sich die Feldlinien im Material schließen, so dass kein Feld austritt. [19, 20]

Zwischen den auch als Weiss'sche Bezirke bezeichneten Domänen befinden sich die Blochwände, welche die Magnetisierungsrichtungen voneinander trennen. Die Blochwände sind nur einige hundert Atomabstände dünn. Innerhalb des kleinen Raums dreht sich die Magnetisierungsrichtung entsprechend der benachbarten Domänenrichtungen. Durch Gitterfehler, Korngrenzen, Einschlüsse und mechanische Spannung im Material bleiben die Blochwände ohne äußeres Magnetfeld ortsfest.

Befinden sich Ferromagnetika innerhalb eines magnetischen Feldes, ändern sich die Positionen der Blochwände sprunghaft. Die Blochwandbewegung hat sonach entscheidenden Einfluss auf die Hysterese. [21] Der Ablauf der Magnetisierung von ferromagnetischem Material lässt sich in vier Phasen einteilen.

Phase I: In der ersten Phase wachsen diejenigen Domänen mit der gleichen Magnetisierungsrichtung wie das äußere Feld auf Kosten anderer Domänen an. Für kleine Feldstärken ist dieser Prozess reversibel.

Phase II: Wird die Feldstärke weiter erhöht, kommt es zu irreversiblen Blochwandverschiebungen. Bei Feldwegnahme bleibt das Material teilweise magnetisiert aufgrund der neuen Positionen der Blochwände. Der irreversible Verbleib einer Restmagnetisierung wird als Remanenz bezeichnet und begründet das Nachwirken, was als Hysterese tituliert wird.

In dieser Phase ist die relative Permeabilität, welche die Änderung der magnetischen Flussdichte infolge einer Feldstärkeänderung beschreibt, am größten. Ab einer materialspezifischen Höhe der Feldstärke erfolgt die Blochwandbewegung sprunghaft, was als Barkhausen-Sprünge bezeichnet wird. Dabei klappen die magnetischen Momente ganzer Domänen auf einmal um (auch wenn keine weitere Feldstärkeänderung vorliegt).

Phase III: Bei weiterer Steigerung der Feldstärke kommt die Blochwandbewegung zum Erliegen, die Magnetisierungsrichtungen der Domänen richten sich nach dem äußeren Magnetfeld. Die Änderung der Flussdichte über der Änderung der Feldstärke wird geringer, die Permeabilität sinkt.

Phase IV: Ab hier beginnt der Bereich der Sättigung. Die magnetischen Dipole sind statistisch mehrheitlich parallel zum äußeren Feld gerichtet. Eine weitere Steigerung der Feldstärke ändert die Polarisation des ferromagnetischen Materials nur marginal.

Die Höhe der Sättigungsflussdichte charakterisiert den Einsatzbereich des Materials und kann durch die Materialzusammensetzung beeinflusst werden, wie in Kapitel 4.1 gezeigt wird. [20, 21]



Magnetische Erregung H in A/m

Bild 6: Schematische Hystereseschleife eines weichmagnetischen Materials mit Neukurve

Die Hystereseschleife wird durch sechs markante Punkte beschrieben (s. Bild 6). Die Neukurve erstreckt sich zwischen den Punkten o - 1 und kennzeichnet die entstehende Kennlinie vom vollständig unmagnetisierten Zustand o (Ursprung des Koordinatensystems) zum ersten Umkehrpunkt 1 der J-H-Kurve, wo das polarisierte Material in Sättigung geht. Wird die Feldstärke wieder reduziert, wird ein anderes Kurvensegment zwischen 1 – 2 beschritten, da ab dem steilsten Anstieg der Neukurve (Phase II) die nicht mehr umkehrbare Blochwandbewegung einsetzt. Der Punkt 2 als Schnittpunkt mit der Ordinatenachse repräsentiert die positive Remanenzflussdichte der J-H-Kurve, während Punkt 5 mit gedrehtem Vorzeichen die entsprechende Flussdichte am Schnittpunkt mit der negativen y-Achse beschreibt. Der zweite Umkehrpunkt der Kurve ist die negative Sättigungsflussdichte bei Punkt 4. Die Punkte 3 und 6 sind die positive und negative Koerzitivfeldstärke, welche diejenige Feldstärke ist, die aufgewendet werden muss, um die Probe wieder vollständig zu demagnetisieren (aufgrund der Hysterese sind die Punkte 3 und 6 ungleich Punkt 0).

Die zugeführte Energie zum Überführen des unmagnetisierten Zustands bis zur Sättigung wird von der Fläche über der Neukurve repräsentiert. Mathematisch wird die zugeführte Energie durch die Warburg-Gleichung beschrieben [19]:

$$W = \int_0^B H dB \tag{16}$$

Die Zusammenhänge aus Gleichung (16) gelten auch für die gesamte Hystereseschleife. Deshalb gilt die Annahme, dass die Ummagnetisierungsverluste proportional zu der von der Hystereseschleife eingeschlossenen Fläche sind [19]. Die Lage der Punkte 3 und 6 haben sonach entscheidenden Einfluss auf die generierte Verlustleistung. Um die Hystereseverluste empirisch zu berechnen, hat sich die Gleichung nach Steinmetz etabliert, welche für sich zeitlich ändernde magnetische Felder in der magnetisierten Probe gilt [18, 19]:

$$P_h = C_h f B^2 \tag{17}$$

2.1.4 Weitere Kernverluste: Exzess-Verluste

Gegenüber realen Messungen ergibt sich bei der analytischen Berechnung mit den beiden Summanden Hysterese- und Wirbelstromverluste eine Differenz. Der dritte Verlustsummand, der diese Differenz zu den gemessenen Gesamtverlusten ausgleicht, ist der sogenannte Exzess-Verlust. Diese gehen zurück auf die dynamische Bewegung der Blochwände. Die Blochwandbewegung verursacht Mikrowirbelströme um die Blochwände. Die Breite der Domänen b_{dom} hat neben der Blechdicke d nach [19] entscheidenden Einfluss auf diese anomalen Verluste [19, 22]:

$$P_{ex} = P_{ec} * 1,628 \frac{2b_{dom}}{d} \tag{18}$$

Die Exzessverluste können nach der Steinmetznotierung auch in Abhängigkeit der Frequenz f und der Flussdichte B angegeben werden, wie in Gleichung (19) zu sehen ist:

$$P_{ex} = C_{ex} B^{1,5} f^{1,5} \tag{19}$$

Die Parameter beim Scherschneiden zeigen Einfluss auf die Exzessverluste, wie in [23] gezeigt wurde. Bei Messungen mit der für die vorliegende Arbeit verwendeten Brockhaus-Anlage MPG 200D können die Exzessverluste nicht separat von Wirbelstrom- und Hystereseverlusten angegeben werden. Die Messung der Ummagnetisierungsverluste erfolgt immer zunächst als Messung der spezifischen Gesamtverluste, welche dann häufig aufgeteilt werden in Wirbelstrom- und Hystereseverluste.

2.1.5 Mechanische Verluste

In erster Linie entstehen mechanische Verluste rotierender elektrischer Maschinen in den Lagern, welche die Rotationsbewegung von Rotor und Welle gegen das Gehäuse stützen. In einer stark vereinfachten Darstellung entsteht durch elastische Verformung der Wälzkörper und der Rollbahn eines Wälzlagers Rollreibung [24]. Abhängig von der Art des Lagers, dem verwendeten Lubrikationssystem und der Belastung entstehen durch die Rollreibung Verluste.

Die Lagerreibung ist Gegenstand vieler Publikationen, welche dem Problem durch den Einsatz des Prinzips der magnetischen Levitation beikommen wollen, welches die Haft- und Gleitreibung eliminiert. Dies verlängert die Wartungsintervalle, erzeugt jedoch zusätzliche Verluste durch die notwendige Feldgeneration und aufwendige Regelung. [25–27]

Zudem muss die Kompensation der beim Betrieb der Maschine entstehenden Wärmemenge Q_B durch den Einsatz von Kühlkonzepten gewährleistet werden, welche zusätzliche Verluste durch Luft- oder Kühlmittelreibung generieren. Bei Selbstkühlung entstehen Luftreibungsverluste durch den Luftwiderstand des Rotors in Abhängigkeit der Rotationsgeschwindigkeit. Bei Eigenkühlung erzeugt überdies ein auf der Welle montierter Lüfter für Reibungsverluste. Bis hin zu mittleren Leistungsklassen kann somit ausreichend Wärmeenergie abgeführt werden. Für Großmaschinen ist eine Fremdkühlung notwendig, welche außerdem Kühlmittelreibung erzeugt, die von der Viskosität des Kühlmediums abhängig ist. [28, 15]

Die Thematik der mechanischen Verluste ist nicht Gegenstand der nachstehenden Untersuchungen und wird deshalb in dieser Publikation nicht weiter behandelt.

2.1.6 Wirbelstromverluste in Rotormagneten

Grundsätzlich gelten für Verluste in hartmagnetischen Materialien elektrischer Maschinen die gleichen physikalischen Zusammenhänge wie für weichmagnetische Werkstoffe. Daraus folgt, dass sich die Verluste in Permanentmagneten ebenso aus Wirbelstrom- und Hystereseverlusten zusammensetzen. Der Rotor einer idealen permanenterregten Synchronmaschine (PMSM) ist theoretisch verlustfrei, da sich der Rotor mit der Frequenz der Grundwelle dreht. Somit sind in diesem Fall keine asynchronen Feldanteile vorhanden, welche den Wechselanteil eines magnetischen Feldes zur Generierung von Wirbelstromverlusten liefern könnte. Abweichend von der idealen PMSM treten in realen Maschinen Rotorverluste auf. Diese sind zum einen auf Nutoberwellen zurückzuführen. Durch Schwankungen des magnetischen Leitwerts, des Luftspalts, durch die Geometrie der Nuten und der Wicklungsanordnung entsteht ein Oberwellenspektrum, welches Verluste nach sich zieht. Zum anderen können durch Fluktuation der magnetischen Durchflutung Feldharmonische auftreten [29]. Die Taktung und der Tastgrad bei pulsweitenmodulierten Maschinen zeigen hierbei Einfluss auf die Rotorverluste [30].

Oberflächenmontierte Magneten sind dabei von den auftretenden Verlusten besonders betroffen. Gegenüber vergrabener Magneten ist die Feldexposition höher. Bei Rotorkonstruktionen mit vergrabenen Magneten schließen sich die Feldlinien über das Blechpaket, was bei oberflächenmontierten Magneten nicht der Fall ist. Darüber hinaus ist der thermische Kontakt zum Blechpaket des Rotoraufbaus geringer, da die einzelnen Magneten nur an einer Fläche einen thermisch leitfähigen Kontakt ausbilden. Sonach ergeben sich für oberflächenmontierte Magneten einer PMSM hinsichtlich der auftretenden Verluste Nachteile gegenüber einer Rotorkonstruktion mit vergrabenen Magneten. [31]

Die Thematik der Wirbelstromverluste in Rotormagneten wird hier lediglich der Vollständigkeit halber angeführt und ist nicht Gegenstand der nachstehenden Untersuchungen. Sie wird deshalb in dieser Publikation nicht weiter behandelt.

2.2 Etablierte Messmethoden zur Messung der Verlustleistung in weichmagnetischen Werkstoffen

Die Messung der Verlustleistung erfolgt nach dem transformatorischen Prinzip. Die Proben werden mit dem magnetischen Feld einer Primärspule der Windungszahl N_1 angeregt und die Verluste mit Hilfe einer Sekundärspule der Windungszahl N_2 aufgezeichnet. Die Messschaltung entspricht im Leerlauf demnach einem unbelasteten Transformator. Es wird zwischen statischer und dynamischer Magnetisierung unterschieden. Die Bestimmung der reinen Hystereseverluste erfolgt in einem quasistatischen Verfahren. Bei der Messung der gesamten Ummagnetisierungsverluste wird dynamisch mit einem Wechselfeld und wählbarer Frequenz sowie Kurvenform erregt, was dem Betriebszustand entspricht. Mit dem Faraday'schen Gesetz aus Gleichung (5) für die Sekundärseite und dem Ampère'schen Gesetz (Gleichung (20)) für die Primärseite sind die Grundlagen für die Leistungsbestimmung gegeben.

$$\vec{I} = \oint \vec{H} d\vec{l} \tag{20}$$

Um also ein magnetisches Feld H zu generieren, ist ein Strom I in einer Spule notwendig. Dies wird mit einer Primärspule mit N_1 Windungen umgesetzt. Entsprechend dem Faraday'schen Induktionsgesetz wird proportional zur zeitlichen Änderung der magnetischen Flussdichte in der Probe eine Spannung u_2 induziert. Die Verlustleistung P_{Fe} während der Periodendauer T_f kann nun berechnet werden als (Herleitung siehe Anhang) [19]:

$$P_{Fe} = \frac{N_1}{N_2} \frac{1}{T_f} \int_0^{T_f} u_2(t) * i_1(t) dt$$
(21)

Die Stromstärke des Primärkreises ist proportional zu den Hystereseverlusten, da das magnetische Feld die Domänen der unmagnetisierten Proben ausrichten muss, wozu Energie aufgewendet wird. Um eine vorgegebene Flussdichte zu erreichen wird eine material- und frequenzabhängige magnetische Erregung *H* benötigt, welche über der Primärstrom definiert wird. Die induzierte Spannung ist ein Indiz für die erreichte magnetische Flussdichte *B*. Das Produkt aus Primärstrom und Sekundärspannung ist sonach proportional zum Produkt aus Flussdichte und Feldstärke, also dem Flächenäquivalent innerhalb der Hystereseschleife, welches die Verluste repräsentiert. Für die Messung der B-H-Kurve wird der Gleichrichtmittelwert der Sekundärspannung $\overline{|U_2|}$ [32] mit dem Strom der Primärspule als Wertepaar verknüpft, um so die einzelnen Punkte der Magnetisierungskurve zu erhalten. $\overline{|U_2|}$ ist direkt proportional zur magnetischen Flussdichte *B*:

$$\overline{|U_2|} = 4f \frac{R_i}{R_i + R_t} A * N_2 * B$$
(22)

Die Widerstände R_i und R_t sind der äquivalente Gesamtwiderstand des Messgeräts, sowie der Reihenwiderstand der Sekundärwicklungen und der Gegeninduktivität, welche einen Spannungsteiler bilden. [32]

Aus zweien dieser Wertepaare kann die relative Permeabilität an jeder Stelle als Steigung der Hystereseschleife des untersuchten Probenmaterials angegeben werden. Um neben den Gesamtverlusten auch Einblick in das Verhältnis der zum spezifischen Gesamtverlust aufaddierten einzelnen Verlustarten zu erhalten, wird sich bei der Berechnung der Einzelverluste der Abhängigkeit von der Frequenz bedient. Die Gesamtverluste setzen sich nach [18] folgendergestalt zusammen:

$$P_{Fe} = P_h + P_{ec} + P_{ex} = C_h B^2 f + C_{ec} (Bf)^2 + C_{ex} (Bf)^{1,5}$$
(23)

Demnach wird bei einer frequenznormierten Darstellung der Verluste aus den Hystereseverlusten eine Gerade mit der Steigung 0, aus den ehemals quadratisch frequenzabhängigen Wirbelstromverlusten eine Gerade und aus den Exzessverlusten ein Wurzelparabel-Ast. Da die Exzessverluste von gängigen Messsystemen nicht extra erfasst werden, sondern den Wirbelstromverlusten zugeschlagen werden, sind diese in Bild 7 nicht aufgezeigt.



Bild 7: Schematische Trennung der Verlustarten durch Frequenznormierung der Verluste

Die technische Umsetzung der Messtechniken erfolgt nachstehend im Detail anhand mehrerer Beispiele von konventionell eingesetzten Methoden zur Bestimmung charakteristischer Eigenschaften von Einzelblechlamellen oder Blechpaketen.

2.2.1 Messungen im Epsteinrahmen zur Bestimmung der weichmagnetischen Eigenschaften von Elektroblechstreifen bestimmter Geometrie

Der Epsteinrahmen nach Norm DIN EN 60404-2 eignet sich für die Untersuchung sowohl von kornorientiertem als auch von nichtkornorientiertem Elektroblech für Messungen mit Wechselfeldanregung bis 400 Hz. Der Sensor besteht aus vier Schenkeln mit Spulen, welche aus isolierenden Spulenkörpern bestehen, wie in Bild 8 zu sehen ist. Da die Spulenkörper später das Probenmaterial in Streifenform der Breite b = 30 mm + 0.2 mm und der Länge 280 mm $\leq l \leq 320$ mm aufnehmen müssen, ist dies bei der Konstruktion zu berücksichtigen. Die lichte Breite soll 32 mm betragen und es sind 10 mm in der Höhe vorgesehen. Die Spulen werden dergestalt angeordnet, dass sie ein Quadrat bilden, dessen Seitenlänge an der Innenseite 220⁺¹₋₀ mm beträgt. Überdies muss die Grundplatte, auf der das Spulenquartett befestigt wird, aus einem isolierenden und nicht magnetischen Material gefertigt sein. Die vier Spulen bestehen aus je einer Primärwicklung, der Magnetisierungswicklung und einer Sekundärwicklung, der Spannungswicklung, mit welcher der induzierte Gleichrichtmittelwert der Sekundärspannung erfasst wird.



Bild 8: Epsteinrahmen als Prinzipschaltbild nach DIN EN 60404-2 (links) und als Bild mit eingelegten Probestreifen (rechts)

Die im Ersatzschaltbild in Bild 8 links gezeigten Formelzeichen sind:

- Frequenzgenerator Hz
- Stromstärkemessgerät A zur Messung des Primärstroms
- Spannungsmessgeräte V Erfassung des Gleichrichtmittelwerts und des Effektivwerts der Sekundärspannung
- Leistungsmessgerät W zur wattmetrischen Messung der Verluste
- Gegeninduktivität M zur Kompensation des Luftflusses

Die Wicklungen jeder einzelnen Spule werden gleichmäßig auf einer Mindestlänge von 190 mm verteilt. Primär- und Sekundärwicklungen werden jeweils in Serie geschaltet. Bei einer Gesamtwindungszahl von 700 Windungen ist jede Spule aus 175 Windungen aufgebaut, welche bei den Primärspulen aus zwei parallel geschalteten Kupferdrähten mit je 1,8 mm^2 Querschnitt besteht, um die notwendige Stromtragfähigkeit zur Bereitstellung der geforderten magnetischen Feldstärken führen zu können. Die durch die Spulen aufgespannte effektive magnetische Weglänge ist normiert auf $l_m = 0,94 m$. [32]

Die Proben für Messungen im Epsteinrahmen werden aus Tafelmaterial der DIN EN 60404-8 entsprechenden Güte auf oben genanntes Maß geschnitten, wobei sie untereinander um weniger als $\pm 0.5 mm$ abweichen dürfen. Dabei ist darauf zu achten, Streifen sowohl parallel zur Walzrichtung als auch quer dazu zu schneiden, wobei die Winkelabweichung von der Walzrichtung für nicht-kornorientiertes Elektroblech kleiner als $\pm 5^{\circ}$ sein muss (bei kornorientiertem Material $\pm 1^{\circ}$). Fernerhin sind die Blechstreifen zu entgraten und werden ohne zusätzliche Isolation alternierend in den Rahmen eingelegt, so dass sich die jeweilig in Walzrichtung gleichen Streifen lagengleich gegenüberliegen. Die Probengesamtmasse muss über 240 g liegen, aufgeteilt auf die vier Schenkel und die beiden Walzrichtungen. Die Blechstreifen werden dergestalt gestapelt, dass die Enden sich gleichmäßig rechteckförmig überlappen. [32]

Da die Wicklungen der Sekundärspulen nicht direkt um die untersuchten Blechstreifen gewickelt werden, sondern um einen isolierten Spulenkörper und aufgrund der Tatsache, dass die Spulenkörper nicht vollständig mit Probenmaterial gefüllt werden können, da dies die Bestückung erschweren würde, entstehen Streufelder, die sich außerhalb des Bleches schließen. Der Fehler bei der Erfassung der magnetischen Induktion beträgt dabei aufgrund des unterschiedlichen Querschnitts bei der Durchflutung:

$$\Delta B = \left(\frac{A_{SK}}{A_{Fe}} - 1\right) \mu_0 H \tag{24}$$

Um diesen Fehler auszugleichen, wird eine Luftflusskorrektur eingesetzt. Diese besteht aus einer luftgefüllten Gegeninduktivität M (siehe Bild 8), deren Längsachse senkrecht auf dem durch die Primär- und Sekundärspulen aufgespannten Rechteck steht und mittig zwischen denselben platziert wird. Die Gegeninduktivität wird mit den Primärspulen in Reihe und gegensinnig in Reihe mit den Sekundärspulen geschalten. Der Wert der Gegeninduktivität wird solchergestalt eingestellt, dass die Leerlaufspannung zwischen den offenen Enden der Sekundärspulen mit der eingeschleiften Gegeninduktivität lediglich $\leq 0,1\%$ der Leerlaufspannung ohne Probe und ohne Luftflusskorrektur bei Erregung mit Wechselstrom entspricht. Mit dieser Einstellung wird die Proportionalität zwischen dem Gleichrichtmittelwert der Sekundärspannung und der magnetischen Polarisation sichergestellt, da ansonsten der miterfasste Luftfluss B_0 das Ergebnis in Abhängigkeit der Probenmasse entsprechend verfälschen würde.

Die für die Messung bereitzustellende Leistung wird von einer niederimpedanten Leistungsquelle mit hoher Stabilität und spektraler Reinheit für Frequenz und Spannung geliefert. Hintergrund der geforderten Genauigkeit von weniger als \pm 0,2% Abweichung bei Frequenz und Spannung ist die Einhaltung des Formfaktors der Sekundärspannung. Der Formfaktor ist der Quotient aus dem Effektivwert U_{eff} zum Gleichrichtwert U_{glr} der Sekundärspannung [19]:

$$F_{U} = \frac{U_{eff}}{U_{glr}} = \frac{U_{eff}^{2}}{R_{i}} = \frac{\pi}{2\sqrt{2}} \approx 1,1107$$
(25)

Die Abweichung vom Formfaktor F_U soll nach Norm weniger als 1 % betragen. Die Bestimmung des Formfaktors erfolgt über die getrennte Erfassung des Effektivwerts und des Gleichrichtmittelwerts der Sekundärspannung mit Spannungsmessgeräten V (siehe Bild 8).

Der Ummagnetisierungsverlust kann am Leistungsmessgerät W abgelesen werden und wird gemäß Gleichung (21) bestimmt. Allerdings werden bei der Leistungsmessung die Verluste an den Innenwiderständen der Messgeräte miterfasst. Der tatsächliche Ummagnetisierungsverlust in der Probe wird mit Gleichung (26) automatisch berechnet: 2.2 Etablierte Messmethoden zur Messung der Verlustleistung in weichmagnetischen Werkstoffen

$$P_{Fe} = \frac{N_1}{N_2} P_m - \frac{\left(1,111\,\overline{|U_2|}\right)^2}{R_i}$$
(26)

Der Subtrahend in Gleichung (26) kompensiert die zusätzlichen Verluste durch die Messgeräte. Der spezifische Verlust wird durch Quotientenbildung mit der aktiven Probenmasse berechnet.

2.2.2 Identifizieren weichmagnetischer Eigenschaften im Einzelstreifentester (Single-Sheet-Test)

Während das Messprinzip beim Einzelstreifentester dem des Epsteinrahmens sehr ähnlich ist, gibt es Unterschiede im Aufbau der Messeinrichtung. Beim Epsteinrahmen ist der Messaufbau – bis auf das Probenmaterial – eisenfrei. Es handelt sich demnach um einen offenen magnetischen Kreis. Dieser Umstand begrenzt die maximal mögliche magnetische Polarisation und ebenso die uniforme Felddistribution im Probenmaterial. Die Form des Magnetkreises spielt bei der Messgenauigkeit eine entscheidende Rolle. Ein geschlossener Magnetkreis mit möglichst geringem Luftflussanteil ist erstrebenswert, da die Materialpolarisation \vec{J}_{mat} gemessen werden soll und sonach der Luftfluss kompensiert werden muss.



Bild 9: Prinzipskizze eines Einzelstreifentesters nach DIN 60404-3

Der Einzelstreifentester nach DIN EN 60404-3 besteht aus zwei Jochhälften, welche mit einer Kraft von 100 N bis 200 N geschlossen werden (siehe Bild 9). Die obere Jochhälfte ist dabei beweglich ausgeführt, um eine bessere Zugänglichkeit für die Beschickung mit Proben zu gewährleisten.

Die Zusammensetzung des Jochs muss aus voneinander isolierten Blechen bestehen, gefertigt aus kornorientiertem Siliziumeisen oder einer EisenKobalt-Legierung, welche eine möglichst niedere Reluktanz und Verluste < 1,0 $\frac{W}{ka}$ bei 1,5 T Polarisation und einer sinusförmigen Anregung mit einer Frequenz von 50 Hz aufweisen. Die Auflagefläche für die Proben muss nichtleitend und unmagnetisch sein. Wird eine Probe eingelegt und das Oberjoch geschlossen, hat die Probe direkten Kontakt mit den Polflächen ohne einen Luftspalt. Wie beim Epsteinrahmen werden die Wicklungen der Primär- und Sekundärseite auf einem nichtleitenden und nicht ferromagnetischen Spulenkörper aufgebracht. Die Wicklung der Primärseite muss aus mindestens fünf parallel geschalteten Drähten der gleichen geometrischen Abmessungen bestehen, welche insgesamt eine Windungszahl von 400 ergeben, auch wenn sie in mehreren Lagen gewickelt werden. Die Windungszahl der Sekundärseite ist nicht durch die Norm vorgegeben. Die Probe darf nicht länger sein als zur Handhabung für das Einlegen notwendig. Sie soll so breit wie möglich, jedoch maximal so breit, wie der Abstand der beiden senkrechten Jochschenkel sein, damit der Einfluss des Luftflusses möglichst gering ist, weswegen die Probenbreite nach Norm nicht weniger als 60 % der Jochbreite betragen soll. Bei den Toleranzen zwischen Walz- und Schnittrichtung der Proben gibt es zu den Epsteinproben keinen Unterschied. Auch bei der Luftflusskorrektur und der Messung der Verluste, sowie der B-H-Kurve unterscheiden sich die beiden Verfahren nicht. Einige Vorteile ergeben sich für das Einzelstreifenverfahren gegenüber dem Epsteinrahmen nach [19]:

- Für die Untersuchung im Einzelstreifentester ist weniger Material nötig.
- Es besteht die Möglichkeit, geometrisch ungleiche Proben zu untersuchen, inklusive lokal begrenzter Messungen des Mutterbands.
- Eine Mittelwertbildung über mehrere Proben und damit Untersuchung größerer Flächen ist möglich.
- Im Gegensatz zum Epsteinrahmen ist der Einzelstreifentester als Inline-Test einsetzbar (in der Konfiguration als Bandmessgerät mit automatischem Banddurchlauf).
- Gegenüber dem halboffenen Magnetkreis beim Epsteinrahmen kann der Einzelstreifentester eine hohe Genauigkeit der Messmethode aufweisen.

Die Evaluierung der Fertigungseinflüsse kann im Einzelstreifentester ohne Mittelung über 240 g Mindestprobenmasse erfolgen. Damit können Abweichungen präziser ermittelt werden. Da die Probengeometrie in den bereits genannten Grenzen wählbar ist, können mehrere Einzelstreifen gleicher Abmessung gleichzeitig untersucht werden, so dass der Einfluss der Steigerung des Schnittkantenvolumens im Einzelstreifentester gegenüber dem Epsteinrahmen sichtbar gemacht werden kann. Wenngleich sich mit den genannten Verfahren Auswirkungen von Trenntechnologien und deren verschiedene Parametereinstellungen in Bezug auf die Veränderungen der elektromagnetischen Eigenschaften prüfen lassen, so bleibt die Evaluierung der Einflüsse von Fügetechnologien den bisher vorgestellten Messmethoden verschlossen.

2.2.3 Ringkernmessung zur Bestimmung der spezifischen Verluste paketierter Blechlamellen

Um Einflüsse von Fügetechnologien bewerten zu können, wird ein Messverfahren benötigt, welches im Gegensatz zu den bereits erwähnten Methoden keine Blechstreifen, sondern Blechpakete als Ganzes zu untersuchen vermag.

Die Proben für die Messung im Ringkerntester werden aus kreisringförmigen Blechlamellen gestapelt, so dass sich ein Ringkern rechteckigem Querschnitt ergibt. Dabei ist auf Gratfreiheit sowie auf Remanenzfreiheit zu achten. Ist dies nicht gegeben, müssen die Schnittkanten mechanisch entgratet oder geätzt sowie die Probe abmagnetisiert werden. Die Querschnittsfläche A_{RK} muss nach DIN EN 60404-6 aus der Probenmasse m_{Probe} , der vom Hersteller angegebenen Dichte des Werkstoffs ρ und der mit kalibrierten Messgeräten erfassten Probengeometrie errechnet werden:

$$A_{RK} = \frac{2m_{Probe}}{\rho\pi(D_a + D_i)} \tag{27}$$

Die mittlere magnetische Weglänge l_m in Meter innerhalb des Materials entspricht dem arithmetischen Mittel zwischen Außen- und Innendurchmesser und wird zur Berechnung der erzielbaren magnetischen Feldstärke benötigt:

$$l_m = \pi \frac{D_a + D_i}{2} \tag{28}$$

Das Messprinzip – abgesehen von der Probenform – entspricht in weiten Teilen dem des Epsteinrahmens und des Einzelstreifentesters. Während bei vorgenannten Verfahren integrierte Spulen fester Windungszahl Verwendung finden, ist es beim Ringkernverfahren nötig, diese Spulen manuell zu applizieren. Wieder muss eine Primärwicklung zur Erregung und eine Sekundärwicklung zur Messung des Gleichrichtmittelwerts der induzierten Spannung hergestellt werden. Um Auswirkungen des Luftflusses möglichst gering zu halten, sind die Wicklungen eng um den Ringkern zu wickeln. Dabei ist darauf zu achten, die Wicklungen gleichmäßig über den Umfang der Probe zu verteilen, um eine homogene Felderregung zu generieren. Die zu wählende Primärwindungszahl wird von der gewünschten magnetischen Polarisation beeinflusst. Die dazu benötigte Feldstärke ergibt sich zu:

$$H_{max} = \frac{N_1 I_1}{l_m} \tag{29}$$

Die erzielbare magnetische Polarisation *J* im Probenmaterial ist wiederum im Wesentlichen von der magnetischen Feldstärke abhängig. Außerdem bestimmt die Sekundärwindungszahl die Sekundärspannung, welch sich aus der maximalen magnetischen Polarisation ergibt:

$$\overline{|U_2|} = 4 * f * A_{RK} + (\hat{J}_{mat} + \mu_0 \hat{H}) * N_2$$
(30)

Die Windungszahlen N_1 und N_2 werden entsprechend der geforderten Werte für magnetische Flussdichte und Feldstärke gewählt und aufgebracht. Dabei muss das Verhältnis nicht zwingend gleich eins sein. Überdies gilt zu berücksichtigen, dass je nach verwendetem Gerät neben einer endlichen Windungszahl, welche aus geometrischen Gründen eine maximale Anzahl bei vorgegebener Umfangslänge nicht überschreiten kann, auch der Verstärker des Messgeräts limitierende Faktoren mit sich bringt. Die Primärstromstärke I_1 sowie die Ausgangspannung des Verstärkers sind begrenzt. Dies muss bei der Wahl des Windungszahlverhältnisses berücksichtigt werden. Diskret aufgebaute Endstufen in Class A/B- oder D-Technik liefern in der Regel nicht mehr als ~40 *A* Ausgangsstrom und ~100 *V* – Spannung über eine größere Bandbreite, wie sie hier von 20 *Hz* bis 200 *kHz* erforderlich ist. Es wird also bei ungleicher Windungszahl der Quotient $\frac{N_2}{N_1} < 1$ gewählt, um eine hohe Feldstärke bei gleichzeitig hoher Polarisation zu erzielen. Im Hinblick auf homogene Durchflutung und Induktion sind gebrochene Windungszahlverhältnisse zu vermeiden. Die Bestimmung der spezifischen Gesamtverluste erfolgt bei der Ringkernmessung analog zu DIN EN 60404-2. Als einzige Methode bietet das Ringkernmessverfahren die Möglichkeit gestapelte Blechlamellen zu untersuchen. Globale Wirbelstrombahnen und hieraus resultierende Verluste, hervorgerufen durch die unterschiedlichen Fügetechnologien und –parameter, finden sich im Messergebnis wieder und erlauben eine qualitative und quantitative Bewertung der Proben.

2.2.4 Nachteile der dargestellten Messverfahren

Die Messverfahren aus der Normenreihe DIN 60404 liefern vergleichbare Ergebnisse für Messungen weichmagnetischer Werkstoffe über mehrere Prozessschritte hinweg.



Bild 10: Ursache-Wirkungsdiagramm zur Messqualität konventioneller Messmethoden

Bei Epsteinrahmen, Einzelstreifentester und Ringkernmessung ergeben sich allerdings auch Nachteile. Bei der Bestimmung von geometrischen Größen, wie mittlere magnetischer Weglänge und Querschnittsfläche der Probe, entstehen durch die Mittelung Fehler, welche sich direkt auf das Messergebnis auswirken, siehe Bild 10. Generell wird ohne Dichteschwankungen des magnetischen Feldes innerhalb des Probenmaterials kalkuliert, was Inhomogenitäten der Flussdichteverteilung im Material nicht berücksichtigt.

Eine anisotrope Feldverteilung kann ebenso durch fehlerhafte Bewicklung der Probe auftreten. Dies geschieht falls die Primär- und Sekundärwicklungen inhomogen über den Umfang der Ringkernprobe verteilt aufgewickelt werden.

Epsteinrahmen

- Geeignet für Wareneingangsprüfung und Qualitätskontrolle
- Nur für Streifen mit $30 \pm 0.2 \text{ mm}$ und $280 \le l \le 320 \text{ mm}$
- Mindestmasse 240 g (mehrere Probestreifen nötig)
- Probenhandling und Messung rein manuell
- Messung gemäß DIN IEC 60404-2



Einzelstreifentester

- Geeignet f
 ür Wareneingangspr
 üfung und Qualit
 ätskontrolle
- Für Streifen bis zu 150 mm Breite
- Zeigt den Einfluss des Trennprozesses auf die elektromagnetischen Eigenschaften
- Probenhandling und Messung rein manuell
- Messung gemäß Norm DIN IEC 60404-3



Ringkerntester

- Zeigt den Einfluss des Trennprozesses und des Fügeprozesses auf die elektromagnetischen Eigenschaften eines Blechpakets
- Probenhandling, Bewicklung und Messung rein manuell
- Gefahr eines Kurzschlusses durch Isolationsfehler
- Messung gemäß DIN IEC 60404-6



Bild 11: Eigenschaften der Messmethoden der DIN-Reihe 60404

Die Eigenschaften der bisher vorgestellten Messmethoden der Normenreihe 60404 werden in Bild 11 zusammengefasst. Allen Untersuchungen ist der hohe manuelle Aufwand zur Durchführung von Messungen gemein. Eine Übersicht der notwendigen Handhabungsschritte, welche die Grundlage für den manuellen Aufwand darstellen, kann Bild 12 entnommen werden. Bis auf den vollständig elektronischen Ablauf des Messprogramms (in blau dargestellt) sind mehrere Handhabungsaufgaben und im Fall der Ringkernmessung auch Montageschritte zur Vorbereitung einer Messung notwendig. Der hohe manuelle Anteil bei der Messung sowie der damit verbundene Zeit-Arbeitsaufwand verhindern bisher und eine 100%-Prüfung innerhalb der Fertigungslinie und erhöhen den Fehlereinfluss durch den Faktor Mensch auf die Messqualität.

2.2 Etablierte Messmethoden zur Messung der Verlustleistung in weichmagnetischen Werkstoffen



Bild 12: Prozessablauf bei konventionellen Messmethoden nach DIN IEC 60404-1-6

Darüber hinaus entspricht die Felderregung in Statorblechpaketen bei der Ringkernmessung nicht den realen Betriebsbedingungen (s. Bild 13).



Bild 13: Erregung im Ringkernblechpaket in radialer und tangentialer Richtung

Durch die zirkumferenzielle Verteilung sowohl der Primär- als auch der Sekundärwicklung und das Ampère'sche Gesetz wird ein Feld exklusiv in tangentialer Richtung generiert. Während des Betriebs schließen sich die Feldlinien über den Luftspalt hinweg zum Rotor hin auch in radialer Richtung, während lediglich der Feldschluss über das Joch des Stators erfolgt. Die Flussdichte ist im Joch bei realem Betrieb geringer als bei der Ringkernmessung und konzentriert sich an den Nutausgängen, welche durch die Art der Feldeinprägung bei der Ringkernmessung nahezu feldfrei bleiben.

3 Die Bedeutung der betriebspunktgerechten Produktion für die Effizienz elektrischer Antriebe

Um den Einfluss der Fertigung auf die Verluste verstehen zu können, muss zunächst der Beitrag einzelner Prozessschritte zu den generierten Verlusten geklärt werden. Der Prozessablauf der Fertigung weichmagnetischer Kerne aller Wandlerarten, welcher gleichermaßen für bewegte und statische Komponenten Anwendung findet, kann Bild 14 entnommen werden.



Bild 14: Prozessablauf in der Statorfertigung gegliedert in a) Blechpaketherstellung und b) Fertigung von SMC-Kernen

Die Fertigungsprozesse in Bild 14 a) sind gegliedert in die Blechkonturherstellung und in das Paketieren der Einzelblechlamellen zu einem mechanisch festen Verbund, welcher das Fügen des Blechstapels in das Maschinengehäuse, das Fügen der Welle und die Aufnahme von Abstützkräften ermöglicht. Jeder der in Bild 14 a) gezeigten Prozesse verändert die Eigenschaften des Ausgangsmaterials Elektroblech, dessen Eigenschaften von der vorgelagerten Blechherstellung bestimmt werden (siehe hierzu Abschnitt 4.1). Die industriell relevanten Verfahren der Trenn- und Fügetechnologien werden in ihren Grundzügen im Kapitel 4 erläutert. 3 Die Bedeutung der betriebspunktgerechten Produktion für die Effizienz elektrischer Antriebe

In Bild 14 b) werden die Prozessabläufe zu alternativen weichmagnetischen Komponenten, den Soft Magnetic Composites (kurz SMC), aufgezeigt. Dabei wird im Urformverfahren aus Pulver oder Granulat, welches ein spezifisches Mischungsverhältnis aus magnetisch leitfähigem Material und einem Trägersubtrat aufweist, ein Grünling hergestellt, welcher sich anschließend einer Wärmebehandlung durch Sintern unterzieht. Für spezielle Bauformen elektrischer Maschinen, wie beispielsweise der Transversalflussmaschine oder der Klauenpolmaschine, hat sich die Verwendung von SMC-Statoren etabliert (siehe [33]). Durch die Möglichkeit das magnetische Feld dreidimensional führen zu können, erschließen sich neue geometrische Formen für die Maschinenauslegung. Die Materialzusammensetzung erlaubt den Einsatz bei höheren Frequenzen, da bei Verwendung weichmagnetischer Partikel, welche einzeln voneinander elektrisch isoliert sind, der spezifische Widerstand steigt und somit die Wirbelstromverluste reduziert werden. Die im Vergleich zu Elektroblechstapeln geringe mechanische Festigkeit stellt jedoch einen Nachteil dieser Technologie dar. [34]

3.1 Der Mindestsystemenergieänderungsbedarf in geschlossenen Systemen

Zu Beginn der Entwicklung eines Konzepts zum theoretischen, physikalischen, technischen und realen Minimum von elektromagnetischen Verlusten in weichmagnetischen Materialien steht die Klärung grundlegender Zusammenhänge und Begriffsdefinitionen. Die Betrachtung der einzelnen Prozesse findet zunächst abstrakt auf Systemebene statt, da auf diese Weise ein größtmöglicher Anspruch an Allgemeingültigkeit erreicht werden kann.

Ein System ist die mathematische Beschreibung eines Prozesses, der mindestens eine Eingangsgröße in mindestens eine Ausgangsgröße wandelt [35]. Thermodynamische Systeme können in verschiedenen Formen vorliegen: als

- offenes System,
- geschlossenes System oder
- abgeschlossenes System.

Je nach Systemform ist Materialtransfer, sowie Energietransfer in Form von Arbeit oder Wärme über die Systemgrenzen hinweg möglich oder nicht [36]. In [37] wird der aus der Chemie bekannte Begriff der Aktivierungsenergie als Basis zur Entwicklung der Modellvorstellung eines spezifischen Mindestenergiebedarfs herangezogen. Hierbei wird für eine beliebige chemische Reaktion neben den Edukten die Aktivierungsenergie E_A benötigt, um die Reaktionsprodukte zu erhalten. Die Aktivierungsenergie E_A wird für jede Reaktion benötigt, unabhängig davon ob es sich dabei um endotherme oder exotherme Reaktionen handelt. Die Größe Aktivierungsenergie E_A eignet sich deshalb als Basis für eine Modellvorstellung einer Mindestenergie, welche für jeden Prozess als Vergleichsgröße herangezogen werden kann.

Die Übertragung der Theorie der Aktivierungsenergie auf die Fertigungsverfahren der DIN 8580 erfolgt nach [37] durch die Betrachtung der energetischen Transformation, einem Umwandlungsvorgang zwischen zwei Zuständen eines Systems dargestellt in Bild 15. Dabei wird von einem geschlossenen System ausgegangen, bei welchem kein Materialtransfer über die Systemgrenzen hinweg stattfindet. Dies bedeutet gleichermaßen kein Materialeintrag in das System genauso wie kein Materialaustrag aus dem System. Die für den Prozess im System benötigten Materialien sind demnach systeminhärent (siehe [36]).

Somit enthält die Energiebilanz lediglich die Transformation der Materialien innerhalb des Systems und schließt Energieaufwände zum Einbringen oder den Abtransport von Material aus. Daraus kann abgeleitet werden, dass die Änderung der Systemenergie der Änderung der inneren Energie entspricht [37].

Nach dem 1. Hauptsatz der Thermodynamik gilt: Die innere Energie eines Systems ist eine Zustandsgröße und setzt sich aus der Summe von Wärmeenergie und innerer Arbeit zusammen. Der thermodynamische Begriff innere Arbeit ist abstrakt [36]. Unter innerer Arbeit kann jedwede Form der Arbeit (z. B. mechanisch, elektromagnetisch, chemisch) verstanden werden. Der Mindestsystemenergieänderungsbedarf E_{SM} ist nach [37] die Mindestenergiemenge, welche für die Transformation benötigt wird und ist demnach äquivalent zur bereits erwähnten Aktivierungsenergie. 3 Die Bedeutung der betriebspunktgerechten Produktion für die Effizienz elektrischer Antriebe



Bild 15: Das Thermodynamische Modell nach [38]

Der Mindestsystemenergieänderungsbedarf E_{SM} lässt sich auf mikroskopischer Ebene für alle Verfahren aus der DIN 8580 definieren, wie in [37] gezeigt wurde. Beim Übergang von der mikroskopischen auf die makroskopische Ebene verändern sich die spezifischen Energiebedarfe aufgrund von Imperfektionen in realen Werkstoffen (Gitterfehler, Versetzungen, Unreinheiten etc.).

Im folgenden Abschnitt wird die Modellvorstellung des Mindestsystemenergieänderungsbedarfs E_{SM} für elektromagnetische Phänomene entwickelt, um die Begriffe des theoretischen, des physikalischen, des technologischen und des realen Minimums der elektromagnetischen Verluste in weichmagnetischen Materialien zu definieren.

3.2 Entwicklung einer Modellvorstellung des Mindestsystemenergieänderungsbedarfs für elektromagnetische Phänomene

Für die Modellvorstellung des Magnetismus ist die vereinfachte Darstellung des Bohr'schen Atommodells ausreichend, wie beispielhaft für das Eisenatom in Bild 16 dargestellt. Verantwortlich für das Phänomen des Magnetismus sind Elektronen, welche den Atomkern auf festen Bahnen umkreisen. [21]

3.2 Entwicklung einer Modellvorstellung des Mindestsystemenergieänderungsbedarfs für elektromagnetische Phänomene



Bild 16: Schalenmodell eines Fe-Atoms

Bei seiner Bewegung auf der Bahn um den Atomkern erzeugt ein Elektron ein magnetisches Bahnmoment in der Höhe eines Bohr'schen Magnetons $(\mu_B = 0.927 * 10e^{-23} \frac{A}{m})$ [21]. Der Elektroneneigenspin sorgt für ein magnetisches Spinmoment [39]. Beide Momente sind für das Phänomen des Magnetismus von zentraler Bedeutung.

Bei mit Elektronen paarig besetzten Energieniveaus (Schalen oder Orbitalen im Bohr'schen Modell) ist der Spin der Elektronen jeweils entgegengerichtet, die magnetischen Spinmomente entsprechend umgekehrt polarisiert. Hieraus ergibt sich eine gegenseitige Kompensation der Spinmomente und es entsteht kein nach außen wirksames magnetisches Spinmoment. Bei unpaarig besetzten Energieniveaus existieren hingegen unkompensierte magnetische Spinmomente, welche bei Wechselwirkung mit einem von außen auf ein Material einwirkendes Magnetfeld zunächst eine Ausrichtung des magnetischen Bahnmoments in Richtung des äußeren Magnetfelds erfahren. Durch diese Ausrichtung der magnetischen Bahnmomente werden Kreisströme induziert (Ampère'sche Kreisströme), welche nach der Regel von Lenz dem von außen einwirkenden Magnetfeld entgegenwirken. Wenn ansonsten keine weitere Wechselwirkung stattfindet, kommt es zur Schwächung des äußeren Magnetfelds durch die Kreisströme, die relative Permeabilität des Stoffes ist $\mu_r < 1$ und sonach diamagnetisch. Bei unpaarigen Elektronen folgt auch die Ausrichtung des magnetischen Spinmoments in Richtung des äußeren Magnetfelds. Überwiegt der Effekt der magnetischen Spinmomente liegt ein paramagnetischer Stoff mit $\mu_r > 1$ vor (die Wechselwirkung der Bahnmomente findet in jedem Stoff statt). [21, 40]

Zum Führen von Magnetfeldern technisch nutzbare Materialien müssen ferromagnetisch sein. Ferromagnetismus ist an zwei Voraussetzungen gebunden: Der Stoff muss paramagnetisch sein. Es werden demnach unpaarige Elektronen und ergo freie, unkompensierte Spinmomente benötigt. Die freien Spinmomente müssen intrinsisch ohne ein externes Magnetfeld in größeren Regionen, den Weiss'schen Bezirken, gleichsinnig orientiert sein, was zu spontaner Magnetisierung führen kann. Das Vorliegen von Ferromagnetismus bedarf ferner zweier zusätzlicher Bedingungen: Ferromagnetische Stoffe können nur Elemente sein, deren 3d-Niveaus (m-Schale, Hauptordnungszahl n=3) besetzt sind und die kristalline Struktur muss derart beschaffen sein, dass die Gitterkonstante *a* größer als der dreifache Radius des 3d-Niveaus ist. Nur dann ist die notwendige Austauschenergie positiv [41]. Diese Eigenschaften finden sich lediglich bei den Elementen Eisen, Kobalt und Nickel [42].

Der Vorgang der Magnetisierung ferromagnetischer Werkstoffe auf mikroskopischer Ebene beginnt mit der Betrachtung der Weiss'schen Bezirke, die stets so entstehen, dass sich ein geschlossener magnetischer Kreis aus Elementarmagneten ergibt, deren Magnetisierungsvektoren in Richtung der magnetischen Vorzugsrichtung zeigt (magnetische Anisotropie). Die Orientierung der Weiss'schen Bezirke liegt ohne Vorliegen eines äußeren Magnetfelds in der kristallographischen Vorzugsrichtung, welche bei der Herstellung des Elektrobandes erzeugt wird. Innerhalb der Blochwände, welche die Weiss'schen Bezirke trennen, findet eine Drehung der Magnetisierungsrichtung statt. Dies geschieht so, dass sich energetisch günstige Übergange zwischen den Weiss'schen Bezirken ergeben. Bei Vorhandensein eines äußeren Magnetfelds folgt eine partiell-gleichsinnige Ausrichtung der Weiss'schen Bezirke bis alle parallel zur Magnetisierungsrichtung ausgerichtet sind, was dem Zustand der magnetischen Sättigung entspricht. [21]

Der Mindestsystemenergieänderungsbedarf E_{SM} elektromagnetischer Phänomene ist anhand der Hysteresekurve (siehe Abschnitt 2.1.3) weichmagnetischer Werkstoffe gut zu veranschaulichen. Bei niedrigen magnetischen Feldstärken *H* beginnt zunächst das Wachstum der Weiss'schen Bezirke parallel zum anliegenden Feld durch Blochwandverschiebungen. Wird das Feld weggenommen, ist dieser Prozess vollständig reversibel (vgl. elastische Spannung), der Mindestsystemenergieänderungsbedarf E_{SM} wird wieder frei. An diesem Punkt sind keine Verluste entstanden, was Phase I aus Abschnitt 2.1.3 entspricht. Beim Übergang in Phase II durch weitere Erhöhung der Feldstärke führt dies zu ersten Umklappvorgängen der Weiss'schen Bezirke. Die Ausrichtung der Weiss'schen Bezirke parallel zum äußeren Feld wird fortgesetzt, obwohl dennoch weiterhin eine Bindung der Bezirke an die kristallographischen Vorzugsrichtungen gegeben ist. Wird die Feldstärke weiter gesteigert, geht das Material in Sättigung. Ab diesem Punkt der Hysteresekurve schert die Kurve bei Wegnahme des äußeren Feldes auf. Statt entlang der Neukurve zurück zum Ursprung zu verlaufen, entsteht ein neuer Pfad, was auf die nun irreversiblen Prozesse beim Ändern der Orientierung der Weiss'schen Bezirke zurückzuführen ist. [21, 40]

Der Widerstand bei der Blochwandverschiebung beeinflusst die Hystereseverluste und wird erhöht durch Störstellen, Wärmebehandlung und Stoffunreinheit [36]. Die Erhöhung des Energiebedarfs zur Änderung der Magnetisierung durch Imperfektionen entspricht dem Übergang von der mikroskopischen auf die makroskopische Ebene in [37].

Die Ummagnetisierungsverluste durch irreversible Vorgänge während der Magnetisierung wären theoretisch gleich Null, sofern eine rechtwinklige "Z"-Form der Magnetisierungskurve vorliegen würde. Damit läge der hypothetische Fall der Magnetisierungskurve ohne Hysterese vor, welche damit auch komplett verlustfrei wäre. Demnach liegt das theoretische Minimum der Verluste eines weichmagnetischen Werkstoffes bei Null und entspricht dem Mindestsystemenergieänderungsbedarf E_{SM} z.B. bei rein elastischer Verformung. Hierbei wird ein System in einen metastabilen Zustand versetzt, was mit dem Ausbilden eines Magnetfelds bei Bestromung eines Leiters vergleichbar ist. Dabei wird ein Magnetfeld aufgebaut in welchem Energie gespeichert wird, welche nach Abschalten des Stromes theoretisch wieder verlustfrei zurückgespeist werden kann. Dies ist vergleichbar mit der Blindleistung eines Transformators oder der reversiblen und damit hysteresefreien Magnetisierung eines ferromagnetischen Materials ohne dieses in Sättigung zu bringen.

Gegen die bereits in Abschnitt 2.1.2 erläuterten ebenfalls auftretenden Wirbelstromverluste können mehrere Maßnahmen ergriffen werden, wie zum Beispiel die Steigerung des spezifischen elektrischen Widerstands durch die Zulegierung von Silizium. Der Stator wird ferner üblicherweise in ge3 Die Bedeutung der betriebspunktgerechten Produktion für die Effizienz elektrischer Antriebe

blechter Form ausgeführt, da dies effektiv die Wirbelstromverluste reduziert. In der Hochfrequenztechnik werden Ferritkerne (Eisenkeramik) eingesetzt, welche elektrisch nichtleitend sind. [21]

Die theoretischen Verluste durch Wirbelströme sind analog den Ummagnetisierungsverlusten gleich null. Ferrimagnetische Materialien, wie Magnetit oder künstlich erzeugte Granate, wie Yttrium-Eisen-Granat (YIG) weisen im Fall von Magnetit kaum und im Fall von YIG keine Wirbelstromverluste auf, ohne die Fähigkeit Magnetfelder zu führen und zu verstärken zu verlieren. Für den technisch sinnvollen Einsatz im Massenmarkt Elektromaschinenbau finden jedoch überwiegend silizierte Eisenbleche Einsatz.

Energetische Begriffe als Grundlage für die Modellvorstellungen aus [37] werden nachstehend adaptiert zu Begriffen für Verlustleistungen. Die unterschiedlichen Verlustenergien lassen sich auch als Verlustleistungen betrachten, wenn das Zeitintervall der Leistungsmessung erfasst werden kann und die Kurvenform der Leistung bekannt ist, um ein bestimmtes Integral bilden zu können. In den nachfolgenden Abschnitten wird deshalb vom Begriff der (spezifischen) Verlustleistung Gebrauch gemacht.

3.3 Konzept des theoretischen, physikalischen, technischen und realen Minimums der elektromagnetischen Verluste in weichmagnetischen Materialien

Die Herstellung des Elektrobands als Halbzeug für die weitere Verarbeitung stellt die Grundeigenschaften der elektromagnetischen Charakteristika ein, wie in Abschnitt 4.1 erläutert. Die Entwicklung des Konzepts eines theoretischen, physikalischen, technischen und realen Minimums der elektromagnetischen Verluste beginnt mit der Herstellung des Elektrobands die erste Veränderung der auftretenden spezifischen Verluste (im Folgenden werden in Bezug auf die auftretenden spezifischen Verluste in Elektroblechen die Begriffe "Verlust" und "spezifischer Verlust" synonym verwendet, da in diesem Zusammenhang die Verluste aufgrund der Messung nach DIN 60404 stets auf die jeweilige Probenmasse bezogen werden). Bei entsprechender Materialwahl (spezielle Ferrite) und Magnetisierung (keine Vollaussteuerung) kann der theoretische Verlust, wie in Abschnitt 3.2 beschrieben, bei null liegen. Diese Betrachtungsweise ist rein akademischer Natur und dient lediglich zur Veranschaulichung des Konzepts. Die Reinheit von Eisen beispielsweise hat entscheidenden Einfluss auf die Permeabilität. Je höher der Reinheitsgrad, desto höher liegt die Permeabilität (siehe [42]). Da bei der Legierungszusammensetzung des Elektroblechs Materialunreinheiten vorkommen, steigt der Mindestenergiebedarf bei der Ummagnetisierung an. Dieses als physikalisches Minimum definierte Niveau an Verlusten bildet den niedrigsten Stand in der Prozesskette der Blechpaketfertigung nach der ersten Grundoperation, Schmelzen der Legierung. Zur weiteren Betrachtung wird schlussgeglühtes Elektroblechband M270 35 A analog zum grundoperationsspezifischen Mindestenergiebedarf [37] als das physikalische Minimum $P_{V,0}$ für die elektromagnetischen Gesamtverluste definiert.

Das physikalische Minimum der spezifischen Verluste $P_{V,0}$ wird durch jeden nachgelagerten Prozessschritt zunächst verändert. Jede Unterteilung des Blechbandes in kompaktere Abschnitte erzeugt Schnittkanten. Unabhängig von der Wahl der Trenntechnologien zur Herstellung von Blechtafeln zur weiteren Verarbeitung oder der vorgewählten Blechkontur des elektromagnetischen Wandlers selbst, wird dieses definierte physikalische Minimum überschritten.

Von den in Bild 14 dargestellten Trennverfahren ist das Wasserstrahlschneiden aufgrund seiner besonders materialschonenden Eigenschaften das Verfahren, welches das technologische Minimum an zusätzlichen Verlusten $\Delta P_{V,Tr}$ hervorruft. Sämtliche anderen Verfahren generieren im Vergleich höhere Verluste, da die Schnittkante durch mechanische Verformung oder thermische Belastung negativ beeinflusst wird [43, 44]. So ist aus [45] bekannt, dass die Polarisation weichmagnetischen Materials in Schnittkantennähe reduziert ist, was auf die Deformation zurückzuführen ist, wie sie bereits in [46] gezeigt wurde. Nicht nur plastische Verformung an den Schnittkanten verändert die lokale magnetische Flussdichte im Material, welche Rückschlüsse auf das magnetische Verhalten zulässt. Auch das Laserstrahlschneiden verändert durch den thermischen Einfluss die Materialeigenschaften an der Schnittkante, wie in [12] veranschaulicht wurde.

Perfekte Schnittkanten ohne Einfluss auf die Qualität kann weder das Erodieren noch das Wasserstrahlschneiden erzeugen [44]. Durch das Wasserstrahlschneiden entstehen an den Schnittkanten Oxidschichten und Grate [47]. Beim Erodieren hingegen entstehen an der Schnittkante Eigenspannungen und Mikrorisse (siehe [48]), welche die Verluste kaum beeinflussen aber dennoch nicht zu vernachlässigen sind. 3 Die Bedeutung der betriebspunktgerechten Produktion für die Effizienz elektrischer Antriebe

Zudem verursachen die Fügetechnologien zusätzliche Verluste, wenn nicht durch völlige Gratfreiheit und ideale Isolation der Einzelblechlamellen untereinander globale Wirbelstrombahnen ausgeschlossen werden können. Stoffschlüssige Verbindungen durch unterschiedliche Schweißverfahren sowie das Fügen durch Klammern oder Nieten steigern die Wirbelstromund damit die Gesamtverluste. Die adhäsiven Fügetechnologien Kleben und Backlack bilden im Hinblick auf das Paketieren das technologische Minimum an zusätzlichen Verlusten $\Delta P_{V,F}$ [49].

Wie in Bild 17 illustriert, wird das um den Einfluss der Fertigungsverfahren erhöhte physikalische Minimum $P_{V,0}$ nochmals erhöht. Die Summe aller Verluste wird als das reale Minimum der spezifischen Verluste $P_{V,real}$ definiert.

$$P_{V,real} = \underbrace{P_{V,0} + \Delta P_{V,Tr} + \Delta P_{V,F}}_{P_{V,T}} + \Delta P_{V,Par}$$
(31)

Die Differenz aus realem Minimum und technologischem Minimum repräsentiert die durch die Parametrierung des Prozesses entstandenen Verluste $\Delta P_{V,Par}$, welche sonach das Optimierungspotenzial darstellen.



Anzahl Prozessschritte n

Bild 17: Minima der spezifischen Verluste über der Anzahl der Prozessschritte

Das reale Minimum ist applikationsbezogen und damit abhängig vom Betriebspunkt des elektromagnetischen Wandlers, wie nachfolgender Abschnitt 3.4 aufzeigt.

3.4 Optimierung der Fertigung elektrischer Maschinen durch Wahl geeigneter Fertigungsparameter

Zur Beurteilung von Verlusten elektrischer Maschinen ist der elektromechanische (EM) Wirkungsgrad gebräuchlich. Der Wirkungsgrad elektrischer Maschinen wird häufig in einem Flächendiagramm dargestellt, welches von den Achsen Drehzahl und Drehmoment aufgespannt wird, siehe Bild 18.



Bild 18: Wirkungsgradkennfeld einer permanenterregten Synchronmaschine mit Wirkungsgraden in % an den Isolinien nach [50]

Das Wirkungsgradmaximum wird vom Maschinenentwickler beim Entwurf der Maschine so gewählt, dass es mit dem Nennbetriebspunkt der Maschine zusammenfällt, so dass die elektrische Maschine während des Betriebs maximal effizient elektrische Energie in mechanische Energie wandelt. Der Wirkungsgrad wird dabei als Quotient aus der an der Welle abgeführten mechanischen Leistung und der zugeführten elektrischen Leistung gebildet [28]:

$$\eta = \frac{P_{mech}}{P_{el}} \tag{32}$$

Die Differenz der beiden Leistungen aus (32) ist die Verlustleistung, welche in 2.1 näher erörtert wurde. Die verschiedenen Wirkungsgrade im Kennfeld sind abhängig von den Größen Drehmoment M und Drehzahl n der Maschine, welche auch die Wellenleistung P_{mech} charakterisieren [28]:

$$P_{mech} = 2\pi * n * M \tag{33}$$

Die Nenndrehzahl n ist durch die Polpaarzahl p und die Erregerfrequenz f_e festgelegt, welche beim Betrieb am Stromnetz in Deutschland 50 Hz beträgt. Das Drehmoment an der Welle wird von der Tangentialkraft F_{tan} am Rotor der Maschine erzeugt und erfährt Einfluss von mehreren Größen [28]:

$$M = F_{tan} * \frac{d_{stat}}{2} = \frac{d_{stat}}{2} * z * \alpha * B * I * l_{stat}$$
(34)

Die bestimmenden Größen in (34) sind der Statordurchmesser d_{stat} , die Wicklungszahl *z*, der Überdeckungsfaktor α , die Flussdichte *B*, der Strom *I* und die Statorlänge l_{stat} . Die Tangentialkraft leitet sich aus der Lorentzkraft \vec{F}_L auf bewegte Ladungen im Magnetfeld ab:

$$\vec{F}_L = I(\vec{l} \times \vec{B}) \tag{35}$$

Die Wellenleistung ist demnach direkt proportional zur Induktion \vec{B} und der Erregerfrequenz, welche neben der Polpaarzahl maßgeblich die Drehzahl bestimmt. Die Effizienz der elektrischen Maschine ist demzufolge ebenso proportional zu den vorgenannten Größen - der Arbeitspunkt oder mehrere Arbeitspunkte sind Wertepaare aus Drehzahl und Drehmoment. Das Optimierungspotential ist demzufolge vom Betriebspunkt abhängig [16].

Die Auswahl geeigneter Produktionsprozesse für elektromagnetische Wandler basiert auf mehreren Faktoren, welche neben dem grundsätzlichen Entwurf und Aufbau des Wandlers auch durch fertigungstechnische Aspekte beeinflusst werden. Mechanische Festigkeit, welche bei geschweißten Blechpaketen höher ist als beim Durchsetzfügen der Einzelbleche, zusätzliche Masse durch Klammern oder Nieten sowie die Schnittkantenbeschaffenheit durch Scherschneiden oder Laserstrahlschmelzschneiden stehen beispielsweise veränderten Verlusten und durch variierte Permeabilität limitierter Sättigungsflussdichte gegenüber.



Bild 19: Exemplarische Kurvenverläufe der Hysteres
e (P_h) - und Wirbelstromverluste (P_{ec}) über der Frequenz

Während in der Auslegung, der Konstruktion und der FEM-Simulation die Betriebsart der Maschine Berücksichtigung findet, werden Fertigungstechnologien zur Produktion der elektrischen Maschine kaum betrachtet. Der zum Führen des magnetischen Feldes notwendige weichmagnetische Stator und Rotor, wird – ob für schnelldrehende Motoren oder drehmomentstarke Traktionsantriebe – mit den gleichen Fertigungstechnologien und – parametern hergestellt. Da die Entwicklung eines Serienprodukts eine applikationsbezogene Grenzwertauslegung des Materials und der Fertigungsprozesse hinsichtlich Kosten und Prozessgeschwindigkeit darstellt, sind zusätzliche Überlegungen zur Optimierung notwendig.

Eine Option zur Optimierung bildet die genauere Betrachtung unterschiedlicher Fertigungsparameter und deren Einfluss auf die entstehenden Verluste über Frequenz und Materialpolarisation. In Bild 19 werden exemplarisch Kurvenverläufe von Hysterese- und Wirbelstromverlusten über der Frequenz gezeigt. Aus den beiden vorgenannten Verlustarten werden mathematisch durch additive Überlagerung die spezifischen Gesamtverluste gebildet.

Es sollen die Hystereseverluste durch eine Funktion

$$u_i = f(x) \tag{36}$$

und die Wirbelstromverluste durch eine Funktion

$$v_j = g(x) \tag{37}$$

abgebildet werden, während die Variable $x \in \mathbb{R}$ mit x = w(J, f), wo *w* eine Funktion des Tupels aus Materialpolarisation und Anregungsfrequenz ist. Die Zählinidizes $i, j \in \mathbb{N} | i \neq j$ dienen hierbei lediglich zur Differenzierung zwischen zwei Parametereinstellungen bei der Fertigung aus der sich wiederum Hysterese- und Wirbelstromverluste u_1 und v_1 für den ersten Parametersatz ergeben (In Abhängigkeit der Anregung mit *J* und *f*). Für die spezifischen Gesamtverluste als Funktion kann dann geschrieben werden:

$$p_{i,j}(x) = u_i + v_j \tag{38}$$

Gilt für mindestens ein $x \in \mathbb{R}$:

$$\{ u_1 = f(x_1) > u_2 = f(x_1) \lor u_1 = f(x_1) < u_2 = f(x_1) \} \land$$

$$\{ v_1 = g(x_1) > v_2 = g(x_1) \lor v_1 = g(x_1) < v_2 = g(x_1) \}$$
 (39)

so liegt ein Schnittpunkt der beiden Funktionsgraphen von $p_i(x)$ und $p_j(x)$ vor.

In Bild 19 wird dieser Sachverhalt veranschaulicht. Während Parametersatz 1 bei den Hystereseverlusten durchgehend niedrigere Werte ergibt, werden
bei den Wirbelstromverlusten durch ebengleiche Parameter höhere Verluste generiert.

Übertragen auf fertigungstechnologische Ebene lässt aus diesem Zusammenhang folgern, dass die Existenz von Parametersätzen bestehen kann, bei welchen in bestimmten Frequenzbereichen die Überlagerung von Hysterese- und Wirbelstromverlusten niedrigere Gesamtverluste erzeugt, während ober- oder unterhalb dieses Frequenzschwellwerts der jeweils andere Parametersatz die besseren Ergebnisse erzielt. Bei empirischer Ermittlung der Frequenzschwellwerte kann $\Delta P_{V,Par}$ und somit auch $P_{V,real}$ minimiert werden.

Die Wahl geeigneter Fertigungsparameter kann dazu beitragen die entstehenden Verluste in den weichmagnetischen Komponenten zu reduzieren. Die Parameteruntersuchung bei ausgewählten Fertigungsverfahren zeigt, wie eine Änderung des realen Wirkungsgrads durch Senkung der Verluste bei dedizierten Erregerfrequenzen vorgenommen werden kann. Einige Möglichkeiten zur Reduktion von $P_{V,Par}$ werden in den Kapiteln 4 und 5 evaluiert.

Bei der angestrebten Optimierung nach Prozessparametern für bestimmte Frequenzen ist es möglich, das Wirkungsgradmaximum der Maschinen nicht nur in der Auslegung in den im Lastenheft festgelegten Arbeitspunkt zu legen, sondern auch die Herstellung entsprechend anzupassen. Für die Nachverfolgbarkeit der erzielten Effekte bei der kontinuierlichen Optimierung der Produktion wird ein Messverfahren, welches sich zur Automatisierung und damit zur 100%-Prüfung eignet, gesucht. Der hohe manuelle Anteil bei Messungen mit konventionellen quantitativen Messmethoden aus Kapitel 2.2 verhindert eine vollständige Prüfung aller Werkstücke bisher. Um Parametervariationen unterschiedlicher Fertigungsverfahren zu evaluieren, ist zudem eine hohe Empfindlichkeit gefragt. Ein automatisierbares Messverfahren, welches sich an einer Feldführung ähnlich der Betriebsbedingungen orientiert, ist demzufolge erstrebenswert und Gegenstand dieser Arbeit, siehe hierzu Kapitel 6.

4 Fertigungseinflüsse durch die Blechkonturherstellung

Nach der Herstellung des Elektrobands folgt in der Prozesskette der Herstellung von Elektroblechpaketen zunächst das Schneiden der Bleche. Bei der Herstellung der Blechpakete nimmt das Trennen der Bleche neben dem Fügen eine Schlüsselstellung ein. Das optimale Verfahren zum Erstellen des Statorblechschnitts ist von mehreren Faktoren abhängig. Die Losgröße und die Variantenvielfalt des Schnitts und somit die geforderte Flexibilität des Verfahrens gegenüber geplanten Veränderungen sind für die Auswahl maßgeblich, wie Bild 20 zu entnehmen ist. Ferner können die Komplexität der Schnittgeometrie und damit auch die Schnittlänge einen Einfluss auf mögliche geeignete Fertigungsverfahren haben.



Bild 20: Die Fertigungsverfahren Trennen für Elektroband gegliedert nach möglichen Losgrößen und Flexibilität nach [51]

Das am häufigsten eingesetzte Verfahren in der Verarbeitung von Elektroband ist das mechanische Scherschneidverfahren im geschlossenen Schnitt oder im offenen Schnitt. Bei größeren Statorschnittgeometrien wird der offene Schnitt im Nutstanzautomat realisiert, bei dem lediglich die Nutgeometrie ausgestanzt wird, während die Ronden als geschlossener Schnitt hergestellt werden. Das Ausklinken der Nuten als Folgeschritt verringert auftretende hohe Schnittkräfte, da die Kontur in zwei Fertigungsschritten geschnitten wird. Das gleiche Prinzip wird im Folgeschnitt angewendet, bei dem gegenüber dem Komplettschnitt in mehreren Hüben im gleichen Werkzeug an verscheidenen Positionen der Statorschnitt hergestellt wird.

Beim Scherschneiden kommen Schnellläuferpressen zum Einsatz, welche im vollautomatischen Betrieb eine hohe Ausbringung an Werkstücken erlauben. Die Flexibilität des Verfahrens ist durch die hohen Werkzeugkosten eingeschränkt. Bei mengenflexibler Fertigung für volatile Märkte und Produkte, wie die Prototypenfertigung oder Kleinserien, werden die Blechlamellen im Laserstrahlschmelzschneidverfahren produziert. Auch für besonders große Blechschnitte findet das Laserstrahlschneiden Anwendung, da die notwendigen Kräfte bei großen Schnittlängen nur erschwert gleichmäßig eingeleitet werden können. Besonders dünne Bleche, wie sie zunehmend zur Produktion von wirkungsgradstarken Maschinen verwendet werden, sind zumeist laserstrahlgeschnitten, da die Werkzeuge für das Stanzen für dünne Bleche aufgrund des resultierenden Schnittspalts wirtschaftlich nicht mehr abbildbar sind.

Weitere, seltener angewandte Trennverfahren sind das Erodieren und das Wasserstrahlschneiden. Beide Verfahren bieten hohe Flexibilität bei niedriger Ausbringungsmenge. Das Wasserstrahlschneiden ist zudem nur für gestapelte Blechlamellen möglich, da ein loser Blechverbund bei hohen Prozessdrücken auffächern würde.

Besonders die Schnittkantenqualität beeinflusst das Materialverhalten des bearbeiteten Elektrobands. So entstehen beim Stanzen mitunter Stanzgrate. Dagegen ist beim Laserstrahlschneiden die Wärmeeinflusszone an der Schnittkante zu beachten. Lediglich die Verfahren Erodieren und Wasserstrahlschneiden bieten die Möglichkeit Fertigungseinflüsse beim Trennen auf das technologische Minimum zu reduzieren. Die Verluste und die Magnetisierbarkeit ändern sich durch die Bearbeitung und haben den größten Einfluss auf den späteren Wirkungsgrad der Maschine. Die Einflüsse der beiden kommerziell wichtigsten Trennverfahren, dem Stanzen und Laserstrahlschneiden, werden in den folgenden Kapiteln näher betrachtet.

4.1 Herstellung des Elektrobands

Die besonderen Eigenschaften weichmagnetischer Materialien, denen Elektroband zugerechnet wird, wie eine ausgeprägt niedrige Koerzitivfeldstärke H_c und eine hohe Polarisierbarkeit, prädestinieren diese Materialgruppe für den Einsatz in elektromagnetischen Wandlern. Um die aus den speziellen Materialeigenschaften resultierenden elektromagnetischen Charakteristika erreichen zu können, ist ein aufwendiger Herstellungsprozess nötig. Der Prozessablauf zur Herstellung von hochpermeablem und verlustarmem Elektroband ist in Bild 21 dargestellt.



Bild 21: Schematischer Prozessablauf bei der Elektrobandfertigung nach [52]

Zu Beginn der Prozesskette zur Herstellung von Blechstapeln für die Fertigung elektromagnetischer Wandler steht der Prozess der Rohblechherstellung. Zunächst wird also gemäß Blechsorte eine Schmelze legiert, nachdem die Roheisenerzeugung entsprechend Bild 22 stattgefunden hat.



Bild 22: Roheisenherstellung im Überblick

Nach der Herstellung des Rohstahls werden in der Sekundär-Metallurgie der Schmelze die gewünschten Legierungselemente zugesetzt. Für die elektromagnetischen Eigenschaften spezifische Leitfähigkeit, Koerzitiv-feldstärke und Polarisierbarkeit werden überwiegend Silizium und Aluminium zulegiert. Mit der Beimengung von Silizium, Aluminium, Mangan, Kupfer, Nickel oder Kobalt kann die spezifische Leitfähigkeit, welche bei Reineisen mit $\sigma_{Fe} = 10x10^6 \frac{s}{m}$ hoch ist und somit bei AC-Anwendung zu hohen Wirbelstromverlusten führt, gezielt reduziert werden.[19]

Konventionelle Elektrobleche weisen typischerweise einen Siliziumanteil von 3-4% auf. Der optimale Gehalt liegt bei 6,5%, wobei die Magnetostriktion und die Leitfähigkeit auf ein Minimum fallen. Diese elektromagnetischen Charakteristika erweisen sich im Hinblick auf Geräuscharmut und reduzierte Verluste als günstig. Dennoch sinkt die Umformbarkeit des Materials auf Grund der Härte und Sprödigkeit durch den hohen Anteil an Silizium ab, was die Verarbeitung beim Walzen und später beim Stanzen erschwert. [53, 54]

Im Anschluss an die Stahlschmelze-Herstellung folgt das Gießen, was zumeist im Stranggussverfahren erfolgt (Verfahrensanteil in Deutschland 95 %; weltweit 85 % [55]). Im Anschluss werden die noch heißen Brammen in einer Warmwalzstraße umgeformt. Beim Warmwalzen liegt die Temperatur der Bramme oberhalb der Rekristallisationstemperatur, welche je nach Legierungszusammensetzung zwischen 450 °C und 650 °C liegt. Verfestigungen, welche durch die plastische Verformung beim Walzprozess in das Kristallgitter des Materials eingebracht wurden, heben sich bei den hohen Temperaturen durch Erholungs- und Rekristallisationsvorgänge wieder auf [56]. Im Wiedererwärmofen werden die Brammen auf die notwendige Walztemperatur erhitzt. Die Walztemperatur, der Umformgrad, die Wickeltemperatur des Coils sowie die Kühlzeit bestimmen das sich ausbildende Gefüge mit [57]. Im folgenden Kaltwalzprozess wird nun die Banddicke stufenweise auf das Endmaß reduziert. Die Kaltwalzstraße besteht üblicherweise aus vier bis sechs Walzgerüsten. Die Kaltverfestigung bei der Umformung im kalten Zustand führt zu einer Limitierung der Dickenreduktion. Im Anschluss an den Kaltwalzprozess wird das Elektroblech unter einer Schutzatmosphäre bei Temperaturen bis zu 1100 °C schlussgeglüht, um den Kohlenstoffgehalt zu reduzieren und der Gefügestruktur das Rekristallisieren zu ermöglichen. Es wird eine Grobkornbildung generiert, was die Magnetisierbarkeit und die Ummagnetisierungsverluste positiv beeinflusst. [52]

Durch die bei einer Umformung steigende Versetzungsdichte steigen auch die Festigkeit und der Anteil an Inhomogenitäten des Materials an. Damit einher geht eine Verringerung der Umformbarkeit und der spezifischen Leitfähigkeit. So entsteht in weichgeglühten, rekristallisierten Materialien eine Versetzungsdichte von etwa 10 $\frac{km}{cm^3}$...1000 $\frac{km}{cm^3}$. Wohingegen in kaltverformtem Material die Versetzungsdichte auf Werte von bis zu 107 $\frac{km}{cm^3}$ ansteigen kann. [58]

Die eingebrachte Wärme beim Glühen erhöht die Beweglichkeit der Atome und erleichtert somit die Versetzungswanderung durch Quergleiten oder Klettern der Versetzungen. Die Erholung des Gefüges ist ein dreistufiger Prozess der thermisch aktiviert wird, wobei die Erholungstemperatur bei 25 % bis 35 % der materialspezifischen Schmelztemperatur liegt. Im Gegensatz zur primären Rekristallisation, bei der eine vollständige Neuausbildung des Kristallgefüges zu beobachten ist, findet bei der Erholung keine Änderung der Struktur im Kristallgefüge statt. Die Rekristallisationstemperatur ist abhängig von der Legierung und dem Umformgrad. [59]

Nach dem Vorgang der Rekristallisation sinkt die Korngröße im Gefüge proportional mit höherem Umformgrad und sinkender Glühtemperatur ab. Wird die Glühtemperatur weiter gesteigert oder wird das Gefüge einer längeren Glühzeit ausgesetzt, findet die sekundäre Rekristallisation statt, was die Grobkornbildung nach sich zieht. Dazu muss die Temperatur über 42% der Schmelztemperatur betragen. Sekundäre Rekristallisation bedeutet das Wachsen einzelner Körner und endet mit einer gleichmäßigen Zunahme der Korngröße und der Abnahme der Kornanzahl. Im Hinblick auf die mechanischen Eigenschaften ist die sekundäre Rekristallisation unerwünscht – elektromagnetisch können die entstehenden Eigenschaften genutzt werden. [59]

Nach der Schlussglühung muss das Blech noch passiviert werden. Dies dient zum einen dem Schutz des Blechs vor Umwelteinflüssen und Korrosion und zum anderen zur elektrischen Isolation. Darüberhinaus kann über die Beschichtung eine Vorspannung in das Blechband eingebracht werden, welche den nachfolgenden Bearbeitungsschritten entgegen wirkt. Ferner kann durch chemische Zusätze im Lacksystem gezielt das tribologische System beim Schneidvorgang beinflusst werden. Dadurch können reduzierte Schnittkräfte und erhöhte Werkzeugstandzeiten erreicht werden. In der Norm DIN EN 10342 sind die Beschichtungen in Typen gegliedert. Die Beschichtungen können aus Oxidschichten bestehen, welche sich natürlich bilden oder durch eine Wärmebehandlung entstehen. Ferner werden sowohl organische als auch anorganische Systeme verwendet. Auch chemische Behandlungen, wie die Phosphatierung, können zur Passivierung der Blechoberfläche Einsatz finden.

Wie in Bild 21 zu sehen, folgt als letzter Schritt nach dem Isolationsauftrag die Adjustage. Dabei werden die Blechrollen auf das Endmaß zugeschnitten, welches zwischen 7,5 mm und 1250 mm liegen kann. Bei sogenannten "semi-finished" Produkten erfolgt die Schlussglühung, der Isolationsauftrag und die Adjustage direkt beim Kunden, um spezielle elektromagnetische Eigenschaften erzielen zu können, welche nicht der Normung entsprechen.

4.1.1 Einfluss der Warmwalzparameter auf die magnetischen Eigenschaften

Schon bei der Herstellung des hochpermeablen Elektrobleches nehmen verschiedene Fertigungsparameter Einfluss auf die späteren magnetischen Eigenschaften. Durch die richtige Wahl der Stahlzusammensetzung und der Verarbeitungsprozesse können die Einflussfaktoren für die magnetischen Eigenschaften gezielt kontrolliert werden. So ist die optimale Korngröße vom Siliziumanteil in der Legierung abhängig. Größere Korndurchmesser verursachen größere Domänen, wodurch die Hystereseverluste sinken, da beim Ummagnetisieren weniger Blochwände bewegt werden müssen. Steigt die Korngröße noch weiter, steigen die Verluste wieder, da sich die Blochwände schneller bewegen müssen, um die gleiche Distanz zurücklegen zu können. Die endgültige Korngröße ist abhängig von der thermomechanischen Herstellungshistorie und der Einschlussmorphologie. [60]

Bei der Herstellung von Elektroblech wird ein anderes Gefüge benötigt als für die spanende Bearbeitung, wo ein gutes mechanisches Umformverhalten maßgeblich ist. Bei der Erwärmung von Eisen auf 723 °C bildet sich aus dem kubisch-raumzentrierten Ferrit das kubisch-flächenzentrierte Austenit (γ -Eisen), bei dem sich in die Kristallmitte ein Kohlenstoffatom einlagert. Da Austenit nicht magnetisierbar ist, ist es für Elektroblech wichtig, einen hohen Anteil an α -Eisen (Ferrit) zu generieren. In [60] wurde gezeigt, dass sich bei einer Steigerung der Wiedererwärmungstemperatur (WET) von 1150 °C auf 1260 °C eine durchschnittliche Zunahme der Korngröße von 60 - 70 µm auf 180 - 220 µm ergibt.

Dies liegt zum einen darin begründet, dass bei der untersuchten Legierung ein Anteil an Aluminiumnitrat in der Schmelze dazu beiträgt, dass sich der Ferrit-Anteil stabilisiert. Ein Effekt, der einer gesteigerten Zulegierung von Silizium entspricht. Dadurch befindet sich der Stahl bei 1260 °C in der α -Phase (Ferrit), wie Bild 23 zu entnehmen ist. Die Ferritkörner bleiben auch nach dem Abschrecken aus der α -Phase bestehen.



Bild 23: Fe-Si Diagramm für kohlenstoffhaltige Stähle mit 0,01 bis 0,02 Gew.-% C nach [60]

Hingegen befindet sich der Stahl bei einer WET von 1150 °C in der $\alpha + \gamma$ -Phase (Austenit und Ferrit), wobei der Austenit nach dem Abschrecken in Martensit umgewandelt wird. Der enthaltene Austenitanteil in der Schmelze hemmt das Kornwachstum, was die kleineren Korngrößen erklärt. Bei anderen Legierungszusammensetzungen kann eine solche Auswirkung der WET beim Warmwalzen nicht beobachtet werden. Eine vollständige Rekristallisation nach einer sofortigen Abschreckung nach dem Warmwalzprozess konnte für die höhere WET in [60] nicht beobachtet werden. Das Zusammenspiel der WET beim Warmwalzprozess mit dem nachgelagerten Abschrecken und Aufwickeln des Bandes bei definierter Wickeltemperatur sorgt für die maßgebenden Bedingungen für die mikrostrukturellen Unterschiede im aufgewickelten Elektrostahlband. So ist zu beobachten, dass abhängig von der Legierungszusammensetzung, eine niedrige WET kombiniert mit einer hohen Wickeltemperatur für vollständige Rekristallisation sorgt, während hohe Wiedererwärmungstemperaturen keine vollständigen Rekristallisationen hervorgebracht haben. Eine höhere Wickeltemperatur liefert die Energie für die Rekristallisation während die kleineren Körner eine ausreichende Keimzahldichte für den Rekristallisationsvorgang in Form von Großwinkelkorngrenzen bereitstellen. [60, 61]

Das Warmbandglühen (WBG) ist eine Möglichkeit zur Verbesserung der magnetischen Eigenschaften wegen positiver Effekte auf die endgültige Textur und Korngröße. Der Vorteil des Warmbandglühens ist abhängig von der Warmbandstruktur: Liegen zu Beginn kleine Korngrößen mit Deformation vor, führt das Warmbandglühen zu rekristallisierten, überwiegend homogenen Strukturen mit großen Korngrößen. So ist beim Steckel-Walzverfahren¹ die Struktur zu Beginn weniger deformiert, weist große Körner auf, was auf statische Rekristallisation und Kornwachstum während der Verweildauer in den Haspelöfen zwischen den Walzgängen zurückzuführen ist. Die durchschnittliche Korngröße kann bei auftretender Rekristallisation beim Warmbandglühen durch die Verwendung von Umkehrgerüsten kleiner sein, abhängig von der Wiedererwärmungstemperatur und der Warmbandglühtemperatur.[61]

4.1.2 Einfluss der Kaltwalzparameter auf die magnetischen Eigenschaften

Die wesentlichen Einflussgrößen beim Prozess des Kaltwalzens sind der Umformgrad, welcher die Dickenreduzierung in einem Walzgang beschreibt, sowie die Temperatur beim Rekristallisationsglühen. Das Zwischenglühen, welches häufig im Durchlaufverfahren durchgeführt wird,

¹ Klassische Konfiguration einer Warmwalzstraße aus Vorgerüst mit Staucher und Quarto-Reversiergerüst, in dem das Vorband auf Fertigbanddicke gewalzt wird.

wird angewandt, um durch die Kaltumformung verzerrtes Gefüge wieder zurück in einen unverzerrten Zustand zu überführen. Die Korngrößen von durchlaufgeglühtem Band sind für höhere Wickeltemperaturen größer und weisen den höchsten Grad an Rekristallisation auf. Eine Erhöhung der Glühtemperatur, was mehr thermische Energie für die Rekristallisation bedeutet, führt zu einer Vergrößerung der Körner. Bei Glühtemperaturen um 900 °C betragen die Korngrößen 20 - 30 μ m, bei 1000 °C 100 - 120 μ m. Eine komplette Rekristallisation nach dem Kaltwalzen und Glühen kann nur für hohe Glühtemperaturen erreicht werden. [60, 62]

Eine Erhöhung der Dickenreduzierung reduziert die End-Korngröße. Dabei gibt es einen Optimalwert für den Umformgrad, welcher die Sättigungspolarisation erhöht, der anhängig ist von der Endbearbeitungstemperatur des Warmbands. Die Verluste sind überwiegend abhängig von den Korngrößen und sie verhalten sich deshalb nicht wie die Sättigungspolarisation über dem Umformgrad, wie Bild 24 zeigt. Die Permeabilität ist also nicht nur von der Korngröße abhängig, sondern mehr von der Gefügeausbildung. Verluste und Permeabilität sind nicht direkt proportional.



Bild 24: Verluste bei 1,5 T Magnetfeld für verschiedene Warmwalztemperaturen und Magnetfeld B_{50} bei 5000 $\frac{A}{m}$ magnetische Feldstärke über dem Umformgrad [63]

Die besten Werte für Verluste bei verschiedenen Umformgraden zeigen sich bei 960 °C und 1000 °C Warmwalztemperatur [63]. Die Verluste bei der Elektrobandherstellung werden überwiegend von der Korngröße beeinflusst, während die Permeabilität von der kristallographischen Textur bestimmt wird [60].

Die Grundeinstellung aller magnetischen Eigenschaften erfolgt bereits bei der Bandherstellung. Bei den vorgenannten Prozessen wird das technologische Minimum der Verluste eingestellt (außer bei semi-finished Produkten). Jeder nachfolgende Prozessschritt verschlechtert diese Eigenschaften potentiell. Der Grad der Änderung der Eigenschaften kann durch die Wahl passender Parameter reduziert werden, wie nachstehende Abschnitte aufzeigen.

4.2 Eigenschaften des Scherschneidens und seine Anwendung bei der Elektroblechverarbeitung

Das Scherschneiden gehört nach DIN 8580 zur Gruppe 3.1 "Zerteilen" und ist in DIN 8588 folgendermaßen definiert: "Scherschneiden ist mechanisches Zerteilen von Werkstücken zwischen zwei Schneiden, die sich aneinander vorbei bewegen ohne Entstehen von formlosem Stoff". Beim Scherschneiden wird der Werkstoff von den Schneidkanten so lange plastisch umgeformt, bis das Formänderungsvermögen erschöpft ist und der Trennbruch eintritt bis der Restquerschnitt reißt. Dabei erfolgt die Ausbildung einer charakteristischen Bruchzone, auf die später näher eingegangen wird.

Das Schneidwerkzeug besteht aus einem Schneidstempel, einer Matrize (Schneidplatte) und dem Niederhalter, siehe Bild 25. Der Niederhalter soll eine Durchbiegung des Blechstreifens verhindern, welcher zwischen den Schneidstempel und der Matrize eingelegt wird und durch die Abwärtsbewegung des Stempels durchtrennt wird.

Die Formgebung des Stempels und der Matrize bestimmt die geometrische Form des Werkstücks. Der Stempelaußendurchmesser ist minimal kleiner als der Innendurchmesser der Matrizenöffnung. Der Abstand zwischen den Mantelflächen von Stempel und Matrize wird als Schneidspalt oder Schnittluft u_s bezeichnet und ist abhängig von der zu trennenden Blechdicke *s*.

Der beim Scherschneiden entstehende Butzen muss durch einen Kanal in der Matrize abtransportiert werden. Der Auswurfkanal ist deshalb leicht konisch ausgeprägt, um ein Verhaken der Butzen im Kanal zu verhindern und somit ein störungssicheres Werkzeug zu erhalten. Der Niederhalter muss eine Gegenkraft F_{NH} aufbringen, welche der Schnittkraft F_S entgegenwirkt, um das Biegemoment M_B um den Schnittspalt so gering wie möglich zu halten, siehe Bild 25.

Mit zunehmendem Biegemoment M_B steigt die plastische Verformung im Bereich des Kanteneinzugs aufgrund des Fließverhaltens des Werkstückmaterials, welches in den Schneidspalt gezogen wird. 4.2 Eigenschaften des Scherschneidens und seine Anwendung bei der Elektroblechverarbeitung



Bild 25: Geometrie beim Scherschneiden nach [59]

Der Ablauf des Scherschneidens kann in fünf Phasen gegliedert werden [64]:



Bild 26: Die fünf Phasen des Scherschneidens nach [64]

Phase 1: Klemmen

In der ersten Phase wird der Blechstreifen zwischen Niederhalter und Matrize geklemmt. Danach folgt das Aufsetzen des Schneidstempels mit definierter Geschwindigkeit auf die Blechoberfläche.

Phase 2: Elastische Verformung

Mit dem Aufsetzen des Schneidstempels auf der Blechoberfläche und der fortwährenden Abwärtsbewegung setzt zunächst die elastische Verformung des Blechs ein. In der Blechebene entsteht das Biegemoment M_B , welches abhängig ist von der Blechdicke, dem Schneidspalt u_s und dem Stempeldurchmesser. Das Biegemoment verursacht eine elastische Durchbiegung w. Dadurch entstehen stark belastete Ringzonen. Der Niederhalter verhindert eine Durchbiegung außerhalb der Schnittlinie.

Phase 3: Plastische Verformung

Die nun auf den Blechstreifen wirkenden Kräfte erzeugen Spannungen im Bereich der Schnittkante. Übersteigen diese Spannungen die Scherfestigkeit τ_{AB} des Blechmaterials, so folgt daraus die plastische Formänderung. Die Scherfestigkeit liegt bei $\tau_{AB} \approx 0.6 \dots 0.9 R_m$, wobei die Zugfestigkeit von Elektroblechen R_m zwischen 330 $\frac{N}{mm^2}$ und 600 $\frac{N}{mm^2}$ liegt, je nach Blechdicke und in Abhängigkeit der Zugrichtung relativ zur Walzrichtung. Durch das Nachfließen des Werkstoffs in den Schneidspalt entsteht der Kanteneinzug an der Schnittkante des Werkstücks und am Butzen. Dem Fließen des Werkstoffs in den Schneidspalt folgt der Glattschnitt in dieser Phase der plastischen Verformung.

Phase 4: Rissbildung

Die steigende Eindringtiefe des Schneidstempels in das Blechmaterial steigert die Schubspannung zwischen Stempel und Matrize im Blechstreifen, bis die werkstoffabhängige Scherbruchgrenze erreicht ist. In der Folge findet die Initiierung der Rissbildung ausgehend von der Matrizenschneidkante statt. Hier ist die Summe aus Zugspannungen aus der Werkstoffstreckung durch das Fließen am Kanteneinzug und der Blechdurchbiegung ausgehend vom Biegemoment in der Schnittzone am größten. Die Rissbildung am Innendurchmesser setzt später ein, da sich am Innenradius der Schnittlinie teilweise Zugspannungen und Druckspannungen resultierend aus der Durchbiegung kompensieren. Die Rissausbreitung schreitet bis zur vollständigen Trennung des Werkstoffs fort.

Phase 5: Durchtrennung

Nach erfolgter Durchtrennung des Werkstoffs werden die auftretenden Spannungen frei, was eine Rückfederung zur Folge hat. Ergo ergibt sich eine Form- und Maßänderung am Werkstück, welche bei der Werkzeugkonstruktion berücksichtigt werden muss. Während des Rückzugs des Schneidstempels entstehen Schubspannungen zwischen Blechwerkstoff und den Mantelflächen an Stempel und Matrize. Hierdurch kommt es zu erosivem und abrasivem Verschleiß an den beiden Werkzeugkomponenten. Anschließend folgt der Auswurf des ausgeschnittenen Butzens aus dem Auswurfkanal und des Werkstücks aus dem Stanzwerkzeug.

4.2.1 Einflüsse der Parameter beim Scherschneiden

Einige Einflussgrößen beim Trennen durch das Verfahren des Scherschneidens haben Auswirkungen auf die Schnittflächenqualität. Durch Veränderungen dieser Größen werden der Glattschnittanteil, der Kanteneinzug und die Gratbildung an der Schnittkante des Werkstücks beeinflusst.

Die wichtigsten Parameter beim Scherschneiden sind dabei:

- Kraft-Weg-Trajektorie
- der relative Schneidspalt *u*_s
- der Schnittkantenverschleiß
- die Blechdicke s

Der Blechwerkstoff hat direkten Einfluss auf die Kraft-Weg-Trajektorie während des Schneidvorgangs. Harte Werkstoffe mit geringem Dehnungsvermögen bewirken einen steilen Kraftanstieg, der nach dem Maximum beim Durchtrennen des Werkstoffs wieder ähnlich steil abfällt. Bei zähen Werkstoffen wird die kinetische Energie der Presse während der elastischen Verformung solange in Wärme umgewandelt, bis der Werkstoff Risse bildet und vollständig durchreißt [65]. Harte Werkstoffe weisen ausserdem ein vermindertes Formänderungsvermögen auf, woraus ein geringerer Verschleiß am Werkzeug resultiert, was zu geringeren Schnittgraten führt [66]. Der Verfestigung des Blechwerkstoffs beim Schneidprozess kommt eine zentrale Bedeutung zu. Eine gesteigerte Verfestigungsneigung kann höhere Grathöhen nach sich ziehen, da die Rissinitiierung später erfolgt, weil sich das Material zunächst plastisch verformt und dabei verfestigt. Währenddessen muss der Stempel weiter in das Material eindringen, bis der Anriss initiiert wird. Zudem begünstigt eine hohe Reibungszahl µ geringere Grathöhen. [66]

Ein weiterer wichtiger Einflussparameter neben dem zu trennenden Blechwerkstoff selbst ist das verwendete Werkzeug, welches im Wesentlichen aus den in Bild 25 gezeigten Elementen besteht. Die Werkzeuggeometrie wird bestimmt durch die Faktoren relativer Schneidspalt u_s und dem Schnittkantenverschleiß an den Schneidelementen des Stempels und der Matrize. Ist der Schneidspalt zu klein, treten hohe Spannungen auf, welche bereits während Phase 3 des Trennvorgangs zu Rissen führen. Durch den engen Schneidspalt (siehe Bild 27 a) treten hohe Schnittkräfte auf, welche durch die Presse zur Verfügung gestellt werden müssen, und damit den Arbeitsbedarf erhöhen.





Bild 27: Auswirkungen des Schneidspalts auf die Kantenbildung nach [65]

Überdies wird der Verschleiß an den Schneidelementen erhöht, wobei dieser sich aufteilt in Mantelflächen-, Stirnflächen-, und 45°-Verschleiß. Das Werkstück weist keine geraden Kanten an der Schnittfläche auf. [57, 65]

Bei optimal eingestelltem Schneidspalt (s. Bild 27 b) stellt sich die beste Schnittkantenqualität ein. In Abhängigkeit von der Blechdicke *s* liegt der Bereich, welcher je nach eingesetzem Material und Blechdicke zu einem Glattschnittteil an der Schnittfläche führt laut [59, 65] bei:

$$u_s \approx 0.03 \dots 0.13 \cdot s \tag{40}$$

Die Angaben für den optimalen Schneidspalt in der Literatur variieren. Laut VDI-Richtlinie 2906 liegt der optimale relative Schneidspalt u zwischen 3 % bis 5 % der Blechdicke s. In [67] wird für den optimalen Schneidspalt 8 % bis 13 % angegeben. Mit abnehmendem Schneidspalt steigt der Werkstoffbedarf im Matrizenkanal, weshalb der Stempel tiefer in die Matrize eindringen muss, bevor der Werkstoffbruch erfolgt. Dadurch steigt die Schnittgrathöhe. Nach [66] ist mit der Steigerung des relativen Schneidspalts von 5 % auf 12 % eine Verringerung der Schnittgrathöhe beim Schneiden von Elektroblechen festzustellen. Fällt der Schneidspalt u_s zu groß aus, hat dies Auswirkungen auf die Rissbildung im Werkstück (s. Bild 27 c). Die Rissinitiierung setzt früher ein und die Schnittfläche weist rissige Flächen auf. Die benötigte Schneidkraft sinkt mit wachsendem Schneidspalt und proportional dazu auch die Maßungenauigkeit am Werkstück. Fortschreitender Werkzeugverschleiß führt neben einer Erhöhung der Schneidkraft zu einer Verschlechterung der Schnittteilqualität als Folge verschiedener Beanspruchungen an den Aktivteilen, welche von der geometrischen Form und dem Material des Blechs abhängen. Der Verschleiß zieht Abrasion der oberen Schichten an Stempel und Matrizen nach sich. [64]

Ist das Werkzeug nach einigen Hüben an den Kanten der Matrize und des Stempels durch die Relativbewegung und die unvermeidliche Reibung verschlissen, zeichnet sich dies auch in der Qualität der Schnittkanten der Werkstücke ab. Der Werkzeugverschleiß lässt die ursprünglich geschliffenen Kanten an Stempel und Matrize verrunden. Dies führt zu einem verlängerten Stempelweg bis zur Rissinitiierung, womit der Glattanteil zunimmt. Die Rissausbreitung verschiebt sich. Bei zunehmenden Verschleiß steigt die Gratbildung an der Schnittkante an, wodurch die Bildung von Kurzschlüssen innerhalb eines Statorblechpaketes statistisch zunimmt. Die Beschaffenheit der entstehenden Schnittkante und -fläche ist abhängig von mehreren Parametern, wie dem Werkzeugzustand, dem Schneidspalt und dem Blechwerkstoff. Durch Beschichtung der Bleche oder andere aufgebrachte lubrikationsbeeinflussende Stoffe kann der Werkzeugverschleiß vermindert werden [59, 65]. Die entstehende Schnittfläche wird anhand der in Bild 28 illustrierten Größen charakterisiert.



Bild 28: Prinzipskizze der typischen Schnittkantenausprägung [64]

Am wichtigsten für eine qualitative Beurteilung eines Statorblechpakets sind der Kanteneinzug und die Grathöhe. Ist die Schnittgrathöhe $h_G > h_E$ größer als die Einzugshöhe, besteht die statistische Möglichkeit, dass der

Grat das im Blechpaket darunter liegende Blech berührt und somit die in Kapitel 2.1. beschriebenen globalen Wirbelstromverluste generiert. Bei einem möglichen Kurzschluss zwischen zwei Blechen sind auch Kanteneinzugshöhe und –breite prägende Faktoren, da diese die geometrische Form eines möglichen, untenliegenden Bleches innerhalb des Verbunds im Blechpaket bestimmen. Wie in [15] dargestellt, müssen sowohl der Kanteneinzug ausreichend klein und die Schnittgrathöhe h_G groß sein und an der gleichen Stelle zweier aufeinander liegender Bleche loziert sein, um eine Berührung hervorzurufen.

4.2.2 Gratentstehung durch variierte Fertigungsparameter beim Scherschneidprozess

Um die Zusammenhänge zwischen den Einflüssen der Parameter beim Scherschneiden und der Entstehung von Graten zu untersuchen, wird ein Stanzwerkzeug nach [S1] eingesetzt, welches in einer Servopresse eingebaut wurde. Das Werkzeug ist ausgeführt als Gesamtschneidwerkzeug, welches gegenüber einem Folgeschnittwerkzeug Vorteile aufweist, wie ein Säulenführungsgestell mit kleineren Abmessungen und den Wegfall der Notwendigkeit einer Ausrichtung der Innenform zur Außenform, was die Formgenauigkeit steigert. Aufgebaut wurde das Werkzeug in der mechanischen Zentralwerkstatt der Universität Erlangen-Nürnberg.



Bild 29: Schnitt durch das Stanzwerkzeug nach [S1]

Fährt der Stößel der Servopresse gegen die obere Werkzeughälfte und schließt somit das Werkzeug, wird dabei der manuell eingelegte Blechstreifen zwischen der Schneidplatte (s. Bild 29) und der Abstreiferplatte geklemmt. Der Rondenschnitt folgt bei weiterem Zusammenfahren des Werkzeugs durch die Relativbewegung zwischen der Matrize und der Schneidplatte. Das Lochen der noch immer geklemmten Ronde folgt bei weiterer Abwärtsbewegung der oberen Werkzeughälfte, was auf den lateralen Versatz des Schneidstempels zur Matrize zurückzuführen ist. Danach kann auch die erforderliche Schneidkraft reduziert werden, da sich durch diesen Versatz nie die gesamte Schnittlinie im Werkzeugeingriff befindet – die notwendige Pressenkraft kann entsprechend verkleinert werden [S1]. Die Höhe der Schnittkraft steigt entlang des Stempelwegs und erreicht vor Beginn der Rissausbreitung ihr Maximum, welches sich wie folgt berechnet [64, 68]:

$$F_{s,max} = l_s \cdot s \cdot k_s \tag{41}$$

In Gleichung (41) sind als Größen bzw. Materialkonstanten die Schnittlinie l_s , die Blechdicke *s* und der Schneidwiderstand k_s für die Schneidkraft $F_{s,max}$ bestimmend. Ist der Quotient Stempeldurchmesser zu Blechdicke größer als 2, können die verschiedenen Einflussparameter auf den Schneidwiderstand, wie Blechwerkstoffeigenschaften und -dicke, Größe des Schneidspaltes, Schneidkantenradius, Form der Schnittlinie und Werkzeugverschleiß vernachlässigt werden. [64, 68]

4.2.3 Versuchsplan für Untersuchungen zum Scherschneiden

Um Auswirkungen unterschiedlicher Parameter beim Scherschneiden zu evaluieren werden in nachstehendem Versuchsplan Untersuchungen an der Zielgröße definiert. Die beiden Faktoren sind dabei der Schneidspalt in drei quantitativen Faktorstufen sowie der Werkzeugzustand in zwei qualitativen Stufen. Wie [15] gezeigt hat, ist die Schnittkantenausprägung inklusive der Grat-entstehung in erheblichem Maß vom Schneidspalt u_s abhängig. Daher beschäftigen sich nachstehende Untersuchungen mit diesem Parameter. Dass sich auch verschlissene Werkzeuge negativ auf die Schnittkante auswirken, wurde ebenfalls bereits in [15] diskutiert. Tabelle 1 zeigt den Versuchsplan für die Untersuchungen mit dem Stanzwerkzeug.

Systematische Rei- henfolge Versuch Nr.	Faktor A: Schneidspalt <i>u_s</i> / Rel. Schneidspalt bei 0,5 mm Blechdicke	Faktor B: Zustand der Werk- zeugaktivteile
1	u ₁ = 0,02 mm/ 4 %	geschliffen
2	$u_2 = 0.04 \text{ mm} / 8\%$	geschliffen
3	u3= 0,075 mm/ 15 %	geschliffen
4	u ₃ = 0,075 mm/ 15 %	verschlissen

Tabelle 1: Scherschneidversuche mit dem Gesamtschnittwerkzeug in einer Servopresse

Bei dem für die Versuchsreihen verwendeten Blech handelt es sich um ein backlackbeschichtetes, nicht kornorientiertes Elektroblech M330-50A. Die ersten drei Ziffern der Materialkennung beschreiben die spezifischen Verluste bei 50 Hz und 1 T Anregung, also in diesem Fall 3,3 $\frac{W}{ka}$.

Die zweite Ziffer repräsentiert die Blechdicke in hundertstel mm, hier demnach 0,5 mm. Der letzte Buchstabe ist bei Elektroblechen entweder ein A oder ein B und gibt an, ob es sich um kornorientiertes Blech (B) oder nichtkornorientiertes Blech (A) handelt. Die geschnittenen Blechlamellen können durch die Backlackbeschichtung ohne Einbringung zusätzlicher interlaminarer Verbindungen für spätere Untersuchungen im Ringkerntester durch einen thermischen Prozess miteinander verbunden werden.

Für Versuchsnummer 1 wurde ein Schneidspalt von 4 % der relativen Blechdicke, nahe der unteren Grenze des in 4.2.1 empfohlenen Bereichs, gewählt. In Versuchsnummer 2 wurde der Schneidspalt auf 8 % verdoppelt und bei Versuchsnummer 3 nochmals auf nunmehr 15 % erhöht. Die Versuche wurde alle mit der maximal möglichen Schnittgeschwindigkeit von v = 0,2 $\frac{m}{2}$ durchgeführt.

Für Versuchsnummer 4 wird ein zusätzlicher, qualitativer Faktor untersucht, bei welchem die Faktorstufen als geschliffen und verschlissen bezeichnet werden. Die Ergebnisse der Versuche mit dem Stanzwerkzeug werden in nachstehenden Abschnitte diskutiert.

4.2.4 Optische Untersuchungen zum Schneidspalt

Für die optische Auswertung der Schnittkante wurden die einzelnen Proben senkrecht auf einem Träger fixiert und anschließend jeweils zweimal in Faser- und quer zur Faser-Richtung mit einem Lichtmikroskop Keyence VK-9710 und 200-facher Vergrößerung mikroskopiert. Dargestellt als Lichtmikroskop-Aufnahme in Bild 30 kann ein im Vergleich zum Ideal in Bild 28 erhöhter Glattschnittanteil über den gesamten Betrachtungsbereich der Schnittkante aus Versuch 1 beobachtet werden, was auf den engen Schneidspalt zurückzuführen ist.

Wird der Schneidspalt nun von 0,02 mm (4 %) auf 0,04 mm (8 %) verdoppelt, wird der Glattschnittanteil an der Schneidkante im Vergleich zu Versuch 1 reduziert. Die Grathöhen sind rein optisch nur schwer zu qualifizieren, zumal in den Mikroskopie-Aufnahmen auch nur ein kleiner Ausschnitt der gesamten Schneidkante betrachtet werden kann.



Bild 30: Schliffbilder der Versuche 1-4 im direkten Vergleich (90° zur Faserrichtung)

Die Bruchflächenhöhe h_b ist entsprechend der Verringerung der Glattschnitthöhe h_s angestiegen. Die Kanteneinzugshöhe h_e ist im Versuch 2 mit erhöhtem Schneidspalt ebenso angestiegen. Bei einer weiteren Erhöhung des Schneidspalts u_s von 0,04 mm (8 %) auf 0,075 mm (15 %) stellt sich im Schnittkantenbereich eine starke Deformation ein. Da der Niederhalter eine ausreichend große Gegenkraft F_{NH} aufbringen muss, welche der Schnittkraft F_S entgegenwirkt, um das Biegemoment M_B um den Schnittspalt so gering wie möglich zu halten, steigt bei zunehmendem Schneidspalt das Biegemoment M_B und die plastische Verformung im Bereich des Kanteneinzugs wird aufgrund des Fließverhaltens des Werkstückmaterials vergrößert. Das Material fließt nach und die Rissinitiierung setzt später ein. Hierdurch entsteht eine zerklüftete Bruchzone. Im Vergleich zu Versuch 2 ist die Glattschnittzone reduziert und dafür der Kanteneinzugsbereich vergrößert. Im Gegensatz zu [15] wird der Einfluss des Verschleißes der Aktivteile des Stanzwerkzeugs auf die Schnittkantenqualität getrennt vom Einfluss des Schneidspaltes u_s betrachtet.

Um ein verschlissenes Werkzeug zu simulieren, wurden die Werkzeugkanten an Stempel und Matrize mechanisch nachbearbeitet. Bei beiden Werkzeugen wurden mit einem Schleifstein in der Drehmaschine die Kanten gebrochen. Die Schnittkante aus Versuch 4 zeigt einen vergrößerten Kanteneinzugsbereich im Vergleich zu Versuch 3, dessen unregelmäßiger Verlauf sich über die Glattschnittzone hinweg zur Bruchzone fortsetzt. Eine definierte Einteilung in die typischen Zonen der Schnittkante wird erschwert. Die Qualität der Schnittkante verschlechtert sich mit dem stumpfen Werkzeug gegenüber dem Versuch 3 deutlich.

4.2.5 Grathöhenmessung

Die Grathöhen werden mit einer digitalen Messuhr (Genauigkeit 1 μ m) aufgezeichnet, wobei bei jeder Probe an jeweils 20 Stellen, welche äquidistant über den Umfang verteilt liegen, gemessen wird. [S1]

Dazu wurden jeweils fünf Proben der unterschiedlichen Faktoren am Innen- und Außendurchmesser abgetastet und der Mittelwert der Grathöhen gebildet. Dabei zeigt sich, wie in Bild 31 dargestellt, dass entlang der Umfangslinie der Schnittkante Abschnitte mit geringen und hohen Grathöhen entstehen.



Bild 31: Abweichung zwischen geringen und hohen Grathöhen am Außendurchmesser bei einem relativen Schneidspalt von 4 %

Diese Variation entsteht durch die Lagetoleranz der Konzentrizität zwischen Matrize und Stempel des Stanzwerkzeugs. Bei nur geringer Abweichung in der Konzentrizität verringert sich auf einer Seite der Passung zwischen Matrize und Stempel der Schneidspalt, um sich auf der gegenüberliegenden Seite entsprechend zu vergrößern, was eine Variation der Grathöhe entlang der Schnittlinie am Innen- respektive Außendurchmesser bewirkt. Bei Betrachtung der Messergebnisse ergeben sich ferner signifikant abweichende Mittelwerte zwischen den Grathöhen am Innen- und Außendurchmesser. Da beim Schneidvorgang Rondenschnitt und Lochung getrennt voneinander entstehen, sind im Prinzip auch zwei Schneidspalte zu beachten, nämlich zwischen Schneidplatte und Matrize (erzeugt den Außendurchmesser) und zwischen Matrize und Stempel (erzeugt den Innendurchmesser). Weichen diese beiden Schneidspalte voneinander ab, entstehen somit Abweichungen zwischen Innen- und Außendurchmesser. Bei einer Messung mit einer Bügelmessschraube hat sich gezeigt, dass bei Versuch 1 (relativer Schneidspalt 4 %) diese Diskrepanz bei 8 μ m lag. [S1]

Variation Faktor A: Durch die Erhöhung des relativen Schneidspalts von 4 % auf 8 % verringert sich die mittlere Grathöhe. Das bestätigt Empfehlungen aus [59, 65], den Schneidspalt nicht zu eng zu wählen, da durch den engen Schneidspalt die Rissinitiierung bereits verfrüht eintritt. Wird der

relative Schneidspalt auf 15 % erhöht, steigen die mittleren Grathöhen wieder, da der Wertebereich des optimalen Schneidspalts verlassen wurde. Der Verlauf der mittleren Grathöhen über dem relativen Schneidspalt kann Bild 32 entnommen werden.



Bild 32: Mittlere Grathöhe bei 8 % relativem Schneidspalt über relativem Schneidspalt

Die mittlere Grathöhe aus den sich ergebenden minimalen und maximalen Grathöhen am Außendurchmesser des Blechrings in Versuch 1 liegt bei 47,8 µm während die Standardabweichung bei 1,9 µm liegt. Für die Versuche 2 und 3 liegen die Standardabweichungen bei 1,9 µm beziehungsweise bei 2,3 µm. Damit ist der Effekt durch den Faktor A signifikant.

Variation Faktor B: Die Schnittgrathöhe ist ein Indikator für den Zustand der Aktivteile des Stanzwerkzeugs und gibt Aufschluss über den Verschleiß. Mit der Schnittzahl steigt in gleichem Maße die Grathöhe h_g an, welche außer vom Schneidspalt auch vom Verschleiß beeinflusst wird.[68]

Werden die Kanten an den Aktivteilen künstlich gealtert, wie für Versuch 4 geschehen, steigen, wie erwartet, die Grathöhen an. Die mittlere Schnittgrathöhe verdreifacht sich bei einem verschlissenen Werkzeug gegenüber dem geschliffenen Werkzeug (siehe Bild 31). Die Messergebnisse der Grathöhenmessung bestätigen die Untersuchungen im Lichtmikroskop. Des Weiteren kann vor allem bei einem verschlissenen Werkzeug eine signifikante Steigerung der Kanteneinzugshöhe beobachtet werden. Beim Stanzprozess ist die Gratentstehung der wichtigste Qualitätsfaktor. Berührt sich der Grat eines Bleches und der darunterliegende Kanteneinzugsbereich eines weiteren Bleches, entstehen globale Wirbelstrombahnen, welche die Eisenverluste erhöhen. Eine ständige Überwachung des Werkzeugzustands und dazugehörige Qualitätskontrolle der Blechlamellen und -pakete können gleichbleibende Produktqualität gewährleisten. Geeignete Messmethoden für hohe Stückzahlen und zur Messungen innerhalb der Fertigungslinie, bestehen bisher nicht.

4.3 Einfluss der Parameter beim Laserstrahlschmelzschneiden

Neben dem Scherschneiden ist das Laserstrahlschmelzschneiden das am häufigsten eingesetzte Trennverfahren im Elektromaschinenbau. Hohe Investitions- und Betriebskosten für Schneidgas, Inertgas, elektrische Energie bei geringem Wirkungsgrad stehen den nicht notwendigen Werkzeugkosten gegenüber [69]. Einsatz findet das Laserschneiden vor allem bei sehr großen Blechdurchmessern, bei kleinen bis mittleren Stückzahlen, bei sehr großen Schnittlängen, bei besonders filigranen Blechschnitten und im Prototypenbau, wo es mit dem Erodieren und Wasserstrahlschneiden konkurriert. Beim Laserstrahlschmelzschneiden wird zunächst in der Strahlquelle der Laserstrahl generiert und anschließend über dem Wellenlängenbereich angepasste Spiegeloptiken auf dem Werkstück fokussiert, wie in Bild 33 gezeigt.





Dort wird im Fokus ein Brennfleck von 0,1 mm bis 0,5 mm erzeugt, welcher eine Leistungsdichte von bis zu $8 \dots 10 * 10^{12} \frac{W}{m^2}$ aufweisen kann [65]. Eine Gasdüse umströmt den Laser-

strahl je nach Betriebsart mit Inertgas oder Schneidgas. Beim Brennschneiden wird Sauerstoff zugeführt, um Metallplatten trennen zu können. Die beim Oxidieren freiwerdende thermische Energie beschleunigt den Schneidvorgang. Hingegen ist beim Schmelzschneiden eine Oxidation der Schnittkante unerwünscht, weshalb hier als Inertgas Stickstoff den Strahl umströmt und die Schmelze aus der Trennzone abtransportiert.

Da Laserlicht wellenlängenabhängig von diversen Werkstoffen nicht absorbiert wird und da der Schneidprozess von der absorbierten Lichtenergie abhängt, sind abgestimmte Wellenlängen-Werkstoffpaarungen notwendig, um Reflexionen zu verhindern. Der Anteil der in das Werkstück eingekoppelten Leistung ist maßgeblich für die Effizienz des Schneidprozesses.

Die Oberflächenausführung (Beschichtungen, Rauheit, Einfärbung) und der Absorptionskoeffizient für das verwendete Laserlicht bestimmen im Wesentlichen die Fähigkeit eines Werkstoffs, die eingekoppelte Lichtenergie aufzunehmen und den Aggregatszustand zu ändern.

Der Absorptionsgrad *A* quantifiziert lediglich die Absorption beim einmaligen Auftreffen des Strahls auf der Werkstückoberfläche. Danach ist die Physik der Schmelze entscheidend für den Gesamtabsorptionsgrad, da die Aggregatszustandsänderung die Absorption selbst beeinflusst. Durch mögliche Mehrfachreflexionen im Falle der Bildung einer Dampfkapillare wird der Absorptionsgrad erhöht. Der Absorptionsgrad ist zusätzlich zu den vorgenannten Parametern abhängig vom Werkstückmaterial, der Polarisation und der Wellenlänge, dem Einstrahlwinkel sowie der Werkstücktemperatur.[65, 70]

4.3.1 Auswirkungen des Laserschneidprozesses auf Gefügeveränderungen

Eine Prozessvariation beim Laserschneiden bewirkt keine Veränderung der Schnittkantengeometrie, wie dies beim Scherschneiden der Fall ist. Demnach entstehen weder ein ausgeprägter Kanteneinzug noch Grate, womit globale Wirbelstrombahnen als Verlustmechanismus bei idealer Paketierung ausgeschlossen werden können. Da es sich beim Laserschmelzschneiden um einen thermischen Prozess handelt, bildet sich während des Schneidprozesses zwangsläufig eine Wärmeinflusszone aus, deren Ausprägung wiederum von den Prozessparametern abhängig ist. In dieser Zone können Gefügeänderungen auftreten, welche Ursache für einen messbaren Einfluss der Fertigungsparameter sind. Besagte Gefügeveränderungen entstehen im Primärgefüge, welches durch die Blechband-Herstellung vordefiniert wird (s. Kap. 4.1.1). Durch den erneuten Schmelzprozess während des Laserschneidprozesses wird auch die Liquidusgrenze überschritten und damit das voreingestellte Gefüge wieder gelöst. Bei Rückkehr zum Solidus findet somit abermals ein Erstarrungsprozess statt - diesmal hingegen unter anderen Bedingungen als bei der Brammen-Herstellung. Damit ergeben sich leicht veränderte Materialeigenschaften gegenüber der originär erwünschten Struktur. Bei der Umwandlung von γ -Eisen (Austenit) zu α -Eisen (Ferrit) handelt es sich um eine polymorphe Gitterumwandlung ohne Konzentrationsänderung der Bestandteile. Zur Phasenumwandlung sind definierte Energiebeiträge notwendig. Diese müssen in Form von Temperatur von außen zugeführt werden. Korngrenzen bilden energiereiche Fehlstellen, welche die Aktivierungsenergie um die Bindungsenergie der Defekte reduziert, weshalb an dieser Stelle häufig die Initiierung der Keimbildung des Kristallwachstums stattfindet. Eine rasche Abkühlung erhöht die Keimzahl und mit einer Steigerung der Fehlstellendichte ereignet sich der Start der Umwandlung entsprechend früher. [38]

Dieser Fall liegt beim Laserschmelzscheiden vor: Energie wird durch das Einkoppeln des Strahls in das noch im festen Aggregatszustand befindliche Material eingebracht. Ist die Schmelztemperatur erreicht, wird das schmelzflüssige Material aus dem Schneidspalt ausgetrieben. Dies wird durch eine Schutzgasströmung mit bis zu 25 bar Druck realisiert, welche das Material durch Konvektion rasch erstarren lässt. Dabei handelt es sich um einen diffusionslosen Umklappvorgang durch Verformung und komplexe Schervorgänge innerhalb der Kristallgitterstruktur. Es findet ein Übergang aus dem kubisch-flächen-zentrierten (kfz) Austenit (γ -Eisen) in das kubisch-raum-zentrierte (krz) Gitter des Ferrits statt.



Bild 34: Schematische Entstehung von Ferritgefüge aus dem kfz-Gitter des Austenits

Bild 34 zeigt die Entstehung von Ferrit in Folge kleiner Umformungen des Kristallgitters des Austenits.

Durch den Schmelzvorgang beim Laserstrahlschneiden liegt eine Erwärmung über den Schmelzpunkt des Eisens $\vartheta_s = 1536^{\circ}C$ vor und in der Folge ein Aufbrechen der originären krz-Struktur der ferritischen Fe-Si Legierung des Elektroblechs. Durch die Abkühlung entsteht zunächst metastabiles Austenit (γ –Eisen), welches kfz ist, dann das stabile α -Eisen Ferrit. Verbleibt ein Teil der kristallinen Struktur kubisch-flächen-zentriert, also als Austenit, ist dies unerwünscht, da Austensit nicht ferromagnetisch ist und damit keinen Beitrag zu den flussführenden Eigenschaften des Elektroblechs leistet. Dieser Austenitanteil an der Schnittkante kann durch eine Härtemessung oder auch magnetoptisch nachgewiesen werden. [71, P1]

Die daraus resultierenden Veränderungen des Grundwerkstoffs an der Schnittkante und der angrenzenden Zone bestehend aus Anlass- respektive Erweichungszone wird als Wärmeeinflusszone zusammengefasst. In der Wärmeeinflusszone treten verschiedenen Gefügestrukturen mit ihren spezifischen Eigenschaften zu Tage, was sich einer Variation der Härte (60 HV für Ferrit im Vergleich zu 180 HV für Austenit) zeigt, wie in [62] beschrieben. Zwar kommt es durch den Laserschneidprozess im Vergleich zur mechanischen Bearbeitung lediglich zu kleineren chemischen und metallurgischen Veränderungen in der Wärmeeinflusszone, dennoch sind diese Gefügeumwandlungen messbar und ihre Relevanz in Bezug auf die elektromagnetischen Eigenschaften werden durch die nachfolgend beschriebenen Versuche evaluiert.

Die Prozessparameter beim Schmelzschneiden durch einen Laser beeinflussen je nach Ausprägung die geometrischen Ausdehnungen der Wärmeeinflusszone. Die Wechselwirkung des Laserlichts mit dem Werkstück und deren Auswirkung auf die elektromagnetischen Eigenschaften der Halbzeuge und fertigen Statoren in Abhängigkeit von optimal oder ungünstig gewählten Parametern sind trotz bereits jahrelanger Nutzung der Lasertechnologie im Elektromaschinenbau noch nicht abschließend wissenschaftlich beleuchtet.

Um die Korrelation zwischen den wesentlichen Parametern, der Vorschubgeschwindigkeit, der Streckenenergie (siehe Gleichung (46)), der eingebrachten Laserleistung und dem Fokusdurchmesser sowie der Wechselwirkung mit dem Material im Hinblick auf die Entwicklung der Wärmeeinflusszone und den damit verbundenen Gefügeveränderungen besser beurteilen zu können, werden im Folgenden jene relevanten Prozessparameter im Kontext ihrer elektromagnetischen Auswirkungen näher untersucht.

4.3.2 Der Einfluss der Schnittkanteneigenschaften auf die Eisenverluste hervorgerufen durch verschiedene Fertigungsparameter beim Laserschneiden

Einflüsse durch die Stanz- und die Laserschneidtechnologie auf die magnetischen Eigenschaften von siliziertem Stahl wurde unter anderem in [13] untersucht. Während die physikalischen Eigenschaften der untersuchten Eisenbleche im Detail aufgeführt sind, werden die Herstellungsparameter der Proben in [13] nicht weiter spezifiziert, mit Ausnahme der Laserstrahlquelle. Eine andere Publikation zeigt wichtige Ergebnisse des Laserschneidens und des mechanischen Schneidens sowie ihre Auswirkungen auf die magnetischen Eigenschaften im Vergleich [72]. Lediglich die Namen der verwendeten Maschinen zum Stanzen und Laserschneiden wurden in [72] benannt, nicht aber die verwendeten Parameter innerhalb der jeweiligen Fertigungstechnologie.

Die Verschlechterung der Mikrostruktur aufgrund von Schneidprozessen führt zu Veränderungen der magnetischen Eigenschaften, wobei Laserund mechanisches Schneiden zu unterschiedlichem Verhalten führen, wie in [71] gezeigt. Diese Veröffentlichung unterscheidet lediglich zwischen Laser- und mechanisch geschnittenen Stahlproben, ohne weitere Informationen über Herstellungsparameter zu geben.

In [14] werden die Laserparameter detailliert beschrieben, aber nicht variiert. Stattdessen werden Stanzen, Laserschneiden und Funkenerosion hinsichtlich ihres Einflusses auf die magnetischen Eigenschaften verglichen. Der Einfluss von Schneiden, Pressen, Schweißen, Kleben und Nieten wurde in [73] untersucht, wobei der Druck als ein Produktionsparameter variiert wurde. Die Verschlechterung der magnetischen Eigenschaften wird in [74] diskutiert, wo unter anderem auch das Remote-Laserschneiden als alternative Herstellungstechnik untersucht wird.

Die Elektroblech-Proben für die Messung im Epsteinrahmen bei 50 Hz wurden mit unterschiedlichen Fertigungstechnologien, wie Stanzschneiden, konventionelles Laserschmelzschneiden und Remote-Laserschneiden gefertigt und verglichen. Dabei wurde die Zykluszeit und –dauer sowie der Wärmeeintrag variiert. In [75] werden einige Parameter des Laserschneidprozesses verglichen. Der Einfluss des Inertgasdrucks, der Schnittgeschwindigkeit und der Laserleistung werden variiert und die Mikrostruktur der Wärmeeinflusszone optisch untersucht. Zusätzlich werden, neben den magnetischen Eigenschaften bei sinusförmiger Anregung bei einer Spitzenpolarisierung von 1,5 T und 50 Hz, unter anderem die Gesamtverluste in Abhängigkeit der Breite der Wärmeeinflusszone und der Feldstärke H untersucht.

Ein Vergleich verschiedener Produktionsparameter in verschiedenen Technologien wurde bisher nur für eine Betriebsfrequenz von 50 Hz angestellt.

Werden die spezifischen Hysterese- und Wirbelstromverluste über der Frequenz und Polarisation bei Variation der Prozessparameter, wie der mittleren Geschwindigkeit, der Streckenenergie und dem Vergleich zwischen Faser- und CO₂-Laser mit unterschiedlichen Fokusdurchmessern, berücksichtigt, treten interessante Ergebnisse bezüglich der Unterschiede innerhalb einer Fertigungstechnologie in Erscheinung.

4.3.3 Aufbau des Versuchsplans, Versuchsauswertung und Einordnung der Versuchsergebnisse

Die Zielgröße der Versuche zum Trennen der Bleche ist die Gesamtverlustleistung der einzelnen Elektroblechproben sowie die jeweiligen Wirbelstromverluste und Hystereseverluste. Diese werden bei den Untersuchungen in einem Einzelstreifentester und einem Brockhaus MPG 200 D Desktoptestarbeitsplatz über ein Frequenzband von 50 Hz bis 1000 Hz bei einer Spitzenpolarisation von 1,5 T aufgezeichnet. Dazuhin werden Verlustmessungen über der Polarisation angestellt, welche in einem Bereich von 0,1 bis 1,5 T bei einer Frequenz von 50 Hz variiert wird.

Die Faktoren des Versuchsplans sind die

- Vorschubgeschwindigkeit bei konstanter Streckenenergie (Faktor A)
- sowie die Streckenenergie (Faktor B) in jeweils zwei Faktorstufen.
- Als zusätzlicher Faktor werden Strahlquellen mit den zugehörigen spezifischen Fokusdurchmessern (Faktor C) in zwei Stufen untersucht.

Syst. Versuchs- nummer	Faktor A	Faktor B	Faktor C
1	-	-	-
2	+	-	-
3	-	+	-
4	+	+	-
5	-	-	+
6	+	-	+
7	-	+	+
8	+	+	+

Der Versuchsplan ist in Tabelle 2 zusammengefasst:

Tabelle 2: Versuchsplan für Trennverfahren Laserschneiden

Die Faktorstufen der beiden Faktoren A und B sind quantitativ. Für die Vorschubgeschwindigkeit und die Laserleistung für die Versuche mit einem Trumpf CO_2 -Laser werden von der Firma Stiefelmayer-Lasertechnik GmbH & Co.KG typischerweise 10 m/min und 1700 W empfohlen. Dies wird als + Faktorstufe für den Faktor A festgelegt. Durch Reduktion auf 5 m/min und 850 W wird die zweite Faktorstufe des Faktors A definiert. Für den Faktor B wird als 1. Faktorstufe der von der Firma Stiefelmayer-Lasertechnik empfohlene Parametersatz 10 m/min und 1700 W gewählt und als Variation für die zweite Faktorstufe der doppelte Wert der Streckenenergie herangezogen. Die Faktorstufen des Faktors C sind qualitativ. Jeweils typischerweise bei Stiefelmayer-Lasertechnik in der Serienfertigung eingesetzte Parameter für Gas- und Faserlaser werden zur Anfertigung der Proben verwendet, was für den Faserlaser 16 m/min Vorschubgeschwindigkeit und 1000 W Laserleistung bedeutet und für den Gaslaser wieder 10 m/min und 1700 W.

Alle Proben für nachstehende Untersuchungen werden aus nicht-kornorientiertem Elektroblech der Güteklasse M270-35 A hergestellt, wie es in der aktuellen Statorfertigung verlustarmer elektrischer Antriebe Anwendung findet. Für die Versuche werden jeweils vier Streifen der Größe 37,5 mm x 150 mm in einen Einzelstreifentester (vgl. Abschnitt 2.2.2) eingelegt, siehe Bild 35.



Bild 35: Probengeometrie und –anordnung im Einzelstreifentester für die Versuche zum Laserstrahlschmelzschneiden

Ziel der nachstehenden Untersuchungen ist das Auffinden und Evaluieren von Prozessparametereinstellungen, welche eine Optimierung von $\Delta P_{V,Par}$ für definierte Betriebspunkte zulassen (siehe hierzu Abschnitt 3.4). Die gewählten Faktoren für die in Tabelle 2 gezeigten Versuche stellen solche gesuchten Prozessparameter dar.

4.3.4 Einfluss der Vorschubgeschwindigkeit auf die Eisenverluste bei konstanter Streckenenergie

Der Einfluss der Laserleistung auf die Ausprägung der Wärmeeinflusszone ist abhängig von weiteren Parametern. Wird lediglich die Leistung des Laserstrahls erhöht, wächst die Wärmeeinflusszone annähernd linear an und somit entsteht ein größeres Volumen, in welchem mikrostrukturelle Veränderungen auftreten [P1].

Bei einer Reduzierung der Laserleistung wird in jedem Fall eine kleinere Wärmeeinflusszone ausgebildet. Dies wird vor allem bei der Produktion von schmalen Konturen innerhalb einer Blechschnittgeometrie genutzt, um die strukturellen Änderungen im Material gering zu halten, was Barrieren des magnetischen Flusses meidet.

Der Parameter, welcher zusammen mit der Laserleistung vorwiegend variiert wird, ist die Vorschubgeschwindigkeit, was bei konstanter Streckenenergie zur Möglichkeit einer schnelleren Trennung des Werkstücks vom Halbzeug führt. Durch den Einsatz einer höheren Laserleistung kann der Strahl schneller entlang der Kontur geführt werden, da die Trenngrenze als maximale Vorschubgeschwindigkeit für ein Trennen ohne Qualitätseinbußen, wie Tropfnasen oder nicht vollständig aus der Schnittfuge ausgetriebene Schmelze, proportional mit der eingesetzten Laserleistung steigt. Wird an der Trenngrenze geschnitten, entsteht die schmalste mögliche Wärmeeinflusszone bei gleichzeitig maximaler Produktivität in der Fertigung der Blechlamellen, weshalb dieses Optimum hinsichtlich Wirkungsgrad sowohl für das Produkt als auch für die Herstellung als Parametereinstellung zu präferieren ist.

Der Einfluss der Variation der Vorschubgeschwindigkeit auf die absoluten spezifischen Verluste über der Frequenz ist in Bild 36 zu sehen.



Bild 36: Spezifische Gesamt- (Ps), Wirbelstrom- (Pe)- und Hystereseverluste (Ph) von Proben, geschnitten mit konstanter Streckenenergie bei 1700 bzw. 850 W Laserleistung und 10 bzw. 5 $\frac{m}{min}$ Vorschubgeschwindigkeit

Der Verlauf der Graphen der jeweiligen Verluste ist weitestgehend deckungsgleich, die Unterscheide gering. Auf eine Darstellung der Verläufe über der variierten Polarisation wird an dieser Stelle verzichtet, da diese keine zusätzlichen Erkenntnisse liefert.

Über das gesamte Frequenzspektrum betrachtet, verringert sich speziell für niedrige Frequenzen die Beobachtungsschärfe für Abweichungen zwischen den examinierten Proben. Während über der Frequenz die Abweichungen erst hin zu hohen Frequenzen erkennbar scheinen, fallen die Kurvenverläufe bei niedrigen Frequenzen optisch zusammen.

Aus diesem Grund wird die relative Differenz der spezifischen Verluste bei Variation des Faktors A nach der folgenden Formel berechnet:

$$\Delta_{rel} = \frac{P_{A+} - P_{A-}}{P_{A-}} * 100\% \tag{42}$$

Mit Gleichung (42) werden die absoluten Verluste über Frequenz und Polarisation relativiert. Die maximale relative Abweichung über der Frequenz zwischen Proben, welche bei 1700 W Laserleistung und mit 10 $\frac{m}{min}$ respektive bei 850 W und 5 $\frac{m}{min}$ geschnitten wurden, liegt bei 1,5 % - über der Polarisation bei 9 %.



Bild 37: Relative Differenz der spezifischen Verlustleistung über der Frequenz bei 10 $\frac{m}{min}$ bzw. 5 $\frac{m}{min}$ Vorschubgeschwindigkeit und konstanter Streckenenergie

In der Darstellung der relativen Differenz der Verluste über der Frequenz in Bild 37 und über der Polarisation in Bild 38 wird der Unterschied zwischen den verglichenen Proben verdeutlicht.



Bild 38: Relative Differenz der spezifischen Verlustleistung über der Polarisation bei 10 $\frac{m}{min}$ bzw. 5 $\frac{m}{min}$ Vorschubgeschwindigkeit und konstanter Streckenenergie Die Erhöhung der Verluste bei reduzierter Schnittgeschwindigkeit basiert auf der längeren Verweildauer des Fokus des Laserstrahls an beliebigen Punkten der Schnittlinie, was den Schnittkantenbereich durch Materialveränderung beeinflusst. [P1]

Die Verluste der schneller getrennten Proben weisen diese minimal geringeren Verluste nur bis zu einer Grenzfrequenz in Höhe von 535 Hz auf. Oberhalb der Grenzfrequenz sind die Verluste der mit lediglich der halben Vorschubgeschwindigkeit getrennten Blechproben niedriger. Demnach existiert ein Schnittpunkt zwischen den Kurvenverläufen der spezifischen Verluste, wie in Abschnitt 3.4 beschrieben.

Die Hystereseverluste der langsamer geschnittenen Proben sind über das gesamte Frequenzband höher. Die Erhöhung der Hystereseverluste basiert auf mehreren Effekten. Die definierende Größe für die Hystereseverluste ist nach Abschnitt 2.1.3 die eingeschlossene Fläche der Hystereseschleife, welche maßgeblich abhängig ist von der Koerzitivfeldstärke des magnetisierten Materials. Nach der Becker'schen Spannungstheorie sind innere Spannungen im ferromagnetischen Material verantwortlich für die werkstoffspezifische Koerzitivfeldstärke [76]. Demnach kann die Koerzitivfeldstärke proportional zur inneren Spannung σ_i als

$$H_C \sim \frac{\lambda_s * \sigma_i}{J_S} \tag{43}$$

angegeben werden. Dabei stellen λ_s die Sättigungsmagnetostriktion und J_s die Sättigungspolarisation dar. Bei den beiden Größen handelt es sich um materialspezifische Konstanten, welche durch die Bearbeitung des Blechs keine Veränderung erfahren. Der Mechanismus der Magnetostriktion ist komplex und abhängig von Größen, wie der Kristallsymmetrie, der Textur und der Materialkomposition der Legierung. [19]

In Tabelle 3 sind beispielhaft die Sättigungsmagnetostriktionen einiger technisch relevanter weichmagnetischer Materialien bei Raumtemperatur gelistet. Wie der Tabelle entnommen werden kann, unterscheiden sich die Koeffizienten des mikroskaligen Effekts der Längenänderung je nach gewähltem Material teils erheblich. Permalloy 82% Ni-18% Fe

Terfenol D Tbo, 3 Dyo, 7 Fei, 93

Material	$\lambda_s (x \mathbf{10^{-6}})$		
Eisen	-7		
SiFe 3,2% Si	+9		
SiFe 6,5% Si	0		
Nickel	-33		
Permalloy 45% Ni-55% Fe	+27		

Tabelle 3: Typische Werte der Sättigungsmagnetostriktion für Materialien bei Raumtemperatur [19]

Schon bei der Fertigung der Blechcoils werden die Minimalwerte für die
Eigenspannung σ_i eingestellt. Trotz präzise geregelter Glühung und Ab-
kühlung unterliegt die Legierung der spontanen Magnetisierung unterhalb
der Curie-Temperatur, was magnetostriktive Eigenschaften nach sich
zieht.

Nach der Rekristallisation kann eine durch die Magnetostriktion hervorgerufene Längenänderung nicht mehr durch plastische Verformung kompensiert werden, sondern verbleibt elastisch im Material.

Damit ergibt sich das Mindestmaß an Eigenspannungen im Elektroblech zu [76]:

$$\sigma_i = \lambda_s * E \tag{44}$$

0

+2000

Der Elastizitätsmodul *E* ist wie die Sättigungsmagnetostriktion λ_s eine materialspezifische Konstante [76]. Die Koerzitivfeldstärke H_c kann mit Gleichung (44) geschrieben werden als:

$$H_c \sim \frac{\lambda_s^2 * E}{J_s} \tag{45}$$
Werden die Bleche mittels Laserstrahlschneiden getrennt, wird dieses Minimalmaß der Koerzitivfeldstärke um einen Betrag erhöht, welcher den Fertigungseinfluss auf die Hystereseverluste widerspiegelt. Durch das erneute Überschreiten der Schmelztemperatur und den weitestgehend unkontrollierten Erstarrungsprozess des Schmelzbads in der Trennfuge entstehen u.a. in der Wärmeeinflusszone an der Schnittkante zusätzliche thermisch induzierte innere Spannungen im Werkstück, wodurch die Koerzitivfeldstärke erhöht werden kann. Die resultierende Verbreiterung der Hystereseschleife ist in Bild 39 vergrößert dargestellt.



Feldstärke in A/m

Bild 39: Verbreiterung der Hystereseschleife bei größerer Wärmeeinflusszone

Zudem wird die Bewegung der Domänenwände in der Nähe der Schnittkante behindert, was die Koerzitivfeldstärke und damit einhergehend auch die eingeschlossene Fläche der Hysteresekurve vergrößert, welche als bestimmtes Integral die Hystereseverluste darstellt. Die Wirbelstromverluste, die im Quadrat von der Domänenwandgeschwindigkeit abhängen, werden entsprechend verringert. [72]

Der Grund für den Umkehreffekt ist vielmehr bei den Wirbelstromverlusten zu suchen. Die Änderung der Wirbelstromverluste ist zurückzuführen auf eine veränderte Verteilung der lokalen Wirbelstromdichten, wie in [72] gezeigt wurde. Durch ungleichmäßige Flussverteilung werden die Integrationspfade und Querschnittsflächen der Bleche für die theoretische Berechnung von Wirbelstromverlusten verringert, wenn die Proben geteilt werden [77].

Das Induktionsgesetz in integraler Form (siehe Gleichung (5)) zeigt, dass sich die induzierte elektrische Spannung aus dem elektrischen Feld \vec{E} ergibt wie in Bild 4 gezeigt. Verändert sich die Leitfähigkeit und die relative Permeabilität über den Querschnitt durch den Einfluss der Trennverfahren, verändert sich die Wirbelstromdichte. Aus dem allgemeinen Ohm'schen Gesetz (s. Gleichung (1)) kann abgelesen werden, dass die Wirbelstromdichte direkt proportional zum elektrischen Feld und der Leitfähigkeit ist. Hieraus kann gefolgert werden, dass die Größe der Wärmeeinflusszone durch den Einfluss auf die Leitfähigkeit und die relative Permeabilität über den Querschnitt die Wirbelstromverluste verändert.

Die Wärmeeinflusszone kann auch in magnetoptischen Untersuchungen beobachtet werden. Dabei wird eine Kamera eingesetzt, welche mit einem speziellen Bildsensor ausgestattet ist, der magnetische Felder in ein Grauwertbild umwandelt.



Bild 40: Joch zur Erregung der Blechprobe auf dem CMOS-Sensor mit der magnetoptischen Sensorbeschichtung

Da Elektroblech von sich aus im Anlieferzustand eine sehr niedrige Remanenz aufweist, ist eine externe Anregung zur Ausprägung eines messbaren Magnetfelds notwendig. Diese Anregung des magnetischen Felds erfolgt durch ein U-förmiges Joch aus kornorientierten Blechen und mit Wicklungen um die Pole, welche an ein externes Netzteil angeschlossen werden können, an welchem sodann die Spannung und die Stromstärke, entsprechend der gewünschten Anregung, eingestellt werden können, siehe Bild 40.

Ein CMOS-Bildsensor ist mit einer speziellen Oberfläche beschichtet, welche auf Magnetfelder reagiert, z.B. $Y_3Fe_3O_{12}$. Die Sensorschicht arbeitet nach dem Prinzip des Faradayeffekts. Beim Durchleuchten der Sensorschicht wird die Polarisationsebene von linear polarisiertem Licht gedreht. Die Empfindlichkeit des Sensors liegt bei minimal 10 µT und ist dadurch geeignet die generierten Streufelder an den Schneidkanten zu erfassen. Eine Unterbrechung oder Behinderung des magnetischen Flusses, wie reduzierte Permeabilität oder eine Unstetigkeit der Reluktanz, führt zu Magnetisierungsgradienten an diesen Störstellen, welche die Bildung von magnetischen Streufeldern verursachen. [78]



Bild 41: Vergleich der Grauwertdarstellung des magnetischen Streufelds an der Schnittkante einer Probe mit 1700 W und 10 $\frac{m}{min}$ bzw. 850 W und 5 $\frac{m}{min}$

In Bild 41 links wurde die Probe parallel zur Walzrichtung mit einem CO₂-Laser im cw-Modus (Dauerstrichbetrieb, engl. "continous wave") mit 1700 W Spitzenleistung und 10 $\frac{m}{min}$ Schnittgeschwindigkeit geschnitten. In der gleichen Bild rechts wurde der gleiche Laser verwendet, aber die Schnittgeschwindigkeit und die Laserleistung wurden auf 850 W beziehungsweise auf 5 $\frac{m}{min}$ reduziert. Wie in Bild 41 rechts zu erkennen, ist die Einflusszone der Schnittkante (SK) bei reduzierter Schnittgeschwindigkeit vergrößert und grenzt sich gegen die Referenzebene ohne weichmagnetischem Material und dem von der Schnittkante nicht beeinflussten Blechfilet optisch ab, da die austretenden Streufelder hier verstärkt auftreten. Die grundsätzlichen Korrelationen zwischen den elektromagnetischen Verlusten und den Ergebnissen der magnetoptischen Messung sind valide und bieten Aufschluss über die Breite der Einflusszone der Schnittkante.

Um mikrostrukturelle Veränderungen an den Schnittkanten zu eruieren, werden die Proben zusätzlich einer optischen Inspektion unterzogen. Hierzu werden die Proben entsprechend gesägt und anschließend in Epoxidharz gebettet. Für die Untersuchung werden die Proben danach mit nanoskaligen Diamantschleifpartikeln plan poliert. Um die Kornstruktur schließlich sichtbar zu machen, müssen die Proben z.B. mit Nital, einer alkoholischen Salpetersäure, geätzt werden. Die Mikroskopieaufnahmen werden nächstfolgend mit einem "Keyence"-Laser-Scan-Mikroskop bei 400-facher Vergrößerung aufgenommen.



Bild 42: Mikroskopien von Schnittkanten unterschiedlicher Vorschubgeschwindigkeiten

Die mittleren Korngrößen im Blechfilet sowie in der Nähe der Schnittkante sind in Bild 42 links und rechts gleich groß. Allerdings weisen Proben, welche mit 5 $\frac{m}{min}$ geschnitten wurden, eine unregelmäßige Schnittkante auf, was mit dem etwas stärkeren Streufeld in der magnetoptischen Untersuchung korreliert, wie Bild 42 zu entnehmen ist. Damit lassen sich die optischen, magnetoptischen und elektromagnetischen Untersuchungen zum Einfluss der Schnittgeschwindigkeit beim Laserstrahlschmelzschneiden in Einklang bringen und bestätigen jeweils die Auswirkung der Parametervariation.

In Tabelle 4 ist der Einfluss des Prozessparameters Vorschubgeschwindigkeit bei konstanter Streckenenergie auf die realen Verluste $P_{v,real}$ für Bleche des Typs M270-35 A zusammengefasst. Hierzu wurden je drei unterschiedliche Frequenzen und Polarisation ausgewählt. Die Unterschiede der spezifischen Verluste durch die Prozessparameter wurden über der Frequenz bei 1,5 T Polarisation und über der Polarisation bei 100 Hz aufgezeichnet.

Tabelle 4: Zusammenfassung des Einflusses der Vorschubgeschwindigkeit auf die Parameterverluste für unterschiedliche Frequenzen und Polarisationen

Vorschubgeschwindigkeit bei konstanter Strecken- energie	vs. F1 1,5 T	requenz	in Hz bei	vs. Po T bei 10	larisat 00 Hz	ion in
1700 W und 10 m/min vs. 850 W und 5 m/min	50	400	1000	0,1	1	1,5
$\Delta P_{V,Par}$ in W/kg	0	0	1	0	0	0

Der Tabelle 4 kann entnommen werden, dass sich die Vorschubgeschwindigkeit als Prozessparameter bei den gewählten Faktorstufen des Versuchsplans zur Optimierung der Verluste in Blechen der Qualität M270-35 A nicht eignet.

4.3.5 Variation der Streckenenergie

Bei der Verarbeitung von Blechen sind die Laserleistung, die Strahlintensität und die Schnittgeschwindigkeit bei senkrechter Lage des Laserstrahls die kritischen Größen in Bezug auf die Schnittkantenqualität. Zusammengenommen repräsentieren diese Parameter die Streckenenergie. Die Streckenenergie *S* wird als Quotient aus Laserleistung P_L und Vorschubgeschwindigkeit v_c definiert:

$$S = \frac{P_L}{v_c} = \frac{dW}{dx} \text{ mit } P_L = \frac{dW}{dt} \text{ und } v_c = \frac{dx}{dt}$$
(46)

Da die Laserleistung direkt proportional zur Streckenenergie ist, kann festgestellt werden, dass eine lineare Beziehung von Streckenenergie und Breite der Wärmeeinflusszone existiert, so lange die Vorschubgeschwindigkeit konstant gehalten wird. Mit zunehmender Geschwindigkeit werden demnach schmalere Wärmeeinflusszonen erreicht. Um den Einfluss der Streckenenergie zu untersuchen, wird die Schnittgeschwindigkeit variiert und die Laserleistung konstant gehalten. Die untersuchten Proben werden mit einem CO_2 -Laser bei einer konstanten Laserleistung von 1700 W und einer Vorschubgeschwindigkeit von 10 $\frac{m}{min}$ respektive 5 $\frac{m}{min}$ gefertigt. Für die Messungen wurden jeweils vier Blechstreifen in den Abmessungen 37,5 mm x 150 mm auf bis zu 1,5 T polarisiert. Im Gegensatz zu Bild 36 wo die Unterschiede bei unterschiedlichen Vorschubgeschwindigkeiten dargestellt sind, zeigt die absolute Abweichung in Bild 43 deutlich sichtbare Unterschiede bei Wirbelstrom-, Hysterese- und spezifischem Gesamtver-



lust aufgrund der Variation der Streckenenergie.

Bild 43: Spezifische Gesamt- (Ps), Wirbelstrom- (Pe) und Hystereseverluste (Ph) von Proben, geschnitten bei 1700 W Laserleistung und 10 $\frac{m}{min}$ respektive 5 $\frac{m}{min}$ Vorschubgeschwindigkeit

Der Ursprung der Abweichung ist, wie bei der Änderung der Vorschubgeschwindigkeiten, die Verweildauer des Laserfokus auf dem Werkstück, hier mit konstanter Laserleistung, welche die Materialschädigung nahe der Schneidkante erhöht und damit messbar die spezifischen Verluste steigert.



Bild 44: Relative Abweichung der spezifischen Verlustleistung über der Polarisation bei unterschiedlichen Streckenenergien von 10,2 $\frac{J}{mm}$ bzw. 20,4 $\frac{J}{mm}$

Im Gegensatz zur Variation der Schnittgeschwindigkeit zeigt sich bei der relativen Abweichung der Verluste über der Polarisation ein Vorzeichenwechsel. Es existiert demnach eine magnetische Induktion, bis zu welcher die niedrige Streckenenergie $S = 10,2 \frac{J}{mm}$ niedrigere Verluste verursacht. Dies zeigt sich in über 30 % höheren spezifischen Verlusten bei 0,1 T Polarisation für die hohe Streckenenergie $S = 20,4 \frac{J}{mm}$. Bei hohen Polarisationen über 1,3 T wird der Unterschied zwischen den Proben geringer, bis sich bei 1,4 T sogar niedrigere Verluste für die bei hoher Streckenenergie geschnittene Probe einstellen, siehe Bild 44.



Bild 45: Relative Abweichung der spezifischen Verlustleistung über der Frequenz bei unterschiedlichen Streckenenergien von 10,2 $\frac{J}{mm}$ bzw. 20,4 $\frac{J}{mm}$

Bild 45 zeigt die relative Abweichung der spezifischen Verlustleistung über der Frequenz bei verschiedenen Streckenenergien. Die höchste relative Abweichung ist bei 50 Hz Anregungsfrequenz zu finden. Hieraus lässt sich folgern, dass die Abweichung größtenteils auf eine Änderung der Hystereseverluste zurückzuführen ist. Eingebrachte thermisch induzierte innere Spannungen liefern auch hier eine Erklärung zur Erhöhung der Hystereseverluste, was auch die Steigerung der Koerzitivfeldstärke in

Bild 46 belegt.



Bild 46: Verbreiterung der Hystereseschleife aufgrund der Erhöhung der Streckenenergie

In Tabelle 5 ist der Einfluss des Prozessparameters Streckenenergie auf die realen Verluste $P_{v,real}$ für Bleche des Typs M270-35 A zusammengefasst. Hierzu wurden je drei unterschiedliche Frequenzen und Polarisation ausgewählt. Die Unterschiede der spezifischen Verluste durch die Prozessparameter wurden über der Frequenz bei 1,5 T Polarisation und über der Polarisation bei 100 Hz aufgezeichnet.

Streckenenergie	vs. Fre 1,5 T	quenz iı	n Hz bei	vs. Pol T bei 10	arisa oo Hz	tion in z
1700 W und 10 m/min vs. 1700 W und 5 m/min	50	400	1000	0,1	1	1,5
$\Delta P_{V,Par}$ in W/kg	0,17	2,36	7,7	0	0	0

Tabelle 5: Zusammenfassung des Einflusses der Streckenenergie auf die Parameterverluste für unterschiedliche Frequenzen und Polarisationen

Der Tabelle 5 kann entnommen werden, dass sich die Streckenenergie als Prozessparameter bei den gewählten Faktorstufen des Versuchsplans zur Optimierung der Verluste in Blechen der Qualität M270-35 A eignet. Die in EN 10106 genormten Verluste bei 50 Hz Anregungsfrequenz und 1,5 T Polarisation liegen bei maximal 2,7 W/kg. Die spezifischen Verluste durch die Prozessparameter bezogen auf diesen Maximalwert lassen bei den im Versuchsplan untersuchten Faktorstufen eine Reduktion der realen Verluste $P_{v,real}$ um 6,3 % zu.

4.3.6 Einfluss verschiedener Laserprinzipien und Fokusdurchmesser auf die entstehenden Verluste in Blechlamellen

Bisherige Untersuchungen werden - wie beschrieben - mit einem CO_2 -Laser durchgeführt. Indes werden weitergehende Experimente mit einem Faserlaser ausgeführt. Die herausragenden Merkmale des Faserlasers sind die hohen Vorschubgeschwindigkeiten und der im Vergleich kleine Fokusdurchmesser bei kleiner Laserspitzenleistung. Die bessere Dynamik ergibt sich aus kleineren bewegten Massen am Schneidkopf ohne aufwendige und schwere Optiken, wie etwa bei Gaslasern und Leichtbaukonstruktionen aus kohlefaserverstärkten Kunststoffen. Die maximale Laserausgangsleistung liegt bei 1000 W, während der Fokusdurchmesser des eingesetzten Faserlasers bei 63 μ m liegt – im Gegensatz zu den 125 μ m beim Gaslaser.

Hieraus resultiert im cw-Betrieb eine maximale Intensität, hier der elektromagnetischen Leistungsdichte *I*, von $3,2 * 10^{11} \frac{W}{m^2}$ (zum Vergleich: 2,77 * $10^{11} \frac{W}{m^2}$ beim CO₂-Laser), berechnet aus:

$$I(x,y) = \frac{1}{2} * \left| \vec{E} \times \vec{H}^* \right|$$
(47)

Wobei für Flat-Top-Profile folgende Vereinfachung gemacht werden kann:

$$I = \frac{P_L}{\pi w_0^2} \tag{48}$$

Der Taillenradius des Strahls ist dabei w_0 . Die Berechnung der Intensität kann hierbei durch eine einfache Division der Laserleistung P_L durch die Spotfläche erreicht werden, da das transversale Strahlprofil einem Rechteck gleicht und somit von der Strahlausbreitungsachse z_a unabhängig ist. Für Gaußstrahlen, wie bei einem CO₂-Laser, ist der Sachverhalt komplexer.

Die Intensität eines Gaußstrahls beträgt bei gleicher Laserleistung und gleicher Strahltaille das Doppelte eines Flat-Top-Profils (siehe Abschnitt 9.3). Der kleinere Fokusdurchmesser bei gleichzeitig höheren Vorschubgeschwindigkeiten verspricht schmalere Wärmeeinflusszonen und damit günstigeres Verlustverhalten des Werkstücks bei der Verwendung des Faserlasers.

In [79] wurde gezeigt, dass die spezifischen Verluste bei 50 Hz und 1,5 T maximaler Polarisation für faserlasergeschnittene Proben niedriger liegen, als bei Proben aus dem CO₂-Laser. Die Experimente fanden auch bei den Frequenzen 250 Hz und 500 Hz statt, jedoch leider ohne die Ergebnisse in der Veröffentlichung aufzuzeigen. Dennoch wird in [79] der Einfluss des Schnittkantenanteils bei unterschiedlichen Magnetisierungen und Frequenzen für Festkörper- und Gaslaser, sowie dem Scherschneiden diskutiert.

Es existiert ein Schnittpunkt der Verlustverläufe ab welchem sich ein Vorteil eines Laserprinzips bei den Verlusten ab einer bestimmten Magnetisierung der Probe umkehrt. Der direkte Vergleich der beiden Technologien hinsichtlich Verlusten bei variierten Parametern wird nachstehend die Vorund Nachteile der Laserprinzipien bei unterschiedlichen Betriebsfrequenzen herausstellen.



Bild 47: Spezifische Gesamt- (Ps), Wirbelstrom-(Pe) und Hystereseverluste (Ph) aus dem Faser- und CO_2 -Laser im Vergleich

Der Vergleich der typischen Vorschubgeschwindigkeiten bei Gas- und Faserlasern für die Fertigung von Statorblechlamellen zeigt die Diskrepanz zwischen der Annahme, der kleinere Fokusdurchmesser und die höheren realisierbaren Vorschubgeschwindigkeiten des Faserlasers würden Vorteile beziehentlich der Verluste fördern, und den realen Messergebnissen, welche in Bild 47 ein konträres Bild aufzeigen.

Sowohl bei den Wirbelstromverlusten als auch daraus resultierend bei den spezifischen Gesamtverlusten liegen die Messergebnisse der Proben aus der Produktion mit dem Faserlaser über denen des Gaslasers. Da bei niedrigen Anregungsfrequenzen die Graphen dicht beieinander liegen, hilft der Blick auf die relative Differenz der spezifischen Verluste in Bild 48 bei der Betrachtung des Sachverhalts.



Bild 48: Relative Differenz der spezifischen Verluste aus dem Faser- und $\rm CO_2$ -Laser im Vergleich

Hierbei weisen die Blechprobenstreifen aus dem Faserlaser (1000 W, $16 \frac{m}{\min}$) bei Frequenzen von 50 Hz bis 240 Hz niedrigere spezifische Verluste auf als deren Pendants aus dem CO₂-Laser, wie auch in [79] gezeigt wurde. Bei höheren Frequenzen liegen die Verluste der faserlasergeschnittenen Proben dann bis zu 3,26 % höher. Wie in Abschnitt 3.4 beschrieben gibt es einen Schnittpunkt der Kurvenverläufe der Verluste.

Der Grund für diesen Sachverhalt sind die unterschiedlichen optischen Intensitäten und Strahlprofile der beiden untersuchten Lasertypen. Für den Fall des CO₂-Lasers liegt eine Leistungsdichte von 2,77 * $10^{11} \frac{W}{m^2}$ für einen TEM₀₀-Gaußstrahl vor. Die Leistungsdichte für den Faserlaser beträgt 3,21 * $10^{11} \frac{W}{m^2}$ für ein Flat-Top-Strahlprofil, welches als Supergaußprofil aus mehreren Gaußstrahlen überlagert wird. Dies bedeutet 16 % mehr zugeführte Energie bezogen auf die Spotgröße und somit einen größeren Einfluss auf die Mikrostruktur für das bearbeitete Material. Der Unterschied der beiden Profilformen ist in Bild 49 zu sehen.



Bild 49: Unterschied zwischen Gauß- und Flat-Top-Strahlprofil

Das gezeigte Profil steht senkrecht zur Bearbeitungsebene; r stellt die Ausbreitung orthogonal zum Vorschub dar. Die Ordinate ist auf die maximale Intensität normiert und einheitenlos, um lediglich den qualitativen Verlauf der Profile zu visualisieren.

Während das Gaußprofil zur Abszisse hin kontinuierlich abflacht und sich derselben asymptotisch nähert, bleibt das Top-Hat-Profil in der Transversalen rechteckförmig und fällt dann steil ab. Die Strahldurchmesser sind entsprechend so definiert, dass bei einem vorliegendem Top-Hat-Profil der Abstand der beiden Flanken herangezogen wird, während beim Gaußstrahl der Strahldurchmesser per definitionem an der Stelle liegt, an der die optische Intensität auf $\frac{1}{I_0} = \frac{1}{e^2}$ abgefallen ist. Dies hat zur Folge, dass gerade in den Randbereichen, welche maßgeblich an der Schnittkantenausprägung beteiligt sind, Unterschiede bei den vorherrschenden Intensitäten vorliegen. Der verwendete Faserlaser mit benanntem Parameterset weist also neben der höheren Leistungsdichte eine Leistungsdichteverteilung auf, welche im Schnittkantenbereich Auswirkungen auf die Wirbelstromverteilung hat.



Bild 50: Schnittkanten im Vergleich. Links: Faserlaser 1000 W und 16 $\frac{m}{min}$; Rechts: CO₂-Laser mit 1700 W und 10 $\frac{m}{min}$

In Bild 50 können die Rauhigkeitsunterschiede resultierend aus den beiden verglichenen Lasertechnologien abgelesen werden. Links im Bild ist die Schnittkante aus dem Faserlaser mit etwas höherer Rauhigkeit zu sehen, was allerdings keine direkten Schlüsse auf das Verlustverhalten zulässt. In Tabelle 6 ist der Einfluss unterschiedlicher Laserprinzipien beziehungsweise Fokusdurchmesser auf die realen Verluste $P_{v,real}$ für Bleche des Typs M270-35 A zusammengefasst. Hierzu wurden je drei unterschiedliche Frequenzen und Polarisation ausgewählt. Die Unterschiede der spezifischen Verluste (jeweils durch Differenzbildung der Verluste des Faserlaser minus

der des Gaslasers) durch die Prozessparameter wurden über der Frequenz bei 1,5 T Polarisation und über der Polarisation bei 100 Hz aufgezeichnet.

Tabelle 6: Zusammenfassung des Einflusses der Laserprinzipien und Fokusdurchmesser auf die Parameterverluste für unterschiedliche Frequenzen und Polarisationen

Laserprinzip / Fokus durchmesser	s- vs. l in H	Frequenz Iz bei 1,5	Т	vs. Polarisation in T bei 100 Hz			
CO_2 -Laser vs. Faserlaser	50	400	1000	0,1	1	1,5	
$\Delta P_{V,Par}$ in W/kg	0	0,44	6,04	0	0,12	0,22	

Der Tabelle 6 kann entnommen werden, dass sich die Wahl unterschiedlicher Laserprinzipien und Fokusdurchmesser als Prozessparameter bei den gewählten Faktorstufen des Versuchsplans zur Optimierung der Verluste in Blechen der Qualität M270-35 A eignet. Die spezifischen Verluste durch die Prozessparameter $\Delta P_{V,Par}$ lassen bei den im Versuchsplan untersuchten Faktorstufen bei 1000 Hz Anregungsfrequenz und einer Polarisation von 1,5 T eine Reduktion der realen Verluste $P_{v,real}$ um rund 6 $\frac{W}{ka}$ zu.

Beim Laserschneiden zeigt sich vor allem eine Änderung der Hystereseverluste durch Gefügeveränderungen an den Schnittkanten, hervorgerufen durch die variierten Fertigungsparameter Vorschubgeschwindigkeit, Streckenenergie und Fokusdurchmesser. Die Variation der relativen Abweichung über der Anregungsfrequenz und der magnetischen Induktion wurde bei allen Proben untersucht und lassen eine Ableitung von möglichen Maßnahmen für eine betriebspunktgerechte Herstellung von weichmagnetischen Kernen und zur Reduktion von $\Delta P_{V,real}$ zu. Diese umfassen beispielsweise eine möglichst hohe Vorschubgeschwindigkeit beim Trennen, um die Hystereseverluste gering zu halten. Die Streckenenergie sollte entsprechend niedrig gewählt werden. In den diskutierten Versuchen lag die Streckenenergie, welche weniger Verluste hervorrief, bei 10,2 $\frac{J}{mm}$. Die Wahl des Laserprinzips und dem korrelierenden Fokusdurchmesser sollte abhängig von Betriebsfrequenz der Maschine erfolgen. Die durchgeführten Versuche haben gezeigt, dass hier je nach Anregungsfrequenz geringere Verluste für eines der beiden Prinzipien erzielbar sind.

5 Fertigungseinflüsse durch die Paketierung der Einzelbleche

Auf die Herstellung der Blechlamellen folgt das Erstellen eines kompletten Blechpakets aus den Einzellamellen. Die Anzahl der verwendeten Blechlamellen und deren Dicke definieren die Blechpakethöhe. Zusammen mit der Beschichtungsdicke der Blechpassivierung wird aus der Pakethöhe und der Anzahl der Einzelbleche der Stapelfaktor *SF* berechnet. Dabei wird die Anzahl der Einzelbleche n_{Bl} mit der Nenndicke *s* multipliziert und der resultierende Wert durch die nominelle Blechpakethöhe h_{Bl} dividiert:

$$SF = \frac{n_{Bl} * s}{h_{Bl}} \tag{49}$$

Der Stapelfaktor ist idealerweise gleich 1, woraus gefolgert werden kann, dass die Beschichtungen möglichst dünn ausgestaltet werden müssen, um möglichst viel flussführendes Material im Blechpaket zu stapeln. Nach dem Schichten der einzelnen Blechlamellen, wird der Stapel zum Ausgleich von Form- und Lagetoleranzen durch Trennprozess und Handhabung der Werkstücke zwischen den Bearbeitungsstationen innerhalb der Fertigungslinie zusammengepresst, um den Stapelfaktor zu optimieren. [80]

Das Fügen des Blechpakets birgt mehrere Herausforderungen: Zum einen eine möglichst hohe mechanische Verbindungsfestigkeit, welche ein sicheres Einpressen des Blechpakets in das Gehäuse gewährleisten muss, zum anderen eine weitest gehende Vermeidung elektrischer Kontaktierung der Einzellamellen untereinander, um die Ausbildung globaler Wirbelstrombahnen zu unterbinden. Unerwünscht sind darüber hinaus Spannungen und Gefügebeeinträchtigungen in der Fügezone.

Die Einsatz findenden Fügetechnologien im Elektromaschinenbau sind in Bild 51 dargestellt. Neben dem Nieten, Klammern, Schweißen, Kleben, Backlackverfahren, Stanzpaketieren und Umspritzen des Blechpakets im Spritzgussprozess sind auch Kombinationen aus mehreren Technologien möglich.

Fertigungsverfahren nach DIN 8580											
Hauptgrupp Urforme	e 1 n	Haup Um	otgruppe 2 formen	Hauptgruppe 3 Hauptgruppe 4 Trennen Fügen		Hauptgruppe 5 Beschichten		Hau Sto so	Hauptgruppe 6 Stoffeigen- schaften ändern		
Gruppe 4.1 Zusammen setzen	Grup Fülle	ope 4.2 en	Gruppe 4.3 An- und Einpressen	Gruppe 4.4 Fügen durch Urformen	Grup Füge durc Umf	ope 4.5 en h ormen	Gruppe 4.6 Fügen durch Schweißen	Gruppe 4.7 Fügen durch Löten	Gru Klet	ppe 4.8 ben	Gruppe 4.9 Textiles Fügen
			Klammern Schrau- ben	Um- spritzen	Star pak tiere Niet	nz- e- en ten	Laser-/ WIG- Schweis- sen		Bac Glu 2K- Kle	cklack lock bstoffe	

Bild 51: Die Fertigungsverfahren nach DIN 8580, Hauptgruppe 4 Fügen nach DIN 8593

5.1 Stanzpaketieren

Als Abwandlung des Durchsetzfügens bildet das Stanzpaketieren das wirtschaftlich relevanteste Fügeverfahren für die Fertigung von Stator- und Rotorblechpaketen. Durch den Einsatz eines Stanzfolgewerkzeugs kann der Fügeprozess in den Trennprozess integriert werden und sohin innerhalb einer Fertigungsanlage das fertige Blechpaket hergestellt werden. Der Wegfall von Handhabungsaufgaben und zusätzlichen, nachgelagerten Prozessschritten machen das Verfahren für große Stückzahlen attraktiv.

Das erste Blech eines Pakets wird an den für die Stanznoppen vorgesehenen Stellen durchgestanzt, um eine ebene Stellfläche zu generieren, siehe Bild 52. In der nächsten Stanzfolge werden in die ausgestanzten Blechkonturen Durchsetzungen eingeprägt beziehungsweise getieft und im letzten Schritt gestapelt bis die voreinstellbare Pakethöhe erreicht ist und das fertige Paket nächstfolgend verdichtet wird. Es sind beliebige Pakethöhen realisierbar. Beim Stanzpaketieren entsteht im Gegensatz zum Durchsetzfügen eine kraftschlüssige Verbindung durch das Pressen der frei gestaltbaren Stanznoppen in die im darunter liegenden Blech lozierten Vertiefungen, was die Verbindungsfestigkeit charakterisierende Radialkräfte hervorruft. [81]



Gesamtpaket

1. Blech

Bild 52: Prinzip des Stanzpaketierens beim Fügen von Einzelblechen zu einem Statorblechpaket nach [81]

Die Kontur der Stanznoppen kann frei gestaltet werden und ist Gegenstand mehrerer wissenschaftlicher Untersuchungen. Häufig finden ovale und rechteckige Formen Anwendung. Zusammen mit der Position beeinflusst die geometrische Form der Stanznoppen das Verlustverhalten maßgeblich. [82, 83]

Um weder die Fügekräfte unnötig zu erhöhen, noch den Zusammenhalt des Blechverbunds zu schwächen, sind enge Toleranzen bei der Fertigung des Stempels und der Matrize im Stanzwerkzeug im Bereich \pm 2 µm indiziert. Höhere Ansprüche werden an die Führung innerhalb der Pressen gestellt [81]. Änderungen an den Stanzwerkzeugen zur Applikationsadaption, beispielsweise innerhalb einer Versionierung der Blechkontur, sind nur unter hohen Investitionskosten umsetzbar. Der Einsatz der Technologie erfordert deshalb für wirtschaftlichen Betrieb eine notwendige Mindeststückzahl.

Auch die elektromagnetischen Eigenschaften eines gefügten Blechpakets werden durch den Einsatz verschiedener Fügetechnologien beeinflusst. Beim Fügeprozess wird die Blechlamelle sehr stark zusammengepresst, so dass die Passivierungsschicht im ungünstigsten Fall über die Grenze der elastischen Belastung hinaus beansprucht werden kann. Über die elastische Dehnung hinaus verformte Blechbeschichtungen können lokal versagen. Das Elektroblech liegt dann an dieser Stelle frei. Durch das Stapeln und Pressen der Bleche liegen die potentiell nicht isolierten Bereiche stets in direkter Umgebung und eine Berührung ist nicht auszuschließen. Ein elektrischer Kontakt zwischen den einzelnen Blechlagen generiert globale Wirbelstrombahnen mit denen eine Erhöhung der Wirbelstromverluste einhergeht, vgl. Bild 53. [17]



Bild 53: Entstehung globaler Wirbelstrombahnen im Bereich der Stanzmarken nach [15]

5.2 Schweißen

Schweißen ist in der DIN 1910-100 definiert als: "Fügeprozess, bei dem zwei oder mehr Teile verbunden werden, wobei eine Kontinuität der Werkstoffe der zu verbindenden Teile hergestellt wird, unter Anwendung von Wärme oder Kraft oder beiden und mit oder ohne Schweißzusatzwerkstoff." [84]

In der Serienfertigung geschweißter Blechpakete ist MIG oder MAG-Schweißen noch immer Industriestandard. Dabei dient als Energiequelle ein Lichtbogen zwischen der abschmelzenden Elektrode und dem Werkstück. Hohe realisierbare Vorschubgeschwindigkeiten und der hohe Automatisierungsgrad steigern die Attraktivität der Lasertechnologie beim Verschweißen von Blechpaketen zunehmend. Beim Laserschweißen wird an-Laserintensität grundsätzlich hand der eingebrachten zwischen Wärmeleitungsschweißen und Tiefschweißen differenziert. Das Laserschweißen erfolgt durch die Absorption der elektromagnetischen Strahlung, was ein Erhitzen der Werkstück-Oberfläche über die Schmelztemperatur hinaus nach sich zieht. Die Unterscheidung kann daran festgemacht werden, dass beim Wärmeleitungsschweißen kein Verdampfen von Material stattfindet, was durch eine Leistungsbegrenzung des Lasers realisiert wird. Der Temperaturtransport orthogonal zur Werkstückoberfläche erfolgt lediglich durch Wärmeleitung [65]. Die eingebrachte Temperatur wird im Wesentlichen von der Absorption der Strahlung durch das Werkstück beeinflusst. Die Absorption wiederum wird bei definierter Wellenlänge u.a. bestimmt von der optischen Konstante, der Oberflächengüte, dem chemischen Zustand der Oberfläche und der Temperatur, welche alle Parameter beeinflusst. [85]

Die Absorption der Laserenergie und somit die bei der Wärmeleitung in tiefere Werkstoffschichten zur Verfügung stehende Wärmemenge Q ist im Wesentlichen von der hohen Reflektion der Laserenergie von metallischen

Werkstoffen beeinflusst. Für ein tieferes Eindringen des Laserstrahls wird beim Tiefschweißen die Schwellintensität I_c von ca. $10^6 \frac{W}{cm^2}$ überschritten. Unterhalb der Schwellintensität steigt die Schweißnahttiefe nur wenig an, da diese in diesem Leistungsbereich lediglich vom Wärmeleitungsprozess abhängig ist. Sobald die Schwellintensität überschritten ist, wächst die Schweißnahttiefe schnell an und der Übergang vom Wärmeleitungsschweißen zum Tiefschweißen findet statt. Die vorgenannte Schwellintensität ist unter anderem abhängig von der Wärmeleitfähigkeit des Werkstückmaterials, dem Absorptionsgrad, der Strahlquelle, der Wellenlänge, der Laserleistung und der Spot-Geometrie (z.B. flat top, Gauß, Donut). Eine konkrete quantitative Angabe zur Schwellintensität ist nicht möglich. [85]

Beim Tiefschweißen wird der Werkstoff des Werkstücks über die Dampftemperatur hinaus aufgeheizt. Die entstehende Dampfkapillare ermöglicht ein tieferes Eindringen des Laserstrahls in das Werkstückmaterial durch multiple Reflexionen des Laserstrahls innerhalb dieser Dampfkapillare auf Basis der Grenzflächenbedingung am Übergang zweier unterschiedlicher Brechungsindizes nach den Fresnel'schen Gesetzen. Die eingekoppelte Energie steigt auf diese Art und Weise durch den Tiefschweißeffekt nach DIN 32511. Die Wellenlänge von Festkörperlasern durchdringt das oberhalb des Schweißbads entstehende Plasma im Gegensatz zu CO₂-Lasern - die Schweißtiefe von CO₂-Lasern ist dadurch limitiert. [65]

Die Schweißparameter werden von vier verschiedenen Bereichen abgeleitet, welche selbst durch die am Fertigungsprozess beteiligten Werkzeuge und Werkstücke definiert werden, siehe Bild 54. Aus den übergeordneten Laser-, Maschinen-, Werkstück- und Werkstoffparametern lassen sich die Einzelparameter ableiten. Nicht alle Parameter beeinflussen das Schweißergebnis beziehentlich mechanischer Festigkeit der Fügestellen und zusätzliche Wirbelstromverluste durch globale Wirbelstrombahnen gleichermaßen. Im Speziellen beeinflusst die Schweißnahttiefe die magnetischen Eigenschaften. Das Laserschweißverfahren ist in der Lage, die Breite und Tiefe der Schweißnähte durch Prozessparametervariation zu kontrollieren, was bei herkömmlichen Schweißverfahren nicht der Fall ist. [86]



Bild 54: Überblick über Einflussparameter beim Laserschweißen nach [87]

In [86] werden Vorschubgeschwindigkeit, Pulsenergie und Zeit untersucht, um den Einfluss von Laserparametern auf die Schweißnahtgeometrie herauszustellen. Gemäß [86] ist die Pulsenergie der wichtigste Einflussfaktor für die Schweißtiefe. Magnetische Messungen wurden in dieser Publikation nicht durchgeführt. In [88] werden entsprechende Laserschweißparameter untersucht. Dazu werden sechs Schweißnähte mit unterschiedlichen Schweißgeschwindigkeiten hergestellt und anschließend analysiert. Ringkernmessungen bei sinusförmiger Anregung mit 50 Hz ergeben, dass sich die magnetischen Eigenschaften mit abnehmender Schweißgeschwindigkeit verschlechtern. Messungen mit 50 Hz sind ebenfalls Teil der Untersuchungen in [89], bei denen lose Bleche mit geschweißten Statorblechpaketen mit sechs Schweißnähten verglichen werden. Die Autoren in [89] kommen zu dem Schluss, dass die Variation der Herstellungsparameter nennenswert ist. Ähnliche Ergebnisse finden sich in [90], wo mehrere Statorblechpakete aus SiFe und NiFe mit unterschiedlichen Blechdicken und Fügetechnologien verwendet werden. Wie in [P1] wurde auch in [91] ein frequenzabhängiges Verhalten des Einflusses von Fertigungsparametern auf die magnetischen Eigenschaften von Statorblechpaketen untersucht. Wie [17] gezeigt hat, beeinflusst die Anzahl der Schweißnähte das Verlustverhalten erheblich, da der Wirbelstromverlust durch Wirbelstrompfade erhöht wird. Die Abhängigkeit zwischen Schweißnahtgeometrie und Vorschubgeschwindigkeit des Laserpunktes ist in [88] dargestellt. Der

Stand der Wissenschaft zum Einfluss von Prozessparametern auf die elektromagnetischen Verluste beim Laserschweißen von Elektroblechen ist in vorgenannten Publikationen ausreichend untersucht worden, weshalb Versuche zum Laserschweißen keinen zusätzlichen Erkenntnisgewinn bringen.

5.3 Einfluss der Prozessparameter des Backlack-Paketierens auf die Wirbelstromverluste im fertigen Blechpaket

Alle bisherig betrachteten Fügetechnologien stellen eine elektrisch leitfähige Verbindung zwischen den einzelnen Blechen her. Sowohl kraftschlüssige Fügetechnologien, wie das Stanzpaketieren, als auch stoffschlüssige Verfahren, wie das Schweißen, können zusätzliche Verluste bei der Paketierung verhindern. Fügetechnologien, welche nicht die aufgebrachte Isolationsschicht auf dem Elektroblech durchbrechen, erscheinen bezüglich der Reduktion globaler Wirbelstrombahnen erfolgsversprechend. Damit disqualifizieren sich, um diesem Anspruch gerecht zu werden, das Stanzpaketieren, Schweißen, Klammern, Schrauben und Nieten. Lediglich der Auftrag einer adhäsiven Klebstoffschicht, wie organische Epoxidharzverbindungen bzw. Phenolharzverbindungen unterbindet zusätzliche Wirbelstromverluste zuverlässig. Hierdurch entsteht eine stoffschlüssige Verbindung zwischen den Einzellamellen ohne einen elektrisch leitfähigen Kontakt zu erzeugen. Die Entwicklung der Backlackbeschichtung erfolgte bereits Anfang der 80er Jahre. Die erste Patentschrift hierzu stammt von 1983. [92]

Die Bleche werden ein- oder beidseitig mit einem warmvernetzenden Kunstharz beschichtet, das zum Einhalten eines hohen Stapelfaktors in flüssigem Aggregatszustand dünnschichtig aufgebracht wird. Damit die adhäsive Schicht besser handhabbar wird, kann diese vorgetrocknet werden, um erst beim eigentlichen Kontaktierungsprozess unter Anwendung von Druck und Temperatur (200 - 250 °C) aktiviert (plastomer) zu werden und unter duroplastischer Aushärtung bei andauernder Druckbeaufschlagung volle Klebekraft zu entwickeln. [92, 93]

Es liegen bei der Verarbeitung der Backlacke demzufolge drei Zustände vor, welche bis zur endgültigen Verklebung durchlaufen werden. Der flüssige Zustand A, der getrocknete Zustand B und der ausreagierte Zustand C. [93] Die Parameter Druck, Zeit und Temperatur beeinflussen das Endergebnis hinsichtlich Wirbelstromverluste und Oberflächenqualität der Mantelfläche des Blechpakets erheblich. Wird der vorgetrocknete Klebstoff plastifiziert, kann durch Oberflächenfehler, wie Kratzer, Krater, Stanzgrate oder Abweichungen in Oberflächenrauheit, ein elektrischer Kontakt zwischen den aufeinandergestapelten Blechen entstehen. Ursache hierfür ist die Verdrängung des niederviskosen Klebstoffs an benannten Fehlstellen, was direkten Einfluss auf die Wirbelstromverluste ausübt, indem globale Wirbelstrombahnen über mehrere Einzellamellen hinweg generiert werden.

Derzeit gibt es nur Studien zu den verschiedenen Arten von Backlack hinsichtlich Zugfestigkeit, Viskosität, Durchschlagsfestigkeit, Alterung, Porosität, Dichte, Lebensdauer und Qualität. Es wurden noch keine unterschiedlichen Backlackprozessparameter hinsichtlich der von der Parametrierung hervorgerufenen Eisenverluste untersucht. Nachstehend werden Prozessparameter des Backlackverfahrens evaluiert (vgl. [P2]). Hierbei werden Zusammenhänge zwischen Prozessparametern und den entstehenden Verlusten bei unterschiedlichen Frequenzen vermutet, so dass ein Optimum bei den Parametern bezüglich des Betriebspunkts einer elektrischen Maschine gefunden werden kann.

Die Zielgröße der Versuche zum Fügen der Bleche durch Backlack ist die Gesamtverlustleistung der einzelnen Elektroblechproben sowie die jeweiligen Wirbelstromverluste und Hystereseverluste. Diese werden bei den Untersuchungen in einem Ringkerntester über ein Frequenzband von 50 Hz bis 1000 Hz bei einer Spitzenpolarisation von 1.5 T aufgezeichnet. Alle Proben für nachstehende Untersuchungen werden aus nicht-kornorientiertem Elektroblech der Güteklasse M270-35 A hergestellt. Die Faktoren des Versuchsplans sind die Variation der Flächenpressung (Faktor A) und die Reaktionszeit sowie die Ofentemperatur (Faktor B), um den Einfluss der Prozessparameter auf die spezifischen Verluste zu evaluieren. Der Faktor A wird in drei Faktorstufen und der Faktor B in vier Faktorstufen (siehe Tabelle 7) variiert. Somit ergeben sich 12 Versuche für den Versuchsplan zur Untersuchung der Prozessparameter beim Fügen durch Backlack. Die optimale Aushärtetemperatur sowie der Druck können anhand der Paketgeometrie und der Aufheizgeschwindigkeit des Statorblechpakets bestimmt werden. Eine Analyse des Backlacks mittels Fourier-Transformations-Infrarotspektroskopie und Thermografie hat ergeben, dass die optimale Temperatur für die Verarbeitung von beschichteten Elektroblechen im Bereich zwischen 175 – 225 °C liegt [93]. In [94] werden die Backtemperaturen und die zugehörigen Haltetemperaturen im Ofen empfohlen. Es wird in [94] darauf hingewiesen, dass diese Werte von der Masse und der Geometrie der Blechpakete abhängen. Sie sollen als Anhaltspunkt für die Faktorstufen der Faktoren A und B dienen. Der untersuchte Temperaturbereich der Fertigungsparameter erstreckt sich deshalb in äquidistanten Schritten mit 30 °C Schrittweite von 160 °C bis 250 °C. Die Temperaturen werden aufsteigend mit entsprechend absteigenden Reaktionszeiten beginnend bei 120 min bis 10 min kombiniert. Hierdurch ergeben sich sonach für den Faktor B vier Temperatur-Reaktionszeit-Paarungen, welche in Tabelle 7 dargestellt sind. Die Herstellung der Proben erfolgt mit einer eigens hierzu angefertigten Vorrichtung, in welcher die Einzelbleche gestapelt und dann mit einem Spannpaket bei definierter Flächenpressung in das Werkzeug gespannt werden. Das Werkzeug wird sodann zusammen mit dem Blechstapel in einem Ofen bei definierter Temperatur verbacken, um den Backlack von Zustand B (vorgetrocknet) nach Zustand C (ausgehärtet) zu überführen. Nach dem Backvorgang verweilt das Blechpaket unter Spannung in der Paketiervorrichtung bis es wieder Raumtemperatur angenommen hat, um ein Zurückfedern oder Auffächern der Einzelbleche zu unterbinden.

Syst. Versuchsnummer	Faktor A	Faktor B
1	0	0
2	-	0
3	+	0
4	0	-
5	-	-
6	+	-
7	0	+
8	-	+
9	+	+
10	0	++
11	-	++
12	+	++

Tabelle 7: Versuchsplan für die Prozessparameterstudie zum Fügen von Einzelblechen durch Backlack

Der erforderliche Druck ist abhängig von der Ebenheit der Blechlamellen und der Lackschichtdicke sowie der Pakethöhe und der Geometrie. Er sollte mindestens 1 MPa betragen. In zahlreichen Anwendungen hat sich eine Flächenpressung von 1,5 bis 3,0 MPa bewährt. Die Flächenpressung als eingebrachte mechanische Spannung beeinflusst die elektromagnetischen Eigenschaften neben den Zeit-Temperatur-Profilen maßgeblich. Um die Einflüsse zu untersuchen, wurde ein Werkzeug verwendet, welches zum einen die gerichtete Schichtung der Einzellamellen durch Zentrierung und zum anderen durch die Verwendung von Federspannpaketen eine definierte Flächenpressung ermöglicht. Die Federspannpakete enthalten Tellerfedern, welche über eine Gewindestange geführt werden. Das Spannen erfolgt durch Anziehen zweier Muttern, welche die Tellerfedern stauchen, wie in Bild 55 gezeigt.



Bild 55: Werkzeug zur Backlackprobenfertigung; links entspannt und rechts gespannt [S2]

Um die Vorspannung zu evaluieren, wird das Spannpaket in einer Servopresse eingespannt und der Pressenstößel solange verfahren, bis die gemessene Kraft maximal ist. Die hierbei gewählte Anordnung der Tellerfedern führt zusammen mit dem Anziehmoment der Muttern zur gewünschten Flächenpressung, welche über die eingeleitete Spannkraft und der Auflagefläche berechnet werden kann.

Eine Variation von Faktor A (Flächenpressung) bei Faktorstufe 1 des Faktors B (Temperatur und Reaktionszeit) verursacht eine Zunahme des Verlusts bei höheren Drücken. Unterschiede zwischen verschiedenen Flächenpressungen für Proben, die auf 160 °C erhitzt werden bei einer Verweilzeit von 120 Minuten, werden in Bild 56 gezeigt. Als Referenz dienen die Verluste der Probe mit 1,5 MPa Flächenpressung.



Bild 56: Relative Abweichung der spezifischen Verluste von Proben mit 2,5 MPa und 3,5 MPa Flächenpressung verglichen mit der Referenzprobe mit 1,5 MPa bei 160°C Ofentemperatur 120 min temperiert

Der Unterschied bei den elektromagnetischen Verlusten bei drei unterschiedlichen Frequenzen wird im Boxplot-Diagramm in Bild 57 gezeigt. Die Mittelwertlinie steigt für höhere Frequenzen vor allem bei 3,5 MPa deutlich an. Bei hohen Drücken kommt es durch Scherwirkung zu einer Verdrängung des viskosen Lacks, die durch elektrische Kontakte zwischen den Lamellen zusätzliche Wirbelstromverluste verursacht. Die Viskosität von nicht vollständig ausgehärteten Lacken ist temperaturabhängig. Überschreitet die Temperatureinwirkung beim Verbacken die Aktivierungstemperatur ändert sich der Lackzustand von Zustand B zu Zustand C. Ist die Temperatur beim Temperieren niedrig und die entsprechende Reaktionszeit lang reagiert die komplette Backlackschicht und wird niederviskos.



Bild 57: Boxplot-Diagramm der Gesamtverluste bei drei unterschiedlichen Messfrequenzen für bei 160°C mit unterschiedlichen Flächenpressungen gebackene Proben

Die niedrige Viskosität des Lackes bei hohen Temperaturen und lange Verweilzeiten in Verbindung mit anisotroper Druckverteilung führen zu elektrisch hoch leitfähigen Stellen. Dieser Effekt verschlechtert die magnetischen Eigenschaften für erhöhte Oberflächendrücke, siehe Bild 58.



Bild 58: Skizze zum Verdrängungseffekt des Backlacks mit Ursachen und Wirkung

Bei Proben, welche bei 160°C für 120 Minuten im Ofen temperiert wurden und Flächenpressungen unter 2,5 MPa bleibt eine Erhöhung der spezifischen Verluste aus. In diesem Fall liegt die relative Abweichung der spezifischen Verluste zwischen den mit 1,5 und 2,5 MPa gebackenen Proben über dem gesamten Frequenzband unter 1 %. Da die Differenz weniger als 1 % beträgt, ist dies auf Messunsicherheiten oder äußere Einflüsse zurückzuführen. Bei 3,5 MPa stellt sich die Lackverdrängung ein und die relative Abweichung beträgt maximal ca. 6,7 % bei 770 Hz (siehe hierzu Bild 56).

Im Anschluss werden alle Faktorstufen des Faktors B (Temperatur-Zeit-Profil) für unterschiedliche Faktorstufen des Faktors A (Flächenpressung) verglichen. Die Temperatur-Zeitprofile werden demnach jeweils bei konstanter Flächenpressung evaluiert und in Boxplot-Diagrammen in Bild 57 gegenübergestellt. Dabei werden die Mittelwerte bei drei unterschiedlichen Frequenzen, 50 Hz, 400 Hz und 1000 Hz dargestellt. In Faktorstufe 1 des Faktors A ist die Differenz zwischen den Versuchen 1-3 gering. Die Mittelwerte der spezifischen Verlustleistung variieren bei 50 Hz nicht. In der Datenreihe mit 400 Hz kann ein Anstieg der Verluste bei höheren Ofen-Temperaturen beobachtet werden, welcher sich in der Datenreihe mit 1000 Hz deutlicher abzeichnet. Es existiert keine Messung für die Probe aus Versuch Nummer 10, die mit 1,5 MPa und 250 °C hergestellt wurde, da die mangelnde mechanische Stabilität des Pakets keine valide Messung erlaubt. In Faktorstufe 2 des Faktors A ist die Differenz zwischen den spezifischen Verlusten bei unterschiedlichen Stufen des Faktors B deutlicher ausgeprägt. Sowohl bei 400 Hz als auch bei 1000 Hz steigen die Verluste mit der Ofentemperatur und Reaktionszeit. Für 1000 Hz und 400 Hz sind die Verluste in der höchsten Faktorstufe des Faktors B deutlich niedriger als in anderen Stufen. Ein ähnliches Verhältnis der Differenzen der spezifischen Verluste ist in der höchsten Faktorstufe des Faktors A in Bild 59 unten zu sehen. Bei der Datenreihe mit der höchsten Frequenz 1000 Hz sind die Verluste für die höchste Stufe des Faktors B am geringsten. Bei hohen Temperaturen und kurzen Reaktionszeiten findet die Änderung von Lackzustand B zu Zustand C schneller statt. Der Backlack erweicht nicht durchgehend und die Scherwirkung, welche ein Verdrängen des Backlacks verursacht bleibt aus. Somit bleibt die Isolation zwischen den Einzellamellen erhalten.



Bild 59: Boxplot-Diagramme der spezifischen Verluste bei Variation von Faktor B bei jeweils konstantem Faktor A

Bereits aus den Datenreihen bei nur drei Frequenzen kann abgelesen werden, dass die Variation der Faktoren bei unterschiedlichen Frequenzen verschieden starke Differenzen der spezifischen Verluste verursacht. Die Annahme, Fertigungsparameter bei der Paketierung durch Backlack haben Optimierungspotential für die betriebspunktgerechte Produktion, wird dadurch bestätigt. Während bei niedriger Flächenpressung die Unterschiede für verschiedene Frequenzen gering sind, zeigt sich bei den beiden höheren Faktorstufen des Faktors A, dass sich je nach Anregungsfrequenz ein Temperaturzeitprofil als günstig erweist hinsichtlich der spezifischen Verluste.

Die höchste Differenz zwischen der verlustärmsten und der am stärksten verlustbehafteten Probe beträgt $\Delta P_{V,Par} = 25,6 \frac{W}{kg}$ bei einer Frequenz von 1000 Hz. Die beiden diese Extremwerte liefernden Versuche sind beide mit einer Flächenpressung von 2,5 MPa hergestellt worden. Der Versuch Nummer 11 weist in diesem Fall die niedrigsten Verluste insgesamt auf, während Versuch Nummer 10 mit den höchsten spezifischen Verlusten der Versuchsreihe aufwartet.

Die aus den Versuchen zum Fügen durch Backlack ableitbaren Maßnahmen für die Fertigungsprozesse werden im Folgenden erläutert. Die Ebenheit der Bleche sowie die Parallelität des Presswerkzeugs zur Beaufschlagung des Blechpakets mit der gewünschten Flächenpressung müssen sichergestellt sein. Bei unebenen Blechen ist eine vollflächige Verklebung durch die Backlackbeschichtung nicht sichergestellt und es besteht die Möglichkeit von lokaler Verdrängung des Backlacks während des Aushärtevorgangs im Ofen, was elektrisch leitfähige Verbindungen verursacht. Bei Epoxidharz beschichteten Blechen sind Aushärtezeit und -temperatur sowie die Druckbeaufschlagung der Blechpakete während des Backprozesses verantwortlich für Änderungen am Verlustverhalten. Dies ist zurückzuführen auf die Lackviskosität infolge der unterschiedlichen Zeit-Temperatur-Profile. Diese führt teilweise zu Verdrängung des Backlacks, was bei fertigen Proben zusätzliche Wirbelstromverlusten durch elektrische Kontakte zwischen den Einzellamellen generiert. Die Viskosität des Backlacks sollte auch für lange noch im Datenblatt spezifizierte Reaktionszeiten hoch sein.

Bei den Fügetechnologien ist ein Optimum für bestimmte Betriebsfrequenzen der Maschine durch die Parametrierung der Fertigungsprozesse erzielbar. Die Differenz zwischen Versuchen bei unterschiedlichen Frequenzen ist in Bild 59 zu sehen. Für niedrige Betriebsfrequenzen sind die Unterschiede gering. Hier kann demnach der Prozess nach Kosten- und Energieaufwand (niedrige Temperaturen im Ofen) ausgelegt werden ohne Nachteile bei den entstehenden spezifischen Verlusten zu erhalten. Bei hohen Betriebsfrequenzen kann durch Wahl der Prozessparameter hinsichtlich minimaler Verluste optimiert werden.

Um das Reale Minimum an spezifischen Verlusten zu erreichen, ist den vorstehenden Untersuchungen nach die Evaluierung der Prozessparameter beziehentlich einer betriebspunktgerechten Produktion unerlässlich. Für die Qualitätssicherung einer betriebspunktgerechten, parameterbasierten Produktion ist die Überwachung der Verluste jedes gefertigten Stators sinnvoll, um Aufschluss über die Fertigungsoptimierung zu erlangen. Eine Möglichkeit eine solche 100 % Überprüfung von Abweichungen innerhalb der Fertigungslinie zu realisieren, wird im nachstehenden Kapitel erläutert.

6 Entwurf eines neuen Messverfahrens zur Bestimmung der Permeabilität von Statorblechpaketen innerhalb der Fertigungslinie

Wie in Kapitel 2 bereits aufgezeigt wurde, fußt die Messung der elektromagnetischen Eigenschaften von Elektroblechen in der Serienfertigung auf dem transformatorischen Prinzip - mit allen sich daraus ergebenden Vorund Nachteilen. Die Wicklungen für die Messung an Ringkernen - der einzigen Geometrie, welche alle Einflüsse von Fertigungsverfahren auf die Eigenschaften des Blechpakets zu erfassen vermag - werden nach Stand der Technik manuell appliziert. Sollen nun die in den vorstehenden Kapiteln untersuchten individuellen Ergebnisse der Fertigungshistorie im Rahmen einer kundenorientierten, verlustoptimierten Fertigung vollständig mit einer Messung erfasst werden, ist ein solches, rein manuelles Messverfahren auf Basis einer statistischen Stichprobenprüfung nicht mehr geeignet. Eine schnelle, präzise und zerstörungsfreie Messmethode ohne notwendige Applikation von Primär- und Sekundärwindungen bietet sich als Verfahren zur holistischen Erfassung der Fertigungseinflüsse an. Die Hochfrequenztechnik als Spezialgebiet der allgemeinen Elektrotechnik beschäftigt sich seit jeher mit Messverfahren zur Feststellung bauteil- oder materialspezifischer Eigenschaften. Bereits Ende der 1940er Jahre sind diesbezüglich Bestrebungen aus Forschung und Entwicklung dokumentiert [95–97]. Die sich aus der Nutzung der Hochfrequenzmesstechnik erschließenden Möglichkeiten umfassen einige interessante und für die Charakterisierung von elektromagnetischen Eigenschaften fertig aufgebauter Statorblechpakete nutzbare Prinzipien. Die Impedanzanalyse, die Streuparameter-Messung, die Messung des Stehwellenverhältnisses oder die Gütemessung stellen einige Beispiele dar.

6.1 Potential der Hochfrequenzmesstechnik in der Bestimmung von Bauteileigenschaften und Applikation für magnetische Messtechnik

Um das Potential der Hochfrequenztechnik bei der Bestimmung von Bauteileigenschaften für die magnetische Messtechnik auszuloten, werden zunächst einige spezifische Grundlagen hierzu erläutert. Der wesentliche Unterschied zur niederfrequenten Elektrotechnik ist die Betrachtungsweise 6 Entwurf eines neuen Messverfahrens zur Bestimmung der Permeabilität von Statorblechpaketen innerhalb der Fertigungslinie

der ein Netzwerk bestimmenden Bauteile. Während auf der einen Seite konzentrierte Bauelemente durch Maschen und Knotengleichungen sowie durch definierte Beziehungen zwischen Spannung und Strom als Netzwerk charakterisiert werden können, stehen auf der hochfrequenten Seite Phänomene wie die Wellenausbreitung, der Skineffekt, Dispersion und Laufzeitunterschiede demgegenüber. Der Grund hierfür liegt in der Tatsache, dass die Wellenlänge der übertragenen Signale in der Größenordnung der Bauelemente liegt und damit auch die im Niederfrequenzbereich als ideal angenommenen konzentrierten Widerstände, Spulen und Kondensatoren parasitäre komplexwertige Impedanzen annehmen, welche das Verhalten passiver Elemente bei hohen Frequenzen beschreiben.

Die bei den Eisenverlusten dominierenden Wirbelstromverluste sind eng verwandt mit dem Skineffekt. Ein idealer Leiter ist im Zentrum immer feldfrei. Dies basiert auf der Ladungsträgerverschiebung, dem Effekt der Influenz. Das Ringintegral über der elektrischen Feldstärke \vec{E} entlang einer beliebigen Kontur *C* ergibt null, wenn B zeitunabhängig ist:

$$\oint_C \vec{E} * d\vec{s} = 0 \tag{50}$$

Daraus kann eine Randbedingung zwischen zwei Medien abgeleitet werden. Die grenzflächentangentiale Komponente des elektrischen Felds ist stetig, wenn der Materialübergang ausreichend abrupt ist, d.h. $\frac{\partial \vec{E}_y}{\partial x} = 0$ und $\frac{\partial \vec{E}_z}{\partial x} = 0$. An der Grenzfläche zwischen zwei unterschiedlichen Medien sind die tangentialen Anteile des elektrischen Felds konstant. Die Feldlinien des elektrischen Felds stehen in sehr guter Näherung senkrecht auf der Oberfläche des Leiters. Die Normalkomponente des Magnetfelds $\frac{\partial \vec{B}_x}{\partial x} = 0$ ist stetig und ändert sich an einer Grenzfläche zwischen zwei Dielektrika, zwei Metallen oder Dielektrika und Metallen nicht. Der Quotient aus Tangentialkomponente von \vec{B} und μ_r ist stetig im Materialübergang. Damit ändert sich nur die Tangentialkomponente.

Ein magnetisches Wechselfeld dringt in das Innere eines sehr guten Leiters exponentiell gedämpft ein, bis schließlich die Feldstärke auf null abgesunken ist. Aufgrund des Skineffekts dringt das Feld und damit die Stromdichte nicht vollständig in den Leiter ein. Die Stromdichte ist daher am Rand der Bleche höher als in der Blechmitte, was als Skineffekt bezeichnet wird, siehe Bild 60. Dies reduziert effektiv den Querschnitt der Bleche und erhöht die Ohm'schen Verluste. 6.1 Potential der Hochfrequenzmesstechnik in der Bestimmung von Bauteileigenschaften und Applikation für magnetische Messtechnik



Bild 60: Feldverdrängung aus dem Leiterinneren durch den Skineffekt bei hochfrequenter Anregung des Leiters

Die beschreibende Größe zum Skineffekt ist die Skintiefe δ :

$$\delta = \frac{1}{\sqrt{\pi f \mu(f)\sigma}} \tag{51}$$

Mit den Größen der Gleichung (45):

- Kreiszahl π
- Permeabilitätszahl μ
- Schwingungsfrequenz f
- Elektrische Leitfähigkeit σ

Dieser Effekt vergrößert den Widerstand eines Leiters für hohe Frequenzen, da der Leitungsquerschnitt durch den Skineffekt reduziert wird. Demgemäß steigen die Verluste im Leiter an. Eine exakte geometrische Angabe des Feldverlaufs für verschiedene Leiterformen ist kompliziert, weshalb ein äquivalenter Widerstand R_{HF} für ein Leiterstück der Länge l_L und der Breite b_L angegeben wird, welches dem Skineffekt unterliegt:

$$R_{HF} = \frac{l_L}{b_L \sigma \delta} = \frac{l_L}{b_L} * R_{\bullet}$$
(52)

Wobei $R_{\bullet} = \frac{1}{\sigma\delta}$ als Schichtwiderstand bezeichnet wird, welcher der Realteil des Feldwellenwiderstands $Z_F = \frac{1+i}{\sigma\delta}$ von Leitern ist und die Wellenausbreitung in diesen beschreibt. 6 Entwurf eines neuen Messverfahrens zur Bestimmung der Permeabilität von Statorblechpaketen innerhalb der Fertigungslinie

Veränderungen an den Schnittkanten bei der Magnetisierbarkeit und der elektrischen Leitfähigkeit, hervorgerufen durch die vorangegangenen Bearbeitungsschritte, können mit einem äquivalenten Widerstand beschrieben werden. Diese Veränderung an den Materialeigenschaften ist nicht direkt messbar. Indes bietet die Hochfrequenzmesstechnik Möglichkeiten den Effekt zu quantifizieren. Läuft eine Welle durch einen verlustbehafteten Leiter, wird ihre Ausbreitung gedämpft und die maximale Reichweite limitiert. Eine Möglichkeit ohm'sche Verluste in einem Leiter zu bestimmen besteht also darin, die Amplitudendämpfung zu messen, was bei hinreichend hoher Auflösung mit einem Oszilloskop möglich ist.

Der Begriff der elektromagnetischen Welle soll an dieser Stelle näher erläutert werden, um typische Wellenphänomene wie die Reflexion zu definieren. Die Strom- und Spannungsamplitude entlang einer Leiterung wird bei niederfrequenten Anwendungen als zeitunabhängig konstant angesehen. Bei höheren Frequenzen und Leiterlängen größer als $\frac{1}{50}$ der damit einhergehenden Wellenlänge gilt dies nicht mehr. Die Leitung selbst weist dann charakteristische Eigenschaften auf, die durch die Leitungsbeläge kapazitiver Belag *C*', induktiver Belag *L*', Leitbelag *G*' und dem Widerstandsbelag *R*' bestimmt sind. Eine Modellvorstellung der Leitung als Kettenschaltung infinitesimal kurzer Leitungsstücke als Netzwerk konzentrierter Bauelemente liefert Informationen zur Charakterisierung von HF-Leitungen. [98]



Bild 61: Evolution eines Ersatzschaltbildes für infinitesimal kurze Leitungsstücke nach [98]

In Bild 61 oben sind jeweils zwei Leiterstücke der Länge dz dargestellt. Links visualisiert als Modell des durch die kapazitive Kopplung zwischen zwei durch ein Dielektrikum getrennten Leitern entstehenden elektrischen Felds und rechts entsprechend als stromdurchflossenes Leiterpaar mit dem generierten magnetischen H-Feld. Die beiden Hilfsdarstellungen können zu einem Ersatzschaltbild zusammengefasst werden, wie in Bild 61 unten. Es ergeben sich zwei Maschen zur Analyse des Netzwerks des Leitungsstückes [98]:

$$M1: -\frac{\partial I}{\partial z} = G'U + C'\frac{\partial U}{\partial t}$$

$$M2: -\frac{\partial U}{\partial z} = R'I + L'\frac{\partial I}{\partial z}$$
(53)

Nach dem Differenzieren der Maschengleichung M2 nach ∂z kann Maschengleichung M1 eingesetzt werden und damit eine Größe eliminiert werden. In der sich daraus ergebenden partiellen Differentialgleichung 2. Ordnung kommt lediglich die Spannung als Größe vor:

$$\frac{\partial^2 U}{\partial z^2} = L'C' \left[\frac{\partial^2 U}{\partial t^2} + \left(\frac{R'}{L'} + \frac{G'}{C'} \right) \frac{\partial U}{\partial t} + \frac{R'G'}{L'C'} U \right]$$
(54)

Die Gleichung wird auch als Telegraphengleichung bezeichnet und kann analog für die Stromstärke hergeleitet werden. Da eine Frequenzabhängigkeit der charakteristischen Größen des Leitungsstücks relevant ist, kann durch Verwendung der Zeigerform für die Annahme harmonischer sinusförmiger Anregung die Zeitabhängigkeit aus der Telegraphenleitung eliminiert werden. Die komplexen Zeigerformen für Strom und Spannung sind:

$$U(t) = Re\{U * e^{i\omega t}\}$$

$$I(t) = Re\{I * e^{i\omega t}\}$$
(55)

Wobei $\omega = 2\pi f$ die Kreisfrequenz ist. Gleichung (54) kann damit umgeformt werden zu:

$$\frac{\partial^2 U}{\partial z^2} = \underbrace{-\omega^2 L' C' \left[\left(1 - \frac{R'}{j\omega L'} \right) \left(1 - \frac{G'}{j\omega C'} \right) \right]}_{\gamma} U$$
(56)

Der Koeffizient γ^2 der Spannung *U* bezeichnet das Ausbreitungsmaß der Leitung in der Form $\gamma_{1,2} = \alpha + j\beta$, wobei der Realteil das Dämpfungsmaß der Amplitude und somit die Verluste auf der Leitung beschreibt.

$$\gamma_{1,2} = j\omega\sqrt{L'C'}\sqrt{\left(1 - \frac{R'}{j\omega L'}\right)\left(1 - \frac{G'}{j\omega C'}\right)}$$
(57)

Die Lösung der charakteristischen Gleichung von Gleichung (56) liefert zwei Nullstellen $\lambda_{1,2} = \pm \gamma$ aus der Substitution $U(z) = e^{\lambda z}$. Die beiden Lösungen der charakteristischen Gleichung können nach dem Superpositionsprinzip zu folgender Darstellung überlagert werden:

$$U(z) = U_1 e^{-\gamma z} + U_2 e^{\gamma z}$$
(58)

In die Zeigerform der Gleichung (55) eingesetzt, kann der zeitliche Verlauf der Spannung in Abhängigkeit der Frequenz und der Leitungsbeläge in einer Gleichung repräsentiert werden:

$$U(t) = Re\left\{U^+ e^{-\alpha z} e^{j\omega(t-\beta\frac{z}{\omega})} + U^- e^{\alpha z} e^{j\omega(t+\beta\frac{z}{\omega})}\right\}$$
(59)

Basierend auf den o.g. Maschengleichungen kann analog zu (59) die Gleichung für die Stromstärke erstellt werden. In Entsprechung zum elektrischen Widerstand im niederfrequenten Bereich, wird ein Leitungswellenwiderstand Z_l aus dem Verhältnis von Spannung U(t) und Stromstärke I(t)definiert, welcher alle charakteristischen Größen der Leitung enthält:

$$Z_l := \sqrt{\frac{R' + j\omega L'}{G' + j\omega C'}} \tag{60}$$

Wird ein Leitungsstück mit einer Abschlussimpedanz Z_A verschalten, wird ein Reflexionsfaktor aus dem Verhältnis der rück- und der vorlaufenden Welle definiert:

$$r(z) = \frac{Z_A - Z_l}{Z_A + Z_l} e^{-2\gamma(l-z)}$$
(61)
Um an dieser Stelle weiterführende Erklärungen zu Laufzeiteffekten und Reflexionen an Impedanzsprüngen abgeben zu können, wird nun die systemtheoretische Betrachtung konzentrierter Bauelemente als n-Tor eingeführt. Bisher wurden zur Zustandsbeschreibung des Verhaltens elektromagnetischer Wellen auf Leitungen zwei Zustandsgrößen, die elektrische Spannung und die Stromstärke, herangezogen. Durch die Normierung mit $\sqrt{Z_l}$ können die Wellengrößen

$$a = \frac{U^+}{\sqrt{Z_l}} = I^+ \sqrt{Z_l} ,$$

$$b = \frac{U^-}{\sqrt{Z_l}} = I^- \sqrt{Z_l}$$
(62)

etabliert werden. Um nun ein Netzwerk vereinfacht und möglichst allgemein darstellen zu können, werden n-Tore als Beschreibung des Netzwerks verwendet, welche eine Art Black-Box-Äquivalent des physikalischen Netzwerks sind. Im einfachsten Fall ist dies ein Zweitor, um eine Leitung komplett beschreiben zu können. Später wird ersichtlich, dass für manche Messungen sogar ein Eintor ausreichend sein kann, um gewünschte Eigenschaften eines Netzwerks zu evaluieren.



Bild 62: Darstellung der S-Parametermatrix eines Zweitors

Beim Zweitor in Bild 62 sind an den Toren 1 und 2 jeweils die vor- und rücklaufenden Wellen dargestellt. Über die Streumatrix *S*, analog zur Impedanz- oder Admittanzmatrix, werden die Wellengrößen miteinander verknüpft:

$$\binom{b_1}{b_2} = \underbrace{\binom{s_{11} \quad s_{12}}{s_{21} \quad s_{22}}}_{S} \binom{a_1}{a_2} \tag{63}$$

Entsprechend ihrer physikalischen Bedeutung werden die Koeffizienten der S-Parametermatrix benannt als Eingangsreflexion *s*₁₁, Rückwärtstrans-

mission s_{12} , Vorwärtstransmission s_{21} und Ausgangsreflexion s_{22} . Die Eingangsreflexion entspricht dem in Gleichung (61) beschriebenen Reflexionsfaktor r. Um bei reellen Messungen von vor- bzw. rücklaufenden Wellen nicht Spannung und Strom getrennt messen zu müssen, um danach die Leistung zu berechnen, wird der Zusammenhang zwischen den Streuparametern und der vor- und rücklaufenden Leistung hergestellt:

$$|s_{11}|^2 = \frac{P_1^-}{P_1^+} \tag{64}$$

Damit kann die eingekoppelte Leistung in ein Netzwerk ins Verhältnis zur reflektierten Leistung gesetzt werden und ist damit eine repräsentative Größe für die Qualität der Anpassung an den Leitungswellenwiderstand der Messleitung, welcher auf 50 Ω normiert ist. Ändert sich ein Wert am gemessenen Netzwerk, wird dementsprechend die Anpassung variiert und es kann aus der Messung der S-Parameter bei bekanntem Schaltungsaufbau auf die Werte der Impedanzen zurück gerechnet werden.

6.2 Einfluss von Fertigungsparametern auf die Permeabilität von Statorblechpaketen

Bereits in früheren Publikationen wurde die Änderung der Permeabilität im Schnittkantenbereich in Folge des Trennprozesses diskutiert. So wird in [99, 100] eine Möglichkeit vorgestellt, wie der durch den Fertigungseinfluss veränderte Schnittkantenbereich in seiner Ausbreitung abgeschätzt werden kann. Die meisten Methoden sind dabei nicht zerstörungsfrei und basieren auf einer Härtemessung (siehe Austenitbildung in Kapitel 2.2.4). Zunächst werden in [100] Mikroskopien angefertigt, welche zeigen, dass die Korngrößen an der Schnittkante abnehmen. Die Zone mit veränderten Korngrößen wird auf 500 µm taxiert. Um geschädigtes und ungeschädigtes Material in Bezug auf die elektromagnetischen Eigenschaften vergleichen zu können, wird ein Ringkern aus konzentrischen Ringen aufgebaut, um den Schnittkantenanteil zu erhöhen. Nebstdem wird eine reduzierte, aus der Fertigung resultierende, äquivalente Permeabilität analytisch beziehungsweise numerisch berechnet. Der gleiche Ansatz führte in [101] zu ähnlichen Resultaten.

Wie in Kapitel 4 bereits für Einzelbleche ausführlich erläutert wurde, wird das Verlustverhalten, respektive die Permeabilität von Elektroblechen, durch die Verarbeitung verändert. Nach dem Trenn- und Paketierprozess ist es nur noch schwer möglich, den Einfluss der einzelnen Schnittkantenbereiche von den globalen Eigenschaften des kompletten Blechpakets zu trennen. Bei fertig paketierten Stapeln überwiegen die Einflüsse aus den Fügeprozessen die Effekte der Trennprozesse, was aus den Messungen in Kapitel 5 hervorgeht. Im Hinblick auf die Qualitätssicherung der Statorproduktion ist eine holistische Betrachtung der Eisenverluste zur Angabe von Gesamtverlusten maßgeblich. Untersuchungen zur Materialbeeinflussung sind zur besseren Trennung des Einflusses von Trenn- und Fügeverfahren weiterhin mit den konventionellen Messmethoden zur Evaluierung von Einzellamellen durchzuführen, da diese für diese Applikation praktikabler sind.

Eine grundlegende materialspezifische Konstante ist die relative Permeabilität μ_r , welche für nichtkornorientierte Ferromagnetika Werte bis zu 40000 annehmen kann [19]. In jedem Arbeitspunkt der B-H-Kurve beschreibt die Permeabilität den Zusammenhang zwischen magnetischer Flussdichte und Feldstärke. Da die B-H-Kennlinie nichtlinear ist, kann μ nur für definierte Arbeitspunkte angegeben werden, da die Permeabilität je nach Position in der Hystereseschleife unterschiedliche Werte annimmt. Darüber hinaus fordert die kristalline Beschaffenheit ferromagnetischer Werkstoffe eine dreidimensionale Betrachtungsweise der Permeabilität, da es bei der Magnetisierung dieser Werkstoffe Vorzugsrichtungen gibt und somit Anisotropien entstehen, welche faktisch nur mit einem Permeabilitätstensor beschrieben werden können. Die relative Permeabilität ist eine Funktion der Frequenz, der magnetischen Feldstärke und der Temperatur:

$$\mu_r = g(f, H, T) \tag{65}$$

Die Magnetisierbarkeit wird durch erhöhte Temperaturen verringert, bis hin zur Curie-Temperatur, bei der die relative Permeabilität auf ≈ 1 absinkt. Da bei höheren Frequenzen Wirbelströme entstehen, wird in einem flussführenden Material das Feld an die Oberfläche verdrängt (Skin-Effekt). Die effektive Querschnittsfläche des flussführenden Materials wird demzufolge reduziert. Es besteht eine Frequenzabhängigkeit des Realteils der relativen Permeabilität μ_r' durch die auftretende geringere Magnetisierung bei gleicher erregender Feldstärke in Ferromagnetika und des Imaginärteils der relativen Permeabilität μ_r' durch die frequenzabhängige Phaseverschiebung zwischen erregender Feldstärke und der entstehenden Magnetisierung, was auch mit dem magnetischen Verlusttangens tan δ_{μ} modelliert werden kann.

Aus der Korrelation zwischen Ummagnetisierungsverlusten und Permeabilität kann die Erweiterung der mathematischen Beschreibung der nichtidealen Permeabilität auf die komplexe Permeabilität abgeleitet werden. Die komplexe Permeabilität beschreibt nicht nur die magnetische Leitfähigkeit, sondern auch die Verluste durch die dynamischen Vorgänge der Ummagnetisierung:

$$\mu = \mu' - j\mu'' \tag{66}$$

Der Realteil von Gleichung (66) repräsentiert dabei den Anteil der idealen Permeabilität und der Imaginärteil die Verluste der realen Induktivität. Somit kann für die Spulenimpedanz notiert werden:

$$Z_{L} = j\omega L = j\omega(\mu_{r}' - j\mu_{r}'')L_{0} = R_{s} + jX_{s}$$
(67)

Die Induktivität L_0 beschreibt die Induktivität einer Luftspule ohne Kern, also mit einer Permeabilität von μ_0 . Die ideale Induktivität wird im Impedanzmodell somit um einen Serienwiderstand erweitert, welcher die Gesamtverluste im Kern repräsentiert. Die in Kapitel 4 und 5 bereits diskutierten Einflüsse verschiedener Fertigungsparameter auf die magnetischen Eigenschaften von verarbeitetem Elektroblech zeigen, wie die Verarbeitung die Verluste und die Permeabilität der Blechlamellen und –pakete verändert, was auch in [100, 99, 101] evaluiert wurde.

Tabelle 8: Vergleich der Änderung des Mittelwerts der gemessenen relativen Permeabilität bei unterschiedlicher Verarbeitung, erfasst für 50 Hz Anregung für Blechstreifen der Größe 37,5 mm x 150 mm

	Schnittgeschwindig- keit		Streckenenergie		Fokusdurchmes- ser/Laserprinzip	
Parameter	10 m/min 1700 W	5 m/min 850 W	10 m/min 1700 W	5 m/min 1700 W	10 m/min 1700 W	16 m/min 1000 W
Mittelwert μ_r	1249	1202	1249	995	1249	1096
Rel. Diffe- renz in %	3,72		20,	,32	12,2	2

In Tabelle 8 sind die Mittelwerte der Permeabilitäten aus jeweils 4 Probensätzen der mit unterschiedlichen Parametern gefertigten Blechstreifen und die relative Differenz zwischen den Mittelwerten der Permeabilitäten in % bei 50 Hz sinusförmiger Anregung dargestellt. Die Auswirkungen der Parameter Schnittgeschwindigkeit, Streckenenergie und Laserprinzip beziehungsweise Fokusdurchmesser folgen der Tendenz aus den Verlustmessungen in Kapitel 4. Für höhere Frequenzen und damit vor allem höheren Wirbelstromverlusten sinkt die Permeabilität weiter ab, wie Tabelle 9 und Tabelle 10 zeigt.

Tabelle 9: Vergleich der Änderung des Mittelwerts der gemessenen relativen Permeabilität bei unterschiedlicher Verarbeitung, erfasst für 1000 Hz Anregung für Blechstreifen der Größe 37,5 mm x 150 mm

	Schnittgeschwindig- keit		Streckenenergie		Fokusdurchmes- ser/Laserprinzip	
Parameter	10 m/min 1700 W	5 m/min 850 W	10 m/min 1700 W	5 m/min 1700 W	10 m/min 1700 W	16 m/min 1000 W
Mittelwert μ_r	1198	1163	1198	964	1198	1056
rel. Diffe- renz in %	2,99		19,58		11,59	

Tabelle 10: Differenz zwischen den Permeabilitäten bei Messungen für 50 und 1000 Hz im Vergleich

	Schnittgeschwindig-		Strecken-		Fokusdurchmesser/	
	ke	it	ene	rgie	Laserj	orinzip
f in Hz	50	1000	50	1000	50	1000
relative						
Differenz	-4,21	-3,42	-4,21	-3,25	-4,21	-3,46
in %						

Die Berechnung der relativen Permeabilität erfolgt bei der Messung mit dem Apparat Brockhaus MPG 200 D aus den Messwerten für H_{max} und J_{max} beim jeweiligen Messdurchlauf für jede Frequenz einzeln. Die aus-

steuerungsabhängige Permeabilität wird so am gleichen Punkt in jeder individuellen Hystereseschleife erfasst, um vergleichbare Ergebnisse zu erzielen.

Ein direkter, mathematisch-analytischer Zusammenhang zwischen der Berechnung der Eisenverluste und der Permeabilität besteht nicht. In den Blechlamellen und Blechpaketen entstehende Verluste bilden vielmehr eine individuelle Signatur der Fertigungshistorie, welche sich auch in den resultierenden Permeabilitäten niederschlägt.

6.3 Erstellen des Messaufbaus EMC|Inline zur Bestimmung der Verluste von Elektroblechpaketen in einer 100%-Prüfung innerhalb der Fertigungslinie

Die Evaluierung der Permeabilität als indirekten Indikator für Ummagnetisierungsverluste bildet die Basis für ein neues Messverfahren, welches nachstehend näher beschrieben wird. Die elektromagnetische Charakterisierung innerhalb der Fertigungslinie (EMC|Inline) zeigt mehrere Vorteile gegenüber konventioneller Messmethoden. Diese werden im Folgenden disuktiert.

6.3.1 Unterscheidungsmerkmale von EMC|Inline zu konventionellen transformatorischen Messmethoden

Stanzgrate oder elektrische Verbindungen zwischen Einzellamellen erzeugen globale Wirbelstrompfade [17]. Die Wirbelströme führen zu einer inhomogenen Verteilung der Stromdichte im Elektroblech, erhöhen die Verluste eines laminierten Statorblechpakets und führen zu einer Änderung der Magnetisierungskurve. Diese Änderung der magnetischen Reluktanz (siehe Gleichung (68)) beeinflusst die Induktivität von bewickelten Blechpaketen, wie in Bild 63 illustriert.

Die Reluktanz oder der magnetische Widerstand R_m ist definiert als:

$$R_m = \frac{l_m}{\mu_0 \mu_r A_m} \tag{68}$$

Eine Erhöhung oder Verringerung der Induktivität kann durch empfindliche HF-Messung erfasst werden, wie in Abschnitt 6.3.2 gezeigt wird, zumal eine direkte Korrelation zu Werten bei Betriebsfrequenzen zwischen 50 Hz und 1000 Hz hiermit analytisch nicht möglich ist.



Bild 63: Kausalzusammenhang zwischen Imperfektion aus der Fertigung und der Änderung der Permeabilität [P3]

Um die auftretenden Verluste bei der Qualitätssicherung mit möglichst realitätsnahen Umgebungsbedingungen simulieren zu können wäre eine Magnetisierungsrichtung ähnlich des Betriebszustands wünschenswert. Dies kann aber nicht mit einer Wicklung um den Rückschluss oder Jochteil des Statorblechpakets abgebildet werden, da sich hieraus zwangsweise eine rein azimutale Erregung ergibt.

Eine alternative Methode, die Verluste des ferromagnetischen Statorblechpakets zu messen, um Informationen zum Einfluss von Herstellungsprozessen zu erhalten, ist die Resonanzmethode mit EMC|Inline, die bereits in ähnlicher Form für die Verlustmessung in Ferritkernen in [102] beschrieben wird. Die Charakterisierung von Materialeigenschaften ist ein weites Anwendungsgebiet der Hochfrequenztechnik. Die inhärenten Eigenschaften schnell oszillierender Systeme, wie die Streuparameter eines Netzwerks, werden anstelle der Messung der induzierten Spannung verwendet [P4].

Im Gegensatz zur Ringkernmessung wird bei der Resonanzmethode eine Luftspule in den Innenraum eines Statorblechpakets eingeführt, wie in

[103] beschrieben. In [103] ändert sich die grundsätzliche Messmethode gegenüber dem Stand der Technik nicht, da nach wie vor konventionell mit dem Transformatorprinzip aus der DIN 60404 gemessen wird, während die Feldeinprägung wie folgt geändert wird.

Wie bei einer elektrischen Maschine verlaufen die Feldlinien primär radial und der Rückschluss findet über die \vec{e}_{o} -Richtung statt, wie Bild 64 zeigt.

Der Stator wird wie im Betrieb radial mit einem Magnetfeld durchsetzt, während nur der magnetische Rückschluss eine tangentiale Komponente ausweist. Da sich die höchste Flussdichte an der Stelle des kleinsten magnetischen Widerstands ausprägt, werden bei rein tangentialer Erregung Fertigungseinflüsse an den Polschuhen mit weniger Genauigkeit erfasst, da sich das magnetische Feld an den Polschuhen über das Streufeld durch die Luft mit höherer Reluktanz schließen muss. Dies liegt begründet in der hohen Permeabilität des ferromagnetischen Elektroblechs.



Bild 64: Vergleich konventioneller Messmethodik mit neuem Ansatz

Es kann gefolgert werden, dass $R_{m,Luft} \gg R_{m,Fe}$ gilt. Bei gleicher magnetischer Durchflutung

$$\Theta = \oint \vec{H} d\vec{s} \tag{69}$$

6.3 Erstellen des Messaufbaus EMC\Inline zur Bestimmung der Verluste von Elektroblechpaketen in einer 100%-Prüfung innerhalb der Fertigungslinie

folgt über das Hopkinson'sche Gesetz

$$\Theta = R_m * \Phi \tag{70}$$

dass der resultierende Fluss in hochpermeablen Materialien entsprechend der Verhältnisse der Reluktanzen größer ist.

Das Ziel bei der Einführung der Resonanzmethode ist also eine Verbesserung der Bestimmung von herstellungsbedingten Defekten an den Blechpaketen bei betriebsnahen Feldverläufen unter dem Einsatz einer automatisierbaren Messmethode mit niedriger Taktzeit und Eignung für eine 100 %-Prüfung der Statoren einer oder mehrerer Fertigungslinien.

6.3.2 Funktionsprinzip des Messverfahrens EMC|Inline

Bei der vorgestellten Methode nach [P₃] und [P₅] wird eine Erregerspule in den Stator eingebracht, wie in Bild 65 dargestellt.





Diese Zylinderspule muss entsprechend hoher elektrischer Güte sein, damit die erwünschte Oszillation nicht zu stark gedämpft wird. Die Dämpfung soll im Idealfall möglichst ausschließlich von den Verlusten im Blechpaket ausgehen. Der Gütefaktor Q_{μ} verlustbehafteter Spulen ist definiert als:

$$Q_{\mu} = \frac{\mu'_r}{\mu''_r} = \frac{\omega L}{R_s} \tag{71}$$

Der Serienverlustwiderstand R_s ist eine Reihenschaltung aus Äquivalenzwiderständen, welche repräsentativ für Hystereseverluste im flussführenden Material, Wirbelstromverluste im selben und in den Wicklungen sowie den Ohm'schen Verlusten in den Kupferdrähten der Wicklungen sind. Die Induktivität einlagiger Zylinderspulen kann für $l_{Zyl} > 0,4D_{Zyl}$ nach [104] mit

$$L_{Zyl} = \mu_0 n^2 \frac{A}{l} = \mu_0 n^2 D_{Zyl} \frac{1,73}{1 + 2,2\left(\frac{l_{Zyl}}{D_{Zyl}}\right)}$$
(72)

berechnet werden. Für die Induktivität einlagiger Zylinderspulen in μ H kann nach [105] in guter Näherung auch geschrieben werden:

$$L_{\mu H} = \frac{D^2 n^2}{18d + 40L_{inch}}$$
(73)

Die maximale Länge der Spule ist geometrisch durch den Innendurchmesser eines Statorblechpakets begrenzt, welcher für den Demonstratoraufbau auf 90 mm festgelegt ist. In [105] wird für hochgütige Spulen ein Formfaktor F von $0,35 < \frac{l_{Zyl}}{D_{Zyl}} < 0,45$ empfohlen. Die Geometrie der Luftspule kann mit dieser Vorschrift und der Vorgabe, dass die Spule im Inneren eines Blechpakets mit 90 mm Innendurchmesser Platz finden muss, festgelegt werden. Weitere Kompromisse hinsichtlich der optimalen Spulengeometrie werden durch den notwendigen Einsatz eines Kunststoffwickelkörpers geschlossen. Aus den Vorgaben kann die Geometrie der Spule iterativ berechnet werden. Dies erfolgt über ein Matlab-Skript (s. Anhang). In Bild 66 ist die berechnete und verwendete Luftspule zu sehen.

6.3 Erstellen des Messaufbaus EMC|Inline zur Bestimmung der Verluste von Elektroblechpaketen in einer 100%-Prüfung innerhalb der Fertigungslinie



Bild 66: Luftspule mit Halterung und BNC-Anschluss

Diese besteht aus Gründen der Montagemöglichkeit aus zwei in Serie geschalteten Einzelspulen Li und L2. Eine genaue Angabe der resultierenden Induktivität und der Güte der Luftspule ist aufgrund der Feldverteilung und der Abhängigkeit von Wickelkörpermaterial, Wickelgenauigkeit und der Umgebung der Spule lediglich rechnerisch möglich. Aus dem Matlab-Skript ergibt sich für eine Spule mit der Länge l = 48 mm und einem Durchmesser von D = 60 mm (Formfaktor F = 0,8) eine Güte [104]

$$Q = \frac{\omega L}{R} \tag{74}$$

von über 4600 (für eine Frequenz von 250 MHz) und eine Gesamtinduktivität $L_{\mu H} \approx 109 \,\mu H$ bei Bewicklung mit Kupferdraht der Stärke 0,5 mm und sich daraus ergebenden 48 Windungen pro Spule. Die Güte wird durch parasitäre Kapazitäten und die Übergangswiderstände zur restlichen Schaltung reduziert. Maßgeblich für die Gesamtgüte Q_{ges} eines Schwingkreises ist allerdings die niedrigste vorkommende Güte, wie Gleichung (75) zu entnehmen ist.

$$\frac{1}{Q_{ges}} = \frac{1}{Q_1} + \dots + \frac{1}{Q_n}$$
(75)

Das zweite Element der Schaltung ist ein trimmbarer Kondensator, welcher auch bei hohen Frequenzen eine hohe Güte aufweist. Verwendet wurde hierzu ein 30 pF Luft-Trimmkondensator, welcher nach Herstellerangeben

bei einer Frequenz von 250 MHz noch über eine Güte von über 800 verfügt und demzufolge im Leerlauf des Serienschwingkreises das limitierende Bauelement der Schaltung in Bezug auf die Gesamtgüte darstellt.



Bild 67: LC-Serienschwingkreis mit Verlustwiderstand

Die resultierende LC-Schaltung in Bild 67 wird über ein genormtes 50-Ohm-Koaxialkabel mit einem Netzwerkanalysator verbunden. Die Resonanzfrequenz und die Amplitude der Schwingung sind die Zielgröße der Messung, um den Einfluss der Fertigungsverfahren auf das elektromagnetische Verhalten zu detektieren.

Wirbelströme verändern die Permeabilität des Materials und damit die Reluktanz des Magnetkreises und demgemäß die Induktivität. Metallurgische Veränderungen an Korngrößen und –formen üben ebenso Einfluss auf die Permeabilität aus, wie in [106, 100, 99, 101] gezeigt wurde. In einem Resonanzkreis wird dabei die Resonanzfrequenz verändert, wie aus der Thomson-Formel hervorgeht:

$$\omega_0 = \frac{1}{\sqrt{LC}} \tag{76}$$

Bei jeder Änderung von Kapazität oder Induktivität ändert sich die Resonanzfrequenz des Resonators. Um eine möglichst gute Kopplung zu erreichen wird der Resonanzkreis als abstimmbares System implementiert. Hierbei wird von Impedanzanpassung gesprochen. Der trimmbare Kondensator wird für die Grundabstimmung so lange eingestellt, bis die Anpassung an die Impedanz des Netzwerkanalysators und des Koaxialkabels möglichst gut ist. Demzufolge wird die abgegebene Leistung des Netzwerkanalysators im Netzwerk in Verluste dissipiert und nicht reflektiert. Dabei gilt zu berücksichtigen, dass selbst bei optimaler Anpassung die von der Quelle zur Last maximal transportierbare mittlere Leistung der Hälfte der Quelleistung entsprechen kann (s. Anhang).

Bei der Messung selbst wird die Eingangsreflexion $|s_{11}|_{dB}$ gemessen und an der Stelle des geringsten Betrags die Resonanzfrequenz f_0 festgesetzt. Die Gesamtadmittanz in Bild 67 wird aufgeteilt in Real- und Imaginärteil (Herleitung Y_{ges} siehe Anhang)

$$\underline{Y_{ges}} = \frac{1}{\underline{Z_1}} + \frac{1}{\underline{Z_2}} = \frac{R_s}{R_s^2 + (\omega L)^2} + j\omega \frac{L(1 - \omega^2 LC) + CR_s^2}{R_s^2 + (\omega L)^2}$$
(77)

Im Resonanzfall muss gelten $Im\left\{\underline{Y}_{s}\right\} \triangleq 0$. Die Nullstellen des Zählers aus Gleichung (77) liefern die Kreisfrequenzen, für die obengenannte Bedingung erfüllt wird. Lösungen für das Nullstellenproblem und damit Resonanzfrequenzen sind (Herleitung siehe Anhang):

$$\omega_{1,2} = \pm \omega_0 \frac{1}{\sqrt{1 - R_s^2 \frac{C}{2L}}}$$
(78)

Wobei a_v den Verschiebungsfaktor gegenüber dem verlustlosen Fall $R_s = 0$ darstellt. Der Widerstand R_s ist repräsentativ für die Kernverluste, da die Leerlaufgüte des Resonators durch die Auswahl entsprechender Komponenten hinreichend gut ist und demzufolge auftretende Verluste dem eingelegten Statorblechpaket zugeordnet werden können. Die Abweichung der Resonanzfrequenz von einem idealen Statorblechpaket ist demnach Indiz für die auftretenden Verluste im Kernmaterial. Für die Messung wird zunächst ein Blechpaket vermessen, dessen Verluste anhand konventioneller Messmethoden bestimmt werden und dem Wunschwert entsprechen. Anhand dieses Blechpakets wird dann die praktisch bestmöglich umsetzbare Güte festgemacht. Auf Basis der sich daraus ergebenden Resonanzfrequenz und der Höhe der Abweichung hiervon, welche am Verschiebungsfaktor a_v abgelesen werden wird, ist es möglich die Qualität der Statoren abzuschätzen.



Bild 68: Prototyp für die Messung der Eingangsreflexion von verlustbehafteten Spulen

Dazu ist es notwendig, die Statoren auf die Testvorrichtung (s. Bild 68) zu applizieren und dabei auf genaue Zentrierung der Probe in der Messvorrichtung zu achten. Eine manuelle Bewicklung jeder einzelnen Probe entfällt. Der magnetische Fluss, generiert durch das Erregerfeld \vec{H} , wird über den Luftspalt zwischen dem Spulenpaar L1 und L2 in die Probe eingebracht, ähnlich einer Rotor-Stator Anordnung. Der geringe Reluktanz des hochpermeablen Probenmaterials konzentriert die Flusslinien, so dass lediglich ein geringer Anteil der Flusslinien über den Streufluss über die Luft geschlossen werden (s. Gleichung (68)ff.). Die Beurteilung des Prüflings liegt innerhalb weniger Sekunden vor, so dass das Ergebnis direkt in einem Fertigungsleitsystem ohne Aufbereitung weiterverarbeitet werden kann. Die Taktzeit der Messung selbst beträgt ca. 15, da für die Messung lediglich Kennlinie der aktuellen Eingangsreflexion aufgezeichnet wird. Das Bestücken des Messaufbaus mit einem Prüfling sowie die Entnahme des Prüflings aus dem Messaufbau verlängern je nach Prozessgestaltung – manuell oder roboterunterstützt - die Messung insgesamt entsprechend. Durch den Einsatz von Handhabungssystemen kann selbst bei hoher Ausbringung der Fertigungslinie theoretisch eine 100%-Prüfung durchgeführt werden.

6.4 Messungen an backlackgefügten Ringkernproben

Um die Impedanzen der Messleitungen kompensieren zu können, wird der Messaufbau vor dem Betrieb mit Standardabschlussimpedanzen kalibriert. Durch diese Maßnahme entfallen Einflüsse von den Zuleitungen zwischen Port und BNC-Anschluss auf der Messschaltung vorneweg. Wie im Anhang beschrieben, wird der Messaufbau an die Normimpedanz von 50 Ohm angepasst. Die Messkurven werden mit einem Keysight E5061B Netzwerkanalysator aufgenommen und für die weitere Verarbeitung der Messdaten als .csv-Datei exportiert. Um statistische Schwankungen bei der Messwertaufnahme auszumitteln, werden pro Messreihe acht Messungen zu je 1600 Messpunkten in einem Frequenzband von 250 bis 350 MHz aufgenommen, gespeichert und ausgewertet (siehe [S3]).

Die Probenauswahl erfolgt analog zu Versuchen in Kapitel 4 und 5, um eine Vergleichbarkeit zu den mit konventionellen Messmethoden ermittelten relativen Abweichungen zu gewährleisten. Wie vorstehend beschrieben indiziert eine erhöhte Resonanzfrequenz eine Reduzierung der die Schwingung charakterisierenden Größen Kapazität und Induktivität. Die Erhöhung der Wirbelstromverluste durch zusätzliche elektrisch leitfähige Kontakte verringern die Permeabilität und demzufolge die Induktivität der Messspulen-Ringkernproben-Kombination. Dies manifestiert sich in der Änderung der Resonanzfrequenz.

Anhand der mit Backlack paketierten Proben kann das EMC|Inline-Messverfahren validiert werden. In einem ersten Vergleich werden Proben, welche bei 160 °C Backtemperatur und einer Backzeit von 120 Minuten mit verschiedenen Flächenpressungen in einem Bereich von 1,5 - 3,5 MPa hergestellt werden, hinsichtlich der Permeabilität untersucht. In Kapitel 5.3 dient die Probe mit 120 Minuten Backzeit bei 160°C und 1,5 MPa Flächenpressung als Referenz für den Vergleich vorgenannter Parameter mit den Proben, welche mit 2,5 MPa und 3,5 MPa Flächenpressung verbacken werden. Bei der Messung der Verluste über der Frequenz im Ringkerntester liegen die Unterschiede der relativen Abweichung zwischen den Proben mit 1,5 MPa und 2,5 MPa bei weniger als 1 % über einem Band von 50 Hz bis 1000 Hz. Eine eindeutige Interpretation des Einflusses des variierten Parameters konnte dabei nicht gewonnen werden. Bei Frequenzen unterhalb von 50 Hz waren die Verluste von der Probe mit 2,5 MPa sogar geringer als bei der 1,5 MPa-Probe. Im HF-Bereich ist kein Unterschied in der Resonanzfrequenz bei allen bei 160 °C verbackenen Proben zu messen, siehe Bild 69.

Lediglich in der Dämpfung sind messbare Unterschiede hervorzuheben, wonach die 1,5 MPa-Probe die geringste Dämpfung aufweist. Eine Aussage zu der Relation der Verluste ist angesichts der Messungen im Ringkerntester wenig aussagekräftig, da auch die geringen Unterschiede in der Dämpfung keine solide Information liefern können.



Bild 69: Vergleich verschiedener Flächenpressungen für bei 160°C gebackene Proben

Die Ergebnisse der Zeit-Temperaturprofile bei konstanter Flächenpressung in Höhe von 2,5 MPa können Bild 70 entnommen werden.



Bild 70: Vergleich verschiedener Zeit-Temperatur-Profile von Proben mit 2,5 MPa Flächenpressung gebacken

Die gemittelten Werte für die bei 220 °C gebackene Probe weisen starke Abweichungen auf, welche nicht ausschließlich mit Fertigungseinflüssen korreliert werden können. Vielmehr ist die stark abweichende Resonanzfrequenz und die um mehr als 10 dB bessere Anpassung auf Fehlereinflüsse bei der Messwerterfassung zurückzuführen.

Die Backzeit-Temperatur-Paarung mit der geringsten Permeabilität und damit höchsten Resonanzfrequenz ist 60 min bei 190 °C. Mit geringem Abstand von 62,5 kHz folgt die Probe mit der längsten Ofenzeit von 120 min bei 160 °C. Die niedrigste Resonanzfrequenz ergibt sich für eine Ofenzeit von 10 min bei einer Temperatur von 250 °C, wobei der Frequenzabstand der Resonanzfrequenz zur vorgenannten Probe bei 812,5 kHz liegt. Damit folgt die Messung mit der Resonanzmethode den Relationen, welche sich im Ringkerntester bei Frequenzen von 50 Hz bis 1000 Hz ergeben.

Ähnlich den Ergebnissen aus der Ringkernuntersuchung gestalten sich die resultierenden Permeabilitäten der untersuchten Kerne bei der Resonanzmessung für 3,5 MPa Flächenpressung, siehe Bild 71.



Bild 71: Vergleich verschiedener Zeit-Temperatur-Profile von Proben mit 3,5 MPa Flächenpressung gebacken

Die höchste Permeabilität tritt für die bei 190 °C für 60 min gebackene Probe auf. Mit 437,5 kHz Frequenzabstand folgt die Resonanzfrequenz der Probe, welche bei 220 °C und 30 min Ofenzeit verbacken wurde, mit der zweithöchsten Permeabilität. Über eine Bandbreite von 640 Hz ist dies auch bei der konventionellen Messung im Ringkernverfahren die Probe, mit höheren Verlusten als die 190 °C-Probe.

Hiernach bietet das EMC|Inline-Verfahren die Möglichkeit, auch bei bereits zu einem Blechpaket gefügten Einzelblechen, die Fertigungshistorie

unterscheidbar zu machen und Unterschiede zwischen den Proben zu visualisieren. Obwohl die Messfrequenz bei einem HF-Aufbau um mehrere Potenzen höher ist und lediglich im Kleinsignalbereich gemessen wird, können grundsätzliche Zusammenhänge zwischen den Proben eindeutig zugeordnet werden, was den Einsatz der Methode als taktzeitverkürzende Ergänzung zu absoluten Messungen bei Betriebsfrequenzen mit konventionellen Methoden rechtfertigt.

6.5 Fehlereinflüsse auf das neue Verfahren und Möglichkeiten zur Optimierung der Messgenauigkeit

Für die Erfassung von Abweichungen von einem gewünschten Idealzustand des Blechpakets, wird ein "Golden Sample" aus entsprechend getrennten Blechlamellen zu einem Ringkernblechpaket zusammengefasst, welches als Referenz für Messungen dient. Eine Absolutwertmessung, wie in der DIN 60404 Normenreihe beschrieben, ist in diesem Fall nur mit zusätzlichem Aufwand möglich. Zur Erfassung der Verluste bei hohen Frequenzen muss die Last in Anpassung betrieben werden, damit die von der Quelle eingespeiste Leistung in der angeschlossenen Last dissipiert wird. Die Wirkleistung, welche vom hochfrequenten Verbraucher aufgenommen wird, kann mit einem Durchgangs-Leistungsmessgerät gemessen werden. Hierbei werden die vorlaufende Leistung P_{vor} und die rücklaufende oder reflektierte Leistung $P_{rück}$ durch den Einsatz von Richtkopplern getrennt erfasst. Den prinzipiellen Aufbau eines Richtkopplers zeigt Bild 72.



Bild 72: Prinzipschaltbild eines Leistungsrichtkopplers als Viertor mit wellenwiderstandsrichtigen Leitungsabschlüssen

Zwei Leiter laufen im Inneren des Richtkopplers über eine definierte Strecke parallel, um eine elektromagnetische Kopplung zur ermöglichen. Die Leitungen können dabei als Streifenleitung oder als Koaxialleitung ausgeführt sein. [107]

Für den Fall des wellenwiderstandsrichtigen Abschlusses an den Toren kommt an Tor 2 die vorlaufende Leistung aus der Quelle G, einem HF-Leistungsgenerator an. An Tor 4 beträgt die Spannung im Idealfall gleich Null. An Tor 3 wird die von der vorlaufenden Spannung U_1 über den Koppelfaktor k abhängige Spannung U_3 ausgekoppelt. Um nun die Wirkleistung messen zu können, werden zwei Richtkoppler in die Messleitung eingebracht, wie in Bild 73 dargestellt. Um die Leistungsmesser nicht zu beschädigen, wird über die Koppelarme nur ein kleiner Teil der jeweils vor- und rücklaufenden Leistung ausgekoppelt und in die Leistungsmesser eingespeist.



Bild 73: Durchgangsleistungsmessung mit zwei Richtkopplern und zwei Leistungsmessern

Die von der Last absorbierte Leistung kann nun aus der Differenz der gemessenen vor- und rücklaufenden Leistungen berechnet werden [107]:

$$P = P_{vor} - P_{r \ddot{u} ck} = \frac{1}{k^2} (P_1 - P_2)$$
(79)

Die Leistungen P_1 und P_2 sind die jeweiligen Messergebnisse aus den Leistungsmessern an den Richtkoppler 1 und 2. In Streifenleitungstechnik lassen sich Richtkoppler günstig und einfach als gedruckte Schaltung aufbauen. Die Mindestlänge für die benötigte Kopplung zwischen Haupt- und Nebenleitung beträgt:

$$l_{min,RK} = \frac{\lambda}{4} \tag{80}$$

Im Fall der Resonanzfrequenz des Messverfahrens EMC | Inline beträgt die Mindestlänge $l_{min,RK}$ =31,5 cm. Mit der Durchgangsleistungsmessung wird also die Wirkleistung in einem schmalbandigen Frequenzband gemessen. Die absoluten Verluste in Elektroblechpaketen können somit zwar für eine definierte Frequenz angegeben werden, jedoch nicht wie in DIN EN 60404 gefordert bei 1 T oder 1,5 T magnetischer Induktion und nur bei Frequenzen weit oberhalb der regulären Betriebsfrequenz. Die Aussagekraft einer solchen Absolutwertmessung ist demnach von qualitativem Charakter. Einen Vorteil gegenüber der vergleichenden Messung mit EMC |Inline bietet der zusätzliche Aufwand einer Durchgangsleistungsmessung mit zwei abgestimmten Richtkopplern und einem HF-Leistungsgenerator nicht.



Bild 74: Einflussgrößen auf die Messqualität des neuen Messverfahrens EMC|Inline

Äußere Einflüsse auf das Messergebnis werden in Bild 74 dargestellt und im Folgenden detailliert.

Mensch:

Bei manueller Beschickung des Messaufbaus kann das Einlegen des Prüflings zu systematischen Messfehlern führen. Der Prüfling muss im Zentrierring mittig platziert werden und vollflächig eben aufliegen, um vergleichbare Messbedingungen zu erhalten.

Maschine:

Die Messunsicherheit des verwendeten Netzwerkanalysators selbst muss als Fehlereinflussquelle berücksichtigt werden. Bei der Messung mit EMC|Inline wird ausschließlich die resultierende Resonanzfrequenz bei der Reflexionsmessung als Messgröße herangezogen. Demzufolge sind systematische Abweichungen der linearen Dämpfung als Fehlereinfluss auszuschließen.

Gemäß Datenblatt des verwendeten Netzwerkanalysators Keysight E5061B beträgt die minimale Auflösung auf der Frequenzachse 1 mHz. Bei der Verkabelung des Aufbaus kann bei unsachgemäßem Gebrauch der Bajonettverschlüsse ein Kontaktfehler auftreten. Der Einfluss durch Leitungsbeläge der Koaxialkabel wird durch eine Kalibrierung mit einem Kalibrierkit kompensiert.

Methode:

Da es sich um einen offenen Magnetkreis mit großem Luftspalt handelt, entsteht bei der Einkopplung des in der Luftspule generierten Magnetfelds ein Luftstreufeld, welches die Gesamtreluktanz beeinträchtigt. Bei der Anregung mit dem \vec{H} -Feld aus der Luftspule kann demzufolge nicht davon ausgegangen werden, dass der magnetische Rückschluss ausschließlich über flussführendes Material stattfindet, welches durch das \vec{H} -Feld polarisiert wird. Einige Feldlinien schließen sich über das Luftstreufeld. Darüber hinaus strahlt die Luftspule für Umfänge $l_{Umfang} > \frac{\lambda}{4}$ Leistung ab, da der schmalbandige Resonanzkreis aus Spule und Kondensator einen Sender bildet [108].

Die Kabelführung und die Biegeradien der Koaxialkabel sind zusätzliche Fehlerquellen, da der Kontakt des Innenleiters im Stecker bei zu engen Radien nicht korrekt ist. Undefinierte Bezugspotentiale entstehen durch mangelnde Erdung des Messaufbaus. Darüber hinaus bilden sich parasitäre Kapazitäten und Induktivitäten durch die Anwesenheit des Bedieners oder in der direkten Umgebung befindlicher Gegenstände, welche Feldlinien ablenken.

Material:

Die elektromagnetische Verträglichkeit (EMV) mit der direkten Umgebung der Messeinrichtung bietet weitere Quellen für Messfehler. Feldgebundene Störungen werden beispielsweise durch ferromagnetische Materialen in direkter Umgebung verursacht, welche die Feldlinien ungewollt ablenken. Diese können als Störsenke fungieren. Die EMV korreliert mit der Einkopplung des \vec{H} -Feld im halboffenen Magnetkreis. Schließen sich nicht alle Feldlinien über den eingesetzten Stator, werden die Permeabilitäten umher befindlicher Ferromagnetika bei der Messung ungewollt miterfasst.

Mileu:

Das Abschalten von Feldquellen in unmittelbarer Nähe ist wichtig, um Störungen durch die hochfrequente Abstrahlung von ungeschirmten Schaltnetzteilen oder Umrichtern als Fehlerquelle ausschließen zu können. Die Störstrahlung kann in den Aufbau einkoppeln und so die Resonanz an gewünschter Stelle verhindern, da die Güte des Aufbaus dadurch reduziert wird. Außerdem handelt es sich bei der relativen Permeabilität um eine temperaturabhängige Größe. Die Prüflinge müssen vor der Messung auf eine nachvollziehbare und konstante Temperatur gebracht werden.

Möglichkeiten zur Optimierung der Messgenauigkeit:

- 1. Beim Einlegen der Blechpakete sollte auf die Position geachtet werden.
- 2. Wird der Messaufbau angeschlossen, ist das vollständige Schließen der Bajonettverschlüsse an den Koaxialkabeln zu berücksichtigen.
- 3. Eine fixe Kabelführung sowie große Biegeradien der Koaxialkabel sind zur Abwehr ungewollter Einflüsse erstrebenswert.
- 4. Vor jeder Messung ist eine Kalibrierung mit dem Kalibrierkit durchzuführen. Die Abstrahlung kann nicht vermieden werden.
- 5. Der Streufluss über die Umgebungsluft kann mit Flussleitstücken in der Luftspule verringert werden, die allerdings bei der Messung eine zusätzliche Verlustquelle darstellen.
- 6. Zusätzlich sind Erdungen am Aufbau und Gehäuse des Netzwerkanalysators vorzusehen, um ein definiertes Bezugspotential zu erhalten.
- 7. Eine Schirmung gegen parasitäre Kapazitäten und Induktivitäten ist anzuraten.
- 8. In direkter Messumgebung sind ferromagnetische Materialien zu vermeiden.
- 9. Ferner kann der Einfluss durch Störstrahler durch entsprechende Schirmungsmaßnahmen verringert werden.
- 10. Finden die Messungen in einer temperaturüberwachten Fertigung statt, kann der Temperatureinfluss auf die Permeabilität kompensiert werden.

Das Messergebnis sollte immer in Relation zum kompletten Messaufbau und der Messungen selbst betrachtet und interpretiert werden, da sich bereits kleine geometrische Veränderungen am Aufbau direkt auf das Ergebnis auswirken.

6.6 Abgrenzung von konventionellen Messsystemen durch Ablaufsimulation und MTM-Analyse

Der Anteil manueller Tätigkeiten in der Montage ist je nach Produkt verantwortlich für 15 - 70 % der Gesamtfertigungszeit, im Maschinenbau sind es je nach Komplexität 20 - 45 % und im Fahrzeugbau 30 - 50 %. Spitzenreiter ist die Elektro- und Feinwerktechnik mit 40 - 70 % manuellem Fertigungsanteil. [109]

Auch die Ringkernmessung bietet als End-of-Line-Prüfung zeitwirtschaftliches Einsparpotential für die Handhabung, Bewicklung und Prüfung durch die Reduktion manueller Anteile bzw. Erhöhung der Automation. Um eine Abgrenzung der automatisierten Prüfung durch EMC|Inline von etablierten Messmethoden zu ermöglichen, werden durch Simulation einer bespielhaften Fertigung unterschiedlicher Statorgeometrien die Ausbringraten nachstehender Modelle gegenübergestellt.

Zur Bestimmung der Taktzeit in der Statorblechpaketfertigung werden drei verschiedene fiktive Statorausführungen betrachtet, welche sich in Höhe und Durchmesser und sonach in Fertigungszeit und Masse unterscheiden. Für die Bestimmung der Taktzeit beim üblicherweise in der Großserienfertigung eingesetzten Stanzpaketierverfahren wird eine Hubzahl von 200 $\frac{H\ddot{u}be}{min}$ angenommen. Für Statoren mit geringen Außendurchmessern sind keine hohen Schnittkräfte notwendig, weshalb bei den folgenden Betrachtungen von einem Gesamtschnittwerkzeug ausgegangen wird. Daraus errechnet sich die Fertigungszeit beim Stanzpaketieren aus der Hubzahl und der Anzahl der Bleche für das jeweilige Statorblechpaket. Transferzeiten, Rüstzeiten und Maschinenverfügbarkeit werden nicht berücksichtigt. Die resultierenden Fertigungszeiten sind in Tabelle 11 einzusehen.

	Stator 1	Stator 2	Stator 3
Blechpakethöhe (h)	100 mm	140 mm	170 mm
Außendurchmesser (Da)	135 mm	170 mm	200 mm
Innendurchmesser (D _i)	80 mm	103 mm	125 mm
Anzahl der Bleche (n _{Bl})	286	400	486
Masse (m)	6,75 kg	14,62 kg	23,65 kg
Fertigungszeit (T _{St})	1,43 min	2,00 min	2,43 min

Tabelle 11: Abmessungen und Fertigungsdaten verschiedener Statorblechpakete [S4]

Für die Ringkernmessung nach DIN EN 60404-6 werden primärseitig Windungen für den Erregerkreis und sekundärseitig für den Messkreis um ein Statorblechpaket gelegt. Aus den Gleichungen (29) und (30) ergeben sich die notwendigen Windungszahlen zum Erreichen einer gewünschten magnetischen Feldstärke oder Polarisation im Material. Die zur Berechnung notwendigen geometrischen Größen magnetische Länge l_m und der durchflutete magnetischen Querschnitt A_m können zusammen mit den Abmessungen aus Tabelle 11 und den Gleichungen (27) und (28) berechnet werden. In DIN EN 60404-6 wird gefordert, die Sekundärwicklung möglichst nah um die Probe zu wickeln, um den Einfluss des Luftflusses durch die eingeschlossene Fläche der einzelnen Windungen gering zu halten. Fernerhin müssen die Windungen homogen über den Umfang verteilt werden, so dass bei einlagiger Bewicklung der Innenumfang der Statoren der limitierende Faktor ist. Bei der für die Bewicklung verwendeten Litze mit 2,5 mm² Querschnitt beträgt die Breite mit Isolation ca. 3,5 mm. Zusammen mit den Abmessungen des Drahts können die mechanisch möglichen Windungszahlen errechnet werden, siehe Tabelle 12.

	Stator 1	Stator 2	Stator 3
Primärwicklungen N1	84	107	127
Sekundärwicklungen № für 50 Hz	89	52	38
Sekundärwicklungen № für 500 Hz	8	5	3
Tatsächliche mechanische Wicklungszahl	35	46	56
Erreichbare magnetische Feldstärke H in A/m	4142	4289	4383

Tabelle 12: Daten der elektromagnetischen Prüfung verschiedener Statorblechpakete [S4]

Für eine Messung bei 50 Hz ergeben dabei die geometrischen Einschränkungen Wicklungslängen von je ca. 10,8 m für die Primär- und Sekundärwicklung an Statorgeometrie 1, für Stator 2 ca. 18,4 m und für Stator 3 ca. 26,1 m. Für höhere Erregungsfrequenzen werden sekundärseitig weniger Windungen benötigt, um die geräteseitige begrenzte Primärspannung von $U_1 = 110 V$ nicht zu überschreiten. Das Aufbringen der beiden Wicklungen auf das Statorblechpaket umfasst einige manuelle Einzeltätigkeiten, die in Tabelle 13 zusammengefasst sind. Tabelle 13 ist das Ergebnis einer MTM-Analyse (Methods-Time-Measurement-Analyse) für Messungen bei 50 Hz und 1,5 T.

Tätigkeit	Stator 1	Stator 2	Stator 3
Kabel zuschneiden und positionieren	1,11 min	1,80 min	2,49 min
Statorblechpaket bewickeln	6,83 min	12,27 min	17,57 min
Statorblechpaket testen	2,34 min	2,34 min	2,34 min
Statorblechpaket abwickeln	3,91 min	8,37 min	12,82 min
Gesamtzeit Statorblechpaket prüfen	14,19 min	24,77 min	35,22 min

Tabelle 13: Ergebnis der MTM Analyse der Zeiten der manuellen Qualitätsprüfung verschiedener Statorblechpakete [S4]

Wie Tabelle 13 entnommen werden kann, summieren sich die benötigten Zeiten für das Zuschneiden der Kabellänge, das Bewickeln, den Durchlauf des Testprogramms und das Abwickeln des Blechpakets zu statorgeometrieabhängigen Gesamtprüfzeiten zwischen 14 und 35 min auf.

Eine Gegenüberstellung mit einer automatisierten Prüfung erfolgt in der Simulationssoftware Plant Simulation, um die Auswirkungen des hohen Zeitaufwands auf die Ausbringungsmenge dazulegen. Exemplarisch wird hierzu eine Stanzpaketierfertigungsstraße angenommen, welche bei den beiden verglichenen Messmethoden identisch ist. Unterschiede bestehen hiernach lediglich bei den für die Prüfung notwendigen Prozessschritten, um eine Vergleichbarkeit zu gewährleisten. In Bild 75 ist das Modell für eine manuelle Stichprobenprüfung nach dem Stand der Technik gezeigt.

6 Entwurf eines neuen Messverfahrens zur

Bestimmung der Permeabilität von Statorblechpaketen innerhalb der Fertigungslinie



Bild 75: Simulationsmodell aus Plant Simulation mit den Parametern für das Modell mit manueller Stichprobenprüfung [S4]

Die Simulationsdauer richtet sich nach einer 8-Stunden-Schicht, die Bearbeitungszeiten an den Stationen Stanzpaketieren und Prüfen nach der betrachteten Statorgeometrie. Sollen anhand einer manuellen Prüfung 100 % der Statoren geprüft werden, fällt das Band 2 und die Senke "Ungeprüft" weg.

Demgegenüber soll eine automatisierte Prüfung eine Untersuchung aller Blechpakete innerhalb der Fertigungslinie ermöglichen. Mit EMC|Inline stellt sich der Endzustand des oszillierenden Systems innerhalb von wenigen Millisekunden ein. Das Messergebnis liegt demnach in Echtzeit vor. Manuelle Schritte, wie das Bewickeln und Anschließen der Wicklungen an den Ringkerntester, entfallen in diesem Fall. Die maßgeblichen zeitkritischen Schritte der Prüfung sind das Zuführen, Platzieren und Entnehmen des Prüflings. Die Bearbeitungszeit für die Prüfung wird konservativ mit 1,00 min angenommen. Das Modell für eine automatisierte Prüfung innerhalb der Fertigungslinie ist in Bild 76 dargestellt.



Bild 76: Simulationsmodell aus Plant Simulation mit den Parametern für das Modell mit automatisierter Prüfung [S4]

In Tabelle 14 werden die Simulationsergebnisse der automatisierten Prüfung mit einer und zwei Fertigungslinien gegenübergestellt. Wie die Daten der Zeitanteile "Wartend" für die drei unterschiedlichen Statorgeometrien beim Einsatz einer Fertigungslinie zeigen, ist ausreichend Kapazität für den Prozessschritt Prüfen vorhanden, um deutlich mehr Statoren zu prüfen.

Tabelle 14: Gegenüberstellung der Anlagenauslastung in der Simulation der automatisierten Prüfung

			Prüfen	Prüfen
	Statorgeometrie	Stanzpaketieren	(1 Fertigungs- linie)	(2 Fertigungs- linien)
	1	100,00 % (480,00 min)	69,77 % (334,90 min)	99,70 % (478,56 min)
Zeitanteil "Arbeitend"	2	100,00 % (480,00 min)	49,79 % (238,99 min)	99,58 % (477,98 min)
	3	100,00 % (480,00 min)	41,04 % (196,99 min)	81,93 % (393,26 min)
	1	-	30,23 % (145,10 min)	0,30 % (1,44 min)
Zeitanteil "Wartend"	2	-	50,21 % (241,01 min)	0,42 % (2,02 min)
	3	-	58,96 % (283,01 min)	18,07 % (86,74 min)
Anzahl der Ausgänge	1	335	334	478
	2	239	239	477
	3	197	197	393

Durch den Einsatz einer automatisierten Prüfung sinkt der Zeitanteil "Wartend" für die Statorgeometrien 1 und 2 auf weniger als 1 % und die Ausbringung der gesamten Linie steigt entsprechend von 334 auf 478 respektive von 239 auf 477 geprüfte Statoren. Werden die Simulationsergebnisse aller Modelle direkt verglichen, wird das Potential der automatischen Prüfung verdeutlicht, wie in Bild 77 gezeigt.



Bild 77: Vergleich der Simulationsmodelle der Statorproduktion und Qualitätskontrolle im Hinblick auf deren Ausbringungsmengen [S4]

Die Legende zu den Abkürzungen in Bild 77 ist dabei wie folgt:

- M1: Stanzpaketieren mit manueller Stichprobenprüfung
- M2: Stanzpaketieren mit manueller 100 %-Prüfung
- M₃: Stanzpaketieren mit automatisierter Qualitätskontrolle und einer Fertigungslinie
- M4: Stanzpaketieren mit automatisierter Qualitätskontrolle und zwei Fertigungslinien

Für das Szenario einer manuellen Stückprüfung für die unterschiedlichen Statorgeometrien können maximal 9,25 % der Statoren geprüft werden, für die größte Statorgeometrie sind es lediglich 6,1 % der produzierten Statoren. Eine manuelle Komplettprüfung reduziert die Ausbringungsmenge einer Fertigungslinie auf die maximal in einer Schicht zu prüfenden Statoren, welche je nach Größe noch bei 31, 18 respektive 12 Statoren liegt. Demgegenüber stehen die Modelle M3 und M4 mit einer 100 %-Prüfung der Statoren und wesentlich höheren Ausbringungsmengen, wobei bei Mo-

dell M4 sogar eine zweite Fertigungslinie eingesetzt werden kann. Für eine

flexible betriebspunktgerechte Produktion elektrischer Antriebe höherer Variantenvielfalt und niedriger angenommenen Stückzahlen ist eine automatische Prüfmethode sowohl aus wirtschaftlichen als auch aus qualitätstechnischen Gesichtspunkten demnach als sinnvoll zu erachten.

7 Zusammenfassung

Der Verursacher eines großen Teils der Verluste beim Betrieb elektrischer Maschinen ist das Blechpaket. Bereits bei der Herstellung der Halbzeuge, den Blechcoils, werden die grundsätzlichen elektromagnetischen Eigenschaften, wie die Sättigungsflussdichte, die Permeabilität, die Koerzitivfeldstärke, die Remanenzflussdichte und die Verluste festgelegt. Durch Legierungszusätze können die Wirbelstromverluste reduziert und durch gesteuerte Erstarrungsprozesse die kristalline Ordnung des Materials beeinflusst werden. Sonach kann auf die Hystereseverluste Einfluss genommen werden. Die weitere Verarbeitung des Elektroblechs zu einem Statoroder Rotorblechpaket generiert durch Trenn- und Fügeprozesse (gegenüber den intrinsischen Verlusten) zusätzliche fertigungsinduzierte Verluste. Diese Materialdegradation ist Gegenstand zahlreicher Publikationen, in welchen verschiedene Fertigungstechnologien und ihre Auswirkungen auf die elektromagnetischen Eigenschaften gegenübergestellt werden. Die vorliegende Dissertationsschrift gibt einen Überblick zur betriebspunktgerechten Produktion elektrischer Maschinen und deren Oualitätssicherung.

Hierzu werden unterschiedliche Trenn- und Fügeverfahren in ihren Prozessparametern variiert und anschließend die elektromagnetischen Eigenschaften messtechnisch erfasst. Die untersuchte Trenntechnologie Laserstrahlschmelzschneiden sowie die entsprechenden Parameter, wie Vorschubgeschwindigkeit, Streckenenergie und Fokusdurchmesser. generieren Charakteristika, welche für die betriebspunktgerechte Produktion herangezogen werden können. Analog zu den Trennparametern, werden Fügeparameter der Technologie Backlackpaketieren analysiert. Die revidierten Prozessparameter, wie die Variation der Flächenpressung und der Temperatur-Zeit-Profile beim Aushärtungsprozess, generieren ähnliche charakteristische Resultate wie die Trenntechnologien. Der Betriebspunkt einer elektrischen Maschine wird durch Nenndrehzahl und -drehmoment bestimmt. Diese beiden Betriebsgrößen werden durch die magnetische Polarisation und die Erregerfrequenz definiert. Sonach werden zur Evaluierung der Prozessparameter die entstehenden spezifischen Verluste über der Frequenz und der Polarisation aufgezeichnet. Bei Betrachtung der relativen Abweichung der spezifischen Verluste über der Erregerfrequenz sind für einige Prozessparameter Vorzeichenwechsel zu beobachten. Dieser Beobachtung ist eine besondere Bedeutung beizumessen, da sich an den Grenzfrequenzen Vorteile einer Parametereinstellung gegenüber einer alternativen Einstellung egalisieren und sich bei weiterer Erhöhung der Erregerfrequenz umkehren. Die resultierenden maximalen Abweichungen des jeweiligen Prozessparameters repräsentieren das Potential zur betriebspunktgerechten Produktion, da sich hier durch entsprechende Parametereinstellung im Betrieb niedrigere Verluste $\Delta P_{V,real}$ und somit ein höherer Wirkungsgrad erzielen lassen.

Werden Maschinen mit variierenden Prozessparametern hergestellt, ist eine Nachverfolgbarkeit der qualitätsbeeinflussenden Fertigungseinflüsse auch für variierende Stückzahlen notwendig. Die konventionellen Messmethoden erfordern einen hohen manuellen Aufwand bei der Applikation der Erreger- und Messwicklungen auf das Blechpaket, was aufgrund des hohen Zeitaufwands eine Messung aller Blechpakete innerhalb einer Fertigungslinie erschwert. Infolgedessen werden nach Stand der Technik Stichproben aus der laufenden Fertigung entnommen und messtechnisch untersucht. Sollen 100 % der Werkstücke überprüft werden, sind automatisierbare Messtechnologien gefragt. Ein neues Messverfahren, welches die Veränderung der magnetischen Leitfähigkeit durch Fertigungseinflüsse erfasst, wird in der vorliegenden Dissertation vorgestellt. Durch Methoden der hochfrequenztechnischen Materialprüfung wird die komplexe Permeabilität als Grundlage für die Qualitätsbewertung herangezogen. Bei der vorgestellten Messmethode ist kein manuelles Aufbringen von Wicklungen nötig. Die Prüfkörper können automatisch in die Messeinrichtung eingelegt und vermessen werden. Die Messergebnisse stehen dem Qualitätsmanagement und einem Fertigungsleitsystem in elektronischer Form zur weiteren Verarbeitung direkt zur Verfügung.

Um die aufgezeigten Möglichkeiten in Zukunft weiter ausbauen zu können, ist in weiterführenden Studien eine Steigerung der Messqualität des Messverfahrens EMC|Inline nötig. Die Maßnahmen hierzu wurden in Kapitel 6.5 bereits aufgezeigt. Ferner sollten in Folgearbeiten zusätzliche Versuche mit variierter Größe der Prüflinge durchgeführt werden, wie beispielsweise Blechpakete mit größerer Höhe und Durchmesser. Dazu werden unterschiedliche Luftspulen entsprechend der resultierenden Geometrien zu entwickeln sein, wodurch die Adapationsfähigkeit des Messverfahrens an unterschiedliche Statorgeometrien validiert werden kann. Darüber hinaus sollte in folgenden Studien die Automatisierung durch Roboter mit Manipulatoren untersucht werden. Die Varietät der Prozessparameter in dieser Dissertation ist nicht erschöpfend, so dass sich zukünftige Forschungsthemen mit weiteren Maßnahmen zur effektiven Reduktion des Realen Minimums $\Delta P_{V,real}$ ergeben. Aufgrund der Vielzahl der Prozessparameter und

der Korrelation der Verluste über der Magnetisierung sowie der Erregerfrequenz, empfiehlt sich der Einsatz von Methoden aus dem Fachbereich des maschinellen Lernens. Es sollten zusätzliche Versuche zu Prozessparametern mit größerer Stichprobenzahl erfolgen, um die Effekte statistisch besser abstützen zu können. Außerdem ergeben sich für zukünftige wissenschaftliche Arbeiten weitere Möglichkeiten durch die Untersuchung zusätzlicher Prozessparameter, wie dem Inertgasdruck und dem Einstrahlwinkel des Lasers beim Trennen, um die Optimierung der Produktion von Statorblechpaketen voranzutreiben.

8 Summary and outlook

Large parts of the losses during the operation of electric machines are caused by the laminated core. Basic electromagnetic properties such as saturation flux density, permeability, coercivity, remanence flux density, and losses are already defined during the production of semi-finished products, the sheet coils. The eddy current losses can be reduced by alloying additives, whereby the crystalline order of the material can be affected by controlled solidification processes. This can also influence the hysteresis losses. The further processing of the electrical sheet into a stator, rotor, and transformer stack generates additional production-induced losses through separation and joining processes compared to the intrinsic losses. This material degradation is subject of numerous publications in which various manufacturing technologies, in which their effects on electromagnetic properties are compared. This dissertation gives a detailed overview of the production of electrical machines in line with the operating point and the reduction of the real minimum of losses generated by various process parameters.

Different separation and joining processes are varied in their process parameters and the electromagnetic properties are then measured. The investigated cutting technologies punching and laser cutting as well as the corresponding parameters, such as cutting gap and tool condition plus the relative cutting edge fraction, feed speed, energy per unit length, and focus diameter generate characteristics, which can be used for a production according to the operating point. Analog to the separation parameters, joining parameters of the technologies laser beam welding and backlack packaging are analyzed. The revised process parameters, such as the number of weld seams and the energy per unit length for laser beam welding, as well as the variation of the surface pressure and the temperature-time profiles during the curing process, generate similar characteristic results, such as the cutting technologies. Furthermore, the influence of the above mentioned parameters on different geometries is examined.

The operating point of an electrical machine is determined by the nominal speed and torque. These two operating variables are defined by the magnetic polarization and the excitation frequency.

After that, the specific losses over frequency and polarization are recorded for evaluation of the process parameters. When considering the relative deviation of the specific losses over the excitation frequency, sign changes can be observed for some process parameters. This observation is of particular importance, since the advantages of a parameter setting over an alternative setting are equalized at the cut-off frequencies and are reversed when the excitation frequency is further increased. The resulting maximum deviations of the respective process parameter represent the potential for production in line with the operating point, since lower losses and thus a higher degree of efficiency can be achieved here through appropriate parameter setting during operation.

If machines with varying process parameters are manufactured, the traceability of the production influences influencing quality is also necessary for varying quantities. The conventional measuring methods require a high manual effort in the application of the excitation and measuring windings to the sheet metal package, which makes the measurement of all sheet metal packages in a production line more difficult due to the high expenditure of time. As a result, random samples are taken from the current production line according to the state of the art and subjected to metrological examination. If 100 % of the workpieces are to be inspected, automated measuring technologies are required. This dissertation presents a new measuring method which records the change in magnetic conductivity due to manufacturing influences. The complex permeability is used as a basis for the quality evaluation by methods of high-frequency material testing. With the presented measuring method, no manual application of windings is necessary. The test specimens can be automatically inserted into the measuring device and measured. The measurement results in electronic form are directly available to the quality management and a production control system for further processing.

In order to be able to further develop the possibilities shown in the future, further studies are required to increase the measurement quality of the EMC|Inline measurement procedure. The measures for this have already been described in chapter 6.5. Furthermore, additional tests with varied size of the test specimens should be carried out in follow-up studies, such as sheet metal packages with greater height and diameter. For this purpose, different air coils will have to be developed according to the resulting geometries, which will allow the adaptability of the measuring method to different stator geometries to be validated. In addition, the following studies should investigate automation by robots with manipulators. The variety of process parameters in this dissertation is not exhaustive, so that future research topics with further measures for an effective reduction of the real loss minimum $\Delta P_{V,real}$ will be developed. Due to the variety of process parameters parameters and the state of the sta
rameters and the correlation of losses over magnetization as well as excitation frequency, the use of methods from the field of machine learning is recommended. Additional experiments on process parameters should be carried out with a larger number of samples in order to better support the effects statistically. In addition, there are further possibilities for future scientific work by investigating additional process parameters, such as the inert gas pressure and the angle of irradiation of the laser during cutting, in order to advance the optimization of the production of stator lamination stacks.

9 Anhang

9.1 Herleitung der mittleren Verlustleistung in weichmagnetischen Proben

Die Verlustleistung *P* lässt sich aus der auf das Volumen *V* normierten Leistung p_v mit dem elektrischen Feld \vec{E} und der Stromdichte \vec{J} berechnen:

$$p_{v} = \frac{P}{V} = \vec{E} * \vec{J}$$
(81)

Aus dem Induktionsgesetz kann ein Ausdruck für das elektrische Feld E abgeleitet werden:

$$u = \oint \vec{E} d\vec{s} = -\frac{\partial}{\partial t} \iint \vec{B} d\vec{A}$$
(82)

Für den Integrationsweg s wird die Länge der Leiterschleife l eingesetzt, während für die Integrationsfläche *A* die von der Leiterschleife umschlossene Fläche eingesetzt wird. Somit kann - wenn \vec{B} überall senkrecht auf der Integrationsfläche steht und \vec{B} überall in Richtung des Integrationswegs zeigt - der Term für das elektrische Feld *E* geschrieben werden als:

$$E = -\frac{\partial}{\partial t} B \frac{A}{l} \tag{83}$$

Das Gesetz von Ampère liefert den Zusammenhang zwischen Strom *I* und magnetischem Feld *H*:

$$\oint Hds = I \tag{84}$$

Für die Stromdichte *J* kann mit Gleichung (84) geschrieben werden (Magnetische Länge l_m und magnetisch durchflutete Querschnittsfläche A_m sind Geometriegrößen der Anordnung und mit den Abmessungen der Leiterschleife zu verwechseln):

$$J = \frac{I}{A_m} = \frac{Hl_m}{A_m} \tag{85}$$

Für die magnetische Verlustleistungsdichte p_v folgt damit:

$$p_{\nu} = -\frac{\partial}{\partial t}B(t)H(t) \tag{86}$$

Für die Terme auf der rechten Seite finden sich bezüglich der transformatorischen Anordnung mit zwei Spulen folgende Ausdrücke:

$$-\frac{\partial}{\partial t}B(t) = \frac{u_2(t)}{N_s A_m}$$

$$H(t) = \frac{N_p i_p(t)}{l_m}$$
(87)

Für p_v gilt infolgedessen dann:

$$p_{v} = \frac{u_{2}(t)i_{p}(t)}{\underbrace{l_{m}A_{m}}_{V}} * \frac{N_{p}}{N_{s}}$$
(88)

Die mittlere spezifische Verlustleistung $\overline{p_v}$ über eine Vollschwingung bei AC-Erregung beträgt sonach:

$$\overline{p_{\nu}}(t) = \frac{1}{T} \int_{0}^{T} p_{\nu} dt = \frac{N_{p}}{N_{s}} \frac{1}{T * V} \int_{0}^{T} u_{2}(t) i_{p}(t) dt$$
(89)

Für die Ummagnetisierungsverluste gelten mit Gleichung (81) also:

$$P_{Fe} = \frac{N_p}{N_s} \frac{1}{T} \int_0^T u_2(t) * i_p(t) dt$$
(90)

9.2 Herleitung des Gleichrichtmittelwerts der Sekundärspannung in Abhängigkeit der magnetischen Flussdichte

Das Faraday'sche Induktionsgesetz liefert die Ausgangsbasis für die Herleitung des Gleichrichtmittelwerts der Sekundärspannung $\overline{|U_2|}$:

$$U_{ind} = -\frac{\partial \phi(t)}{\partial t} \tag{91}$$

Bei sinusförmiger zeitlicher Änderung des magnetischen Flusses

$$\phi(t) = B * A * \cos(\omega t) \tag{92}$$

folgt mit der Kreisfrequenz f

$$\omega = 2\pi f \tag{93}$$

für die induzierte Spannung U_{ind} in N_2 Windungen aus Gleichung (91):

$$U_{ind} = \underbrace{(-2\pi f) * N_2 * B * A}_{\widehat{u}} * \sin(2\pi f t)$$
(94)

Der Gleichrichtmittelwert wird folgendermaßen gebildet:

$$x(t)_{glr} = \frac{2}{T} \int_{0}^{T/2} |\hat{x}\sin(\omega t)| dt$$
 (95)

Zusammen mit Gleichung (92) resultiert für $0 \le t \le \frac{T}{2}$:

$$U_{2}(t) = \frac{2}{T} * N_{2} * A * B * (-2\pi f) \int_{0}^{T/2} |\sin(2\pi ft)| dt$$

$$= \frac{2}{T} * N_{2} * A * B * (-2\pi f) \left[-\cos(2\pi ft) \frac{1}{2\pi f} \right]_{0}^{T/2}$$
(96)

Durch Ausklammern des Koeffizientens und Einsetzen der Grenzen in das Argument des bestimmten Integrals folgt für die Funktionswerte:

$$U_{2}(t) = \frac{2}{T} * N_{2} * A * B \left[-\frac{\cos\left(2\pi f * \frac{\pi}{2\pi f}\right)}{-1} + \underbrace{\cos(0)}_{1} \right]$$
(97)
= $-\frac{4}{T} * N_{2} * A * B$

Da zwischen dem Innenwiderstand der Messgeräte und dem Gesamtwiderstand des Aufbaus ein Spannungsteiler besteht, wird dieser bei der Angabe des Gleichrichtmittelwerts der Sekundärspannung berücksichtigt, so dass resultiert:

$$\overline{|U_2|} = 4f * \frac{R_i}{R_i + R_t} * N_2 * A * B$$
(98)

9.3 Herleitung der Leistungsdichte (Intensität) von Laserstrahlen mit Gauß-Hermite-Strahlcharakteristik nach [79]

Die Annahme der Laserstrahlung als elektromagnetisches Feld mit der Feldstärke:

$$E_x \approx A_{mn} * \Psi_{mn}(x, y, z) * e^{-jkz}$$
(99)

kann mit den Gleichungsgrößen komplexe Amplitude der Feldstärke A_{mn} , Strukturfunktion für Ausbreitung in x- und y-Richtung $\Psi_{mn}(x, y, z)$, Term der Wellenausbreitung $k = \frac{2\pi}{\lambda}$ und der Wellenlänge im Medium λ gebildet werden.

Die Indizes *m* und *n* indizieren die Ordnungen (Nullstellen) in x- bzw. y-Richtung. Die Strukturfunktion kann folgendermaßen in x und y-Richtung separiert werden:

$$\Psi_{mn}(x,y) = \Psi_m(x) * \Psi_n(y) \tag{100}$$

Für die Strukturfunktion in x-Richtung (analog für die y-Richtung) kann bei einem Gauß-Hermite-Strahl geschrieben werden:

$$\Psi_{m}(x) = \underbrace{\frac{1}{\sqrt[4]{(1+\zeta_{x}^{2})}}}_{Amplitude(z)} * \underbrace{H_{m}\left(\frac{x}{w_{0x}}\sqrt{\frac{2}{1+\zeta_{x}^{2}}}\right)}_{Hermite'sches Polynom vom Grad m}$$
(101)
$$* \underbrace{e^{\left[j\left(m+\frac{1}{2}\right)*\arctan(\zeta_{x})\right]}}_{Gouy-Phasenschlupf} * \underbrace{e^{\left(\frac{-x^{2}}{w_{0x}^{2}*(1-j\zeta_{x})}\right)}}_{Gauß-Term \ uber \ x}$$

Dabei ist die Normierte Ausbreitungskonstante ζ_x folgendermaßen definiert:

$$\zeta_x = \frac{z - z_{0x}}{z_{Rx}} \tag{102}$$

Mit der Rayleigh-Länge:

$$z_{Rx} = \frac{w_{0x}^2 * \pi}{\lambda} \tag{103}$$

Wobei die Größen der Gleichungen (102) und (103) sind:

- Der Taillenradius in x-Richtung w_{0x}
- Position auf der Z-Achse bei der Strahltaille z_{0x}

Die Intensität einer elektromagnetischen Welle ist wie folgt definiert:

$$I(x,y) = \frac{1}{2} * \left| \vec{E} \times \vec{H}^* \right| \approx \frac{1}{2} \frac{|E_x(x,y)|^2}{Z_F} = I_0 * |\Psi_{mn}(x,y)|^2$$
(104)
= $I_0 * |\Psi_m(x)|^2 |\Psi_n(y)|^2$

Mit dem Quadrat der Strukturfunktion (analog für y)

$$|\Psi_m(x)|^2 = \frac{1}{\sqrt{1+\zeta_x^2}} * H_m^2 \left(\frac{x}{w_{0x}} * \sqrt{\frac{2}{1+\zeta_x^2}}\right) * e^{\left(\frac{-2x^2}{w_{0x}^2 * (1-j\zeta_x)}\right)}$$
(105)

dem Strahlradius am Ort z

$$w_x(z) = w_{0x} \sqrt{1 + \zeta_x^2}$$
(106)

folgt für die Strukturfunktion (analog für y-Richtung):

$$|\Psi_m(x)|^2 = \frac{w_{0x}}{w_x(z)} * H_m^2 \left(\frac{\sqrt{2}x}{w_x(z)}\right) * e^{\left(\frac{-2x^2}{w_x^2(z)}\right)}$$
(107)

Der ideale Gauß-Strahl, wie er für den CO₂-Laser angenommen wird, soll lediglich TEM₀₀ -Moden aufweisen. Daraus folgt für die Indizes m = n = 0und für die Hermite-Funktion $H_m = H_n = 1$. Weiters soll der Strahl nicht astigmatisch sein und seine Taille im Ursprung $z_{0x} = z_{0y} = 0$ liegen. Aus der Rotationssymmetrie folgt $w_{0x} = w_{0y}$ und damit für die Intensität durch Einsetzen in die Gleichungen (107) und schließlich (104):

$$I(x,y) = I_0 * \left| \Psi_{0,0}(x,y) \right|^2 = I_0 * \left(\frac{W_{0x}}{W_x(z)} \right)^2 * e^{\left(-2\frac{x^2 + y^2}{w^2(z)} \right)}$$
(108)

Mit $r^2 = x^2 + y^2$ kann der Exponent weiter vereinfacht und in ein zylindrisches Koordinatensystem transformiert werden.

Die optische Leistung des Gauß-Strahls kann über folgendes Flächenintegral mit Polarkoordinaten aus der Intensität berechnet werden:

$$P = \int_0^{2\pi} \int_0^\infty I(r, z) * r d\varphi dr$$
(109)

Durch Rotationssymmetrie folgt (vgl. [80]):

$$P = \int_0^\infty I(r, z) \, 2\pi r * dr \tag{110}$$

Durch Einsetzen von Gleichung (108) in (110) folgt:

$$P = 2\pi I_0 \frac{w_0^2}{w^2(z)} \int_0^\infty r * e^{\frac{-2r^2}{w^2(z)}} dr$$
(111)

Mit der Substitution des quadratischen Arguments im Exponenten der e-Funktion kann das bestimmte Integral in Gleichung (111) gelöst werden. Folgendermaßen soll substituiert werden:

$$r^{2} = x$$

$$2rdr = dx$$
(112)

Somit kann für Gleichung (111) geschrieben werden:

$$P = \pi I_0 \frac{w_0^2}{w^2(z)} \int_0^\infty e^{\frac{-2x}{w^2(z)}} dx$$
(113)

Durch Auflösen des Integrals nach Gleichung (113)

$$\int_0^\infty e^{-ax} dx = \frac{1}{a} \tag{114}$$

folgt für die optische Leistung eines TEM₀₀ Gaußstrahls (vgl. [80]):

$$P = \frac{\pi}{2} I_0 w_0^2 \tag{115}$$

Die Intensität Io beträgt für den Gaußstrahl demnach:

$$I_0 = \frac{2P}{\pi w_0^2}$$
(116)

9.4 Herleitung der Resonanzfrequenz für ein verlustbehaftetes LC-Netzwerk

Die Gesamtimpedanz:

$$\underline{Z_{ges}} = R + j(\omega L + \frac{1}{\omega C}) \tag{117}$$

Durch Betragsbildung von Gleichung (117) ergibt sich

$$\frac{|Z_{ges}|}{|Z_{ges}|} = \sqrt{R^2 + \left(\omega L - \frac{1}{\omega C}\right)^2}$$
(118)

Die Spulenimpedanz kann geschrieben werden als:

$$Z_L = j\omega L \tag{119}$$

Nach [110] kann nun der Quotient der Beträge der Spulenspannung und der Eingangsspannung mit dem Quotienten aus dem Beträgen von Spulenimpedanz und Gesamtimpedanz der verlustbehafteten LC-Netzwerks gleichgesetzt werden:

$$\frac{\left|\underline{\hat{u}}_{L}\right|}{\left|\underline{\hat{u}}\right|} = \frac{\left|\underline{Z}_{L}\right|}{\left|\underline{Z}_{ges}\right|} \tag{120}$$

Daraus folgt für die Amplitude der Spulenspannung in Abhängigkeit der Einzelimpedanzen und der Amplitude der Eingangsspannung:

$$\hat{u}_L = \frac{\omega L}{\sqrt{R^2 + \left(\omega L - \frac{1}{\omega C}\right)^2}} * \hat{u}$$
(121)

Für $f = f_0$ gilt dann:

$$\hat{u}_{L} = \frac{\omega_{0}L}{R} * \hat{u} = \hat{u} * \frac{L}{R} \frac{1}{\sqrt{LC}} = \hat{u} * \frac{1}{R} \sqrt{\frac{L}{C}}$$
(122)

Wobei der Faktor in Gleichung (122) die Resonanzgüte ist $Q = \frac{1}{R} \sqrt{\frac{L}{C}}$.

Nach [110] folgt aus der Forderung, dass im Resonanzfall die Spulenspannung der Serienschwingkreises maximal werden soll:

$$\frac{d\hat{u}_L}{d\omega} \stackrel{\text{def}}{=} 0 \tag{123}$$

Und damit folgt nach [110] für die Resonanzfrequenz an der Spule im verlustbehafteten Serienkreis:

$$\omega_r = \sqrt{\frac{2}{2LC - R^2 C^2}} \tag{124}$$

Ausklammern von $\omega_0 = \sqrt{\frac{1}{LC}}$ bringt das Ergebnis für die Resonanzfrequenz des verlustbehaften Resonators hervor:

$$\omega_r = \omega_0 \frac{1}{\underbrace{\sqrt{1 - R_s^2 \frac{C}{2L}}}_{a_v}}$$
(125)

a ist der Verschiebungsfaktor der Resonanzfrequenz gegenüber der Leerlaufresonanz ω_0 .

9.5 Herleitung der maximal übertragbaren Leistung von der Quelle zur Last in Abhängigkeit bekannter Größen

Für die vorlaufende Netto-Wirkleistung in positive z-Richtung kann geschrieben werden

$$P(z) = P^{+}(z) * [1 - |r(z)|^{2}] = P^{+}(z) - P^{-}(z)$$
(126)

Die vorlaufende Leistung $P^+(z)$ wird demzufolge um die reflektierte Leistung $P^-(z) = |r(z)|^2 * P^+(z)$ reduziert. Für den maximal möglichen Leistungstransport muss also ebendiese Komponente möglichst klein sein. Hierzu sind folgende Betrachtungen zu beachten. Die in Ebene 1 und 2 (siehe Bild 78) vorhandene Leistung kann geschrieben werden als:

$$P^{+}(0) = \frac{|U_{1}^{+}|^{2}}{2Z_{l}}$$

$$P^{+}(l) = \frac{|U_{2}^{+}|^{2}}{2Z_{l}}$$
(127)



Bild 78: Ersatzschaltbild Anpassung der Last- an die Quellimpedanz für Leistungstransport von der Quelle zur Last

Aus der Masche über die Innenimpedanz der Quelle und Tor 1 kann die vorlaufende Spannung U_1^+ aus der bekannten Quellspannung U_G berechnet werden und eingesetzt werden:

$$U_G = U_1 + Z_l * I_1 = (U_1^+ + r_1 U_1^+) + \frac{Z_l}{Z_l} * (U_1^+ - r_1 U_1^+)$$
(128)

Die Multiplikation mit Z_l und Anwendung des Distributivgesetzes ergibt:

$$U_G Z_l = (Z_l + r_1 Z_l + Z_i - r_1 Z_i) U_1^+$$
(129)

Mit

$$r_{G} = \frac{Z_{i} - Z_{l}}{Z_{i} + Z_{l}} bzw. \ Z_{i} - Z_{l} = r_{G}(Z_{i} + Z_{l})$$
(130)

folgt:

$$U_G Z_l = [Z_i + Z_l - r_1 r_G (Z_i + Z_l)] * U_1^+$$
(131)

Für die vorlaufende Spannung in Ebene 1 ist zu notieren:

$$U_1^+ = \frac{U_G(1 - r_G)}{2(1 - r_1 r_G)} \tag{132}$$

Damit ergibt sich die Netto-Wirkleistung in positiver z-Richtung zu:

$$P^{+} = \frac{|U_G|^2}{8Z_l} * \frac{|1 - r_G|^2}{|1 - r_G r_1|^2}$$
(133)

Die demzufolge maximal verfügbare Leistung ist $P_{1,max} = \frac{|U_G|^2}{8Z_l}$ und beträgt die Hälfte der Generatorleistung. Bei optimaler Anpassung der Last an die Quellimpedanz und einer als verlustlos angenommenen Leitung werden 50% der Generatorleistung als Nettowirkleistung in der Last umgesetzt, während die übrigen 50% im Innenwiderstand der Quelle in Wärme umgesetzt werden.

9.6 MATLAB-Skript zur Berechnung der Spulengeometrie für das Resonanzverfahren zur Bestimmung von Abweichungen der Permeabilität in weichmagnetischen Kernen

Paramet	erde	finition:						
L_mu	=	inductance in µH						
n	=	number of turns						
d	=	coil pitch circle diameter in inches						
d_cm	=	coil pitch circle diameter in centimeters						
L_GTH	=	coil length in inches						
Q	=	coil Q						
f_Hz	=	frequency in Hertz						
R_cm	=	coil pitch circle radius in centimeters						
L_CM	=	coil length in centimeters						
s_w	=	turn spacing (center-to-center) in inches						
W MAX	=	maximum wire diameter in inches						

W_max	=	maximum	wire	diameter	in	centimeters	
W_MIN	=	minimum	wire	diameter	in	inches	
W_min	=	minimum	wire	diameter	in	in	centimeters
х	=	L_GTH/d					

Parametereinstellungen:

L cm = 4.8; % L in cm, PLEASE SET TO DESIRED LENGTH! L GTH = $0.3937 \times L$ cm; & L in inches x = [0.1:0.001:1]; % x = L GTH/d, PLEASE SET TO DESIREDRANGE! d = L GTH./x; % coil pitch circle diameter in inches d cm = d*2.54;% coil pitch circle diameter in centimeters R cm = 0.5*d cm; % coil pitch circle radius in centimeters Berechnung der Güte: % frequency in Hertz f Hz = 250e6;f = f Hz / 1000;% Only for Representation of f in the plot Q = sqrt(f Hz)./((5.4/L CM) + (6.9./R cm)); %coil QDefinition des zu berrechnenden Windungszahlbereich: n = [45:1:50];% Set to desired range of turns

Plots:

```
str = sprintf('Resulting Coil-Diameter for L/d between
0.5 and 2.0 (f = %d kHz)', f);
figure;
plot(x,d cm);
title(str);
xlabel('L/d');
ylabel('d {cm} in [cm]');
grid on;
str1 = sprintf('Resulting Coil Q for L/d between 0.5
and 2.0 (f = %d \, kHz)', f);
figure;
plot(x,Q);
title(str1);
xlabel('L/d');
ylabel('Q');
grid on;
figure
for i = n
S W = L GTH/i;
W MAX = 0.70 * S W;
                                  %As ideally described
in the Paper
W MAX = S W;
                                         %with no space
in between
W max = W MAX*2.54*10;
hold on;
```

```
str2 = sprintf('max wire-Diameter for L/d between 0.5
and 2.0 (f = %d \, kHz)', f);
stem(i,W max);
title(str2);
xlabel('number of turns');
ylabel('Diameter in [mm]');
grid on;
end
figure;
for i = n
S W = L GTH/i;
W MIN = 0.45 \times S W;
W min = W MIN*2.54*10;
hold on
str3 = sprintf('min wire-Diameter for L/d between 0.5
and 2.0 (f = %d kHz)',f);
stem(i,W min);
title(str3);
xlabel('number of turns');
ylabel('Diameter in [mm]');
grid on
end
figure
for i = n
```

```
S W = L GTH/i;
W MAX = 0.70 \times S W;
                                              %As ideally
described in the Paper
W MAX = S W;
                                                    %with
no space in between
W max = W MAX*2.54*10;
A max = (W \max^{2*}pi)/4;
                                                %%maximum
cabel cross-section
hold on
str4 = sprintf('max cable cross-section for L/d between
0.5 and 2.0 (f = %d kHz)', f);
stem(i,A max);
title(str4);
xlabel('number of turns');
ylabel('cable cross-section in [mm^2]');
grid on
end
figure
for i = n
S W = L GTH/i;
W MIN = 0.45 \times S W;
W min = W MIN*2.54*10;
A min = (W \min^{2*}pi)/4;
                                                %%maximum
cabel cross-section
hold on
str5 = sprintf('min cable cross-section for L/d between
0.5 and 2.0 (f = %d kHz)', f);
```

```
stem(i,A min);
title(str5);
xlabel('number of turns')
ylabel('cable cross-section in [mm^2]');
grid on
end
figure
hold on
Legend = cell(1, length(n));
iter = 1;
for i1 = n
L mu = ((d.^2) * (i1^2))./(18*d + 40*L GTH);
L m = L mu;
%L m = L mu/1000; % mH instead of muH because of the
resulting values
str6 = sprintf('Inductance for L/d between 0.5 and 2.0
(f = %d kHz)',f);
plot(x,L m);
title(str6);
xlabel('L/d');
                                               %if L in
ylabel('Inductance in [{\mu}H]');
muH
                                              % if L in
%ylabel('Inductance in [mH]');
mΗ
Legend{iter}=strcat('number of turns =', num2str(i1));
grid on
```

```
iter = iter+1;
```

end

legend(Legend)

Literaturverzeichnis

- [1] CHATTERJEE, S. Michael Faraday: Discovery of electromagnetic induction [online]. *Resonance*, 2002, 7(3), S. 35-45. ISSN 0971-8044. Verfügbar unter: doi:10.1007/BF02896306
- FISCHER, E.P. Wie der Mensch seine Welt neu erschaffen hat.
 Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2014. ISBN 978-3-642-34762-7
- [3] MAHR, O. *Die Entstehung der Dynamomaschine*. Wien: Springer Wien, 2013. ISBN 978-3-7091-3044-5
- [4] N.A. The Scientific Principles Involved in Electric Lighting 1. *Nature*, 1881, 23(600), S. 605-606
- [5] KREMSER, A. *Elektrische Maschinen und Antriebe:* Vieweg+Teubner Verlag, 2004. ISBN 978-3-519-16188-2
- [6] HORNBOGEN, E. und H. WARLIMONT. Metalle. Struktur und Eigenschaften der Metalle und Legierungen. 5., neu bearbeitete Auflage. Berlin [Germany]: Springer, 2015. ISBN 10 3-540-34010-6
- [7] E. BLUM GMBH & CO. Elektroblech zur Herstellung von aus einer Vielzahl von Blechlagen bestehenden Eisenkernen für elektrische Geräte. Erfinder: E. NOLLE. Anmeldung: 30. Januar 1985. Deutschland
- [8] JOSEF MEIER. Vorrichtung zum Wickeln von Ankerspulen für elektrische Maschinen. Erfinder: Josef Meier. Anmeldung: 10. März 1920. 333065
- [9] SIEMENS-SCHUCKERTWERKE AG. Vorrichtung zum Wickeln von Spulen für elektrische Maschinen. Erfinder: Ernst Orthey. Anmeldung: 12. März 1938. Deutsches Reich. 729749
- SIEMENS-SCHUCKERTWERKE AG. Vorrichtung zum Wickeln der Spulen elektrischer Maschinen. Erfinder: Ernst Orthey. Anmeldung: 20. Januar 1939. Deutschland. 910564

- [11] URBAN, N., A. KÜHL, M. GLAUCHE und J. FRANKE. Additive Manufacturing of Neodymium-Iron-Boron Permanent Magnets. In: 2018 8th International Electric Drives Production Conference (EDPC), S. 1-5
- [12] LOISOS, G. und A.J. MOSES. Effect of mechanical and Nd:YAG laser cutting on magnetic flux distribution near the cut edge of non-oriented steels [online]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2005, 161(1-2), S. 151-155. ISSN 09240136. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.jmatprotec.2004.07.061
- [13] MANESCU, V., G. PALTANEA, H. GAVRILA und I. PETER. The influence of punching and laser cutting technologies on the magnetic properties of non-oriented silicon iron steels. In: 2014 International Symposium on Fundamentals of Electrical Engineering (ISFEE), S. 1-4
- [14] EMURA, M., F.J.G. LANDGRAF, W. ROSS und J.R. BARRETA. The influence of cutting technique on the magnetic properties of electrical steels [online]. *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, 2003, 254-255, S. 358-360. ISSN 03048853. Verfügbar unter: doi:10.1016/S0304-8853(02)00856-9
- [15] LAMPRECHT, E. Der Einfluss der Fertigungsverfahren auf die Wirbelstromverluste von Stator-Einzelzahnblechpaketen für den Einsatz in Hybrid- und Elektrofahrzeugen. Zugl.: Erlangen-Nürnberg, Univ., Diss., 2014. Bamberg: Meisenbach, 2014. Bericht aus dem Lehrstuhl für Fertigungstechnologie. 247. ISBN 978-3-87525-362-7
- [16] NÉMETH-CSÓKA, M. Thermisches Management elektrischer Maschinen. Messung, Modell und Energieoptimierung. Wiesbaden:
 Springer Vieweg, 2018. ISBN 978-3-658-20132-6
- [17] LAMPRECHT, E., M. HOMME und T. ALBRECHT. Investigations of eddy current losses in laminated cores due to the impact of various stacking processes. In: 2012 2nd International Electric Drives Production Conference (EDPC), S. 1-8

- BERTOTTI, G. Hysteresis in magnetism. For physicists, materials scientists, and engineers. San Diego, CA: Academic Press, 2008.
 Academic Press Series in Electromagnetism. ISBN 0120932709
- [19] TUMAŃSKI, S., Hg. Handbook of magnetic measurements. Boca Raton, FL: CRC Press, 2011. Series in sensors. ISBN 978-1-4398-2951-6
- HORNBOGEN, E. und H. WARLIMONT, Hg. Metalle. Struktur und Eigenschaften der Metalle und Legierungen. 6., aktualisierte Auflage. Berlin, Heidelberg: Springer Vieweg, 2015. ISBN 978-3-662-47951-3
- HOFMANN, H., J. SPINDLER und H. FISCHER, Hg. Werkstoffe in der Elektrotechnik. Grundlagen, Aufbau, Eigenschaften, Prüfung, Anwendung, Technologie ; mit 75 Tabellen. 7., neu bearb. Aufl. München: Hanser, 2013. Hanser eLibrary. ISBN 978-3-446-43220-8
- [22] PRY, R.H. und C.P. BEAN. Calculation of the Energy Loss in Magnetic Sheet Materials Using a Domain Model [online]. *Journal of Applied Physics*, 1958, 29(3), S. 532-533. ISSN 0021-8979. Verfügbar unter: doi:10.1063/1.1723212
- [23] WEISS, H.A. Fertigung effizienter Elektromotoren. Dissertation.München: Technische Universität München, 2019
- [24] RIEG, F. und M. KACZMAREK, Hg. Taschenbuch der Maschinenelemente. s.l.: Carl Hanser Fachbuchverlag, 2015. ISBN 978-3-446-40167-9
- [25] SMIRNOV, A., N. UZHEGOV, T. SILLANPAA, J. PYRHONEN und O. PYRHONEN. High-Speed Electrical Machine with Active Magnetic Bearing System Optimization [online]. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2017, 64(12), S. 9876-9885. ISSN 0278-0046. Verfügbar unter: doi:10.1109/TIE.2017.2716875
- [26] ZHIYING, Z. und S. YUKUN. Magnetic bearing rotor displacement estimation using O-RLS-SVM. In: 2010 IEEE International

Conference on Intelligent Computing and Intelligent Systems, S. 727-731

- [27] KHOO, W.K.S. Bridge configured winding for polyphase selfbearing machines [online]. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2005, 41(4), S. 1289-1295. ISSN 0018-9464. Verfügbar unter: doi:10.1109/TMAG.2005.845837
- [28] FISCHER, R. *Elektrische Maschinen*. 15., aktualisierte Aufl. München: Hanser, 2011. ISBN 978-3-446-42554-5
- [29] VOLLMER, U. Entwurf, Auslegung und Realisierung eines verlustoptimierten elektrischen Antriebs für Hybridfahrzeuge: Technische Universität Berlin, 2012
- [30] DORFNER, M. und K. PETERMAIER. Various aspects of rotor eddy current losses in permanent magnet machines. In: 2012 2nd International Electric Drives Production Conference (EDPC), S. 1-3
- [31] YAMAZAKI, K., Y. FUKUSHIMA und M. SATO. Loss Analysis of Permanent-Magnet Motors With Concentrated Windings—Variation of Magnet Eddy-Current Loss Due to Stator and Rotor Shapes [online]. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 2009, 45(4), S. 1334-1342. ISSN 0093-9994. Verfügbar unter: doi:10.1109/TIA.2009.2023393
- [32] DIN Deutsches Institut für Normung e.V. DIN EN 60404-2 (IEC 60404-2:1996 + A1:2008): 2009-01, Verfahren zur Bestimmung der magnetischen Eigenschaften von Elektroband und -blech mit Hilfe eines Epsteinrahmens // DIN EN 60404-2:2009-01, Magnetische Werkstoffe Teil 2: Verfahren zur Bestimmung der magnetischen Eigenschaften von Elektroband und -blech mit Hilfe eines Epsteinrahmens (IEC 60404-2:1996+ A1:2008); Deutsche Fassung EN60404-2:1998+ A1:2008. Berlin: Beuth Verlag GmbH
- [33] LIU, C., G. LEI, B. MA, Y. WANG, Y. GUO und J. ZHU. Development of a New Low-Cost 3-D Flux Transverse Flux FSPMM With Soft Magnetic Composite Cores and Ferrite Magnets [online].

IEEE Transactions on Magnetics, 2017, **53**(11), S. 1-5. ISSN 0018-9464. Verfügbar unter: doi:10.1109/TMAG.2017.2707386

- [34] POSKOVIC, E., L. FERRARIS, F. FRANCHINI, A. CAVAGNINO und M.A. GRANDE. SMC Materials in Electrical Machine Prototypes. In: 2019 IEEE International Electric Machines & Drives Conference (IEMDC). May 12-15, 2019, Westin San Diego, San Diego, CA. [Piscataway, New Jersey]: IEEE, 2019, S. 2042-2047. ISBN 978-1-5386-9350-6
- [35] RENNERT, I. und B. BUNDSCHUH. Signale und Systeme. Einführung in die Systemtheorie. München: Hanser, 2013. ISBN 9783446433274
- [36] STEPHAN, P., K. SCHABER, K. STEPHAN und F. MAYINGER, Hg. Thermodynamik. Grundlagen und technische Anwendungen Band 1: Einstoffsysteme. 19., ergänzte Aufl. 2013. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2013. Springer-Lehrbuch. ISBN 978-3-642-30098-1
- [37] KREITLEIN, S. Der grundoperationsspezifische Mindestenergiebedarf als Referenzwert zur Bewertung der Energieeffizienz in der Produktion. Dissertation, 2016. Bericht aus dem Lehrstuhl für Fertigungsautomatisierung und Produktionssystematik. 290.
 ISBN 978-3-87525-415-0
- [38] BARGEL, H.-J. und G. SCHULZE, Hg. Werkstoffkunde. Mit 85 Tabellen. 9., bearb. Aufl. Berlin: Springer, 2005. VDI-Buch. ISBN 3-540-26107-9
- [39] G. E. UHLENBECK und S. GOUDSMIT. Ersetzung der Hypothese vom unmechanischen Zwang durch eine Forderung bezüglich des inneren Verhaltens jedes einzelnen Elektrons [online]. *Die Naturwissenschaften*, 1925, 13(47), S. 953-954. ISSN 0028-1042. Verfügbar unter: doi:10.1007/BF01558878

- [40] TIPLER, P.A., G. MOSCA und J. WAGNER, Hg. *Physik. Für Wissenschaftler und Ingenieure*. 7. Aufl. 2015. Berlin: Springer Berlin Heidelberg, 2015. ISBN 978-3-642-54166-7
- [41] VAN VLECK, J.H. The present status of the theory of ferromagnetism [online]. *Physica*, 1949, **15**(1-2), S. 197-206. ISSN 00318914.
 Verfügbar unter: doi:10.1016/0031-8914(49)90044-0
- [42] KALLENBACH, E., R. EICK, T. STRÖHLA, K. FEINDT, M. KAL-LENBACH und O. RADLER, Hg. *Elektromagnete*. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2018
- [43] SCHOPPA, A., H. LOUIS, F. PUDE und C. von RAD. Influence of abrasive waterjet cutting on the magnetic properties of non-oriented electrical steels [online]. *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, 2003, 254-255, S. 370-372. ISSN 03048853. Verfügbar unter: doi:10.1016/S0304-8853(02)00882-X
- [44] SHI, W., J. LIU und C. LI. Effect of cutting techniques on the structure and magnetic properties of a high-grade non-oriented electrical steel [online]. *Journal of Wuhan University of Technology-Mater. Sci. Ed.*, 2014, 29(6), S. 1246-1251. ISSN 1000-2413. Verfügbar unter: doi:10.1007/S11595-014-1076-3
- [45] NAKATA, T., M. NAKANO und K. KAWAHARA. Effects of Stress Due to Cutting on Magnetic Characteristics of Silicon Steel
 [online]. *IEEE Translation Journal on Magnetics in Japan*, 1992, 7(6), S. 453-457. ISSN 0882-4959. Verfügbar unter: doi:10.1109/TJMJ.1992.4565422
- [46] HRIBERNIK, B. Influence of cutting strains on the magnetic anisotropy of semi-processed electrical steel without silicon
 [online]. *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, 1982,
 26(1-3), S. 75-78. ISSN 03048853. Verfügbar unter: doi:10.1016/0304-8853(82)90120-2
- [47] PALTANEA, V.M., G. PALTANEA und H. GAVRILA. Some important effects of the water jet and laser cutting methods on the

magnetic properties of the non-oriented silicon iron sheets. In: 2017 - 10th International Symposium on Advanced Topics in Electrical Engineering (ATEE). Piscataway, NJ: IEEE, 2017, S. 452-455. ISBN 978-1-4799-7514-3

- [48] MUTHURAMALINGAM, T., B. MOHAN und S. VIGNESH. Performance Analysis of Pulse Generators on Residual Stress of Machined Silicon Steel Using the EDM Process [online]. *Silicon*, 2018, 10(5), S. 1785-1792. ISSN 1876-990X. Verfügbar unter: doi:10.1007/s12633-017-9671-5
- [49] KRAEMER, A., M. VEIGEL, P. PONTNER, M. DOPPELBAUER und G. LANZA. Influences of separation and joining processes on single tooth laminated stacks. In: 2016 6th International Electric Drives Production Conference (E|DPC). November 30th-December 1st, 2016, Nuremberg, Germany : proceedings. Piscataway, NJ: IEEE, 2016, S. 178-185. ISBN 978-1-5090-2908-2
- [50] MAHMOUDI, A., W.L. SOONG, G. PELLEGRINO und E. AR-MANDO. Efficiency maps of electrical machines. In: 2015 IEEE Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE). 20 - 24 Sept. 2015, Montreal, Quebec, Canada. Piscataway, NJ: IEEE, 2015, S. 2791-2799. ISBN 978-1-4673-7151-3
- [51] HUBERT, M., J. FRANKE und J. HACKERT. Continuous rotational cutting of laminations for electric drives: Cutting process and tool setups for rotational cutting of laminations. In: 4th International Electric Drives Production Conference (EDPC 2014). Sept. 30, 2014 Oct. 1, 2014, Nuremberg, Germany; [including] related conferences: E-Motive Forum of the German Machine Builders Association (VDMA), the Energy Transfer for Electric Vehicles Conference (E|TEV). Piscataway, NJ: IEEE, 2014, S. 1-5. ISBN 978-1-4799-5009-6
- [52] STAHL-INFORMATIONS-ZENTRUM, Hg. Merkblatt 401 "Elektroband und -blech". Düsseldorf, 2005

- [53] SKOLAUT, W., Hg. Maschinenbau. Ein Lehrbuch für das ganze Bachelor-Studium. Berlin: Springer Vieweg, 2014. ISBN 978-3-8274-2553-9
- [54] BOLL, R., Hg. Weichmagnetische Werkstoffe. Einführung in den Magnetismus, VAC-Werkstoffe und ihre Anwendungen. 4., völlig neu überarb. und erw. Aufl. Berlin: Siemens-Aktienges. Abt. Verl., 1990. ISBN 3-8009-1546-4
- [55] RUGE, J. und H. WOHLFAHRT, Hg. Technologie der Werkstoffe. Herstellung, Verarbeitung, Einsatz. 9., überarb. u. akt. Aufl. 2013. Dordrecht: Springer. ISBN 978-3-658-01880-1
- [56] SCHATT, W., Hg. Werkstoffwissenschaft. 9. Aufl., 1. Nachdr. Weinheim: Wiley-VCH, 2007. ISBN 9783527305353
- [57] KUGLER, H., Hg. Umformtechnik. Umformen metallischer Konstruktionswerkstoffe ; mit 20 Tabellen, 273 Fragen sowie einer DVD. München: Fachbuchverl. Leipzig im Carl Hanser Verl., 2009. ISBN 9783446406728
- [58] BÜRGEL, R., H.A. RICHARD und A. RIEMER, Hg. Werkstoffmechanik. Bauteile sicher beurteilen und Werkstoffe richtig einsetzen. 2., überarb. Aufl. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2014. ISBN 978-3-658-03934-9
- [59] DOEGE, E. und B.-A. BEHRENS, Hg. Handbuch Umformtechnik.
 Grundlagen, Technologien, Maschinen. 2. Aufl. s.l.: Springer-Verlag, 2010. VDI-Buch. ISBN 978-3-642-04248-5
- [60] LYUDKOVSKY, G. und P.D. SOUTHWICK. The effect of thermomechanical history upon the microstructure and magnetic properties of nonoriented silicon steels [online]. *Metallurgical Transactions A*, 1986, 17(8), S. 1267-1275. ISSN 0360-2133. Verfügbar unter: doi:10.1007/BF02650107
- [61] PAOLINELLI, S.C., M.A. CUNHA und A. BARROS COTA. Effect of Hot Band Grain Size on the Texture Evolution of 2%Si Non-

Oriented Steel During Final Annealing [online]. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2015, **51**(6), S. 1-4. ISSN 0018-9464. Verfügbar unter: doi:10.1109/TMAG.2014.2381155

- [62] STEENTJES, S., D. FRANCK, K. HAMEYER, S. VOGT, M. BED-NARZ, W. VOLK, J. DIERDORF, G. HIRT, V. SCHNABEL, H.N. MATHUR und S. KORTE-KERZEL. On the effect of material processing: microstructural and magnetic properties of electrical steel sheets. In: 2014 4th International Electric Drives Production Conference (EDPC), S. 1-7
- [63] PAOLINELLI, S.d.C., M.A. DA CUNHA, DE DAFE, SARA S. F. und A.B. COTA. Study of the Simultaneous Effects of the Hot Band Grain Size and Cold Rolling Reduction on the Structure and Magnetic Properties of Nonoriented 3% Si Steel [online]. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2012, 48(4), S. 1401-1404. ISSN 0018-9464. Verfügbar unter: doi:10.1109/TMAG.2011.2174213
- [64] SIEGERT, K., Hg. Blechumformung. Verfahren, Werkzeuge und Maschinen. Berlin: Springer Vieweg, 2015. VDI-Buch. ISBN 978-3-540-02488-0
- [65] HERBERT FRITZ, A. und G. SCHULZE, Hg. Fertigungstechnik. Mit 62 Tabellen. 7., neu bearbeitete Auflage. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2006. VDI-Buch. ISBN 10 3-540-25623-7
- [66] TOUSSAINT, A. Einfluss des Werkzeugverschleißes auf die Teilequalität beim Scherschneiden von Elektroblechen. Zugl.: München, Techn. Univ., Diss., 2000. Als Typoskr. gedr. München: Hieronymus, 2000. utg-Forschungsberichte. 9. ISBN 3-89791-144-2
- [67] CLAUS PETER NEUMANN. Die Schneidbarkeit von Elektroblech und ihre Prüfung unter besonderer Berücksichtigung von Blechwerkstoff und Schneidspalt. Dissertation, 1979

- [68] KLOCKE, F. und W. KÖNIG, Hg. Fertigungsverfahren 4. Umformen. 5., neu bearbeitete Auflage. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2006. VDI-Buch. ISBN 3-540-23650-3
- [69] TREMEL, J., J. HACKERT, V. THOMS und J. FRANKE. Rotational cutting of lamination sheets for electrical machines. In: 2012 2nd International Electric Drives Production Conference (EDPC), S. 1-4
- [70] MÜLLER, M.G. Prozessüberwachung beim Laserstrahlschweißen durch Auswertung der reflektierten Leistung. Zugl.: Stuttgart, Univ., Diss, 2002. München: Utz Wiss, 2002. Laser in der Materialbearbeitung. ISBN 3-8316-0144-5
- [71] ARAUJO, E.G., J. SCHNEIDER, K. VERBEKEN, G. PASQUAR-ELLA und Y. HOUBAERT. Dimensional Effects on Magnetic Properties of Fe–Si Steels Due to Laser and Mechanical Cutting [online]. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2010, 46(2), S. 213-216. ISSN 0018-9464. Verfügbar unter: doi:10.1109/TMAG.2009.2034124
- SIEBERT, R., J. SCHNEIDER und E. BEYER. Laser Cutting and Mechanical Cutting of Electrical Steels and its Effect on the Magnetic Properties [online]. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2014, 50(4), S. 1-4. ISSN 0018-9464. Verfügbar unter: doi:10.1109/TMAG.2013.2285256
- [73] SCHOPPA, A., J. SCHNEIDER und C.-D. WUPPERMANN. Influence of the manufacturing process on the magnetic properties of non-oriented electrical steels [online]. *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, 2000, 215-216, S. 74-78. ISSN 03048853. Verfügbar unter: doi:10.1016/S0304-8853(00)00070-6
- [74] SIEBERT, R., R. BAUMANN, E. BEYER, P. HERWIG und A. WET-ZIG. Laser manufacturing of electrical machines. In: 2014 4th International Electric Drives Production Conference (EDPC), S. 1-5

- BELHADJ, A., P. BAUDOUIN, F. BREABAN, A. DEFFONTAINE, M. DEWULF und Y. HOUBAERT. Effect of laser cutting on microstructure and on magnetic properties of grain non-oriented electrical steels [online]. *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, 2003, 256(1-3), S. 20-31. ISSN 03048853. Verfügbar unter: doi:10.1016/S0304-8853(01)00937-4
- [76] PAWLEK, F. Magnetische Werkstoffe. Berlin: Springer, 1952.
 Reine und angewandte Metallkunde in Einzeldarstellungen. 11.
 ISBN 978-3-642-53299-3
- [77] HOFMANN, M., H. NAUMOSKI, U. HERR und H.-G. HERZOG. Magnetic Properties of Electrical Steel Sheets in Respect of Cutting [online]. Micromagnetic Analysis and Macromagnetic Modeling. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2016, 52(2), S. 1-14. ISSN 0018-9464. Verfügbar unter: doi:10.1109/TMAG.2015.2484280
- [78] MARKÓ, D., I. SOLDATOV, M. TEKIELAK und R. SCHÄFER. Stray-field-induced Faraday contributions in wide-field Kerr microscopy and -magnetometry [online]. *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, 2015, **396**, S. 9-15. ISSN 03048853. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.jmmm.2015.07.099
- [79] BALI, M. und A. MUETZE. Influences of CO₂ Laser, FKL Laser, and Mechanical Cutting on the Magnetic Properties of Electrical Steel Sheets [online]. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 2015, **51**(6), S. 4446-4454. ISSN 0093-9994. Verfügbar unter: doi:10.1109/TIA.2015.2453136
- [80] FELDMANN, K., V. SCHÖPPNER und G. SPUR, Hg. Handbuch Fügen, Handhaben, Montieren. 2., vollständig neu bearbeitete Auflage. München: Hanser, 2014. Edition Handbuch der Fertigungstechnik. / hrsg. von Günter Spur ; 5. ISBN 978-3-446-42827-0

- [81] KOLBE, M. und W. HELLWIG. Spanlose Fertigung Stanzen. Stanzteile - Feinstanzteile - Hochleistungsstanzwerkzeuge - Hochleistungs- und Feinstanzpressen. 12. Aufl. 2018. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2018. ISBN 978-3-658-20023-7
- [82] IMAMORI, S., S. STEENTJES und K. HAMEYER. Influence of Interlocking on Magnetic Properties of Electrical Steel Laminations
 [online]. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2017, 53(11), S. 1-4. ISSN 0018-9464. Verfügbar unter: doi:10.1109/TMAG.2017.2713446
- [83] SHEN, J.-X., G.-Y. ZHOU, S.-L. JIN und H. HAO. Analysis of iron loss in interlocked lamination core. In: 2015 International Conference on Sustainable Mobility Applications, Renewables and Technology (SMART), S. 1-4
- [84] Deutsches Institut für Normung e.V. DIN 1910-100: Februar 2008, Schweißen und verwandte Prozesse – Begriffe – Teil 100: Metallschweißprozesse mit Ergänzungen zu DIN EN 14610:2005. Berlin: Beuth Verlag GmbH. Verfügbar unter: www.beuth.de
- [85] POPRAWE, R. Lasertechnik für die Fertigung. Grundlagen, Perspektiven und Beispiele für den innovativen Ingenieur ; mit 26 Tabellen. Berlin: Springer, 2005. VDI-Buch. ISBN 3-540-21406-2
- [86] MARKOVITS, T. und J. TAKÁCS. Edge welding of laminated steel structure by pulsed Nd [online]. YAG laser. *Physics Procedia*, 2010, 5, S. 47-52. ISSN 18753892. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.phpro.2010.08.028
- [87] WEKA, Hg. Schweißaufsicht kompakt. Praxishilfen zur rechtssicheren Umsetzung und Dokumentation der Pflichten von Schweißaufsichtspersonen auf CD-ROM. Kissing: WEKA Media, ca. 2006. WEKA-Praxislösungen. ISBN 978-3-8111-6331-7
- [88] WANG, H., Y. ZHANG und S. LI. Laser welding of laminated electrical steels [online]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2016, 230, S. 99-108. ISSN 09240136. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.jmatprotec.2015.11.018

- [89] CLERC, A.J. und A. MUETZE. Measurement of Stator Core Magnetic Degradation During the Manufacturing Process [online].
 IEEE Transactions on Industry Applications, 2012, 48(4), S. 1344-1352. ISSN 0093-9994. Verfügbar unter: doi:10.1109/TIA.2012.2199950
- [90] KRINGS, A., S. NATEGH, O. WALLMARK und J. SOULARD. Influence of the Welding Process on the Performance of Slotless PM Motors With SiFe and NiFe Stator Laminations [online].
 IEEE Transactions on Industry Applications, 2014, **50**(1), S. 296-306. ISSN 0093-9994. Verfügbar unter: doi:10.1109/TIA.2013.2270972
- [91] VASEGHI, B., S.A. RAHMAN und A.M. KNIGHT. Influence of Steel Manufacturing on J-A Model Parameters and Magnetic Properties [online]. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2013, 49(5), S. 1961-1964. ISSN 0018-9464. Verfügbar unter: doi:10.1109/TMAG.2013.2242054
- [92] STAHLWERKE BOCHUM AG. Blech für lamellierte Eisenkerne.
 Erfinder: Behringer, Syllwasschy, Pluciniczak, Loley. Anmeldung:
 12.09.84. Deutschland. EP0141187
- [93] SCHÖNHERR, R. TGA-FTIR-Kopplung Anwendung zur Untersuchung von Elektro-Isolier-Lacken (Backlack) [online]. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik, 1996, 27(6), S. 267-271. ISSN 0933-5137. Verfügbar unter: doi:10.1002/mawe.19960270604
- [94] REMBRANDTIN. Datenblatt Remisol EB 548. Technisches Merkblatt 107600
- [95] BARLOW, H.E.M. An improved resonant-cavity method of measuring high-frequency losses in materials [online]. *Proceedings of the IEE Part B: Electronic and Communication Engineering*, 1962, 109(23S), S. 848-852. ISSN 2054-0418. Verfügbar unter: doi:10.1049/pi-b-2.1962.0145

- [96] SINHA, J.K. und J. BROWN. A new cavity-resonator method for measuring permittivity [online]. *Proceedings of the IEE Part B: Electronic and Communication Engineering*, 1960, 107(36), S. 522.
 ISSN 03698890. Verfügbar unter: doi:10.1049/pi-b-2.1960.0164
- [97] BADY, I. Measurement of dissipation factor and dielectric constant of materials at very high frequencies by use of resonant circuits. In: 1949 Conference on Electrical Insulation, S. 49-51
- [98] STRAUß, F. Grundkurs Hochfrequenztechnik. Eine Einführung. 3., erweiterte Auflage. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2017. Lehrbuch. ISBN 978-3-658-18162-8
- [99] GMYREK, Z., A. CAVAGNINO und L. FERRARIS. Estimation of the Magnetic Properties of the Damaged Area Resulting From the Punching Process [online]. Experimental Research and FEM Modeling. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 2013, 49(5), S. 2069-2077. ISSN 0093-9994. Verfügbar unter: doi:10.1109/TIA.2013.2261041
- [100] GMYREK, Z., A. CAVAGNINO und L. FERRARIS. Estimation of magnetic properties and damaged area width due to punching process. Modeling and experimental research. In: 2012 XXth International Conference on Electrical Machines, S. 1301-1308
- [101] HOLOPAINEN, T.P., P. RASILO und A. ARKKIO. Identification of magnetic properties for cutting edge of electrical steel sheets. In: 2016 XXII International Conference on Electrical Machines (ICEM), S. 1783-1787
- FOO, C.F. und D.M. ZHANG. A resonant method to construct core loss of magnetic materials using impedance analyser. In: *PESC 98 Record. 29th Annual IEEE Power Electronics Specialists Conference (Cat. No.98CH36196)*, S. 1997-2002
- [103] W. WILCZYNSKI, A. SCHOPPA AND J. SCHNEIDER, Hg. Influence of the Different Fabrication Steps of Magnetic Cores on their Magnetic Properties, 2004. Stahl und Eisen

- [104] SCHMIDT, L.P. Passive Bauelemente und deren HF-Verhalten.Vorlesungsskript. Erlangen, SoSe 2009
- [105] G. MURPHY. The Elusive Q of Single-Layer Air-Core Coils. CQ Magazine, 1999(May 1999), S. 24-31
- [106] STEPHENSON, E. und A. MARDER. The effects of grain size on the core loss and permeability of motor lamination steel [online].
 IEEE Transactions on Magnetics, 1986, 22(2), S. 101-106. ISSN 0018-9464. Verfügbar unter: doi:10.1109/TMAG.1986.1064281
- [107] BERNSTEIN, H. *NF- und HF-Messtechnik*. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2015
- KARK, K.W. Antennen und Strahlungsfelder. Elektromagnetische Wellen auf Leitungen, im Freiraum und ihre Abstrahlung ; mit 79 Tabellen und 125 Übungsaufgaben. 2., überarbeitete und erweiterte Auflage. Wiesbaden: Friedr. Vieweg & Sohn Verlag | GWV Fachverlage GmbH Wiesbaden, 2006. ISBN 978-3-8348-0216-3
- [109] LOTTER, B. und H.-P. WIENDAHL, Hg. Montage in der industriellen Produktion. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2012
- [110] ALBACH, M. Grundlagen der Elektrotechnik 2. Periodische und nicht periodische Signalformen. [Nachdr.]. München: Pearson Studium, 2009. Elektrotechnik Grundlagen. / Manfred Albach ; 2. ISBN 3-8273-7108-2

Verzeichnis promotionsbezogener, eigener Publikationen

- [P1] SCHNEIDER, M., M. HUBERT und J. FRANKE. Influence of cutting edge on core loss induced through various manufacturing parameters. In: 2016 6th International Electric Drives Production Conference (EDPC), S. 186-192
- [P2] SCHNEIDER, M., N. URBAN und J. FRANKE. Relation of joining parameters of stator core production and iron loss. In: 2017 7th International Electric Drives Production Conference (EDPC), S. 1-6
- [P3] SCHNEIDER, M. und J. FRANKE. Resonant method for the measurement of quality of laminated cores. In: 2015 5th International Electric Drives Production Conference (EDPC), S. 1-6
- SCHNEIDER, M., N. URBAN, A. MEYER und J. FRANKE. Neuartiger Ansatz zur flexiblen Fertigung verlustoptimierter
 Statorblechpakete [online]. ZWF Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb, 2017, 112(4), S. 225-228. ISSN 0947-0085. Verfügbar unter: doi:10.3139/104.111702
- [P5] FRIEDRICH-ALEXANDER-UNIVERSITÄT ERLANGEN NÜRN-BERG. Messverfahren zur Bestimmung von Eisenverlusten. Erfinder: M. SCHNEIDER UND J. FRANKE. Anmeldung: 14. September 2015. Deutschland. DE 10 2015 115 447 A1
Verzeichnis promotionsbezogener studentischer Arbeiten

- [S1] BUTZBACHER, A. Konstruktion eines Stanzwerkzeuges zur Untersuchung des Einflusses der Fertigungsparameter beim Scherschneiden auf die Wirbelstromverluste. Bachelorarbeit im Studiengang Maschinenbau, 2015
- [S2] GROßMANN, S. Ermittlung von Einflussgrößen bei der Paketierung von Statorblechpaketen in der Fertigung von Elektromotoren, 2016
- [S₃] STEINMÜLLER, S. Erprobung einer Messmethode zur Qualitätssicherung in der Fertigung von Statorblechpaketen, 2018
- [S4] HIRSCH, S. Ablaufsimulation in der Statorblechpaketfertigung. Projektarbeit im Studiengang Wirtschaftsingenieurwesen, 2016

Reihenübersicht

Koordination der Reihe (Stand 2021): Geschäftsstelle Maschinenbau, Dr.-Ing. Oliver Kreis, www.mb.fau.de/diss/

Im Rahmen der Reihe sind bisher die nachfolgenden Bände erschienen.

Band 1 – 52 Fertigungstechnik – Erlangen ISSN 1431-6226 Carl Hanser Verlag, München

Band 53 – 307 Fertigungstechnik – Erlangen ISSN 1431-6226 Meisenbach Verlag, Bamberg

ab Band 308 FAU Studien aus dem Maschinenbau ISSN 2625-9974 FAU University Press, Erlangen

Die Zugehörigkeit zu den jeweiligen Lehrstühlen ist wie folgt gekennzeichnet:

Lehrstühle:

FAPS	Lehrstuhl für Fertigungsautomatisierung und Produktionssystematik
FMT	Lehrstuhl für Fertigungsmesstechnik
KTmfk	Lehrstuhl für Konstruktionstechnik
LFT	Lehrstuhl für Fertigungstechnologie
LPT	Lehrstuhl für Photonische Technologien
REP	Lehrstuhl für Ressourcen- und Energieeffiziente Produktionsmaschinen

Band 1: Andreas Hemberger Innovationspotentiale in der rechnerintegrierten Produktion durch wissensbasierte Systeme FAPS, 208 Seiten, 107 Bilder. 1988. ISBN 3-446-15234-2.

Band 2: Detlef Classe Beitrag zur Steigerung der Flexibilität automatisierter Montagesysteme durch Sensorintegration und erweiterte Steuerungskonzepte FAPS, 194 Seiten, 70 Bilder. 1988. ISBN 3-446-15529-5.

Band 3: Friedrich-Wilhelm Nolting Projektierung von Montagesystemen FAPS, 201 Seiten, 107 Bilder, 1 Tab. 1989. ISBN 3-446-15541-4.

Band 4: Karsten Schlüter Nutzungsgradsteigerung von Montagesystemen durch den Einsatz der Simulationstechnik FAPS, 177 Seiten, 97 Bilder. 1989. ISBN 3-446-15542-2.

Band 5: Shir-Kuan Lin Aufbau von Modellen zur Lageregelung von Industrierobotern FAPS, 168 Seiten, 46 Bilder. 1989. ISBN 3-446-15546-5.

Band 6: Rudolf Nuss Untersuchungen zur Bearbeitungsqualität im Fertigungssystem Laserstrahlschneiden LFT, 206 Seiten, 115 Bilder, 6 Tab. 1989. ISBN 3-446-15783-2. Band 7: Wolfgang Scholz Modell zur datenbankgestützten Planung automatisierter Montageanlagen FAPS, 194 Seiten, 89 Bilder. 1989. ISBN 3-446-15825-1.

Band 8: Hans-Jürgen Wißmeier Beitrag zur Beurteilung des Bruchverhaltens von Hartmetall-Fließpreßmatrizen LFT, 179 Seiten, 99 Bilder, 9 Tab. 1989. ISBN 3-446-15921-5.

Band 9: Rainer Eisele Konzeption und Wirtschaftlichkeit von Planungssystemen in der Produktion FAPS, 183 Seiten, 86 Bilder. 1990. ISBN 3-446-16107-4.

Band 10: Rolf Pfeiffer Technologisch orientierte Montageplanung am Beispiel der Schraubtechnik FAPS, 216 Seiten, 102 Bilder, 16 Tab. 1990. ISBN 3-446-16161-9.

Band 11: Herbert Fischer Verteilte Planungssysteme zur Flexibilitätssteigerung der rechnerintegrierten Teilefertigung FAPS, 201 Seiten, 82 Bilder. 1990. ISBN 3-446-16105-8.

Band 12: Gerhard Kleineidam CAD/CAP: Rechnergestützte Montagefeinplanung FAPS, 203 Seiten, 107 Bilder. 1990. ISBN 3-446-16112-0. Band 13: Frank Vollertsen Pulvermetallurgische Verarbeitung eines übereutektoiden verschleißfesten Stahls LFT, XIII u. 217 Seiten, 67 Bilder, 34 Tab. 1990. ISBN 3-446-16133-3.

Band 14: Stephan Biermann Untersuchungen zur Anlagen- und Prozeßdiagnostik für das Schneiden mit CO2-Hochleistungslasern LFT, VIII u. 170 Seiten, 93 Bilder, 4 Tab. 1991. ISBN 3-446-16269-0.

Band 15: Uwe Geißler Material- und Datenfluß in einer flexiblen Blechbearbeitungszelle LFT, 124 Seiten, 41 Bilder, 7 Tab. 1991. ISBN 3-446-16358-1.

Band 16: Frank Oswald Hake Entwicklung eines rechnergestützten Diagnosesystems für automatisierte Montagezellen FAPS, XIV u. 166 Seiten, 77 Bilder. 1991. ISBN 3-446-16428-6.

Band 17: Herbert Reichel Optimierung der Werkzeugbereitstellung durch rechnergestützte Arbeitsfolgenbestimmung FAPS, 198 Seiten, 73 Bilder, 2 Tab. 1991. ISBN 3-446-16453-7.

Band 18: Josef Scheller Modellierung und Einsatz von Softwaresystemen für rechnergeführte Montagezellen FAPS, 198 Seiten, 65 Bilder. 1991. ISBN 3-446-16454-5. Band 19: Arnold vom Ende Untersuchungen zum Biegeumforme mit elastischer Matrize LFT, 166 Seiten, 55 Bilder, 13 Tab. 1991. ISBN 3-446-16493-6.

Band 20: Joachim Schmid

Beitrag zum automatisierten Bearbeiten von Keramikguß mit Industrierobotern FAPS, XIV u. 176 Seiten, 111 Bilder, 6 Tab. 1991. ISBN 3-446-16560-6.

Band 21: Egon Sommer Multiprozessorsteuerung für kooperierende Industrieroboter in Montagezellen FAPS, 188 Seiten, 102 Bilder. 1991. ISBN 3-446-17062-6.

Band 22: Georg Geyer Entwicklung problemspezifischer Verfahrensketten in der Montage FAPS, 192 Seiten, 112 Bilder. 1991. ISBN 3-446-16552-5.

Band 23: Rainer Flohr Beitrag zur optimalen Verbindungstechnik in der Oberflächenmontage (SMT) FAPS, 186 Seiten, 79 Bilder. 1991. ISBN 3-446-16568-1.

Band 24: Alfons Rief

Untersuchungen zur Verfahrensfolge Laserstrahlschneiden und -schweißen in der Rohkarosseriefertigung

LFT, VI u. 145 Seiten, 58 Bilder, 5 Tab. 1991. ISBN 3-446-16593-2. Band 25: Christoph Thim Rechnerunterstützte Optimierung von Materialflußstrukturen in der Elektronikmontage durch Simulation FAPS, 188 Seiten, 74 Bilder. 1992. ISBN 3-446-17118-5.

Band 26: Roland Müller CO2 -Laserstrahlschneiden von kurzglasverstärkten Verbundwerkstoffen LFT, 141 Seiten, 107 Bilder, 4 Tab. 1992. ISBN 3-446-17104-5.

Band 27: Günther Schäfer Integrierte Informationsverarbeitung bei der Montageplanung FAPS, 195 Seiten, 76 Bilder. 1992. ISBN 3-446-17117-7.

Band 28: Martin Hoffmann Entwicklung einer CAD/CAM-Prozeßkette für die Herstellung von Blechbiegeteilen LFT, 149 Seiten, 89 Bilder. 1992. ISBN 3-446-17154-1.

Band 29: Peter Hoffmann

Verfahrensfolge Laserstrahlschneiden und –schweißen: Prozeßführung und Systemtechnik in der 3D-Laserstrahlbearbeitung von Blechformteilen LFT, 186 Seiten, 92 Bilder, 10 Tab. 1992. ISBN 3-446-17153-3.

Band 30: Olaf Schrödel Flexible Werkstattsteuerung mit objektorientierten Softwarestrukturen FAPS, 180 Seiten, 84 Bilder. 1992. ISBN 3-446-17242-4. Band 31: Hubert Reinisch Planungs- und Steuerungswerkzeuge zur impliziten Geräteprogrammierung in Roboterzellen FAPS, XI u. 212 Seiten, 112 Bilder. 1992. ISBN 3-446-17380-3.

Band 32: Brigitte Bärnreuther Ein Beitrag zur Bewertung des Kommunikationsverhaltens von Automatisierungsgeräten in flexiblen Produktionszellen FAPS, XI u. 179 Seiten, 71 Bilder. 1992. ISBN 3-446-17451-6.

Band 33: Joachim Hutfless Laserstrahlregelung und Optikdiagnostik in der Strahlführung einer CO2-Hochleistungslaseranlage LFT, 175 Seiten, 70 Bilder, 17 Tab. 1993. ISBN 3-446-17532-6.

Band 34: Uwe Günzel

Entwicklung und Einsatz eines Simulationsverfahrens für operative und strategische Probleme der Produktionsplanung und –steuerung FAPS, XIV u. 170 Seiten, 66 Bilder, 5 Tab. 1993. ISBN 3-446-17604-7.

Band 35: Bertram Ehmann

Operatives Fertigungscontrolling durch Optimierung auftragsbezogener Bearbeitungsabläufe in der Elektronikfertigung FAPS, XV u. 167 Seiten, 114 Bilder. 1993. ISBN 3-446-17658-6.

Band 36: Harald Kolléra Entwicklung eines benutzerorientierten Werkstattprogrammiersystems für das Laserstrahlschneiden LFT, 129 Seiten, 66 Bilder, 1 Tab. 1993. ISBN 3-446-17719-1. Band 37: Stephanie Abels Modellierung und Optimierung von Montageanlagen in einem integrierten Simulationssystem FAPS, 188 Seiten, 88 Bilder. 1993. ISBN 3-446-17731-0.

Band 38: Robert Schmidt-Hebbel Laserstrahlbohren durchflußbestimmender Durchgangslöcher LFT, 145 Seiten, 63 Bilder, 11 Tab. 1993. ISBN 3-446-17778-7.

Band 39: Norbert Lutz Oberflächenfeinbearbeitung keramischer Werkstoffe mit XeCl-Excimerlaserstrahlung LFT, 187 Seiten, 98 Bilder, 29 Tab. 1994. ISBN 3-446-17970-4.

Band 40: Konrad Grampp Rechnerunterstützung bei Test und Schulung an Steuerungssoftware von SMD-Bestücklinien FAPS, 178 Seiten, 88 Bilder. 1995. ISBN 3-446-18173-3.

Band 41: Martin Koch Wissensbasierte Unterstützung der Angebotsbearbeitung in der Investitionsgüterindustrie FAPS, 169 Seiten, 68 Bilder. 1995. ISBN 3-446-18174-1.

Band 42: Armin Gropp Anlagen- und Prozeßdiagnostik beim Schneiden mit einem gepulsten Nd:YAG-Laser LFT, 160 Seiten, 88 Bilder, 7 Tab. 1995. ISBN 3-446-18241-1. Band 43: Werner Heckel Optische 3D-Konturerfassung und on-line Biegewinkelmessung mit dem Lichtschnittverfahren LFT, 149 Seiten, 43 Bilder, 11 Tab. 1995. ISBN 3-446-18243-8.

Band 44: Armin Rothhaupt Modulares Planungssystem zur Optimierung der Elektronikfertigung FAPS, 180 Seiten, 101 Bilder. 1995. ISBN 3-446-18307-8.

Band 45: Bernd Zöllner Adaptive Diagnose in der Elektronikproduktion FAPS, 195 Seiten, 74 Bilder, 3 Tab. 1995. ISBN 3-446-18308-6.

Band 46: Bodo Vormann Beitrag zur automatisierten Handhabungsplanung komplexer Blechbiegeteile LFT, 126 Seiten, 89 Bilder, 3 Tab. 1995. ISBN 3-446-18345-0.

Band 47: Peter Schnepf Zielkostenorientierte Montageplanung FAPS, 144 Seiten, 75 Bilder. 1995. ISBN 3-446-18397-3.

Band 48: Rainer Klotzbücher Konzept zur rechnerintegrierten Materialversorgung in flexiblen Fertigungssystemen FAPS, 156 Seiten, 62 Bilder. 1995. ISBN 3-446-18412-0. Band 49: Wolfgang Greska Wissensbasierte Analyse und Klassifizierung von Blechteilen LFT, 144 Seiten, 96 Bilder. 1995. ISBN 3-446-18462-7.

Band 50: Jörg Franke Integrierte Entwicklung neuer Produkt- und Produktionstechnologien für räumliche spritzgegossene Schaltungsträger (3-D MID) FAPS, 196 Seiten, 86 Bilder, 4 Tab. 1995. ISBN 3-446-18448-1.

Band 51: Franz-Josef Zeller Sensorplanung und schnelle Sensorregelung für Industrieroboter FAPS, 190 Seiten, 102 Bilder, 9 Tab. 1995. ISBN 3-446-18601-8.

Band 52: Michael Solvie Zeitbehandlung und Multimedia-Unterstützung in Feldkommunikationssystemen FAPS, 200 Seiten, 87 Bilder, 35 Tab. 1996. ISBN 3-446-18607-7.

Band 53: Robert Hopperdietzel Reengineering in der Elektro- und Elektronikindustrie FAPS, 180 Seiten, 109 Bilder, 1 Tab. 1996. ISBN 3-87525-070-2.

Band 54: Thomas Rebhahn Beitrag zur Mikromaterialbearbeitung mit Excimerlasern - Systemkomponenten und Verfahrensoptimierungen LFT, 148 Seiten, 61 Bilder, 10 Tab. 1996. ISBN 3-87525-075-3. Band 55: Henning Hanebuth Laserstrahlhartlöten mit Zweistrahltechnik LFT, 157 Seiten, 58 Bilder, 11 Tab. 1996. ISBN 3-87525-074-5.

Band 56: Uwe Schönherr Steuerung und Sensordatenintegration für flexible Fertigungszellen mit kooperierenden Robotern FAPS, 188 Seiten, 116 Bilder, 3 Tab. 1996. ISBN 3-87525-076-1.

Band 57: Stefan Holzer Berührungslose Formgebung mit Laserstrahlung LFT, 162 Seiten, 69 Bilder, 11 Tab. 1996. ISBN 3-87525-079-6.

Band 58: Markus Schultz Fertigungsqualität beim 3D-Laserstrahlschweißen von Blechformteilen LFT, 165 Seiten, 88 Bilder, 9 Tab. 1997. ISBN 3-87525-080-X.

Band 59: Thomas Krebs Integration elektromechanischer CA-Anwendungen über einem STEP-Produktmodell FAPS, 198 Seiten, 58 Bilder, 8 Tab. 1997. ISBN 3-87525-081-8.

Band 60: Jürgen Sturm Prozeßintegrierte Qualitätssicherung in der Elektronikproduktion FAPS, 167 Seiten, 112 Bilder, 5 Tab. 1997. ISBN 3-87525-082-6. Band 61: Andreas Brand Prozesse und Systeme zur Bestückung räumlicher elektronischer Baugruppen (3D-MID) FAPS, 182 Seiten, 100 Bilder. 1997. ISBN 3-87525-087-7.

Band 62: Michael Kauf Regelung der Laserstrahlleistung und der Fokusparameter einer CO2-Hochleistungslaseranlage LFT, 140 Seiten, 70 Bilder, 5 Tab. 1997. ISBN 3-87525-083-4.

Band 63: Peter Steinwasser Modulares Informationsmanagement in der integrierten Produkt- und Prozeßplanung FAPS, 190 Seiten, 87 Bilder. 1997. ISBN 3-87525-084-2.

Band 64: Georg Liedl Integriertes Automatisierungskonzept für den flexiblen Materialfluß in der Elektronikproduktion FAPS, 196 Seiten, 96 Bilder, 3 Tab. 1997. ISBN 3-87525-086-9.

Band 65: Andreas Otto Transiente Prozesse beim Laserstrahlschweißen LFT, 132 Seiten, 62 Bilder, 1 Tab. 1997. ISBN 3-87525-089-3.

Band 66: Wolfgang Blöchl Erweiterte Informationsbereitstellung an offenen CNC-Steuerungen zur Prozeß- und Programmoptimierung FAPS, 168 Seiten, 96 Bilder. 1997. ISBN 3-87525-091-5. Band 67: Klaus-Uwe Wolf Verbesserte Prozeßführung und Prozeßplanung zur Leistungs- und Qualitätssteigerung beim Spulenwickeln FAPS, 186 Seiten, 125 Bilder. 1997. ISBN 3-87525-092-3.

Band 68: Frank Backes Technologieorientierte Bahnplanung für die 3D-Laserstrahlbearbeitung LFT, 138 Seiten, 71 Bilder, 2 Tab. 1997. ISBN 3-87525-093-1.

Band 69: Jürgen Kraus Laserstrahlumformen von Profilen LFT, 137 Seiten, 72 Bilder, 8 Tab. 1997. ISBN 3-87525-094-X.

Band 70: Norbert Neubauer Adaptive Strahlführungen für CO2-Laseranlagen LFT, 120 Seiten, 50 Bilder, 3 Tab. 1997. ISBN 3-87525-095-8.

Band 71: Michael Steber Prozeßoptimierter Betrieb flexibler Schraubstationen in der automatisierten Montage FAPS, 168 Seiten, 78 Bilder, 3 Tab. 1997. ISBN 3-87525-096-6.

Band 72: Markus Pfestorf Funktionale 3D-Oberflächenkenngrößen in der Umformtechnik LFT, 162 Seiten, 84 Bilder, 15 Tab. 1997. ISBN 3-87525-097-4. Band 73: Volker Franke Integrierte Planung und Konstruktion von Werkzeugen für die Biegebearbeitung LFT, 143 Seiten, 81 Bilder. 1998. ISBN 3-87525-098-2.

Band 74: Herbert Scheller Automatisierte Demontagesysteme und recyclinggerechte Produktgestaltung elektronischer Baugruppen FAPS, 184 Seiten, 104 Bilder, 17 Tab. 1998. ISBN 3-87525-099-0.

Band 75: Arthur Meßner

Kaltmassivumformung metallischer Kleinstteile – Werkstoffverhalten, Wirkflächenreibung, Prozeßauslegung LFT, 164 Seiten, 92 Bilder, 14 Tab. 1998. ISBN 3-87525-100-8.

Band 76: Mathias Glasmacher Prozeß- und Systemtechnik zum Laserstrahl-Mikroschweißen LFT, 184 Seiten, 104 Bilder, 12 Tab. 1998. ISBN 3-87525-101-6.

Band 77: Michael Schwind Zerstörungsfreie Ermittlung mechanischer Eigenschaften von Feinblechen mit dem Wirbelstromverfahren LFT, 124 Seiten, 68 Bilder, 8 Tab. 1998. ISBN 3-87525-102-4.

Band 78: Manfred Gerhard Qualitätssteigerung in der Elektronikproduktion durch Optimierung der Prozeßführung beim Löten komplexer Baugruppen FAPS, 179 Seiten, 113 Bilder, 7 Tab. 1998. ISBN 3-87525-103-2. Band 79: Elke Rauh Methodische Einbindung der Simulation in die betrieblichen Planungs- und Entscheidungsabläufe FAPS, 192 Seiten, 114 Bilder, 4 Tab. 1998. ISBN 3-87525-104-0.

Band 80: Sorin Niederkorn Meßeinrichtung zur Untersuchung der Wirkflächenreibung bei umformtechnischen Prozessen LFT, 99 Seiten, 46 Bilder, 6 Tab. 1998. ISBN 3-87525-105-9.

Band 81: Stefan Schuberth

Regelung der Fokuslage beim Schweißen mit CO2-Hochleistungslasern unter Einsatz von adaptiven Optiken LFT, 140 Seiten, 64 Bilder, 3 Tab. 1998. ISBN 3-87525-106-7.

Band 82: Armando Walter Colombo Development and Implementation of Hierarchical Control Structures of Flexible Production Systems Using High Level Petri Nets FAPS, 216 Seiten, 86 Bilder. 1998. ISBN 3-87525-109-1.

Band 83: Otto Meedt

Effizienzsteigerung bei Demontage und Recycling durch flexible Demontagetechnologien und optimierte Produktgestaltung FAPS, 186 Seiten, 103 Bilder. 1998. ISBN 3-87525-108-3.

Band 84: Knuth Götz Modelle und effiziente Modellbildung zur Qualitätssicherung in der Elektronikproduktion FAPS, 212 Seiten, 129 Bilder, 24 Tab. 1998. ISBN 3-87525-112-1. Band 85: Ralf Luchs

Einsatzmöglichkeiten leitender Klebstoffe zur zuverlässigen Kontaktierung elektronischer Bauelemente in der SMT FAPS, 176 Seiten, 126 Bilder, 30 Tab. 1998. ISBN 3-87525-113-7.

Band 86: Frank Pöhlau Entscheidungsgrundlagen zur Einführung räumlicher spritzgegossener Schaltungsträger (3-D MID) FAPS, 144 Seiten, 99 Bilder. 1999. ISBN 3-87525-114-8.

Band 87: Roland T. A. Kals Fundamentals on the miniaturization of sheet metal working processes LFT, 128 Seiten, 58 Bilder, 11 Tab. 1999. ISBN 3-87525-115-6.

Band 88: Gerhard Luhn Implizites Wissen und technisches Handeln am Beispiel der Elektronikproduktion FAPS, 252 Seiten, 61 Bilder, 1 Tab. 1999. ISBN 3-87525-116-4.

Band 89: Axel Sprenger Adaptives Streckbiegen von Aluminium-Strangpreßprofilen LFT, 114 Seiten, 63 Bilder, 4 Tab. 1999. ISBN 3-87525-117-2.

Band 90: Hans-Jörg Pucher Untersuchungen zur Prozeßfolge Umformen, Bestücken und Laserstrahllöten von Mikrokontakten LFT, 158 Seiten, 69 Bilder, 9 Tab. 1999. ISBN 3-87525-119-9. Band 91: Horst Arnet Profilbiegen mit kinematischer Gestalterzeugung LFT, 128 Seiten, 67 Bilder, 7 Tab. 1999. ISBN 3-87525-120-2.

Band 92: Doris Schubart Prozeßmodellierung und Technologieentwicklung beim Abtragen mit CO2-Laserstrahlung LFT, 133 Seiten, 57 Bilder, 13 Tab. 1999. ISBN 3-87525-122-9.

Band 93: Adrianus L. P. Coremans Laserstrahlsintern von Metallpulver -Prozeßmodellierung, Systemtechnik, Eigenschaften laserstrahlgesinterter Metallkörper LFT, 184 Seiten, 108 Bilder, 12 Tab. 1999. ISBN 3-87525-124-5.

Band 94: Hans-Martin Biehler Optimierungskonzepte für Qualitätsdatenverarbeitung und Informationsbereitstellung in der Elektronikfertigung FAPS, 194 Seiten, 105 Bilder. 1999. ISBN 3-87525-126-1.

Band 95: Wolfgang Becker Oberflächenausbildung und tribologische Eigenschaften excimerlaserstrahlbearbeiteter Hochleistungskeramiken LFT, 175 Seiten, 71 Bilder, 3 Tab. 1999. ISBN 3-87525-127-X.

Band 96: Philipp Hein Innenhochdruck-Umformen von Blechpaaren: Modellierung, Prozeßauslegung und Prozeßführung LFT, 129 Seiten, 57 Bilder, 7 Tab. 1999. ISBN 3-87525-128-8. Band 97: Gunter Beitinger Herstellungs- und Prüfverfahren für thermoplastische Schaltungsträger FAPS, 169 Seiten, 92 Bilder, 20 Tab. 1999. ISBN 3-87525-129-6.

Band 98: Jürgen Knoblach Beitrag zur rechnerunterstützten verursachungsgerechten Angebotskalkulation von Blechteilen mit Hilfe wissensbasierter Methoden LFT, 155 Seiten, 53 Bilder, 26 Tab. 1999. ISBN 3-87525-130-X.

Band 99: Frank Breitenbach Bildverarbeitungssystem zur Erfassung der Anschlußgeometrie elektronischer SMT-Bauelemente LFT, 147 Seiten, 92 Bilder, 12 Tab. 2000. ISBN 3-87525-131-8.

Band 100: Bernd Falk Simulationsbasierte Lebensdauervorhersage für Werkzeuge der Kaltmassivumformung LFT, 134 Seiten, 44 Bilder, 15 Tab. 2000. ISBN 3-87525-136-9.

Band 101: Wolfgang Schlögl Integriertes Simulationsdaten-Management für Maschinenentwicklung und Anlagenplanung FAPS, 169 Seiten, 101 Bilder, 20 Tab. 2000. ISBN 3-87525-137-7.

Band 102: Christian Hinsel Ermüdungsbruchversagen hartstoffbeschichteter Werkzeugstähle in der Kaltmassivumformung LFT, 130 Seiten, 80 Bilder, 14 Tab. 2000. ISBN 3-87525-138-5. Band 103: Stefan Bobbert Simulationsgestützte Prozessauslegung für das Innenhochdruck-Umformen von Blechpaaren LFT, 123 Seiten, 77 Bilder. 2000. ISBN 3-87525-145-8.

Band 104: Harald Rottbauer Modulares Planungswerkzeug zum Produktionsmanagement in der Elektronikproduktion FAPS, 166 Seiten, 106 Bilder. 2001. ISBN 3-87525-139-3.

Band 105: Thomas Hennige Flexible Formgebung von Blechen durch Laserstrahlumformen LFT, 119 Seiten, 50 Bilder. 2001. ISBN 3-87525-140-7.

Band 106: Thomas Menzel Wissensbasierte Methoden für die rechnergestützte Charakterisierung und Bewertung innovativer Fertigungsprozesse LFT, 152 Seiten, 71 Bilder. 2001. ISBN 3-87525-142-3.

Band 107: Thomas Stöckel Kommunikationstechnische Integration der Prozeßebene in Produktionssysteme durch Middleware-Frameworks FAPS, 147 Seiten, 65 Bilder, 5 Tab. 2001. ISBN 3-87525-143-1. Band 108: Frank Pitter Verfügbarkeitssteigerung von Werkzeugmaschinen durch Einsatz mechatronischer Sensorlösungen FAPS, 158 Seiten, 131 Bilder, 8 Tab. 2001. ISBN 3-87525-144-X.

Band 109: Markus Korneli Integration lokaler CAP-Systeme in einen globalen Fertigungsdatenverbund FAPS, 121 Seiten, 53 Bilder, 11 Tab. 2001. ISBN 3-87525-146-6.

Band 110: Burkhard Müller Laserstrahljustieren mit Excimer-Lasern -Prozeßparameter und Modelle zur Aktorkonstruktion LFT, 128 Seiten, 36 Bilder, 9 Tab. 2001. ISBN 3-87525-159-8.

Band 111: Jürgen Göhringer Integrierte Telediagnose via Internet zum effizienten Service von Produktionssystemen FAPS, 178 Seiten, 98 Bilder, 5 Tab. 2001. ISBN 3-87525-147-4.

Band 112: Robert Feuerstein Qualitäts- und kosteneffiziente Integration neuer Bauelementetechnologien in die Flachbaugruppenfertigung FAPS, 161 Seiten, 99 Bilder, 10 Tab. 2001. ISBN 3-87525-151-2.

Band 113: Marcus Reichenberger Eigenschaften und Einsatzmöglichkeiten alternativer Elektroniklote in der Oberflächenmontage (SMT) FAPS, 165 Seiten, 97 Bilder, 18 Tab. 2001. ISBN 3-87525-152-0. Band 114: Alexander Huber Justieren vormontierter Systeme mit dem Nd:YAG-Laser unter Einsatz von Aktoren LFT, 122 Seiten, 58 Bilder, 5 Tab. 2001. ISBN 3-87525-153-9.

Band 115: Sami Krimi Analyse und Optimierung von Montagesystemen in der Elektronikproduktion FAPS, 155 Seiten, 88 Bilder, 3 Tab. 2001. ISBN 3-87525-157-1.

Band 116: Marion Merklein Laserstrahlumformen von Aluminiumwerkstoffen - Beeinflussung der Mikrostruktur und der mechanischen Eigenschaften LFT, 122 Seiten, 65 Bilder, 15 Tab. 2001. ISBN 3-87525-156-3.

Band 117: Thomas Collisi Ein informationslogistisches Architekturkonzept zur Akquisition simulationsrelevanter Daten FAPS, 181 Seiten, 105 Bilder, 7 Tab. 2002. ISBN 3-87525-164-4.

Band 118: Markus Koch Rationalisierung und ergonomische Optimierung im Innenausbau durch den Einsatz moderner Automatisierungstechnik FAPS, 176 Seiten, 98 Bilder, 9 Tab. 2002. ISBN 3-87525-165-2.

Band 119: Michael Schmidt Prozeßregelung für das Laserstrahl-Punktschweißen in der Elektronikproduktion LFT, 152 Seiten, 71 Bilder, 3 Tab. 2002. ISBN 3-87525-166-0. Band 120: Nicolas Tiesler Grundlegende Untersuchungen zum Fließpressen metallischer Kleinstteile LFT, 126 Seiten, 78 Bilder, 12 Tab. 2002. ISBN 3-87525-175-X.

Band 121: Lars Pursche Methoden zur technologieorientierten Programmierung für die 3D-Lasermikrobearbeitung LFT, 111 Seiten, 39 Bilder, o Tab. 2002. ISBN 3-87525-183-0.

Band 122: Jan-Oliver Brassel Prozeßkontrolle beim Laserstrahl-Mikroschweißen LFT, 148 Seiten, 72 Bilder, 12 Tab. 2002. ISBN 3-87525-181-4.

Band 123: Mark Geisel Prozeßkontrolle und -steuerung beim Laserstrahlschweißen mit den Methoden der nichtlinearen Dynamik LFT, 135 Seiten, 46 Bilder, 2 Tab. 2002. ISBN 3-87525-180-6.

Band 124: Gerd Eßer Laserstrahlunterstützte Erzeugung metallischer Leiterstrukturen auf Thermoplastsubstraten für die MID-Technik LFT, 148 Seiten, 60 Bilder, 6 Tab. 2002. ISBN 3-87525-171-7.

Band 125: Marc Fleckenstein Qualität laserstrahl-gefügter Mikroverbindungen elektronischer Kontakte LFT, 159 Seiten, 77 Bilder, 7 Tab. 2002. ISBN 3-87525-170-9. Band 126: Stefan Kaufmann Grundlegende Untersuchungen zum Nd:YAG- Laserstrahlfügen von Silizium für Komponenten der Optoelektronik LFT, 159 Seiten, 100 Bilder, 6 Tab. 2002. ISBN 3-87525-172-5.

Band 127: Thomas Fröhlich Simultanes Löten von Anschlußkontakten elektronischer Bauelemente mit Diodenlaserstrahlung LFT, 143 Seiten, 75 Bilder, 6 Tab. 2002. ISBN 3-87525-186-5.

Band 128: Achim Hofmann Erweiterung der Formgebungsgrenzen beim Umformen von Aluminiumwerkstoffen durch den Einsatz prozessangepasster Platinen LFT, 113 Seiten, 58 Bilder, 4 Tab. 2002. ISBN 3-87525-182-2.

Band 129: Ingo Kriebitzsch 3 - D MID Technologie in der Automobilelektronik FAPS, 129 Seiten, 102 Bilder, 10 Tab. 2002. ISBN 3-87525-169-5.

Band 130: Thomas Pohl Fertigungsqualität und Umformbarkeit laserstrahlgeschweißter Formplatinen aus Aluminiumlegierungen LFT, 133 Seiten, 93 Bilder, 12 Tab. 2002. ISBN 3-87525-173-3.

Band 131: Matthias Wenk Entwicklung eines konfigurierbaren Steuerungssystems für die flexible Sensorführung von Industrierobotern FAPS, 167 Seiten, 85 Bilder, 1 Tab. 2002. ISBN 3-87525-174-1. Band 132: Matthias Negendanck Neue Sensorik und Aktorik für Bearbeitungsköpfe zum Laserstrahlschweißen LFT, 116 Seiten, 60 Bilder, 14 Tab. 2002. ISBN 3-87525-184-9.

Band 133: Oliver Kreis

Integrierte Fertigung - Verfahrensintegration durch Innenhochdruck-Umformen, Trennen und Laserstrahlschweißen in einem Werkzeug sowie ihre tele- und multimediale Präsentation

LFT, 167 Seiten, 90 Bilder, 43 Tab. 2002. ISBN 3-87525-176-8.

Band 134: Stefan Trautner

Technische Umsetzung produktbezogener Instrumente der Umweltpolitik bei Elektro- und Elektronikgeräten FAPS, 179 Seiten, 92 Bilder, 11 Tab. 2002. ISBN 3-87525-177-6.

Band 135: Roland Meier Strategien für einen produktorientierten Einsatz räumlicher spritzgegossener

Schaltungsträger (3-D MID) FAPS, 155 Seiten, 88 Bilder, 14 Tab. 2002. ISBN 3-87525-178-4.

Band 136: Jürgen Wunderlich Kostensimulation - Simulationsbasierte Wirtschaftlichkeitsregelung komplexer Produktionssysteme FAPS, 202 Seiten, 119 Bilder, 17 Tab. 2002. ISBN 3-87525-179-2.

Band 137: Stefan Novotny Innenhochdruck-Umformen von Blechen aus Aluminium- und Magnesiumlegierungen bei erhöhter Temperatur LFT, 132 Seiten, 82 Bilder, 6 Tab. 2002. ISBN 3-87525-185-7. Band 138: Andreas Licha

Flexible Montageautomatisierung zur Komplettmontage flächenhafter Produktstrukturen durch kooperierende Industrieroboter

FAPS, 158 Seiten, 87 Bilder, 8 Tab. 2003. ISBN 3-87525-189-X.

Band 139: Michael Eisenbarth Beitrag zur Optimierung der Aufbau- und Verbindungstechnik für mechatronische Baugruppen FAPS, 207 Seiten, 141 Bilder, 9 Tab. 2003.

ISBN 3-87525-190-3.

Band 140: Frank Christoph Durchgängige simulationsgestützte Planung von Fertigungseinrichtungen der Elektronikproduktion FAPS, 187 Seiten, 107 Bilder, 9 Tab. 2003.

ISBN 3-87525-191-1.

Band 141: Hinnerk Hagenah Simulationsbasierte Bestimmung der zu erwartenden Maßhaltigkeit für das Blechbiegen LFT, 131 Seiten, 36 Bilder, 26 Tab. 2003. ISBN 3-87525-192-X.

Band 142: Ralf Eckstein Scherschneiden und Biegen metallischer Kleinstteile - Materialeinfluss und Materialverhalten LFT, 148 Seiten, 71 Bilder, 19 Tab. 2003. ISBN 3-87525-193-8.

Band 143: Frank H. Meyer-Pittroff Excimerlaserstrahlbiegen dünner metallischer Folien mit homogener Lichtlinie LFT, 138 Seiten, 60 Bilder, 16 Tab. 2003. ISBN 3-87525-196-2. Band 144: Andreas Kach Rechnergestützte Anpassung von Laserstrahlschneidbahnen an Bauteilabweichungen LFT, 139 Seiten, 69 Bilder, 11 Tab. 2004. ISBN 3-87525-197-0.

Band 145: Stefan Hierl System- und Prozeßtechnik für das simultane Löten mit Diodenlaserstrahlung von elektronischen Bauelementen LFT, 124 Seiten, 66 Bilder, 4 Tab. 2004. ISBN 3-87525-198-9.

Band 146: Thomas Neudecker Tribologische Eigenschaften keramischer Blechumformwerkzeuge- Einfluss einer Oberflächenendbearbeitung mittels Excimerlaserstrahlung LFT, 166 Seiten, 75 Bilder, 26 Tab. 2004. ISBN 3-87525-200-4.

Band 147: Ulrich Wenger Prozessoptimierung in der Wickeltechnik durch innovative maschinenbauliche und regelungstechnische Ansätze FAPS, 132 Seiten, 88 Bilder, o Tab. 2004. ISBN 3-87525-203-9.

Band 148: Stefan Slama

Effizienzsteigerung in der Montage durch marktorientierte Montagestrukturen und erweiterte Mitarbeiterkompetenz FAPS, 188 Seiten, 125 Bilder, o Tab. 2004. ISBN 3-87525-204-7.

Band 149: Thomas Wurm

Laserstrahljustieren mittels Aktoren-Entwicklung von Konzepten und Methoden für die rechnerunterstützte Modellierung und Optimierung von komplexen Aktorsystemen in der Mikrotechnik LFT, 122 Seiten, 51 Bilder, 9 Tab. 2004. ISBN 3-87525-206-3. Band 150: Martino Celeghini Wirkmedienbasierte Blechumformung: Grundlagenuntersuchungen zum Einfluss von Werkstoff und Bauteilgeometrie LFT, 146 Seiten, 77 Bilder, 6 Tab. 2004. ISBN 3-87525-207-1.

Band 151: Ralph Hohenstein Entwurf hochdynamischer Sensor- und Regelsysteme für die adaptive Laserbearbeitung LFT, 282 Seiten, 63 Bilder, 16 Tab. 2004. ISBN 3-87525-210-1.

Band 152: Angelika Hutterer Entwicklung prozessüberwachender Regelkreise für flexible Formgebungsprozesse LFT, 149 Seiten, 57 Bilder, 2 Tab. 2005. ISBN 3-87525-212-8.

Band 153: Emil Egerer Massivumformen metallischer Kleinstteile bei erhöhter Prozesstemperatur LFT, 158 Seiten, 87 Bilder, 10 Tab. 2005. ISBN 3-87525-213-6.

Band 154: Rüdiger Holzmann Strategien zur nachhaltigen Optimierung von Qualität und Zuverlässigkeit in der Fertigung hochintegrierter Flachbaugruppen FAPS, 186 Seiten, 99 Bilder, 19 Tab. 2005. ISBN 3-87525-217-9.

Band 155: Marco Nock Biegeumformen mit Elastomerwerkzeugen Modellierung, Prozessauslegung und Abgrenzung des Verfahrens am Beispiel des Rohrbiegens LFT, 164 Seiten, 85 Bilder, 13 Tab. 2005. ISBN 3-87525-218-7. Band 156: Frank Niebling Qualifizierung einer Prozesskette zum Laserstrahlsintern metallischer Bauteile LFT, 148 Seiten, 89 Bilder, 3 Tab. 2005. ISBN 3-87525-219-5.

Band 157: Markus Meiler

Großserientauglichkeit trockenschmierstoffbeschichteter Aluminiumbleche im Presswerk Grundlegende Untersuchungen zur Tribologie, zum Umformverhalten und Bauteilversuche LFT, 104 Seiten, 57 Bilder, 21 Tab. 2005.

ISBN 3-87525-221-7.

Band 158: Agus Sutanto Solution Approaches for Planning of Assembly Systems in Three-Dimensional Virtual Environments FAPS, 169 Seiten, 98 Bilder, 3 Tab. 2005. ISBN 3-87525-220-9.

Band 159: Matthias Boiger Hochleistungssysteme für die Fertigung elektronischer Baugruppen auf der Basis flexibler Schaltungsträger FAPS, 175 Seiten, 111 Bilder, 8 Tab. 2005. ISBN 3-87525-222-5.

Band 160: Matthias Pitz Laserunterstütztes Biegen höchstfester Mehrphasenstähle LFT, 120 Seiten, 73 Bilder, 11 Tab. 2005. ISBN 3-87525-223-3.

Band 161: Meik Vahl Beitrag zur gezielten Beeinflussung des Werkstoffflusses beim Innenhochdruck-Umformen von Blechen LFT, 165 Seiten, 94 Bilder, 15 Tab. 2005. ISBN 3-87525-224-1. Band 162: Peter K. Kraus Plattformstrategien - Realisierung einer varianz- und kostenoptimierten Wertschöpfung FAPS, 181 Seiten, 95 Bilder, o Tab. 2005. ISBN 3-87525-226-8.

Band 163: Adrienn Cser Laserstrahlschmelzabtrag - Prozessanalyse und -modellierung LFT, 146 Seiten, 79 Bilder, 3 Tab. 2005. ISBN 3-87525-227-6.

Band 164: Markus C. Hahn Grundlegende Untersuchungen zur Herstellung von Leichtbauverbundstrukturen mit Aluminiumschaumkern LFT, 143 Seiten, 60 Bilder, 16 Tab. 2005. ISBN 3-87525-228-4.

Band 165: Gordana Michos Mechatronische Ansätze zur Optimierung von Vorschubachsen FAPS, 146 Seiten, 87 Bilder, 17 Tab. 2005. ISBN 3-87525-230-6.

Band 166: Markus Stark Auslegung und Fertigung hochpräziser Faser-Kollimator-Arrays LFT, 158 Seiten, 115 Bilder, 11 Tab. 2005. ISBN 3-87525-231-4.

Band 167: Yurong Zhou

Kollaboratives Engineering Management in der integrierten virtuellen Entwicklung der Anlagen für die Elektronikproduktion FAPS, 156 Seiten, 84 Bilder, 6 Tab. 2005. ISBN 3-87525-232-2. Band 168: Werner Enser Neue Formen permanenter und lösbarer elektrischer Kontaktierungen für mechatronische Baugruppen FAPS, 190 Seiten, 112 Bilder, 5 Tab. 2005. ISBN 3-87525-233-0.

Band 169: Katrin Melzer Integrierte Produktpolitik bei elektrischen und elektronischen Geräten zur Optimierung des Product-Life-Cycle FAPS, 155 Seiten, 91 Bilder, 17 Tab. 2005. ISBN 3-87525-234-9.

Band 170: Alexander Putz Grundlegende Untersuchungen zur Erfassung der realen Vorspannung von armierten Kaltfließpresswerkzeugen mittels Ultraschall

LFT, 137 Seiten, 71 Bilder, 15 Tab. 2006. ISBN 3-87525-237-3.

Band 171: Martin Prechtl Automatisiertes Schichtverfahren für metallische Folien - System- und Prozesstechnik LFT, 154 Seiten, 45 Bilder, 7 Tab. 2006. ISBN 3-87525-238-1.

Band 172: Markus Meidert Beitrag zur deterministischen Lebensdauerabschätzung von Werkzeugen der Kaltmassivumformung LFT, 131 Seiten, 78 Bilder, 9 Tab. 2006. ISBN 3-87525-239-X.

Band 173: Bernd Müller

Robuste, automatisierte Montagesysteme durch adaptive Prozessführung und montageübergreifende Fehlerprävention am Beispiel flächiger Leichtbauteile FAPS, 147 Seiten, 77 Bilder, o Tab. 2006. ISBN 3-87525-240-3. Band 174: Alexander Hofmann Hybrides Laserdurchstrahlschweißen von Kunststoffen LFT, 136 Seiten, 72 Bilder, 4 Tab. 2006. ISBN 978-3-87525-243-9.

Band 175: Peter Wölflick

Innovative Substrate und Prozesse mit feinsten Strukturen für bleifreie Mechatronik-Anwendungen FAPS, 177 Seiten, 148 Bilder, 24 Tab. 2006. ISBN 978-3-87525-246-0.

Band 176: Attila Komlodi

Detection and Prevention of Hot Cracks during Laser Welding of Aluminium Alloys Using Advanced Simulation Methods LFT, 155 Seiten, 89 Bilder, 14 Tab. 2006. ISBN 978-3-87525-248-4.

Band 177: Uwe Popp

Grundlegende Untersuchungen zum Laserstrahlstrukturieren von Kaltmassivumformwerkzeugen LFT, 140 Seiten, 67 Bilder, 16 Tab. 2006. ISBN 978-3-87525-249-1.

Band 178: Veit Rückel

Rechnergestützte Ablaufplanung und Bahngenerierung Für kooperierende Industrieroboter FAPS, 148 Seiten, 75 Bilder, 7 Tab. 2006. ISBN 978-3-87525-250-7.

Band 179: Manfred Dirscherl Nicht-thermische Mikrojustiertechnik mittels ultrakurzer Laserpulse LFT, 154 Seiten, 69 Bilder, 10 Tab. 2007. ISBN 978-3-87525-251-4.

Band 180: Yong Zhuo

Entwurf eines rechnergestützten integrierten Systems für Konstruktion und Fertigungsplanung räumlicher spritzgegossener Schaltungsträger (3D-MID)

FAPS, 181 Seiten, 95 Bilder, 5 Tab. 2007. ISBN 978-3-87525-253-8.

Band 181: Stefan Lang Durchgängige Mitarbeiterinformation zur Steigerung von Effizienz und Prozesssicherheit in der Produktion FAPS, 172 Seiten, 93 Bilder. 2007. ISBN 978-3-87525-257-6.

Band 182: Hans-Joachim Krauß Laserstrahlinduzierte Pyrolyse präkeramischer Polymere LFT, 171 Seiten, 100 Bilder. 2007. ISBN 978-3-87525-258-3.

Band 183: Stefan Junker

Technologien und Systemlösungen für die flexibel automatisierte Bestückung permanent erregter Läufer mit oberflächenmontierten Dauermagneten FAPS, 173 Seiten, 75 Bilder. 2007. ISBN 978-3-87525-259-0.

Band 184: Rainer Kohlbauer Wissensbasierte Methoden für die simulationsgestützte Auslegung wirkmedienbasierter Blechumformprozesse LFT, 135 Seiten, 50 Bilder. 2007. ISBN 978-3-87525-260-6. Band 185: Klaus Lamprecht Wirkmedienbasierte Umformung tiefgezogener Vorformen unter besonderer Berücksichtigung maßgeschneiderter Halbzeuge LFT, 137 Seiten, 81 Bilder. 2007. ISBN 978-3-87525-265-1.

Band 186: Bernd Zolleiß

Optimierte Prozesse und Systeme für die Bestückung mechatronischer Baugruppen FAPS, 180 Seiten, 117 Bilder. 2007. ISBN 978-3-87525-266-8.

Band 187: Michael Kerausch Simulationsgestützte Prozessauslegung für das Umformen lokal wärmebehandelter Aluminiumplatinen LFT, 146 Seiten, 76 Bilder, 7 Tab. 2007. ISBN 978-3-87525-267-5.

Band 188: Matthias Weber Unterstützung der Wandlungsfähigkeit von Produktionsanlagen durch innovative Softwaresysteme FAPS, 183 Seiten, 122 Bilder, 3 Tab. 2007. ISBN 978-3-87525-269-9.

Band 189: Thomas Frick Untersuchung der prozessbestimmenden Strahl-Stoff-Wechselwirkungen beim Laserstrahlschweißen von Kunststoffen LFT, 104 Seiten, 62 Bilder, 8 Tab. 2007. ISBN 978-3-87525-268-2. Band 190: Joachim Hecht Werkstoffcharakterisierung und Prozessauslegung für die wirkmedienbasierte Doppelblech-Umformung von Magnesiumlegierungen LFT, 107 Seiten, 91 Bilder, 2 Tab. 2007. ISBN 978-3-87525-270-5.

Band 191: Ralf Völkl

Stochastische Simulation zur Werkzeuglebensdaueroptimierung und Präzisionsfertigung in der Kaltmassivumformung LFT, 178 Seiten, 75 Bilder, 12 Tab. 2008. ISBN 978-3-87525-272-9.

Band 192: Massimo Tolazzi Innenhochdruck-Umformen verstärkter Blech-Rahmenstrukturen LFT, 164 Seiten, 85 Bilder, 7 Tab. 2008. ISBN 978-3-87525-273-6.

Band 193: Cornelia Hoff Untersuchung der Prozesseinflussgrößen beim Presshärten des höchstfesten Vergütungsstahls 22MnB5 LFT, 133 Seiten, 92 Bilder, 5 Tab. 2008. ISBN 978-3-87525-275-0.

Band 194: Christian Alvarez Simulationsgestützte Methoden zur effizienten Gestaltung von Lötprozessen in der Elektronikproduktion FAPS, 149 Seiten, 86 Bilder, 8 Tab. 2008. ISBN 978-3-87525-277-4.

Band 195: Andreas Kunze Automatisierte Montage von makromechatronischen Modulen zur flexiblen Integration in hybride Pkw-Bordnetzsysteme FAPS, 160 Seiten, 90 Bilder, 14 Tab. 2008. ISBN 978-3-87525-278-1. Band 196: Wolfgang Hußnätter Grundlegende Untersuchungen zur experimentellen Ermittlung und zur Modellierung von Fließortkurven bei erhöhten Temperaturen LFT, 152 Seiten, 73 Bilder, 21 Tab. 2008. ISBN 978-3-87525-279-8.

Band 197: Thomas Bigl Entwicklung, angepasste Herstellungsverfahren und erweiterte Qualitätssicherung von einsatzgerechten elektronischen Baugruppen FAPS, 175 Seiten, 107 Bilder, 14 Tab. 2008. ISBN 978-3-87525-280-4.

Band 198: Stephan Roth Grundlegende Untersuchungen zum Excimerlaserstrahl-Abtragen unter Flüssigkeitsfilmen LFT, 113 Seiten, 47 Bilder, 14 Tab. 2008. ISBN 978-3-87525-281-1.

Band 199: Artur Giera Prozesstechnische Untersuchungen zum Rührreibschweißen metallischer Werkstoffe LFT, 179 Seiten, 104 Bilder, 36 Tab. 2008. ISBN 978-3-87525-282-8.

Band 200: Jürgen Lechler Beschreibung und Modellierung des Werkstoffverhaltens von presshärtbaren Bor-Manganstählen LFT, 154 Seiten, 75 Bilder, 12 Tab. 2009. ISBN 978-3-87525-286-6.

Band 201: Andreas Blankl Untersuchungen zur Erhöhung der Prozessrobustheit bei der Innenhochdruck-Umformung von flächigen Halbzeugen mit vor- bzw. nachgeschalteten Laserstrahlfügeoperationen LFT, 120 Seiten, 68 Bilder, 9 Tab. 2009. ISBN 978-3-87525-287-3. Band 202: Andreas Schaller Modellierung eines nachfrageorientierten Produktionskonzeptes für mobile Telekommunikationsgeräte FAPS, 120 Seiten, 79 Bilder, o Tab. 2009. ISBN 978-3-87525-289-7.

Band 203: Claudius Schimpf Optimierung von Zuverlässigkeitsuntersuchungen, Prüfabläufen und Nacharbeitsprozessen in der Elektronikproduktion FAPS, 162 Seiten, 90 Bilder, 14 Tab. 2009. ISBN 978-3-87525-290-3.

Band 204: Simon Dietrich

Sensoriken zur Schwerpunktslagebestimmung der optischen Prozessemissionen beim Laserstrahltiefschweißen LFT, 138 Seiten, 70 Bilder, 5 Tab. 2009. ISBN 978-3-87525-292-7.

Band 205: Wolfgang Wolf Entwicklung eines agentenbasierten Steuerungssystems zur Materialflussorganisation im wandelbaren Produktionsumfeld FAPS, 167 Seiten, 98 Bilder. 2009. ISBN 978-3-87525-293-4.

Band 206: Steffen Polster Laserdurchstrahlschweißen transparenter Polymerbauteile LFT, 160 Seiten, 92 Bilder, 13 Tab. 2009. ISBN 978-3-87525-294-1.

Band 207: Stephan Manuel Dörfler Rührreibschweißen von walzplattiertem Halbzeug und Aluminiumblech zur Herstellung flächiger Aluminiumschaum-Sandwich-Verbundstrukturen LFT, 190 Seiten, 98 Bilder, 5 Tab. 2009. ISBN 978-3-87525-295-8. Band 208: Uwe Vogt Seriennahe Auslegung von Aluminium Tailored Heat Treated Blanks LFT, 151 Seiten, 68 Bilder, 26 Tab. 2009. ISBN 978-3-87525-296-5.

Band 209: Till Laumann

Qualitative und quantitative Bewertung der Crashtauglichkeit von höchstfesten Stählen LFT, 117 Seiten, 69 Bilder, 7 Tab. 2009. ISBN 978-3-87525-299-6.

Band 210: Alexander Diehl

Größeneffekte bei Biegeprozessen-Entwicklung einer Methodik zur Identifikation und Quantifizierung LFT, 180 Seiten, 92 Bilder, 12 Tab. 2010. ISBN 978-3-87525-302-3.

Band 211: Detlev Staud

Effiziente Prozesskettenauslegung für das Umformen lokal wärmebehandelter und geschweißter Aluminiumbleche LFT, 164 Seiten, 72 Bilder, 12 Tab. 2010. ISBN 978-3-87525-303-0.

Band 212: Jens Ackermann Prozesssicherung beim Laserdurchstrahlschweißen thermoplastischer Kunststoffe LPT, 129 Seiten, 74 Bilder, 13 Tab. 2010. ISBN 978-3-87525-305-4.

Band 213: Stephan Weidel

Grundlegende Untersuchungen zum Kontaktzustand zwischen Werkstück und Werkzeug bei umformtechnischen Prozessen unter tribologischen Gesichtspunkten LFT, 144 Seiten, 67 Bilder, 11 Tab. 2010. ISBN 978-3-87525-307-8. Band 214: Stefan Geißdörfer Entwicklung eines mesoskopischen Modells zur Abbildung von Größeneffekten in der Kaltmassivumformung mit Methoden der FE-Simulation LFT, 133 Seiten, 83 Bilder, 11 Tab. 2010. ISBN 978-3-87525-308-5.

Konzeption produktspezifischer Lösun-

gen zur Robustheitssteigerung elektroni-

scher Systeme gegen die Einwirkung von

FAPS, 165 Seiten, 93 Bilder, 14 Tab. 2010.

Band 215: Christian Matzner

Betauung im Automobil

ISBN 978-3-87525-309-2.

Band 219: Andreas Dobroschke Flexible Automatisierungslösungen für die Fertigung wickeltechnischer Produkte FAPS, 184 Seiten, 109 Bilder, 18 Tab. 2011. ISBN 978-3-87525-317-7.

Band 220: Azhar Zam Optical Tissue Differentiation for Sensor-Controlled Tissue-Specific Laser Surgery LPT, 99 Seiten, 45 Bilder, 8 Tab. 2011. ISBN 978-3-87525-318-4.

Band 216: Florian Schüßler Verbindungs- und Systemtechnik für thermisch hochbeanspruchte und miniaturisierte elektronische Baugruppen FAPS, 184 Seiten, 93 Bilder, 18 Tab. 2010. ISBN 978-3-87525-310-8. Band 221: Michael Rösch Potenziale und Strategien zur Optimierung des Schablonendruckprozesses in der Elektronikproduktion FAPS, 192 Seiten, 127 Bilder, 19 Tab. 2011. ISBN 978-3-87525-319-1.

Band 217: Massimo Cojutti Strategien zur Erweiterung der Prozessgrenzen bei der Innhochdruck-Umformung von Rohren und Blechpaaren LFT, 125 Seiten, 56 Bilder, 9 Tab. 2010. ISBN 978-3-87525-312-2.

Band 218: Raoul Plettke Mehrkriterielle Optimierung komplexer Aktorsysteme für das Laserstrahljustieren LFT, 152 Seiten, 25 Bilder, 3 Tab. 2010. ISBN 978-3-87525-315-3. Band 222: Thomas Rechtenwald Quasi-isothermes Laserstrahlsintern von Hochtemperatur-Thermoplasten - Eine Betrachtung werkstoff-prozessspezifischer Aspekte am Beispiel PEEK LPT, 150 Seiten, 62 Bilder, 8 Tab. 2011. ISBN 978-3-87525-320-7.

Band 223: Daniel Craiovan

Prozesse und Systemlösungen für die SMT-Montage optischer Bauelemente auf Substrate mit integrierten Lichtwellenleitern FAPS, 165 Seiten, 85 Bilder, 8 Tab. 2011.

ISBN 978-3-87525-324-5.

Band 224: Kay Wagner Beanspruchungsangepasste Kaltmassivumformwerkzeuge durch lokal optimierte Werkzeugoberflächen LFT, 147 Seiten, 103 Bilder, 17 Tab. 2011. ISBN 978-3-87525-325-2.

Band 225: Martin Brandhuber Verbesserung der Prognosegüte des Versagens von Punktschweißverbindungen bei höchstfesten Stahlgüten LFT, 155 Seiten, 91 Bilder, 19 Tab. 2011. ISBN 978-3-87525-327-6.

Band 226: Peter Sebastian Feuser Ein Ansatz zur Herstellung von pressgehärteten Karosseriekomponenten mit maßgeschneiderten mechanischen Eigenschaften: Temperierte Umformwerkzeuge. Prozessfenster, Prozesssimuation und funktionale Untersuchung LFT, 195 Seiten, 97 Bilder, 60 Tab. 2012. ISBN 978-3-87525-328-3.

Band 227: Murat Arbak Material Adapted Design of Cold Forging Tools Exemplified by Powder Metallurgical Tool Steels and Ceramics LFT, 109 Seiten, 56 Bilder, 8 Tab. 2012.

ISBN 978-3-87525-330-6.

Band 228: Indra Pitz Beschleunigte Simulation des Laserstrahlumformens von Aluminiumblechen LPT, 137 Seiten, 45 Bilder, 27 Tab. 2012. ISBN 978-3-87525-333-7. Band 229: Alexander Grimm Prozessanalyse und -überwachung des Laserstrahlhartlötens mittels optischer Sensorik LPT, 125 Seiten, 61 Bilder, 5 Tab. 2012.

ISBN 978-3-87525-334-4.

Band 230: Markus Kaupper Biegen von höhenfesten Stahlblechwerkstoffen - Umformverhalten und Grenzen der Biegbarkeit

LFT, 160 Seiten, 57 Bilder, 10 Tab. 2012. ISBN 978-3-87525-339-9.

Band 231: Thomas Kroiß

Modellbasierte Prozessauslegung für die Kaltmassivumformung unter Brücksichtigung der Werkzeug- und Pressenauffederung

LFT, 169 Seiten, 50 Bilder, 19 Tab. 2012. ISBN 978-3-87525-341-2.

Band 232: Christian Goth Analyse und Optimierung der Entwicklung und Zuverlässigkeit räumlicher Schaltungsträger (3D-MID) FAPS, 176 Seiten, 102 Bilder, 22 Tab. 2012. ISBN 978-3-87525-340-5.

Band 233: Christian Ziegler Ganzheitliche Automatisierung mechatronischer Systeme in der Medizin am Beispiel Strahlentherapie FAPS, 170 Seiten, 71 Bilder, 19 Tab. 2012. ISBN 978-3-87525-342-9. Band 234: Florian Albert Automatisiertes Laserstrahllöten und -reparaturlöten elektronischer Baugruppen LPT, 127 Seiten, 78 Bilder, 11 Tab. 2012. ISBN 978-3-87525-344-3.

Band 235: Thomas Stöhr Analyse und Beschreibung des mechanischen Werkstoffverhaltens von presshärtbaren Bor-Manganstählen LFT, 118 Seiten, 74 Bilder, 18 Tab. 2013. ISBN 978-3-87525-346-7.

Band 236: Christian Kägeler Prozessdynamik beim Laserstrahlschweißen verzinkter Stahlbleche im Überlappstoß LPT, 145 Seiten, 80 Bilder, 3 Tab. 2013. ISBN 978-3-87525-347-4.

Band 237: Andreas Sulzberger Seriennahe Auslegung der Prozesskette zur wärmeunterstützten Umformung von Aluminiumblechwerkstoffen LFT, 153 Seiten, 87 Bilder, 17 Tab. 2013. ISBN 978-3-87525-349-8.

Band 238: Simon Opel Herstellung prozessangepasster Halbzeuge mit variabler Blechdicke durch die Anwendung von Verfahren der Blechmassivumformung LFT, 165 Seiten, 108 Bilder, 27 Tab. 2013. ISBN 978-3-87525-350-4. Band 239: Rajesh Kanawade In-vivo Monitoring of Epithelium Vessel and Capillary Density for the Application of Detection of Clinical Shock and Early Signs of Cancer Development LPT, 124 Seiten, 58 Bilder, 15 Tab. 2013. ISBN 978-3-87525-351-1.

Band 240: Stephan Busse Entwicklung und Qualifizierung eines Schneidclinchverfahrens LFT, 119 Seiten, 86 Bilder, 20 Tab. 2013. ISBN 978-3-87525-352-8.

Band 241: Karl-Heinz Leitz Mikro- und Nanostrukturierung mit kurz und ultrakurz gepulster Laserstrahlung LPT, 154 Seiten, 71 Bilder, 9 Tab. 2013. ISBN 978-3-87525-355-9.

Band 242: Markus Michl Webbasierte Ansätze zur ganzheitlichen technischen Diagnose FAPS, 182 Seiten, 62 Bilder, 20 Tab. 2013. ISBN 978-3-87525-356-6.

Band 243: Vera Sturm Einfluss von Chargenschwankungen auf die Verarbeitungsgrenzen von Stahlwerkstoffen LFT, 113 Seiten, 58 Bilder, 9 Tab. 2013. ISBN 978-3-87525-357-3. Band 244: Christian Neudel Mikrostrukturelle und mechanischtechnologische Eigenschaften widerstandspunktgeschweißter Aluminium-Stahl-Verbindungen für den Fahrzeugbau LFT, 178 Seiten, 171 Bilder, 31 Tab. 2014. ISBN 978-3-87525-358-0. Band 249: Paul Hippchen Simulative Prognose der Geometrie indirekt pressgehärteter Karosseriebauteile für die industrielle Anwendung LFT, 163 Seiten, 89 Bilder, 12 Tab. 2014. ISBN 978-3-87525-364-1.

Band 245: Anja Neumann Konzept zur Beherrschung der Prozessschwankungen im Presswerk LFT, 162 Seiten, 68 Bilder, 15 Tab. 2014. ISBN 978-3-87525-360-3.

Band 246: Ulf-Hermann Quentin Laserbasierte Nanostrukturierung mit optisch positionierten Mikrolinsen LPT, 137 Seiten, 89 Bilder, 6 Tab. 2014. ISBN 978-3-87525-361-0.

Band 247: Erik Lamprecht Der Einfluss der Fertigungsverfahren auf die Wirbelstromverluste von Stator-Einzelzahnblechpaketen für den Einsatz in Hybrid- und Elektrofahrzeugen FAPS, 148 Seiten, 138 Bilder, 4 Tab. 2014. ISBN 978-3-87525-362-7.

Band 248: Sebastian Rösel

Wirkmedienbasierte Umformung von Blechhalbzeugen unter Anwendung magnetorheologischer Flüssigkeiten als kombiniertes Wirk- und Dichtmedium LFT, 148 Seiten, 61 Bilder, 12 Tab. 2014. ISBN 978-3-87525-363-4. Band 250: Martin Zubeil Versagensprognose bei der Prozess simulation von Biegeumform- und Falzverfahren LFT, 171 Seiten, 90 Bilder, 5 Tab. 2014. ISBN 978-3-87525-365-8.

Band 251: Alexander Kühl Flexible Automatisierung der Statorenmontage mit Hilfe einer universellen ambidexteren Kinematik FAPS, 142 Seiten, 60 Bilder, 26 Tab. 2014. ISBN 978-3-87525-367-2.

Band 252: Thomas Albrecht Optimierte Fertigungstechnologien für Rotoren getriebeintegrierter PM-Synchronmotoren von Hybridfahrzeugen FAPS, 198 Seiten, 130 Bilder, 38 Tab. 2014. ISBN 978-3-87525-368-9.

Band 253: Florian Risch Planning and Production Concepts for Contactless Power Transfer Systems for Electric Vehicles FAPS, 185 Seiten, 125 Bilder, 13 Tab. 2014. ISBN 978-3-87525-369-6.

Band 254: Markus Weigl Laserstrahlschweißen von Mischverbindungen aus austenitischen und ferritischen korrosionsbeständigen Stahlwerkstoffen LPT, 184 Seiten, 110 Bilder, 6 Tab. 2014.

ISBN 978-3-87525-370-2.

Band 255: Johannes Noneder Beanspruchungserfassung für die Validierung von FE-Modellen zur Auslegung von Massivumformwerkzeugen LFT, 161 Seiten, 65 Bilder, 14 Tab. 2014. ISBN 978-3-87525-371-9.

Band 256: Andreas Reinhardt Ressourceneffiziente Prozess- und Produktionstechnologie für flexible Schaltungsträger FAPS, 123 Seiten, 69 Bilder, 19 Tab. 2014. ISBN 978-3-87525-373-3.

Band 257: Tobias Schmuck Ein Beitrag zur effizienten Gestaltung globaler Produktions- und Logistiknetzwerke mittels Simulation FAPS, 151 Seiten, 74 Bilder. 2014. ISBN 978-3-87525-374-0.

Band 258: Bernd Eichenhüller Untersuchungen der Effekte und Wechselwirkungen charakteristischer Einflussgrößen auf das Umformverhalten bei Mikroumformprozessen LFT, 127 Seiten, 29 Bilder, 9 Tab. 2014. ISBN 978-3-87525-375-7. Band 259: Felix Lütteke

Vielseitiges autonomes Transportsystem basierend auf Weltmodellerstellung mittels Datenfusion von Deckenkameras und Fahrzeugsensoren

FAPS, 152 Seiten, 54 Bilder, 20 Tab. 2014. ISBN 978-3-87525-376-4.

Band 260: Martin Grüner Hochdruck-Blechumformung mit formlos festen Stoffen als Wirkmedium LFT, 144 Seiten, 66 Bilder, 29 Tab. 2014. ISBN 978-3-87525-379-5.

Band 261: Christian Brock Analyse und Regelung des Laserstrahltiefschweißprozesses durch Detektion der Metalldampffackelposition LPT, 126 Seiten, 65 Bilder, 3 Tab. 2015. ISBN 978-3-87525-380-1.

Band 262: Peter Vatter Sensitivitätsanalyse des 3-Rollen-Schubbiegens auf Basis der Finite Elemente Methode LFT, 145 Seiten, 57 Bilder, 26 Tab. 2015. ISBN 978-3-87525-381-8.

Band 263: Florian Klämpfl Planung von Laserbestrahlungen durch simulationsbasierte Optimierung LPT, 169 Seiten, 78 Bilder, 32 Tab. 2015. ISBN 978-3-87525-384-9. Band 264: Matthias Domke Transiente physikalische Mechanismen bei der Laserablation von dünnen Metallschichten LPT, 133 Seiten, 43 Bilder, 3 Tab. 2015. ISBN 978-3-87525-385-6.

Band 265: Johannes Götz Community-basierte Optimierung des Anlagenengineerings FAPS, 177 Seiten, 80 Bilder, 30 Tab. 2015. ISBN 978-3-87525-386-3.

Band 266: Hung Nguyen Qualifizierung des Potentials von Verfestigungseffekten zur Erweiterung des Umformvermögens aushärtbarer Aluminiumlegierungen LFT, 137 Seiten, 57 Bilder, 16 Tab. 2015. ISBN 978-3-87525-387-0.

Band 267: Andreas Kuppert Erweiterung und Verbesserung von Versuchs- und Auswertetechniken für die Bestimmung von Grenzformänderungskurven

LFT, 138 Seiten, 82 Bilder, 2 Tab. 2015. ISBN 978-3-87525-388-7.

Band 268: Kathleen Klaus

Erstellung eines Werkstofforientierten Fertigungsprozessfensters zur Steigerung des Formgebungsvermögens von Aluminiumlegierungen unter Anwendung einer zwischengeschalteten Wärmebehandlung LFT, 154 Seiten, 70 Bilder, 8 Tab. 2015. ISBN 978-3-87525-391-7. Band 269: Thomas Svec

Untersuchungen zur Herstellung von funktionsoptimierten Bauteilen im partiellen Presshärtprozess mittels lokal unterschiedlich temperierter Werkzeuge LFT, 166 Seiten, 87 Bilder, 15 Tab. 2015. ISBN 978-3-87525-392-4.

Band 270: Tobias Schrader

Grundlegende Untersuchungen zur Verschleißcharakterisierung beschichteter Kaltmassivumformwerkzeuge LFT, 164 Seiten, 55 Bilder, 11 Tab. 2015. ISBN 978-3-87525-393-1.

Band 271: Matthäus Brela

Untersuchung von Magnetfeld-Messmethoden zur ganzheitlichen Wertschöpfungsoptimierung und Fehlerdetektion an magnetischen Aktoren FAPS, 170 Seiten, 97 Bilder, 4 Tab. 2015. ISBN 978-3-87525-394-8.

Band 272: Michael Wieland Entwicklung einer Methode zur Prognose adhäsiven Verschleißes an Werkzeugen für das direkte Presshärten LFT, 156 Seiten, 84 Bilder, 9 Tab. 2015. ISBN 978-3-87525-395-5.

Band 273: René Schramm Strukturierte additive Metallisierung durch kaltaktives Atmosphärendruckplasma FAPS, 136 Seiten, 62 Bilder, 15 Tab. 2015. ISBN 978-3-87525-396-2. Band 274: Michael Lechner Herstellung beanspruchungsangepasster Aluminiumblechhalbzeuge durch eine maßgeschneiderte Variation der Abkühlgeschwindigkeit nach Lösungsglühen LFT, 136 Seiten, 62 Bilder, 15 Tab. 2015. ISBN 978-3-87525-397-9.

Band 275: Kolja Andreas Einfluss der Oberflächenbeschaffenheit auf das Werkzeugeinsatzverhalten beim Kaltfließpressen LFT, 169 Seiten, 76 Bilder, 4 Tab. 2015. ISBN 978-3-87525-398-6.

Band 276: Marcus Baum Laser Consolidation of ITO Nanoparticles for the Generation of Thin Conductive Layers on Transparent Substrates LPT, 158 Seiten, 75 Bilder, 3 Tab. 2015. ISBN 978-3-87525-399-3.

Band 277: Thomas Schneider Umformtechnische Herstellung dünnwandiger Funktionsbauteile aus Feinblech durch Verfahren der Blechmassivumformung LFT, 188 Seiten, 95 Bilder, 7 Tab. 2015. ISBN 978-3-87525-401-3.

Band 278: Jochen Merhof Sematische Modellierung automatisierter Produktionssysteme zur Verbesserung der IT-Integration zwischen Anlagen-Engineering und Steuerungsebene FAPS, 157 Seiten, 88 Bilder, 8 Tab. 2015. ISBN 978-3-87525-402-0. Band 279: Fabian Zöller Erarbeitung von Grundlagen zur Abbildung des tribologischen Systems in der Umformsimulation LFT, 126 Seiten, 51 Bilder, 3 Tab. 2016. ISBN 978-3-87525-403-7.

Band 280: Christian Hezler Einsatz technologischer Versuche zur Erweiterung der Versagensvorhersage bei Karosseriebauteilen aus höchstfesten Stählen LFT, 147 Seiten, 63 Bilder, 44 Tab. 2016.

ISBN 978-3-87525-404-4.

Band 281: Jochen Bönig Integration des Systemverhaltens von Automobil-Hochvoltleitungen in die virtuelle Absicherung durch strukturmechanische Simulation FAPS, 177 Seiten, 107 Bilder, 17 Tab. 2016. ISBN 978-3-87525-405-1.

Band 282: Johannes Kohl Automatisierte Datenerfassung für diskret ereignisorientierte Simulationen in der energieflexibelen Fabrik FAPS, 160 Seiten, 80 Bilder, 27 Tab. 2016. ISBN 978-3-87525-406-8.

Band 283: Peter Bechtold Mikroschockwellenumformung mittels ultrakurzer Laserpulse LPT, 155 Seiten, 59 Bilder, 10 Tab. 2016. ISBN 978-3-87525-407-5. Band 284: Stefan Berger Laserstrahlschweißen thermoplastischer Kohlenstofffaserverbundwerkstoffe mit spezifischem Zusatzdraht LPT, 118 Seiten, 68 Bilder, 9 Tab. 2016. ISBN 978-3-87525-408-2.

Band 285: Martin Bornschlegl Methods-Energy Measurement - Eine Methode zur Energieplanung für Fügeverfahren im Karosseriebau FAPS, 136 Seiten, 72 Bilder, 46 Tab. 2016. ISBN 978-3-87525-409-9.

Band 286: Tobias Rackow Erweiterung des Unternehmenscontrollings um die Dimension Energie FAPS, 164 Seiten, 82 Bilder, 29 Tab. 2016. ISBN 978-3-87525-410-5.

Band 287: Johannes Koch Grundlegende Untersuchungen zur Herstellung zyklisch-symmetrischer Bauteile mit Nebenformelementen durch Blechmassivumformung LFT, 125 Seiten, 49 Bilder, 17 Tab. 2016. ISBN 978-3-87525-411-2.

Band 288: Hans Ulrich Vierzigmann Beitrag zur Untersuchung der tribologischen Bedingungen in der Blechmassivumformung – Bereitstellung von tribologischen Modellversuchen und Realisierung von Tailored Surfaces LFT, 174 Seiten, 102 Bilder, 34 Tab. 2016. ISBN 978-3-87525-412-9. Band 289: Thomas Senner Methodik zur virtuellen Absicherung der formgebenden Operation des Nasspressprozesses von Gelege-Mehrschichtverbunden LFT, 156 Seiten, 96 Bilder, 21 Tab. 2016. ISBN 978-3-87525-414-3.

Band 290: Sven Kreitlein Der grundoperationsspezifische Mindestenergiebedarf als Referenzwert zur Bewertung der Energieeffizienz in der Produktion FAPS, 185 Seiten, 64 Bilder, 30 Tab. 2016. ISBN 978-3-87525-415-0.

Band 291: Christian Roos Remote-Laserstrahlschweißen verzinkter Stahlbleche in Kehlnahtgeometrie LPT, 123 Seiten, 52 Bilder, o Tab. 2016. ISBN 978-3-87525-416-7.

Band 292: Alexander Kahrimanidis Thermisch unterstützte Umformung von Aluminiumblechen LFT, 165 Seiten, 103 Bilder, 18 Tab. 2016. ISBN 978-3-87525-417-4.

Band 293: Jan Tremel

Flexible Systems for Permanent Magnet Assembly and Magnetic Rotor Measurement / Flexible Systeme zur Montage von Permanentmagneten und zur Messung magnetischer Rotoren FAPS, 152 Seiten, 91 Bilder, 12 Tab. 2016. ISBN 978-3-87525-419-8. Band 294: Ioannis Tsoupis Schädigungs- und Versagensverhalten hochfester Leichtbauwerkstoffe unter Biegebeanspruchung LFT, 176 Seiten, 51 Bilder, 6 Tab. 2017. ISBN 978-3-87525-420-4.

Band 295: Sven Hildering Grundlegende Untersuchungen zum Prozessverhalten von Silizium als Werkzeugwerkstoff für das Mikroscherschneiden metallischer Folien LFT, 177 Seiten, 74 Bilder, 17 Tab. 2017. ISBN 978-3-87525-422-8.

Band 296: Sasia Mareike Hertweck Zeitliche Pulsformung in der Lasermikromaterialbearbeitung – Grundlegende Untersuchungen und Anwendungen LPT, 146 Seiten, 67 Bilder, 5 Tab. 2017. ISBN 978-3-87525-423-5.

Band 297: Paryanto Mechatronic Simulation Approach for the Process Planning of Energy-Efficient Handling Systems FAPS, 162 Seiten, 86 Bilder, 13 Tab. 2017. ISBN 978-3-87525-424-2.

Band 298: Peer Stenzel Großserientaugliche Nadelwickeltechnik für verteilte Wicklungen im Anwendungsfall der E-Traktionsantriebe FAPS, 239 Seiten, 147 Bilder, 20 Tab. 2017. ISBN 978-3-87525-425-9. Band 299: Mario Lušić Ein Vorgehensmodell zur Erstellung montageführender Werkerinformationssysteme simultan zum Produktentstehungsprozess FAPS, 174 Seiten, 79 Bilder, 22 Tab. 2017. ISBN 978-3-87525-426-6.

Band 300: Arnd Buschhaus Hochpräzise adaptive Steuerung und Regelung robotergeführter Prozesse FAPS, 202 Seiten, 96 Bilder, 4 Tab. 2017. ISBN 978-3-87525-427-3.

Band 301: Tobias Laumer Erzeugung von thermoplastischen Werkstoffverbunden mittels simultanem, intensitätsselektivem Laserstrahlschmelzen LPT, 140 Seiten, 82 Bilder, o Tab. 2017. ISBN 978-3-87525-428-0.

Band 302: Nora Unger

Untersuchung einer thermisch unterstützten Fertigungskette zur Herstellung umgeformter Bauteile aus der höherfesten Aluminiumlegierung EN AW-7020 LFT, 142 Seiten, 53 Bilder, 8 Tab. 2017. ISBN 978-3-87525-429-7.

Band 303: Tommaso Stellin Design of Manufacturing Processes for the Cold Bulk Forming of Small Metal Components from Metal Strip LFT, 146 Seiten, 67 Bilder, 7 Tab. 2017. ISBN 978-3-87525-430-3. Band 304: Bassim Bachy

Experimental Investigation, Modeling, Simulation and Optimization of Molded Interconnect Devices (MID) Based on Laser Direct Structuring (LDS) / Experimentelle Untersuchung, Modellierung, Simulation und Optimierung von Molded Interconnect Devices (MID) basierend auf Laser Direktstrukturierung (LDS) FAPS, 168 Seiten, 120 Bilder, 26 Tab. 2017. ISBN 978-3-87525-431-0.

Band 305: Michael Spahr Automatisierte Kontaktierungsverfahren für flachleiterbasierte Pkw-Bordnetzsysteme FAPS, 197 Seiten, 98 Bilder, 17 Tab. 2017. ISBN 978-3-87525-432-7.

Band 306: Sebastian Suttner Charakterisierung und Modellierung des spannungszustandsabhängigen Werkstoffverhaltens der Magnesiumlegierung AZ31B für die numerische Prozessauslegung LFT, 150 Seiten, 84 Bilder, 19 Tab. 2017. ISBN 978-3-87525-433-4.

Band 307: Bhargav Potdar A reliable methodology to deduce thermo-mechanical flow behaviour of hot stamping steels LFT, 203 Seiten, 98 Bilder, 27 Tab. 2017. ISBN 978-3-87525-436-5.

Band 308: Maria Löffler Steuerung von Blechmassivumformprozessen durch maßgeschneiderte tribologische Systeme LFT, viii u. 166 Seiten, 90 Bilder, 5 Tab. 2018. ISBN 978-3-96147-133-1. Band 309: Martin Müller

Untersuchung des kombinierten Trennund Umformprozesses beim Fügen artungleicher Werkstoffe mittels Schneidclinchverfahren

LFT, xi u. 149 Seiten, 89 Bilder, 6 Tab. 2018. ISBN: 978-3-96147-135-5.

Band 310: Christopher Kästle Qualifizierung der Kupfer-Drahtbondtechnologie für integrierte Leistungsmodule in harschen Umgebungsbedingungen FAPS, xii u. 167 Seiten, 70 Bilder, 18 Tab. 2018. ISBN 978-3-96147-145-4.

Band 311: Daniel Vipavc Eine Simulationsmethode für das 3-Rollen-Schubbiegen LFT, xiii u. 121 Seiten, 56 Bilder, 17 Tab. 2018. ISBN 978-3-96147-147-8.

Band 312: Christina Ramer Arbeitsraumüberwachung und autonome Bahnplanung für ein sicheres und flexibles Roboter-Assistenzsystem in der Fertigung FAPS, xiv u. 188 Seiten, 57 Bilder, 9 Tab. 2018. ISBN 978-3-96147-153-9.

Band 313: Miriam Rauer Der Einfluss von Poren auf die Zuverlässigkeit der Lötverbindungen von Hochleistungs-Leuchtdioden FAPS, xii u. 209 Seiten, 108 Bilder, 21 Tab. 2018. ISBN 978-3-96147-157-7.

Band 314: Felix Tenner

Kamerabasierte Untersuchungen der Schmelze und Gasströmungen beim Laserstrahlschweißen verzinkter Stahlbleche

LPT, xxiii u. 184 Seiten, 94 Bilder, 7 Tab. 2018. ISBN 978-3-96147-160-7.

Band 315: Aarief Syed-Khaja Diffusion Soldering for High-temperature Packaging of Power Electronics FAPS, x u. 202 Seiten, 144 Bilder, 32 Tab. 2018. ISBN 978-3-87525-162-1.

Band 316: Adam Schaub

Grundlagenwissenschaftliche Untersuchung der kombinierten Prozesskette aus Umformen und Additive Fertigung LFT, xi u. 192 Seiten, 72 Bilder, 27 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-166-9.

Band 317: Daniel Gröbel

Herstellung von Nebenformelementen unterschiedlicher Geometrie an Blechen mittels Fließpressverfahren der Blechmassivumformung

LFT, x u. 165 Seiten, 96 Bilder, 13 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-168-3.

Band 318: Philipp Hildenbrand

Entwicklung einer Methodik zur Herstellung von Tailored Blanks mit definierten Halbzeugeigenschaften durch einen Taumelprozess

LFT, ix u. 153 Seiten, 77 Bilder, 4 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-174-4.

Band 319: Tobias Konrad

Simulative Auslegung der Spann- und Fixierkonzepte im Karosserierohbau: Bewertung der Baugruppenmaßhaltigkeit unter Berücksichtigung schwankender Einflussgrößen

LFT, x u. 203 Seiten, 134 Bilder, 32 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-176-8.

Band 320: David Meinel

Architektur applikationsspezifischer Multi-Physics-Simulationskonfiguratoren am Beispiel modularer Triebzüge FAPS, xii u. 166 Seiten, 82 Bilder, 25 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-184-3.

Band 321: Andrea Zimmermann

Grundlegende Untersuchungen zum Einfluss fertigungsbedingter Eigenschaften auf die Ermüdungsfestigkeit kaltmassivumgeformter Bauteile

LFT, ix u. 160 Seiten, 66 Bilder, 5 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-190-4.

Band 322: Christoph Amann

Simulative Prognose der Geometrie nassgepresster Karosseriebauteile aus Gelege-Mehrschichtverbunden LFT, xvi u. 169 Seiten, 80 Bilder, 13 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-194-2.

Band 323: Jennifer Tenner

Realisierung schmierstofffreier Tiefziehprozesse durch maßgeschneiderte Werkzeugoberflächen

LFT, x u. 187 Seiten, 68 Bilder, 13 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-196-6.

Band 324: Susan Zöller

Mapping Individual Subjective Values to Product Design

KTmfk, xi u. 223 Seiten, 81 Bilder, 25 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-202-4.

Band 325: Stefan Lutz Erarbeitung einer Methodik zur semiempirischen Ermittlung der Umwandlungskinetik durchhärtender Wälzlagerstähle für die Wärmebehandlungssimulation LFT, xiv u. 189 Seiten, 75 Bilder, 32 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-209-3.

Modellbasierte Prozesskettenabbildung

rührreibgeschweißter Aluminium-

halbzeuge zur umformtechnischen

Herstellung höchstfester Leichtbau-

2019. ISBN 978-3-96147-217-8.

LFT, xii u. 167 Seiten, 68 Bilder, 17 Tab.

Band 326: Tobias Gnibl

strukturteile

Band 330: Stephan Rapp Pump-Probe-Ellipsometrie zur Messung transienter optischer Materialeigenschaften bei der Ultrakurzpuls-Lasermaterialbearbeitung LPT, xi u. 143 Seiten, 49 Bilder, 2 Tab.

Band 331: Michael Scholz Intralogistics Execution System mit integrierten autonomen, servicebasierten

Band 332: Eva Bogner

text der Digitalisierung

2019. ISBN 978-3-96147-246-8.

2019. ISBN 978-3-96147-235-2.

Transportentitäten FAPS, xi u. 195 Seiten, 55 Bilder, 11 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-237-6.

Strategien der Produktindividualisierung

in der produzierenden Industrie im Kon-

FAPS, ix u. 201 Seiten, 55 Bilder, 28 Tab.

Band 327: Johannes Bürner Technisch-wirtschaftliche Optionen zur Lastflexibilisierung durch intelligente elektrische Wärmespeicher FAPS, xiv u. 233 Seiten, 89 Bilder, 27 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-219-2.

Band 328: Wolfgang Böhm Verbesserung des Umformverhaltens von mehrlagigen Aluminiumblechwerkstoffen mit ultrafeinkörnigem Gefüge LFT, ix u. 160 Seiten, 88 Bilder, 14 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-227-7.

Band 329: Stefan Landkammer Grundsatzuntersuchungen, mathematische Modellierung und Ableitung einer Auslegungsmethodik für Gelenkantriebe nach dem Spinnenbeinprinzip LFT, xii u. 200 Seiten, 83 Bilder, 13 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-229-1. Band 333: Daniel Benjamin Krüger Ein Ansatz zur CAD-integrierten muskuloskelettalen Analyse der Mensch-Maschine-Interaktion KTmfk, x u. 217 Seiten, 102 Bilder, 7 Tab. 2019. ISBN 978-3-96147-250-5.

Band 334: Thomas Kuhn Qualität und Zuverlässigkeit laserdirektstrukturierter mechatronisch integrierter Baugruppen (LDS-MID) FAPS, ix u. 152 Seiten, 69 Bilder, 12 Tab. 2019. ISBN: 978-3-96147-252-9. Band 335: Hans Fleischmann Modellbasierte Zustands- und Prozessüberwachung auf Basis sozio-cyber-physischer Systeme FAPS, xi u. 214 Seiten, 111 Bilder, 18 Tab.

2019. ISBN: 978-3-96147-256-7.

Band 336: Markus Michalski Grundlegende Untersuchungen zum Prozess- und Werkstoffverhalten bei schwingungsüberlagerter Umformung LFT, xii u. 197 Seiten, 93 Bilder, 11 Tab. 2019. ISBN: 978-3-96147-270-3.

Band 337: Markus Brandmeier Ganzheitliches ontologiebasiertes Wissensmanagement im Umfeld der industriellen Produktion FAPS, xi u. 255 Seiten, 77 Bilder, 33 Tab. 2020. ISBN: 978-3-96147-275-8.

Band 338: Stephan Purr Datenerfassung für die Anwendung lernender Algorithmen bei der Herstellung von Blechformteilen LFT, ix u. 165 Seiten, 48 Bilder, 4 Tab. 2020. ISBN: 978-3-96147-281-9.

Band 339: Christoph Kiener Kaltfließpressen von gerad- und schrägverzahnten Zahnrädern LFT, viii u. 151 Seiten, 81 Bilder, 3 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-287-1.

Band 340: Simon Spreng Numerische, analytische und empirische Modellierung des Heißcrimpprozesses FAPS, xix u. 204 Seiten, 91 Bilder, 27 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-293-2. Band 341: Patrik Schwingenschlögl Erarbeitung eines Prozessverständnisses zur Verbesserung der tribologischen Bedingungen beim Presshärten LFT, x u. 177 Seiten, 81 Bilder, 8 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-297-0.

Band 342: Emanuela Affronti Evaluation of failure behaviour of sheet metals LFT, ix u. 136 Seiten, 57 Bilder, 20 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-303-8.

Band 343: Julia Degner Grundlegende Untersuchungen zur Herstellung hochfester Aluminiumblechbauteile in einem kombinierten Umformund Abschreckprozess LFT, x u. 172 Seiten, 61 Bilder, 9 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-307-6.

Band 344: Maximilian Wagner Automatische Bahnplanung für die Aufteilung von Prozessbewegungen in synchrone Werkstück- und Werkzeugbewegungen mittels Multi-Roboter-Systemen FAPS, xxi u. 181 Seiten, 111 Bilder, 15 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-309-0.

Band 345: Stefan Härter Qualifizierung des Montageprozesses hochminiaturisierter elektronischer Bauelemente FAPS, ix u. 194 Seiten, 97 Bilder, 28 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-314-4.

Band 346: Toni Donhauser Ressourcenorientierte Auftragsregelung in einer hybriden Produktion mittels betriebsbegleitender Simulation FAPS, xix u. 242 Seiten, 97 Bilder, 17 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-316-8. Band 347: Philipp Amend Laserbasiertes Schmelzkleben von Thermoplasten mit Metallen LPT, xv u. 154 Seiten, 67 Bilder. 2020. ISBN 978-3-96147-326-7.

Band 348: Matthias Ehlert Simulationsunterstützte funktionale Grenzlagenabsicherung KTmfk, xvi u. 300 Seiten, 101 Bilder, 73 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-328-1.

Band 349: Thomas Sander

Ein Beitrag zur Charakterisierung und Auslegung des Verbundes von Kunststoffsubstraten mit harten Dünnschichten

KTmfk, xiv u. 178 Seiten, 88 Bilder, 21 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-330-4.

Band 350: Florian Pilz

Fließpressen von Verzahnungselementen an Blechen

LFT, x u. 170 Seiten, 103Bilder, 4 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-332-8.

Band 351: Sebastian Josef Katona Evaluation und Aufbereitung von Produktsimulationen mittels abweichungsbehafteter Geometriemodelle KTmfk, ix u. 147 Seiten, 73 Bilder, 11 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-336-6.

Band 352: Jürgen Herrmann Kumulatives Walzplattieren. Bewertung der Umformeigenschaften mehrlagiger Blechwerkstoffe der ausscheidungshärtbaren Legierung AA6014

LFT, x u. 157 Seiten, 64 Bilder, 5 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-344-1.

Band 353: Christof Küstner Assistenzsystem zur Unterstützung der datengetriebenen Produktentwicklung KTmfk, xii u. 219 Seiten, 63 Bilder, 14 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-348-9.

Band 354: Tobias Gläßel

Prozessketten zum Laserstrahlschweißen von flachleiterbasierten Formspulenwicklungen für automobile Traktionsantriebe FAPS, xiv u. 206 Seiten, 89 Bilder, 11 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-356-4.

Band 355: Andreas Meinel

Experimentelle Untersuchung der Auswirkungen von Axialschwingungen auf Reibung und Verschleiß in Zylinderrollenlagern KTmfk, xii u. 162 Seiten, 56 Bilder, 7 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-358-8.

Band 356: Hannah Riedle

Haptische, generische Modelle weicher anatomischer Strukturen für die chirurgische Simulation

FAPS, xxx u. 179 Seiten, 82 Bilder, 35 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-367-0.

Band 357: Maximilian Landgraf Leistungselektronik für den Einsatz dielektrischer Elastomere in aktorischen, sensorischen und integrierten sensomotorischen Systemen FAPS, xxiii u. 166 Seiten, 71 Bilder, 10 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-380-9.

Band 358: Alireza Esfandyari Multi-Objective Process Optimization for Overpressure Reflow Soldering in Electronics Production FAPS, xviii u. 175 Seiten, 57 Bilder, 23 Tab. 2020. ISBN 978-3-96147-382-3. Band 359: Christian Sand Prozessübergreifende Analyse komplexer Montageprozessketten mittels Data Mining FAPS, XV u. 168 Seiten, 61 Bilder, 12 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-398-4.

Band 360: Ralf Merkl

Closed-Loop Control of a Storage-Supported Hybrid Compensation System for Improving the Power Quality in Medium Voltage Networks

FAPS, xxvii u. 200 Seiten, 102 Bilder, 2 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-402-8.

Band 361: Thomas Reitberger Additive Fertigung polymerer optischer Wellenleiter im Aerosol-Jet-Verfahren FAPS, xix u. 141 Seiten, 65 Bilder, 11 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-400-4.

Band 362: Marius Christian Fechter Modellierung von Vorentwürfen in der virtuellen Realität mit natürlicher Fingerinteraktion

KTmfk, x u. 188 Seiten, 67 Bilder, 19 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-404-2.

Band 363: Franziska Neubauer

Oberflächenmodifizierung und Entwicklung einer Auswertemethodik zur Verschleißcharakterisierung im Presshärteprozess

LFT, ix u. 177 Seiten, 42 Bilder, 6 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-406-6.

Band 364: Eike Wolfram Schäffer Web- und wissensbasierter Engineering-Konfigurator für roboterzentrierte Automatisierungslösungen FAPS, xxiv u. 195 Seiten, 108 Bilder, 25

Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-410-3.

Band 365: Daniel Gross

Untersuchungen zur kohlenstoffdioxidbasierten kryogenen Minimalmengenschmierung

REP, xii u. 184 Seiten, 56 Bilder, 18 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-412-7.

Band 366: Daniel Junker

Qualifizierung laser-additiv gefertigter Komponenten für den Einsatz im Werkzeugbau der Massivumformung LFT, vii u. 142 Seiten, 62 Bilder, 5 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-416-5.

Band 367: Tallal Javied

Totally Integrated Ecology Management for Resource Efficient and Eco-Friendly Production FAPS, xv u. 160 Seiten, 60 Bilder, 13 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-418-9.

Band 368: David Marco Hochrein Wälzlager im Beschleunigungsfeld – Eine Analysestrategie zur Bestimmung des Reibungs-, Axialschub- und Temperaturverhaltens von Nadelkränzen – KTmfk, xiii u. 279 Seiten, 108 Bilder,

39 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-420-2.

Band 369: Daniel Gräf Funktionalisierung technischer Oberflächen mittels prozessüberwachter aerosolbasierter Drucktechnologie FAPS, xxii u. 175 Seiten, 97 Bilder, 6 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-433-2.

Band 370: Andreas Gröschl Hochfrequent fokusabstandsmodulierte Konfokalsensoren für die Nanokoordinatenmesstechnik FMT, x u. 144 Seiten, 98 Bilder, 6 Tab.

2021. ISBN 978-3-96147-435-6.

Band 371: Johann Tüchsen

Konzeption, Entwicklung und Einführung des Assistenzsystems D-DAS für die Produktentwicklung elektrischer Motoren KTmfk, xii u. 178 Seiten, 92 Bilder, 12 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-437-0.

Band 372: Max Marian

Numerische Auslegung von Oberflächenmikrotexturen für geschmierte tribologische Kontakte

KTmfk, xviii u. 276 Seiten, 85 Bilder, 45 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-439-4.

Band 374: Martin Hohmann

Machine learning and hyper spectral imaging: Multi Spectral Endoscopy in the Gastro Intestinal Tract towards Hyper Spectral Endoscopy

LPT, x u. 137 Seiten, 62 Bilder, 29 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-445-5.

Band 375: Timo Kordaß

Lasergestütztes Verfahren zur selektiven Metallisierung von epoxidharzbasierten Duromeren zur Steigerung der Integrationsdichte für dreidimensionale mechatronische Package-Baugruppen FAPS, xviii u. 198 Seiten, 92 Bilder, 24 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-443-1.

Band 376: Philipp Kestel

Assistenzsystem für den wissensbasierten Aufbau konstruktionsbegleitender Finite-Elemente-Analysen

KTmfk, xviii u. 209 Seiten, 57 Bilder, 17 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-457-8.

Band 377: Martin Lerchen Messverfahren für die pulverbettbasierte additive Fertigung zur Sicherstellung der Konformität mit geometrischen Produktspezifikationen FMT, x u. 150 Seiten, 60 Bilder, 9 Tab. 2021. ISBN 978-3- 96147-463-9.

Band 373: Johannes Strauß Die akustooptische Strahlformung in der Lasermaterialbearbeitung LPT, xvi u. 113 Seiten, 48 Bilder. 2021. ISBN 978-3-96147-441-7. Band 378: Michael Schneider Inline-Prüfung der Permeabilität in weichmagnetischen Komponenten FAPS, xxii u. 189 Seiten, 79 Bilder, 14 Tab. 2021. ISBN 978-3-96147-465-3.
Abstract

The source of a large part of the losses in the operation of electrical machines is the sheet metal package. The basic electromagnetic properties and losses are already determined during the production of the semi-finished products, the sheet metal coils. The further processing of the electrical sheet into a stator or rotor laminate generates additional production-induced losses through separation and joining processes.

The subject of the research work was different separation and joining processes, which were varied in their process parameters in order to subsequently measure the electromagnetic properties. The resulting maximum differences of the respective process parameters represent a potential for optimised production in line with the operating point, since lower losses $\Delta P_{V,real}$ and thus a higher efficiency can be achieved here through appropriate parameter setting during operation.

A new measurement method, which records the change in relative permeability due to production influences, was successfully evaluated and qualified by the research work. Using methods of high-frequency material testing, the complex permeability is used as a basis for quality assessment. With the presented measurement method, no manual application of windings is necessary. The test specimens can be automatically inserted into the measuring device and measured. The measurement results are directly available to the QMS and ERP/MES in electronic form for further processing. Der Verursacher eines großen Teils der Verluste beim Betrieb elektrischer Maschinen ist das Blechpaket. Bereits bei der Herstellung der Halbzeuge, den Blechcoils, werden die grundsätzlichen elektromagnetischen Eigenschaften und die Verluste festgelegt. Die weitere Verarbeitung des Elektroblechs zu einem Stator- oder Rotorblechpaket generiert durch Trenn- und Fügeprozesse zusätzliche fertigungsinduzierte Verluste.

Gegenstand der Forschungsarbeiten waren unterschiedliche Trenn- und Fügeverfahren, welche in ihren Prozessparametern variiert wurden, um anschließend die elektromagnetischen Eigenschaften messtechnisch zu erfassen. Die resultierenden maximalen Differenzen der jeweiligen Prozessparameter repräsentieren ein Potential zur optimierten betriebspunktgerechten Produktion, da sich hier durch entsprechende Parametereinstellung im Betrieb niedrigere Verluste und somit ein höherer Wirkungsgrad erzielen lassen.

Ein neues Messverfahren, welches die Veränderung der magnetischen Leitfähigkeit durch Fertigungseinflüsse erfasst, wurde durch die Forschungsarbeit erfolgreich evaluiert und qualifiziert. Durch Methoden der hochfrequenztechnischen Materialprüfung wird die komplexe Permeabilität als Grundlage für die Qualitätsbewertung herangezogen. Bei der vorgestellten Messmethode ist kein manuelles Aufbringen von Wicklungen nötig. Die Prüfkörper können automatisch in die Messeinrichtung eingelegt und vermessen werden. Die Messergebnisse stehen dem QMS und ERP/ MES in elektronischer Form zur weiteren Verarbeitung direkt zur Verfügung.

