

Erik Lamprecht

*Der Einfluss der Fertigungsverfahren auf die Wirbelstromverluste von
Stator-Einzelzahnblechpaketen für den Einsatz in Hybrid- und
Elektrofahrzeugen*

Erik Lamprecht

Der Einfluss der Fertigungsverfahren auf die Wirbelstromverluste von Stator-Einzelzahnblechpaketen für den Einsatz in Hybrid- und Elektrofahrzeugen

Bericht aus dem Lehrstuhl für
Fertigungstechnologie
Prof. Dr.-Ing. habil. Marion Merklein

LFT

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

Tag der Einreichung: 14. Oktober 2013
Tag der Promotion: 03. Februar 2014
Dekan: Prof. Dr.-Ing. habil. Marion Merklein
Berichterstatter: Prof. Dr.-Ing. Jörg Franke
Prof. Dr.-Ing. Detlev Hackstein
Fern Universität Hagen

Bibliografische Information Der Deutschen Bibliothek

Die Deutsche Bibliothek verzeichnet diese Publikation in der
Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten
sind im Internet über <http://dnb.ddb.de> abrufbar.

ISSN 1431-6226
ISBN 978-3-87525-362-7

Dieses Werk ist urheberrechtlich geschützt.

Alle Rechte, auch die der Übersetzung, des Nachdrucks
und der Vervielfältigung des Buches oder Teilen daraus,
vorbehalten.

Kein Teil des Werkes darf ohne schriftliche Genehmigung des
Verlages in irgendeiner Form (Fotokopie, Mikrofilm oder ein
anderes Verfahren), auch nicht für Zwecke der Unterrichts-
gestaltung - mit Ausnahme der in den §§ 53, 54 URG ausdrücklich
genannten Sonderfälle -, reproduziert oder unter Verwendung
elektronischer Systeme verarbeitet, vervielfältigt oder
verbreitet werden.

© Meisenbach Verlag Bamberg 2014
Herstellung: Druck_Inform GmbH, Eggolsheim
Printed in Germany

**Der Einfluss der Fertigungsverfahren auf die Wirbelstromverluste von
Stator-Einzelzahnblechpaketen für den Einsatz in Hybrid- und
Elektrofahrzeugen**

Der Technischen Fakultät

der Friedrich-Alexander-Universität
Erlangen-Nürnberg
zur
Erlangung des Doktorgrades Dr.-Ing.

vorgelegt von
Erik Lamprecht
aus Kirchheim/Teck

Als Dissertation genehmigt
von der Technischen Fakultät
der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg
Tag der mündlichen Prüfung: 03.02.2014

Vorsitzende des Promotionsorgans: Prof. Dr.-Ing. habil. Marion Merklein

Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Jörg Franke
Prof. Dr.-Ing. Detlev Hackstein

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als Mitarbeiter des Bereichs Produktions- und Werkstofftechnik der Daimler AG in Stuttgart-Untertürkheim.

Mein herzlicher Dank gilt dem Leiter des Lehrstuhls Fertigungsautomatisierung und Produktionssystematik (FAPS) der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg Herrn Prof. Dr.-Ing. Jörg Franke sowie dem Leiter des Lehrgebiets Elektrische Energietechnik der Fernuniversität Hagen Herrn Prof. Dr.-Ing. Detlev Hackstein für die Förderung und Betreuung dieser Arbeit.

Bei den Kollegen der Daimler AG und des Lehrstuhls FAPS möchte ich mich für das sehr angenehme Arbeitsklima, für die Unterstützung und ständige Diskussionsbereitschaft bedanken. Ferner bedanke ich mich bei allen Studenten, die durch ihre engagierte Arbeit zum Erfolg dieser Dissertation beigetragen haben.

Stuttgart, Februar 2014

Erik Lamprecht

Der Einfluss der Fertigungsverfahren auf die Wirbelstromverluste von Stator-Einzelzahnblechpaketen für den Einsatz in Hybrid- und Elektrofahrzeugen

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung.....	1
2	Verlustarten	3
2.1	Mechanische Verluste	5
2.2	Wicklungsverluste.....	5
2.3	Eisenverluste	6
2.3.1	Hystereseverluste.....	9
2.3.2	Wirbelstromverluste.....	10
2.3.3	Analytische Berechnungsmodelle der Eisenverluste	17
3	Fertigungsverfahren der Stator-Herstellung	19
3.1	Herstellung des Elektroblechbandes	21
3.2	Isolationsbeschichtung des Elektroblechbandes	22
3.3	Schneiden der Zielgeometrie aus dem Elektroblechband	24
3.3.1	Laserschneiden	24
3.3.2	Stanzen	25
3.4	Paketieren der einzelnen Bleche zu einem Statorzahn	26
3.4.1	Stanzpaketieren	27
3.4.2	Schweißen.....	28
3.4.3	Backlack	28
3.4.4	Kleben	29
3.5	Isolierung des Blechpaketes	29
3.6	Bewickeln des isolierten Blechpaketes und Tränken der Wicklung	30
3.7	Montage der Blechpakete im Gehäuse	30

4 Nachweis der durch den Einfluss der Fertigungsverfahren verursachten Wirbelströme	31
4.1 Mögliche Wirbelstrombahnen	31
4.1.1 Stanzen der Zielgeometrie aus dem Elektroblechband	31
4.1.2 Stanzpaketieren der einzelnen Bleche zu einem Statorzahn	32
4.1.3 Fügen der einzelnen Zähne zu einem Stator.....	32
4.1.4 Schweißpaketieren der einzelnen Bleche zu einem Statorzahn	33
4.1.5 Montage der Blechpakete im Gehäuse	33
4.2 Erkenntnisstand in Theorie und Praxis	35
4.2.1 Stanzen der Zielgeometrie aus dem Elektroblechband	35
4.2.2 Paketieren der einzelnen Bleche zu einem Statorzahn	37
4.2.3 Fügen der einzelnen Zähne zu einem Stator.....	38
4.2.4 Montage der Blechpakete im Gehäuse	38
4.3 Nachweis und geometrische Erfassung der Wirbelstrombahnen	39
4.3.1 Stanzen der Zielgeometrie aus dem Elektroblechband	39
4.3.2 Stanzpaketieren der einzelnen Bleche zu einem Statorzahn	48
4.3.3 Schweißpaketierung der einzelnen Bleche zu einem Statorzahn	50
4.3.4 Fügen der einzelnen Zähne zu einem Stator.....	51
4.3.5 Montage der Blechpakete im Gehäuse	52
5 Grundlagenuntersuchungen zu elektrisch leitfähig verbundenen Blechpaketkanten.....	53
5.1 Simulation der Wirbelströme.....	54
5.1.1 Auswahl der Simulationsparameter	54
5.1.2 Qualitative Bestimmung der Wirbelstromverläufe.....	57
5.1.3 Quantitative Bestimmung der Wirbelstromdichte.....	59
5.1.4 Quantitative Bestimmung der Wirbelstromverluste.....	65
5.2 Analytische Berechnung der Wirbelstromverluste	68
5.2.1 Entwurf eines Ersatzschaltbildes	68
5.2.2 Ergebnisse.....	71
5.2.3 Interpretation der Ergebnisse	74

5.3 Messung von beschichteten Ringkernproben.....	82
5.3.1 Fertigung der Ringkernblechpakete	82
5.3.2 Messmethode.....	83
5.3.3 Messergebnisse	85
6 Bestimmung der durch Fertigungsverfahren verursachten Wirbelstromverluste von Ringkernblechpaketen.....	87
6.1 Schweißpaketierung	87
6.1.1 FEM-Simulation.....	87
6.1.2 Anwendung des entworfenen Ersatzschaltbildes	90
6.1.3 Messung der Verlustleistung	93
6.2 Schweißpaketierung und Montage	94
6.2.1 FEM-Simulation.....	94
6.2.2 Anwendung des entworfenen Ersatzschaltbildes	96
6.2.3 Messung der Verlustleistung	97
6.3 Stanzpaketierung.....	98
6.3.1 FEM-Simulation.....	98
6.3.2 Anwendung des entworfenen Ersatzschaltbildes	101
6.3.3 Messung der Verlustleistung	104
6.4 Stanzpaketierung und Montage.....	105
6.4.1 FEM-Simulation.....	105
6.4.2 Anwendung des entworfenen Ersatzschaltbildes	107
6.4.3 Messung der Verlustleistung	108
6.5 Stanzgrate	109
6.5.1 FEM-Simulation.....	109
6.5.2 Anwendung des entworfenen Ersatzschaltbildes	109
6.5.3 Messung der Verlustleistung	111
6.6 Stanzgrate und Montage	112

7 Bestimmung der durch Fertigungsverfahren verursachten Wirbelstromverluste von Elektromotor-Statoren	113
7.1 Messmuster	113
7.1.1 Schweißpaketierung	113
7.1.2 Stanzpaketierung	114
7.1.3 Stanzgrat	114
7.1.4 Fügen der einzelnen Zähne zu einem Stator	114
7.2 Messaufbau und Messmethodik	115
7.3 Anwendung des entworfenen Ersatzschaltbildes	116
7.3.1 Schweißpaketierung	117
7.3.2 Stanzpaketierung	121
7.3.3 Stanzgrat	124
7.4 Messergebnisse	126
7.5 Abschätzung des Einflusses der Fertigungsverfahren auf den Wirkungsgrad eines Hybrid-Elektromotors	128
8 Maßnahmen zur Minimierung der Wirbelstromverluste	131
8.1 Anforderungen an die Bauteilqualität	131
8.2 Richtlinien zur Auslegung von Elektromotor-Statoren	131
8.2.1 Festlegung eines Mindestinnenradius der Teilegeometrie	131
8.2.2 Dimensionierung der Paketierelemente	131
8.2.3 Positionierung der Paketierelemente	131
8.3 Ergänzende Fertigungsprozesse	132
9 Zusammenfassung	135
10 Summary	139
11 Literaturverzeichnis	143

Abkürzungs- und Symbolverzeichnis

Abkürzungen:

FEM	Finite Elemente Methode
DIN	Deutsches Institut für Normung
DIN EN	Deutsches Institut für Normung Europäische Norm
R	Radius

Symbole:

A	Querschnittsfläche
A_{fe}	Flächeninhalt der Hystereseschleife
B	Magnetische Flussdichte
b	Breite, Blechbreite
b_A	Kanteneinzugsbreite
b_G	Gratbreite
B_h	Magnetische Flussdichte statische Hystereseschleife
b_{Ni}	Nickelschichtdicke
B_{Soll}	Magnetische Sollflussdichte
b_{Zj}	Breite des Zahnjochs
b_{Zs}	Breite des Zahnschenkels
c_1	Hilfsfaktor 1
c_2	Hilfsfaktor 2
d	Blechdicke
D	Durchmesser der Stanznöpfe
d_a	Außenmaß der Nickelschicht
d_{ges}	Gesamte Blechpaketdicke
d_i	Innenmaß der Nickelschicht
d_{Schw}	Dicke der Schweißnaht
d_{Sn}	Dicke der Stanznöpfe
E	Elektrische Feldstärke
f	Frequenz

f_0	Testfrequenz
f_G	Grenzfrequenz
H	Magnetische Feldstärke
H_0	Magnetische Feldstärke an der Oberfläche
h	Durchsetzhöhe
h_A	Kanteneinzugstiefe
h_b	Bruchflächenhöhe
h_G	Grathöhe
H_h	Magnetische Feldstärke statische Hystereseschleife
h_S	Glattschnittflächenhöhe
h_Z	Höhe des Statorzahns
I	Strom
I_1	Primärstrom
i	Schnittzahl
J	Magnetische Polarisaton
k_h	Hysteresekoeffizient
k_w	Wirbelstromkoeffizient
k_{wa}	Anomaliekoeffizient
l	Länge, Ringkernsegmentlänge
l_{Bl}	Länge des Blechwiderstands
l_m	Mittlere Feldlinienlänge, mittlere Länge des Ringkerns
l_{Schw}	Länge der Schweißnaht
l_{Sn}	Länge der Stanznuppe
m_{ges}	Gesamte Masse
N	Windungszahl
n	Drehzahl
N_1	Windungszahl Primärwicklung
N_2	Windungszahl Sekundärwicklung
P_{ab}	Abgegebene Leistung
p_{fe}	Spezifische Eisenverluste

P_{ges}	Gesamte Verlustleistung
p_h	Spezifische Hystereseverluste
P_{Mess}	Gemessene Eisenverluste
P_{Ref}	Gemessene Eisenverluste eines Bleches
P_{Schw}	Wirbelstromverluste der Schweißnaht
P_{Sn}	Wirbelstromverluste der Stanznoppenreihe
P_V	Verlustleistung
P_{VW}	Verlustleistung Wicklung
P_w	Wirbelstromverluste
p_w	Spezifische Wirbelstromverluste
p_{wa}	Spezifische anomale Wirbelstromverluste
p_{wges}	Spezifische Gesamtwirbelstromverluste
R	Elektrischer Widerstand
R_{Bl}	Blechwiderstand
R_{Geh}	Gehäusewiderstand
R_{Schw}	Schweißnahtwiderstand
R_{Sg}	Verbinderwiderstand des Stanzgrats
R_{Sn}	Widerstand einer Stanznoppenreihe
R_{Ver}	Verbinderwiderstand
R_{Verges}	Summe der Verbinderwiderstände
R_{VerSn}	Verbinderwiderstand einer Stanznoppenreihe
S	Stromdichte
T	Periodendauer
U	Elektrische Spannung
U_2	Sekundärspannung
U_{2Soll}	Sollspannung der Sekundärwicklung
U_{Bl}	Spannung am Blechwiderstand
U_q	Induzierte Spannung
U_{qges}	Summe der induzierten Spannungen
U_{qges12}	Induzierte Spannung zwischen Punkt 1 und 2

U_{qges45}	Induzierte Spannung zwischen Punkt 4 und 5
U_{qRot}	Induzierte Spannung durch Rotorquerfluss
U_{Ver}	Spannung am Verbindewiderstand
w	Weite der Spannungsschleife
w_{fe}	Spezifische Ummagnetisierungsarbeit
w_h	Spezifische Hysteresearbeit
w_{Schw}	Weite der Schweißnaht
w_{Sn}	Weite der Stanznuppe
w_{SnNi}	Weite der Spannungsschleife zwischen Nickelschicht und Stanznuppe
z	Anzahl Wicklungsstränge
α	Einziehwinkel
β	Bruchflächenwinkel
δ	Eindringtiefe
η_1	Wirkungsrad ohne Einfluss der Fertigungsverfahren
η_2	Wirkungsrad mit Einfluss der Fertigungsverfahren
η_{ws}	Anomaliefaktor
π	Kreiszahl
ρ	Dichte
σ	Elektrische Leitfähigkeit
σ_{Bl}	Elektrische Leitfähigkeit Elektrolech
σ_{Ni}	Elektrische Leitfähigkeit Nickel
ω	Kreisfrequenz
μ	Absolute Permeabilität
μ_0	Magnetische Feldkonstante
μ_r	Relative Permeabilität

1 Einleitung

Im Rahmen der gesellschaftlichen sowie politischen Forderung nach umweltfreundlicher und nachhaltiger Kraftfahrzeugtechnologie sieht sich die Automobilindustrie aufgefordert, neue Antriebskonzepte zu entwickeln. Viele der Konzepte basieren auf einem Antriebssystem mit einem oder mehreren Elektromotoren. Der Elektromotor kann dabei als unterstützender Antrieb in Systemen wie Mikro- und Mild-Hybriden eingesetzt werden oder aber als vollwertiger Antriebsmotor in Voll-Hybriden, Brennstoffzellenfahrzeugen und Batteriefahrzeugen Anwendung finden [1].

Die Minimierung der Verlustleistung des Elektromotors ist neben den Kosten ein Schwerpunkt der Entwicklungsaktivitäten, da damit direkt die Reichweite eines Elektrofahrzeugs sowie die Erreichung gesetzlicher Vorgaben zum CO_2 -Ausstoß verbunden sind [2]. Bei der Betrachtung einer effizienten Energiewandlung im Antriebsstrang von Elektrofahrzeugen fällt dem Elektromotor eine besondere Bedeutung zu, da er im motorischen Betrieb am Ende der Energiewandlungskette elektrische Energie in mechanische Energie umzuwandeln hat. Die Verluste des Elektromotors haben folglich sämtliche elektrische Antriebsstrangaggregate zu passieren, ohne einen Beitrag zur mechanischen Leistung am Antriebsrad zu liefern. Die Verlustleistung des Elektromotors führt somit neben einer Verringerung der Fahrzeugreichweite auch zu höherer Verlustleistung in Leistungselektronik und Energiespeicher sowie zu einem höheren Kühlaufwand des gesamten Systems. Außerdem muss die Verlustleistung des Elektromotors im teuren Energiespeicher des Antriebssystems vorgehalten werden.

Aus diesen Gründen sind sämtliche Verlustarten grundlegend zu untersuchen, um Verlustreduktionspotenziale zu identifizieren und Verbesserungsmaßnahmen zu etablieren. Besonders im Bereich der Fertigungsverfahren sind Verlusteinflüsse zu vermuten, deren Reduktionspotenziale bislang nur lückenhaft bekannt sind und die gegenwärtig durch grobe Korrekturfaktoren in den Berechnungsmodellen nur unzureichend berücksichtigt werden. Neben den Wirkungen der Fertigungsverfahren auf die Hystereseverluste sind vor allem die Einflüsse der Fertigungsverfahren auf die Wirbelstromverluste qualitativ und quantitativ nicht umfassend bekannt.

Eine Hauptkomponente des Elektromotors bilden die aus einzelnen Blechen zusammengesetzten Elektroblechpakete des Stators. Die Fertigungsschritte Schneiden der Elektroblechlamellen, Paketierung der einzelnen Elektroblechlamellen zu Blechstapeln sowie die Montage der Blechpakete in das Motorgehäuse können zu einer elektrischen Verbindung der voneinander isolierten Einzelbleche und damit zu zusätzlichen Wirbelstromverlusten führen.

Die Wirbelstromverluste machen im hohen Drehzahlbereich des Elektromotors den dominierenden Teil der Eisenverluste aus und bilden damit in diesem Bereich den größten Anteil des Gesamtverlusts. Aufgrund der erwähnten Kosten und Effizienzziele in der Automobilanwendung wird ein genaueres Verständnis der Wirbelstromverlusteffekte einen Beitrag zum Erreichen der Effizienzziele leisten.

Die übergreifende Zielsetzung der vorliegenden Arbeit liegt daher in der Schaffung wissenschaftlicher Grundlagen zur Bestimmung der durch den Einsatz der Fertigungsverfahren verursachten Wirbelstromverluste. Dazu sind die durch die Fertigungsverfahren erzeugten Wirbelstrombahnen sowie deren geometrische Größen zu identifizieren. Es werden dann FEM-Simulationen und analytische Berechnungsmodelle erarbeitet, deren Gültigkeit durch Messungen an Probemustern einfacher Geometrie sowie an Elektromotor-Statoren in Einzelzahnausführung für die Kfz-Anwendung nachgewiesen werden. Die gewonnenen Erkenntnisse erlauben eine Schärfung der Verlustmodelle und eine hinsichtlich der verlustreduzierten Anwendung optimierte Auswahl der jeweiligen Fertigungsverfahren. Basierend auf den analytischen Berechnungsmodellen wird außerdem am Beispiel eines Hybrid-Elektromotors eine Abschätzung des Einflusses der Fertigungsverfahren auf den Wirkungsgrad durchgeführt.

Die Kenntnis der Wirbelstromverhältnisse im Blechpaket stellt darüber hinaus die Grundlage zur Bestimmung von Maßnahmen zur Verlustminimierung dar. Ein weiteres Ziel ist deshalb die Bestimmung von Maßnahmen zur Verlustminimierung. Die Maßnahmen werden dazu in Anforderungen an die Bauteilqualität, in Richtlinien zur Auslegung von Elektromotor-Statoren und in ergänzende Fertigungsprozesse unterteilt.

2 Verlustarten

Im Kraftfahrzeugbereich werden als Fahrtrieb-Elektromotoren bzw. als Generatoren meist permanent erregte Synchronmaschinen eingesetzt. Diese zeichnen sich durch ihre hohe Leistungsdichte sowie ihren guten Wirkungsgrad aus und eignen sich somit besonders gut für den Einsatz in Kraftfahrzeugen [2]. Im Folgenden soll im Sprachgebrauch von einem Elektromotor in Innenläufer-Ausführung ausgegangen werden. Natürlich gelten die Zusammenhänge ebenso für eine Bauform in Außenläufer-Ausführung sowie für den Generatorbetrieb.

Der Wirkungsgrad des Elektromotors variiert über den Drehzahlbereich. Bild 2.1 zeigt ein Drehmoment-Drehzahl-Kennfeld einer typischen Kraftfahrzeuganwendung mit Wirkungsgradbereichen zwischen 60 % und 94 % [3] [4] [5]. Es sind dabei zwei Zustände für den Betrieb der elektrischen Maschine zu unterscheiden und zwar der Ankerstellbereich und der Feldschwächbereich. Im Ankerstellbereich wird die Betriebsspannung mit steigender Drehzahl bis zu der maximal verfügbaren Spannung erhöht, so dass sich ein konstantes Moment an der Welle einstellt. Wird die Drehzahl nun weiter erhöht, wird im Feldschwächbereich das Moment bei konstanter Leistung abnehmen. Die Drehzahlzunahme erfolgt dabei neben der Erhöhung der Drehfeldfrequenz durch eine relative Verschiebung von Rotorfeld zu Statordrehfeld und der daraus resultierenden Feldschwächung des Rotorfeldes.

Aufgrund des variierenden Wirkungsgrads innerhalb des Drehmoment-Drehzahl-Kennfeldes wird die elektrische Maschine derart ausgelegt, dass der optimale Wirkungsgrad entsprechend den typischen Kraftfahrzeug-Fahrzyklen in den unteren bis mittleren Drehzahlbereich fällt, da diese Drehzahlbereiche den überwiegenden Anteil der Betriebszustände ausmachen.

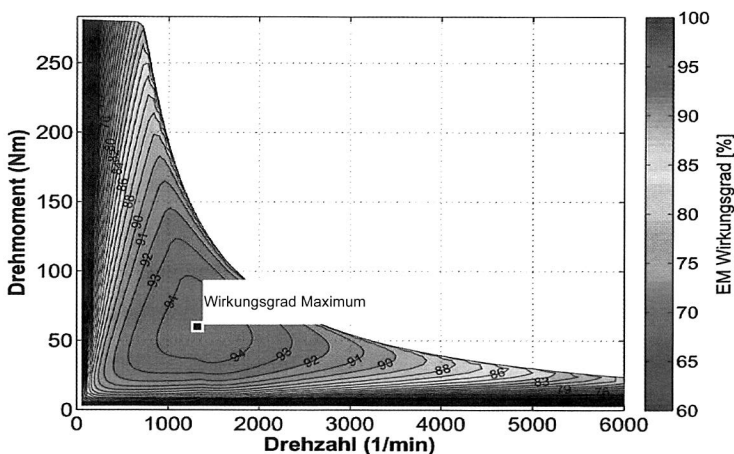


Bild 2.1: Wirkungsgradkennfeld eines Kraftfahrzeug-Elektromotors [5]

Für den Bereich des konstanten Drehmoments werden die Verluste der elektrischen Maschine stark durch ohmsche Verluste in den Wicklungen des Stators bestimmt, da sich Drehmoment und Stromstärke proportional verhalten. In mittleren und hohen Drehzahlbereichen werden die Verluste vor allem durch die frequenzabhängigen Eisenverluste, die sich aus Hysteresee- und Wirbelstromverluste zusammensetzen, geprägt. Bei hohen Drehzahlen werden die Verluste fast ausschließlich von Wirbelstromverlusten gebildet, die von der Frequenz quadratisch abhängig sind. Je nach Maschinenkonzept können dabei neben den Wirbelstromverlusten im Stator die Wirbelstromverluste im Volumen der Magnete des Rotors durchaus einen signifikanten Beitrag an den gesamten Wirbelstromverlusten ausmachen [6] [7].

Bevor eine genauere Beschreibung der Verlustarten erfolgt, zeigt Bild 2.2 eine Übersicht der grundsätzlichen Verlustarten eines Elektromotors bzw. Generators. Es zeigt außerdem die Einordnung der zusätzlichen, durch die hier abzuhandelnden Fertigungsverfahren verursachten Wirbelstromverluste, in die Verlustarten.

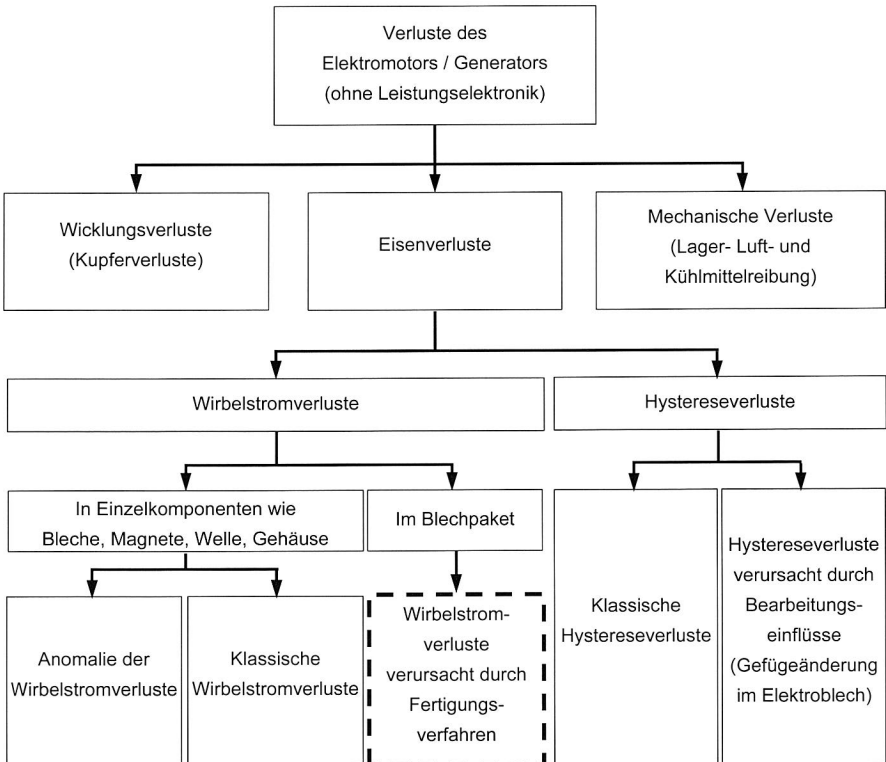


Bild 2.2: Übersicht der Verlustarten

2.1 Mechanische Verluste

Unter dem Begriff mechanische Verluste werden die Verluste, die durch Reibung in Lagern und durch Luftreibung entstehen, zusammengefasst. Bewegt sich der Rotor der Maschine in einem Kühlmittel, sind diese Reibungsverluste ebenfalls zu berücksichtigen. Die Luft- und Kühlmittelreibung wird maßgeblich durch die Oberflächenbeschaffenheit des Rotors bestimmt und ist abhängig von dessen Umfangsgeschwindigkeit.

Die Gesamtreibungsverluste der Lager setzen sich zusammen aus Roll-, Gleit- und Schmierstoffreibungsverlusten. Die Bestimmung der Lagerverluste erfolgt unter Berücksichtigung der Kennwerte der Lagerhersteller sowie der charakteristischen Eigenschaften des eingesetzten Schmierstoffes.

Müller, Vogt, Ponick [8] schlagen auf experimenteller Basis Methoden zur Bestimmung der mechanischen Verluste vor. Da die mechanischen Verluste für die Untersuchungen der vorliegenden Arbeit nicht relevant sind, soll auf diese Verlustart nicht weiter eingegangen werden.

2.2 Wicklungsverluste

Das für den Betrieb von Elektromotoren bzw. Generatoren benötigte magnetische Feld wird durch Bestromung der Wicklungen der elektrischen Maschine generiert. Bei den Wicklungsverlusten handelt es sich um Stromwärmeverluste die maßgeblich durch die elektrische Leitfähigkeit σ des eingesetzten Leitermaterials, der Querschnittsfläche A und Länge l des elektrischen Leiters bestimmt werden. Der elektrische Widerstand R berechnet sich wie folgt:

$$R = \frac{l}{\sigma \cdot A} \quad (2-1)$$

Meist wird für den elektrischen Leiter Kupferlackdraht in runder oder eckiger Geometrie eingesetzt. Bei der Auswahl der Abmessungen des elektrischen Leiters ist allerdings zu beachten, dass Stromverdrängungseffekte wie Skin-, Nutenquerfeld- und Proximityeffekt den Widerstand des Leiters zusätzlich erhöhen können.

Die Gesamtwicklung besteht je nach Konzept aus einer Vielzahl von Wicklungssträngen z . Die Verlustleistung P_{VW} im elektrischen Leiter der Gesamtwicklung kann dann wie folgt berechnet werden [9]:

$$P_{VW} = I^2 \cdot R \cdot z \quad (2-2)$$

Wie die mechanischen Verluste haben die Wicklungsverluste für die Betrachtungsumfänge der vorliegenden Arbeit keine Relevanz, so dass auf eine weitere Beschreibung verzichtet wird.

2.3 Eisenverluste

Ein bedeutender Werkstoff für den Aufbau elektrischer Maschinen ist das Elektroblech. Der Hauptlegierungsbestandteil des Elektroblechs ist Eisen. Aus diesem Grund ist das Elektroblech den ferromagnetischen Werkstoffen zuzuordnen. Bei ferromagnetischen Werkstoffen lassen sich die Elementarmagnete parallel ausrichten, so dass sie sich besonders gut zur Leitung der magnetischen Flussdichte in elektrischen Maschinen eignen.

Der kristallartige Aufbau des Gefüges von ferromagnetischen Werkstoffen ist in einzelne Kristallite, auch Körner genannt, aufgeteilt. Die Körner wiederum bestehen aus mehreren Bezirken, deren Elementarmagnete eine gemeinsame magnetische Vorzugsrichtung aufweisen. Diese Bezirke werden weisse Bezirke oder auch Domänen genannt. Aufgrund der zufälligen Verteilung der Domänen mit ihrer magnetischen Ausrichtung wirkt das Material nach außen unmagnetisiert, da sich die verschiedenen magnetischen Orientierungen der Domänen gegenseitig kompensieren. Zwischen den Domänen erfolgt kein sprunghafter Richtungswechsel der magnetischen Orientierung, sondern es bildet sich vielmehr eine Ummagnetisierungszone aus. Diese Zone wird auch als Blochwand bezeichnet und ihre Dicke variiert im Bereich einiger hundert Atomabstände. In dieser Blochwand ändert sich die Orientierung der Elementarmagnete schraubenförmig. Bild 2.3 zeigt zwei Domänen und die Übergangszone. [10] [11]

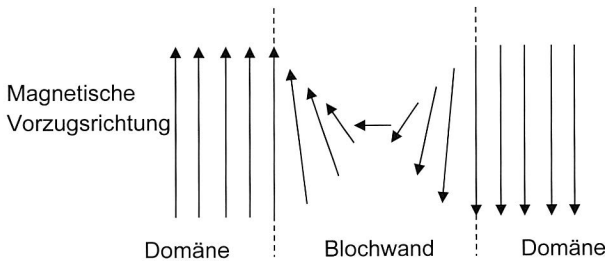


Bild 2.3: Ausrichtung der Elementarmagnete zwischen zwei Domänen nach [12]

Durch ein äußeres Magnetfeld lassen sich die Elementarmagnete des Werkstoffes ausrichten. Es sind dabei die zwei Ausrichtungsmechanismen der Blochwandverschiebungen und der Drehprozesse zu unterscheiden [12] [13].

Mit Beginn der Magnetisierung werden zuerst diejenigen Elementarmagnete ausgerichtet, die einen kleinen Winkel zum ausrichtenden äußeren Magnetfeld bilden. Dadurch ergibt sich eine Domänenwandverschiebung. Das Wandern der Blochwände wird dabei durch Fehlstellen im Werkstoff wie Einschlüsse und Ausscheidungen behindert. Aufgrund dieser Fehlstellen wird die Ausrichtung der Elementarmagnete nach dem Abklingen des äußeren Magnetfelds wieder in einen magnetisch neutralen Zustand zurückfallen. Dieser Magnetisierungsprozess ist folglich reversibel. Mit steigender Magnetisie-

nung werden auch diese Störstellen überwunden, was zu einer deutlichen Magnetisierungsänderung des Werkstoffs führt, die auch nach der externen Magnetisierung zurückbleibt und damit irreversibles Verhalten aufweist. Die interne Magnetisierungsänderung ist in diesem Bereich am größten. Wird nun die äußere Magnetisierung weiter erhöht, werden auch die Elementarmagnete in den Domänen gedreht, deren eigene Vorzugsrichtung bislang nicht in Richtung des äußeren Magnetfelds zeigte. Schließlich geht das Material in den Sättigungsbereich über, in dem alle Elementarmagnete in Richtung des äußeren Magnetfelds ausgerichtet sind. Diese Drehungen der Elementarmagnete sind ebenfalls reversibel. [12] [14]

Im Falle von elektrischen Maschinen wird das äußere Magnetfeld durch Bestromung der Wicklung generiert. Der Strom I der Wicklung erzeugt, als Ursache des äußeren Magnetfelds, eine magnetische Feldstärke H . Der Strom und die magnetische Feldstärke sind dabei unter Berücksichtigung der Windungszahl N und der mittleren Länge l_m des magnetischen Kreises im Elektroblech vereinfachend folgendermaßen verknüpft:

$$H = \frac{I \cdot N}{l_m} \quad (2-3)$$

Die magnetische Flussdichte B ergibt sich bei zyklischem Ummagnetisieren gemäß der materialspezifischen Hystereseschleife. Bild 2.4 zeigt eine typische Hystereseschleife von Elektroblech und den Verlauf der Kennlinie bei Erstmagnetisierung mit den zuvor beschriebenen Bereichen der Magnetisierungsprozesse. Der Verlauf der Kennlinie bei Erstmagnetisierung wird auch Neukurve oder Magnetisierungskennlinie genannt.

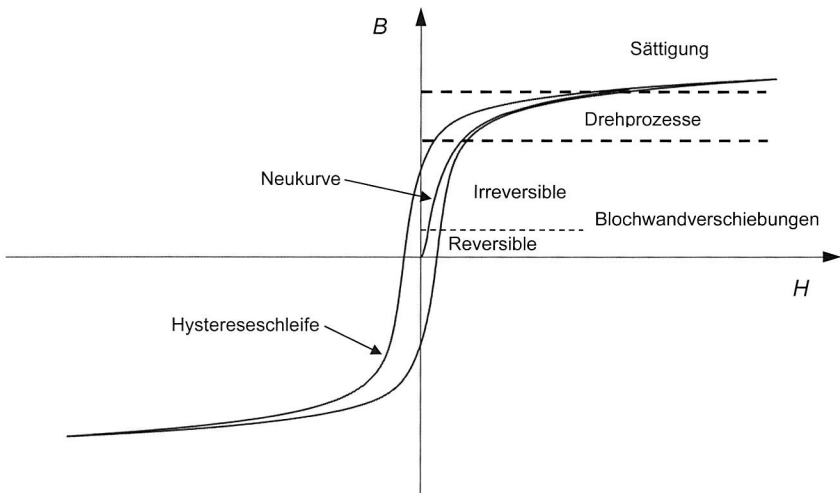


Bild 2.4: Hystereseschleife Elektroblech nach [15] [16]

Der Zusammenhang zwischen magnetischer Feldstärke H und magnetischer Flussdichte B wird durch die absolute Permeabilität μ beschrieben und entspricht der Steigung der Hysteresekurve. Die absolute Permeabilität lässt sich wiederum als Produkt aus der magnetischen Feldkonstanten $\mu_0 (4 \pi \cdot 10^{-7} \text{ T} \cdot \text{m/A})$ und der relativen Permeabilität μ_r , die als Verstärkungsfaktor des eingesetzten Werkstoffs verstanden werden kann, beschreiben:

$$B = \mu \cdot H = \mu_0 \cdot \mu_r \cdot H \quad (2-4)$$

Oft wird anstatt der magnetischen Flussdichte B auch die magnetische Polarisation J als physikalische Größe angegeben. Die magnetische Polarisation beschreibt den Beitrag der Materie zur gesamten magnetischen Flussdichte und ist folgendermaßen definiert:

$$J = B - \mu_0 \cdot H \quad (2-5)$$

Das Produkt aus magnetischer Feldkonstante μ_0 und magnetischer Feldstärke H stellt dabei den Beitrag des Vakuums zur Magnetisierung dar. Da es sich bei der magnetischen Feldkonstante, wie zuvor beschrieben, um einen sehr niedrigen Wert handelt, unterscheiden sich magnetische Flussdichte und magnetische Polarisation bis zu hohen Werten unterhalb der Sättigung kaum. Aus diesem Grund wird bei der Auslegung von elektrischen Maschinen hauptsächlich die magnetische Flussdichte verwendet. Bild 2.5 zeigt den Verlauf der magnetischen Flussdichte und der magnetischen Polarisation in Abhängigkeit der magnetischen Feldstärke bei Erstmagnetisierung (Neukurve) des Werkstoffs. Es ist zu sehen, dass der Unterschied zwischen magnetischer Polarisation und magnetischer Flussdichte für Werte unterhalb der Sättigung vernachlässigbar ist.

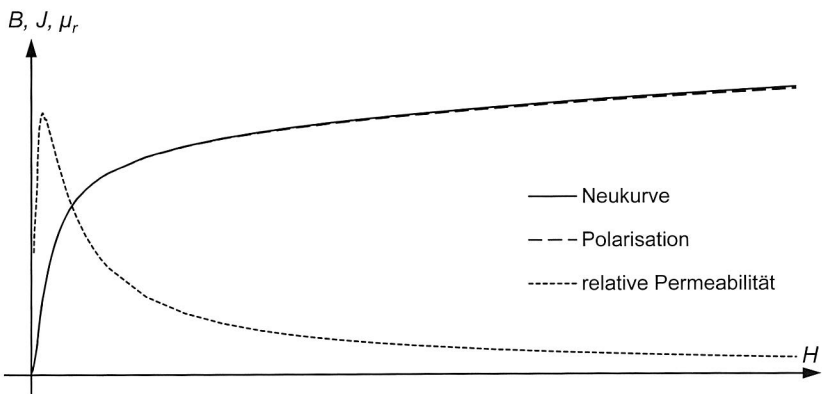


Bild 2.5: Verlauf der relativen Permeabilität in Abhängigkeit von der magnetischen Feldstärke nach [17]

Da die Steigung der Hysteresekurve und damit auch die Permeabilität keine konstanten Größen sind, ist bei der Auslegung von elektrischen Maschinen diese Abhängigkeit entsprechend zu berücksichtigen. Bild 2.5 zeigt neben der magnetischen Flussdichte und Polarisation auch den typischen Verlauf der relativen Permeabilität in Abhängigkeit von der magnetischen Feldstärke.

Bei Elektromotoren handelt es sich bei dem magnetischen Fluss um eine sich zeitlich ändernde Größe. Eine mit der Betriebsfrequenz sich zeitlich ändernde magnetische Flussdichte führt zur zyklischen Ummagnetisierung des Elektroblechmaterials. Sie führt damit allerdings auch zur Entstehung von Verlusten im Elektroblech. Diese Verluste werden Eisenverluste genannt.

Die Energie wird bei Durchlauf eines vollständigen Ummagnetisierungszyklus in Wärmeenergie umgewandelt. Die spezifische Ummagnetisierungsarbeit w_{fe} ist daher folgendermaßen bestimmt und entspricht dem Flächeninhalt der Hystereseschleife A_{fe} [18]:

$$w_{fe} = \oint H \cdot dB = A_{fe} \quad (2-6)$$

Unter Berücksichtigung der Frequenz f der Ummagnetisierung und der Dichte ρ des Werkstoffes ergibt sich der spezifische Ummagnetisierungsverlust p_{fe} :

$$p_{fe} = \frac{f}{\rho} \cdot \oint H \cdot dB \quad (2-7)$$

Die Eisenverluste lassen sich weiter in folgende zwei Arten von Verlusten aufteilen: Hystereseverluste und Wirbelstromverluste. Diese beiden Verlustarten sollen im Folgenden weiter beschrieben werden.

2.3.1 Hystereseverluste

Die Ursache für die Hystereseverluste ist der Energiebedarf, der für die zuvor beschriebenen Magnetisierungsvorgänge wie Blochwandverschiebungen und Drehprozesse der Elementarmagnete benötigt wird. Die für die Magnetisierungsvorgänge eines Zyklus benötigte Energie entspricht der durch die statische Hystereseschleife eingeschlossenen Fläche A_h . Unter statischer Hystereseschleife ist dabei ein Ummagnetisierungszyklus zu verstehen, der bei sehr kleinen Ummagnetisierungsgeschwindigkeiten ($f \rightarrow 0$ Hz) stattfindet [15]. Die spezifische Hysteresearbeit w_h wird wieder folgendermaßen bestimmt:

$$w_h = \oint H_h \cdot dB_h = A_h \quad (2-8)$$

Die spezifische Hystereseverlustleistung p_h berechnet sich analog zur spezifischen Ummagnetisierungsverlustleistung p_{fe} :

$$p_h = \frac{f}{\rho} \cdot \oint H_h \cdot dB_h \quad (2-9)$$

Bei höheren Frequenzen wird die Hystereseschleife durch die Energie der Wirbelströme im Werkstoff verbreitert [19]. In diesem Fall handelt es sich um einen dynamischen Ummagnetisierungsvorgang, der sich entsprechend durch den Verlauf der dynamischen Hystereseschleife beschreiben lässt. Bild 2.6 zeigt jeweils eine Hystereseschleife eines gleichen Werkstoffs mit unterschiedlichen Werten der Wirbelstromenergie.

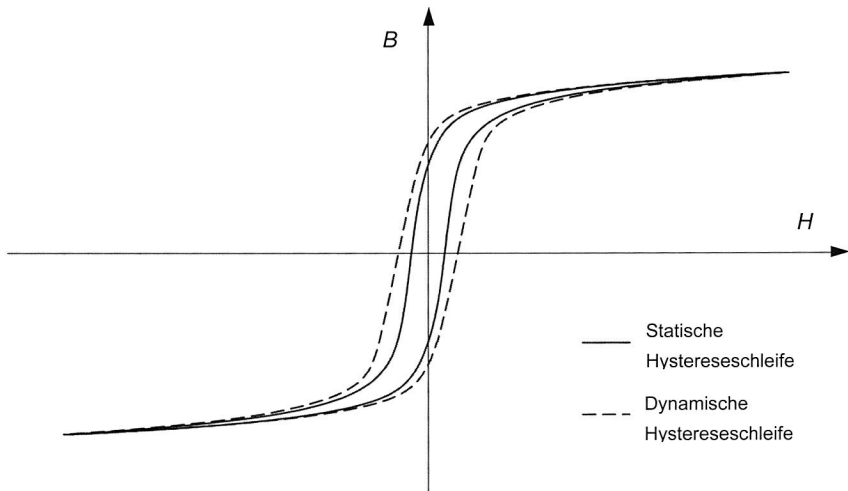


Bild 2.6: Durch Wirbelströme verursachte Verbreiterung der Hystereseschleife nach [19]

2.3.2 Wirbelstromverluste

Durchdringt eine sich zeitlich ändernde magnetische Flussdichte einen elektrisch leitfähigen Körper, wird gemäß dem Induktionsgesetz eine elektrische Spannung generiert, die einen elektrischen Strom zur Folge hat. Diese Ströme werden Wirbelströme genannt und verursachen Stromwärmeverluste. Diese Verluste sind unerwünscht und führen zudem durch die zusätzliche Erwärmung der Bauteile zu einem größeren Kühlaufwand des technischen Systems.

Zur Minimierung der Wirbelstromverlustleistung werden die Eisenkerne von Rotoren und Statoren von Elektromotoren aus einzelnen Blechen, die zu Stapeln geschichtet werden, aufgebaut. Die spezifische Wirbelstromverlustleistung hängt dabei quadratisch

von der Dicke d der Einzelbleche ab. Bild 2.7 zeigt einen Schnitt durch ein Blechpaket eines Elektromotors.

Die einzelnen Bleche des Stapels sind zur Verlustminimierung zusätzlich mit einem elektrisch nichtleitenden Werkstoff beschichtet.

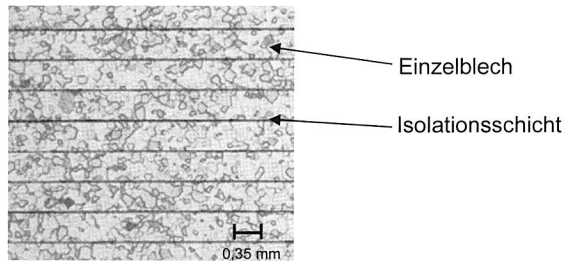


Bild 2.7: Schnitt durch ein Elektroblechpaket

Bild 2.8 zeigt den Wirbelstromverlauf und die geometrischen Größen eines Einzelblechs:

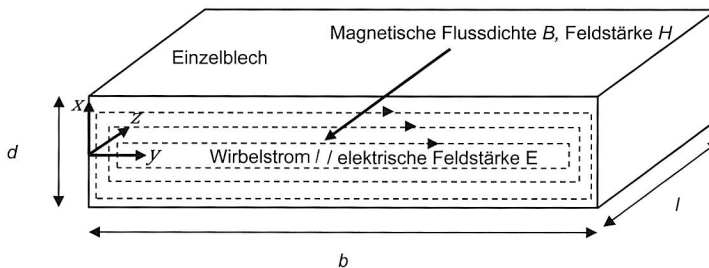


Bild 2.8: Skizze eines Einzelblechs mit Wirbelströmen

Die Wirbelstromverlustleistung in einem Einzelblech kann bei homogener Flussdichteverteilung im Blechquerschnitt unter Berücksichtigung der induzierten Spannung und der Materialkenndaten analytisch berechnet werden. Die Berechnung gilt dabei nur für Bleche, deren Breite b sehr viel größer ist als deren Dicke d .

Die induzierte Spannung u einer Wirbelstromschleife berechnet sich bei parallelem Verlauf von elektrischer Feldstärke und Integrationsweg s , sowie, wenn die magnetische Flussdichte senkrecht zur Fläche A steht, nach der zweiten maxwellschen Gleichung wie folgt:

$$u = \oint_s \mathbf{E} \cdot d\mathbf{s} = - \frac{d}{dt} \int_A \mathbf{B} \cdot d\mathbf{A} \quad (2-10)$$

Wie bereits aufgeführt, gilt die folgende Berechnung der Verlustleistung nur für dünne, breite Bleche. Dies liegt an der Vernachlässigung der Integration der Feldstärkeanteile entlang der Weganteile der Dicke des Bleches. Dies bedeutet, dass die gesamte induzierte Spannung einer Wirbelstrombahn auf die zweifache Breite des Bleches verteilt wird. Bild 2.9 zeigt den Integrationsweg der Feldstärke.

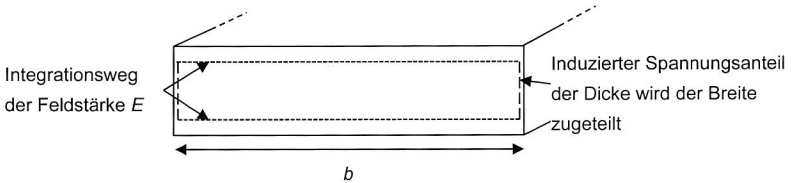


Bild 2.9: Integrationsweg der elektrischen Feldstärke im Elektroblech

Mit diesem Ansatz ergibt sich basierend auf Gleichung 2-10 folgender vereinfachter Zusammenhang:

$$E(x) \cdot 2b = - \frac{dB}{dt} \cdot 2x \cdot b \quad (2-11)$$

Das negative Vorzeichen weist darauf hin, dass die induzierte Spannung ihrer Ursache, also der zeitlichen Änderung des erregenden Feldes, entgegengerichtet ist.

Es ergibt sich mit der Flussdichte B als zeitlich abhängige Größe:

$$E(x) = -x \cdot \frac{dB}{dt} \quad (2-12)$$

Mit der elektrischen Leitfähigkeit σ und unter Anwendung des ohmschen Gesetzes $S(x) = \sigma \cdot E(x)$ folgt:

$$S(x) = \sigma \cdot E(x) = -x \cdot \sigma \cdot \frac{dB}{dt} \quad (2-13)$$

Die Effektivbetragswerte der Stromdichte und der elektrischen Feldstärke bei zeitlich sinusförmiger Flussdichte lauten dann:

$$S(x) = x \cdot \sigma \cdot \omega \cdot \frac{\hat{B}}{\sqrt{2}} \quad (2-14)$$

$$E(x) = x \cdot \omega \cdot \frac{\hat{B}}{\sqrt{2}} \quad (2-15)$$

Die differentielle Form der Gleichungen von Spannung und Strom lässt sich wie folgt formulieren:

$$dU = E(x) \cdot dy \quad (2-16)$$

$$dI = S(x) \cdot dx \cdot dz \quad (2-17)$$

Daraus ergibt sich für die Wirbelstromverlustleistung P_w in differentieller Form:

$$dP_w = dU \cdot dI \quad (2-18)$$

Gleichung 2-16 und 2-17 in Gleichung 2-18 eingesetzt ergibt:

$$dP_w = \sigma \cdot x^2 \cdot \omega^2 \cdot \frac{\hat{B}^2}{2} \cdot dx \cdot dy \cdot dz \quad (2-19)$$

Durch Integration in alle drei Raumrichtungen mit den Integrationswegen y : $2b$, z : l und x : $d/2$ ergibt sich schließlich für die Leistung im Blechvolumen:

$$P_w = \frac{\sigma \cdot \omega^2 \cdot \hat{B}^2 \cdot b \cdot l \cdot d^3}{24} \quad (2-20)$$

Üblicherweise werden die Eisenverluste und damit auch die Wirbelstromverluste auf die Masse m bezogen. Die Masse des Blechvolumens V berechnet sich unter Berücksichtigung der Dichte ρ des Elektroblechmaterials und den Abmessungen der Blechgeometrie folgendermaßen:

$$m = V \cdot \rho = b \cdot d \cdot l \cdot \rho \quad (2-21)$$

Die spezifische Verlustleistung p_w lautet dann:

$$p_w = \frac{P}{m} = \frac{\sigma \cdot \omega^2 \cdot \hat{B}^2 \cdot b \cdot l \cdot d^3}{24 \cdot b \cdot l \cdot d \cdot \rho} = \frac{\sigma \cdot \omega^2 \cdot \hat{B}^2 \cdot d^2}{24 \cdot \rho} \quad (2-22)$$

Gleichung 2-22 ist in der Literatur häufig als Standardformel zur Berechnung der Wirbelstromverlustleistung in dünnen Elektroblechen aufgeführt [8] [20] [21] [22]. Es wird durch die Gleichung die starke Abhängigkeit der Wirbelstromverlustleistung von der Blechdicke deutlich. Wie bereits zuvor beschrieben, ist dies der Grund für den Aufbau der Eisenkerne von elektrischen Maschinen aus einzelnen voneinander isolierten Blechen.

Gleichung 2-22 ist nur zuverlässig anwendbar bei homogenem Flussdichteverlauf im Querschnitt des Einzelbleches. Dies setzt voraus, dass das durch die Wirbelströme generierte Magnetfeld keine signifikante Rückwirkung auf das erregende Feld hat, was dann erfüllt ist, wenn die sogenannte Eindringtiefe δ größer ist als die halbe Blechdicke. Es ergibt sich die halbe Blechdicke, da sich die Strompfade im Blech symmetrisch in zwei entgegengesetzte Stromrichtungsbereiche aufteilen (vgl. Bild 2.8).

Die Eindringtiefe, auch äquivalente Leitschichtdicke genannt, ist folgendermaßen definiert:

$$\delta = \frac{1}{\sqrt{\pi \cdot \sigma \cdot \mu \cdot f}} \quad (2-23)$$

Die Eindringtiefe kann außerdem als der Abstand von der Oberfläche des elektrisch leitfähigen Körpers verstanden werden, an dem aufgrund der Rückwirkung des Wirbelstromfeldes das erregende Feld auf 37 % des Oberflächenwertes abgesunken ist.

Wird nun in Gleichung 2-23 für die Eindringtiefe die halbe Blechdicke $d/2$ eingesetzt, lässt sich die Grenzfrequenz f_G bestimmen, bis zu der die Wirbelströme im Blechquerschnitt von geringem Einfluss sind. Diese Frequenz wird auch als wolmansche Grenzfrequenz bezeichnet [18] [23]:

$$f_G = \frac{4}{\pi \cdot \sigma \cdot \mu \cdot d^2} \quad (2-24)$$

Bei Frequenzen weit über dem Wert der Grenzfrequenz wird der innere Bereich des Blechquerschnitts aufgrund der Rückwirkung der Wirbelströme auf das erregende Feld zunehmend feldfrei und damit auch wirbelstromfrei. Die Verdrängung der Wirbelstromdichte an den Rand der Bleche wird Stromverdrängung oder auch Skin-Effekt genannt.

Bild 2.10 zeigt den qualitativen Verlauf der Wirbelstromdichte im Blechquerschnitt bei Frequenzen unterhalb und oberhalb der Grenzfrequenz. Für niedrige Frequenzen verläuft die Stromdichte S linear in Abhängigkeit von der Blechdicke. Für hohe Frequenzen zeigt sich die Verdrängung der Stromdichte an den Rand des Bleches [24]:

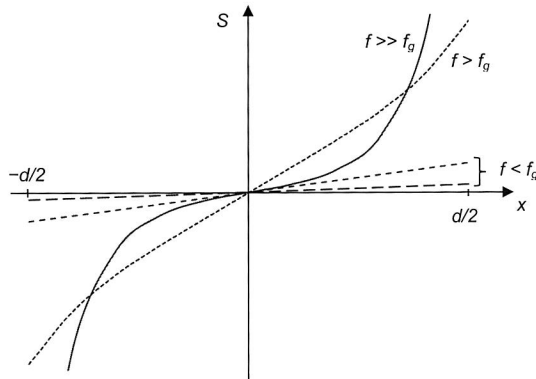


Bild 2.10: Qualitativer Verlauf der Wirbelstromdichte im Blech bei verschiedenen Frequenzen

Bild 2.11 zeigt den qualitativen Verlauf der magnetischen Feldstärke H im Blechquerschnitt bezogen auf den Wert der magnetischen Feldstärke H_0 an der Oberfläche bei verschiedenen Frequenzen. Es zeigt sich für niedrige Frequenzen eine homogene

Feldverteilung im Blech. Die Werte der magnetischen Feldstärke verlaufen bei homogener Feldverteilung parallel zur x-Achse. Bei hohen Frequenzen wird das magnetische Feld dann im Blechinneren zunehmend abgeschwächt. Das magnetische Feld wird quasi an die Blechränder verdrängt [24]:

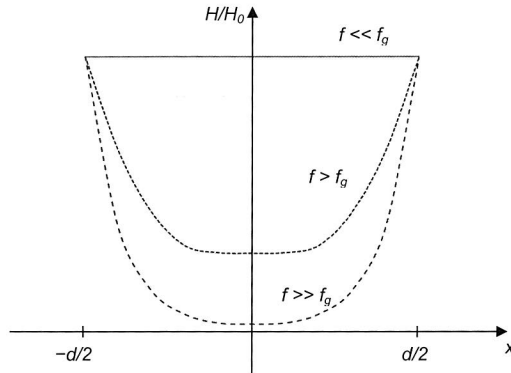


Bild 2.11: Qualitativer Verlauf der magnetischen Feldstärke im Blech bei verschiedenen Frequenzen

Eine Messung der Wirbelstromverluste bei Elektroblechmaterialien weist meist deutlich höhere Verluste auf als die nach Gleichung 2-22 berechneten klassischen Wirbelstromverluste. Die zusätzlichen Wirbelstromverluste variieren mit der Korngröße des Elektroblechs [25] [26]. Die Abweichung der Verluste, auch Wirbelstromanomalie genannt, wird deswegen in der Domänenstruktur im Material vermutet. Die Domänenstruktur im Elektroblech führt zu veränderten Wirbelstrombahnen wie in Bild 2.12 dargestellt, so dass die magnetische Flussdichte im Material nicht mehr als homogen betrachtet werden kann.

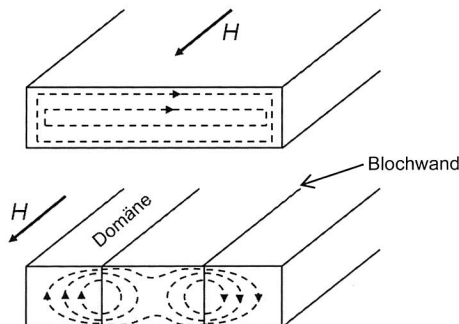


Bild 2.12: Wirbelstromverlauf im Elektroblech ohne Berücksichtigung und mit Berücksichtigung der Domänenstruktur nach [27]

Diese Anomalie der Wirbelströme wird rechnerisch durch den Anomaliefaktor η_{ws} mithilfe der klassischen Wirbelstromverluste p_w nach Gleichung 2-22 und den anomalen Wirbelstromverlusten p_{wa} bzw. der gesamten Wirbelstromverluste p_{wges} quantifiziert:

$$\eta_{ws} = \frac{p_{wa} + p_w}{p_w} = \frac{p_{wges}}{p_w} \quad (2-25)$$

Die gesamten Eisenverluste sind messtechnisch erfassbar oder dem Datenblatt des Elektroblechherstellers zu entnehmen. Bild 2.13 zeigt das Messdiagramm eines Elektroblechherstellers mit der Verlusttrennung der Eisenverluste in Hystereseverluste sowie in klassische und anomale Wirbelstromverluste bei einer Flussdichte von 1 T und Frequenzen bis zu 2,5 kHz. Bei dem Elektroblech handelt es sich um einen für die Automobilanwendung typischen Werkstoff mit einer Dicke von 0,35 mm.

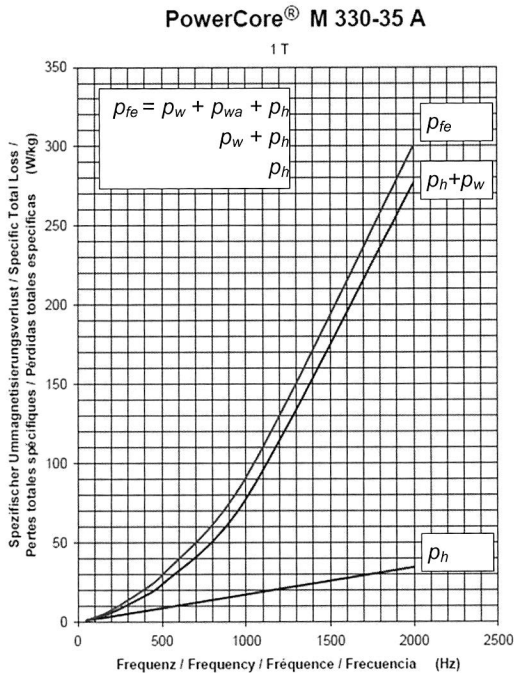


Bild 2.13: Messdiagramm der spezifischen Eisenverluste mit Verlusttrennung in Hystereseverluste sowie anomale und klassische Wirbelstromverluste [28]

Die beschriebenen Wirbelstromverluste beschränken sich auf die in den Elektroblechen generierte Leistung. Es sei darauf hingewiesen, dass bei dem Maschinentyp der permanenterregten Synchronmaschine je nach Maschinenkonzept Wirbelstromverluste in den Magneten des Rotors generiert werden können. Diese zusätzlichen Verluste in den

Magneten können einen beträchtlichen Anteil an den Gesamtverlusten ausmachen und sind besonders bei dem Kühlungsentwurf der Maschine zu beachten.

2.3.3 Analytische Berechnungsmodelle der Eisenverluste

Zur Auslegung von elektrischen Maschinen ist die Anwendung von analytischen Verlustmodellen ein entscheidender Teil der Entwicklungstätigkeit. Ziel der analytischen Verlustmodelle ist die möglichst exakte Erfassung der Eisenverluste in Abhängigkeit von der Frequenz und der magnetischen Flussdichte, um die Eigenschaften der zu entwerfenden Maschine umfassend zu beschreiben. Die Frequenz und die magnetische Flussdichte sind entscheidende Kenngrößen bei der Auslegung des Elektromotors.

Ein erster analytischer Ansatz ist das Verlustmodell nach *Steinmetz* [29]:

$$p_{fe} = p_h = k_h \cdot f \cdot \hat{B}^n \quad (2-26)$$

Der Ansatz geht vereinfachend von einer linearen Abhängigkeit der Hystereseverluste von der Frequenz aus. Messungen haben gezeigt, dass der Exponent n der magnetischen Flussdichte je nach Material und Aussteuerung zwischen 1,6 und 1,9 variiert [30]. Der Koeffizient k_h ist aus standardisierten Messungen zu ermitteln. Bei diesem Ansatz werden allerdings die Wirbelstromverluste nicht berücksichtigt. Die Ergebnisse dieses Ansatzes sind deswegen meist nicht genau genug.

Das folgende Verlustmodell nach *Jordan* berücksichtigt neben den Hystereseverlusten auch die klassischen Wirbelstromverluste [31]:

$$p_{fe} = p_h + p_w = k_h \cdot f \cdot \hat{B}^2 + k_w \cdot f^2 \cdot \hat{B}^2 \quad (2-27)$$

Der Koeffizient k_w kann dabei direkt nach Gleichung 2-22 bestimmt werden. Der Ansatz setzt deswegen wie bei sämtlichen vorgestellten Verlustmodellen eine zeitlich sinusförmige und homogene Feldverteilung im Material voraus. Meist reicht diese Verlustbeschreibung hinsichtlich der Genauigkeitsanforderung aber ebenfalls noch nicht aus.

Ein dritter analytischer Ansatz nach *Bertotti* berücksichtigt schließlich auch noch die anomalen Wirbelstromverluste [32]:

$$p_{fe} = p_h + p_w + p_{wa} = k_h \cdot f \cdot \hat{B}^2 + k_w \cdot f^2 \cdot \hat{B}^2 + k_{wa} \cdot f^{1,5} \cdot \hat{B}^{1,5} \quad (2-28)$$

Die anomalen Wirbelstromverluste werden dabei mit einer Abhängigkeit von $f^{1,5}$ und $B^{1,5}$ berücksichtigt. Das Verlustmodell nach Bertotti findet meist auch in numerischen FEM-Programmen Anwendung. Die Koeffizienten k_{wa} und k_h werden dabei folgendermaßen berechnet [33]:

$$k_h = \frac{(c_1 - k_w \cdot f_0^2)}{f_0} \quad (2-29)$$

$$k_{wa} = \frac{c_2}{f_0^{1,5}} \quad (2-30)$$

Die Hilfsfaktoren c_1 und c_2 werden z. B. durch Anwendung des Gauß-Newton Verfahrens und einer gemessenen Verlustkennlinie bei einer Testfrequenz f_0 bestimmt. Die Verlustkennlinie ist dazu in Abhängigkeit von der magnetischen Flussdichte bei Anwendung der Hilfsfaktoren c_1 und c_2 nach Bertotti wie folgt zu formulieren:

$$p_{fe} = c_1 \cdot \hat{B}^2 + c_2 \cdot \hat{B}^{1,5} \quad (2-31)$$

Diese Verlustkennlinie ist für mehrere Frequenzen in Bild 2.14 dargestellt und kann im Rahmen einer standardisierten Messung (Epsteinmessung) bestimmt werden oder ist den Datenblättern der Hersteller des Elektroblechs zu entnehmen.

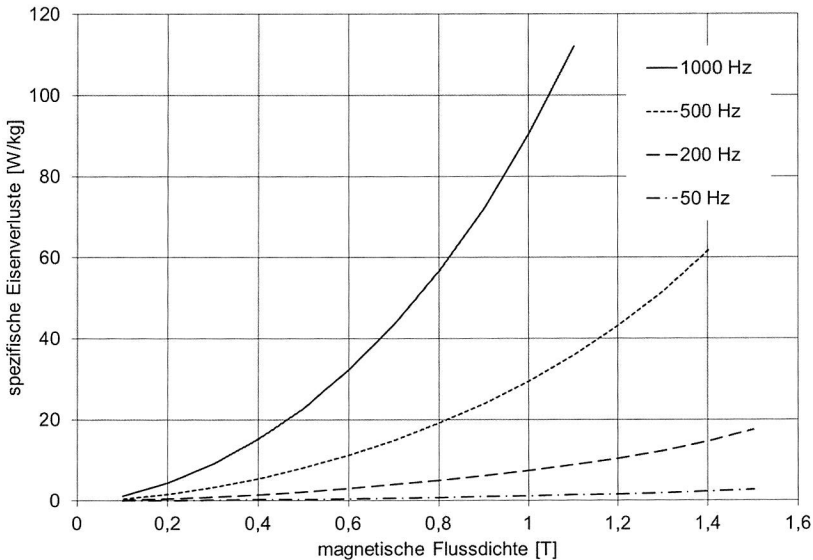


Bild 2.14: Gemessene Verlustkennlinien Elektroblech [17]

Für die Verlustmodelle werden ein zeitlich sinusförmiger Flussdichteverlauf sowie eine homogene Feldverteilung im Querschnitt des Elektroblechs angenommen. Weitere Effekte, wie z. B. die Drehmagnetisierung anstatt reiner Wechselmagnetisierung, Materialgefügeänderungen durch die Bearbeitungseinflüsse und eben auch zusätzliche, durch die Fertigungsverfahren verursachte Wirbelstromverluste, werden durch die vorgestellten Verlustmodelle nicht berücksichtigt. Aus diesem Grund werden die Ergebnisse der Verlustmodelle meist noch durch einen Korrekturfaktor den tatsächlichen gemessenen Maschinendaten angepasst. Der Korrekturfaktor kann dabei in der Praxis durchaus Werte zwischen 1,2 und 3 annehmen.

3 Fertigungsverfahren der Stator-Herstellung

Bei einer idealen permanent erregten Synchronmaschine wird sich im Rotor kein wechselnder magnetischer Fluss einstellen, da er sich mit der gleichen Drehzahl wie das Stator Drehfeld bewegt. Bei einem statischen magnetischen Feld werden folglich auch keine Spannungen im Weg des magnetischen Flusses im Rotor induziert und damit auch keine Wirbelstromverlustleistung generiert. Bei realen Maschinen werden allerdings durchaus aufgrund des Konstruktionsprinzips und der damit verbundenen Oberschwingungen des magnetischen Flusses Wirbelströme vor allem in den Permanentmagneten des Rotors entstehen. Der Schwerpunkt der in dieser Arbeit vorgestellten Untersuchungen soll aber auf den durch die Fertigungsverfahren verursachten Wirbelströmen in den Eisenkernen der Statoren liegen.

Bei der Bauform von permanent erregten Synchronmaschinen werden zwei wesentliche Konstruktionskonzepte des Stators unterschieden. Es sind dies die Bauformen in Vollschnitt-Ausführung sowie in Einzelzahn-Ausführung:

Bei Elektromotoren mit Statoren in Vollschnitt-Ausführung (Bild 3.1) werden die Einzelbleche des Stators in einem Stück aus dem Elektroblech gefertigt und anschließend zu einem Stapel pakettiert. Der Vorteil des Vollschnitts liegt in der einfachen Montage der Bleche zu einem Gesamtstator. Nachteilig sind der relativ hohe Blechverschnitt sowie ein geringerer Wert des erreichbaren Kupferfüllfaktors aufgrund der ungünstigen Zugänglichkeit der Nut für den Wickelprozess. Im Vergleich zur Einzelzahnwicklung führt dies zu einem schlechteren Wirkungsgrad. Ein weiterer Nachteil sind die vergleichsweise großen Wickelköpfe. Die Wickelköpfe liefern keinen Beitrag zur Drehmomentbildung der elektrischen Maschine und sollten aus diesem Grund möglichst klein sein. Besonders für die Automobilanwendung ist der Bauraumbedarf eines Konzeptes ein entscheidendes Bewertungskriterium.

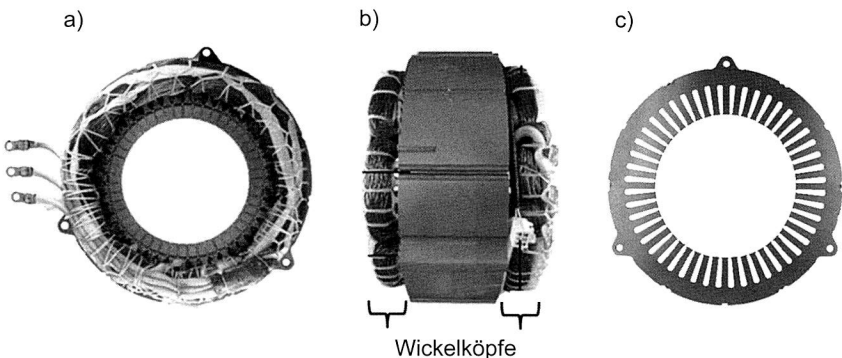


Bild 3.1: Beispiel Elektromotor in Vollschnitt-Ausführung (Toyota Prius); a) Stator Frontansicht, b) Stator Seitenansicht, c) Stator Blechschnitt [34]

Bei Elektromotoren in Einzelzahn-Ausführung (Bild 3.2) werden die Zahnblechsegmente einzeln aus dem Elektroblech gefertigt und jeweils zu einem Stapel paketiert. Die Einzelzahn-Ausführung bietet offensichtliche Vorteile wie die flache Bauform des Stators aufgrund der kleinen Wickelköpfe, der hohe Kupferfüllfaktor der Wicklung und der damit verbundene bessere Wirkungsgrad. Allerdings ist bei dem Einsatz der Einzelzahn-Ausführung zwangsläufig mit Herausforderungen bei den Fertigungsverfahren, wie zum Beispiel der Montage der Einzelzähne zum Gesamtstator oder der Paketierung der Elektroblechlamellen, zu rechnen. Besonders bei der Einzelzahn-Ausführung wird folglich verstärkt Augenmerk auf den Einfluss der Fertigungsverfahren auf die Wirbelstromverluste zu richten sein. Die Einzelzahn-Ausführung soll aus diesem Grund ein weiterer Schwerpunkt der in der vorliegenden Arbeit beschriebenen Untersuchungen sein.

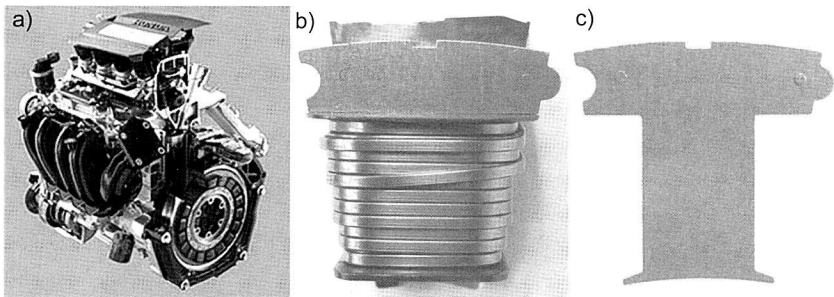
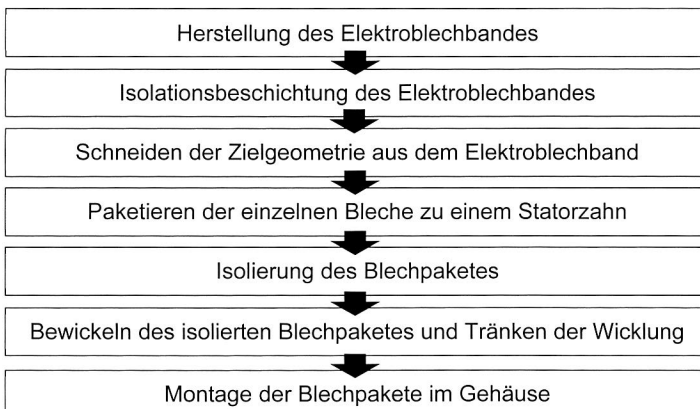


Bild 3.2: Beispiel Elektromotor in Einzelzahn-Ausführung (Honda Civic); a) Antriebsaggregat [35] (Reprinted with permission from SAE Paper 2006-01-1505 (c) 2006 SAE International), b) Einzelzahn mit Wicklung, c) Einzelzahn Blechschnitt

Zur Herstellung eines Stators in Einzelzahn-Ausführung ist die Durchführung der folgenden Fertigungskette notwendig:



Die Fertigungsschritte werden im Folgenden weiter vorgestellt.

3.1 Herstellung des Elektroblechbandes

Elektroband zählt aufgrund seiner relativ schmalen Hysteresekurve und der damit verbundenen Eigenschaft der verlustarmen Ummagnetisierung zu den weichmagnetischen Werkstoffen. Elektrobleche werden in kornorientierte und nichtkornorientierte Materialien unterschieden. Bei kornorientiertem Elektroblech weisen die Körner eine ausgeprägte Vorzugsrichtung mit besonders günstigen Magnetisierungseigenschaften auf. Bild 3.3 zeigt die Ausrichtung der Körner bei nichtkornorientiertem und kornorientiertem Elektroband.

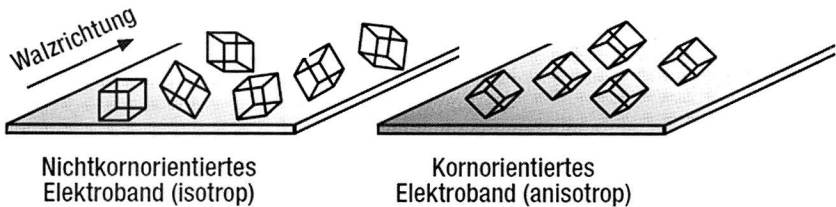


Bild 3.3: Ausrichtung der Kristallite (Körner) bei nichtkornorientiertem und kornorientiertem Elektroband [36]

Für den Einsatz in Elektromotoren wird nichtkornorientiertes Elektroband verwendet, da die Orientierung der magnetischen Flussdichte in der Zahngeometrie unterschiedliche Richtungen aufweist.

Die Herstellung des Elektroblechs ist sehr aufwändig und kostenintensiv. Aus diesem Grund wird von der Elektroblech verarbeitenden Industrie der Werkstoff als Halbzeug von den Stahlwerken bezogen. Am Beginn des Fertigungsprozesses steht das Legieren der Schmelze. Legierungsbestandteil ist dabei hauptsächlich Silizium und Aluminium sowie in deutlich geringeren Mengen Mangan, Kupfer und Zinn. Der Legierungsbestandteil Silizium hat dabei die Funktion der Erhöhung des spezifischen elektrischen Widerstands und damit die Reduzierung der Wirbelstromverlustleistung. Allerdings verschlechtern sich durch das Silizium auch die magnetischen und mechanischen Eigenschaften wie Sättigungspolarisation und Dehngrenze des Materials, so dass ein Kompromiss aus den Materialanforderungen gefunden werden muss. Meist wird deswegen ein Siliziumgehalt von 3,2 % nicht überschritten [36]. Bild 3.4 zeigt den Einfluss der Legierungsbestandteile Silizium und Aluminium auf die verschiedenen Eigenschaften von Elektroblech.

Anschließend wird die Schmelze zu sogenannten Brammen gegossen. In weiteren aufwändigen Prozessschritten wird die Stahlbramme dann gewalzt und thermisch behandelt (Glühen), um schließlich die standardisierten Endeigenschaften des Elektroblechs zu erhalten. Die standardisierten Eigenschaften und Bezeichnungen von nicht kornori-

entiertem Elektroblech ab einer Blechdicke von 0,35 mm bis 1 mm sind in der Norm EN 10106 [37] definiert. Für dünnere Elektrobleche von einer Nenndicke zwischen 0,05 mm und 0,2 mm sind die Eigenschaften des Elektrobleches in der Norm EN 10303 [38] beschrieben.

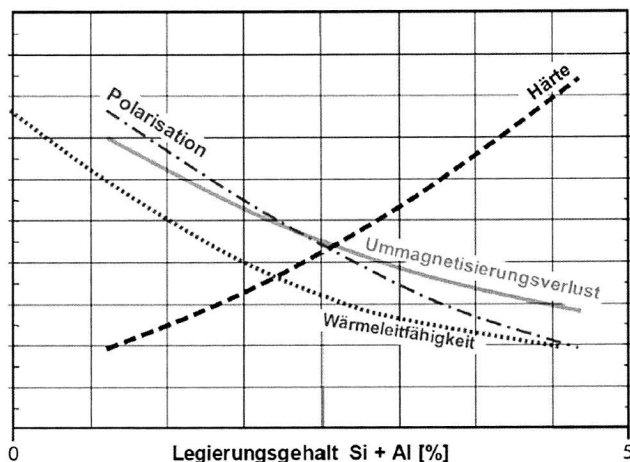


Bild 3.4: Weichmagnetisches Verhalten bei Legierung mit Silizium und Aluminium [39]

3.2 Isolationsbeschichtung des Elektroblechbandes

Wie bereits beschrieben werden zur Reduzierung der Wirbelstromverlustleistung einzelne Blechlamellen zu Paketen gestapelt. Deutlich wirksam ist die Blechung der Eisenkerne allerdings nur, wenn die Blechlamellen zusätzlich eine Isolationsschicht aufweisen. Ohne diese Isolationsschicht ergeben sich großflächige elektrische Verbindungen, die der aufwändigen Blechung entgegenwirken. Gemäß DIN EN 10342 [40] werden verschiedene Arten an Blechisolationen vom Typ EC-0 bis EC-6 unterschieden. Die Isolationstypen lassen sich weiter in Oxidschichten und aufgetragene Beschichtungen aufteilen. Für die Elektromotorenanwendung im Automobilbereich werden vor allem die aufgetragenen Isolationsbeschichtungen der Typen EC-3, EC-5 und EC-6 eingesetzt. Diese Isolationsbeschichtungen werden von den Elektroblechlieferranten durch einen Walzlackierprozess auf die Bleche aufgebracht. Neben der Isolation der Bleche wirkt der Lack schmierend für Folgeprozesse wie z. B. das Stanzen. Durch die Schmierwirkung wird die Standzeit der Stanzwerkzeuge signifikant erhöht. Die Auswahl des eingesetzten Isolationswerkstoffes wird außerdem durch weitere Anforderungen wie Isolationsdicke, Temperaturbeständigkeit oder Schweißbarkeit bestimmt.

Die grundlegenden Eigenschaften der Isolationstypen werden im Folgenden kurz vorgestellt [40] [41] [42] [43] [44]:

- Typ EC-0: Eine Oxidschicht, die während der Blechbandherstellung gebildet wird. Dieser Isolationstyp wird hauptsächlich für kleine Blechkerne eingesetzt.
- Typ EC-1: Eine Oxidschicht, die nach Blechbandherstellung durch Wärmebehandlung gebildet wird.
- Typ EC-2: Eine anorganische Isolierbeschichtung, die hauptsächlich aus Magnesiumsilikat besteht. Diese Beschichtung wird hauptsächlich für Wickeltransformatoren eingesetzt und ist nicht für den Stanzprozess geeignet.
- Typ EC-3: Diese Beschichtung ist ein organischer Lack auf Kunstharzbasis, der sich durch eine besondere Schmierwirkung für die Stanzwerkzeuge auszeichnet. Die chemische Zusammensetzung der Harze führt bei dieser Beschichtung zu einer hohen Elastizität und zu einer sehr guten Haftung. Der Werkstoff ist für eine Dauertemperatur von 180 °C geeignet. Den Temperaturen des Spannungsarmglühens hält der Lack nicht stand. Die Standarddicken liegen im Bereich von 1 bis 6 µm je Seite. Zu den EC-3 Lacken wird auch eine Backlackbeschichtung gezählt, die zur verklebenden Paketierung der Bleche angewendet wird (vgl. Kapitel 3.4.3).
- Typ EC-4: Eine Beschichtung, die durch das Phosphatieren oder eine andere chemische Behandlung der Stahloberfläche mit einer anschließenden Wärmebehandlung bei angehobenen Temperaturen gebildet wird. Anwendung findet die Beschichtung bei mäßigen Isolationsanforderungen.
- Typ EC-5: Eine Klasse von anorganischen oder überwiegend anorganischen Beschichtungen, der zur Isolationsverbesserung keramische Füllstoffe und/oder filmbildende anorganische Bestandteile hinzugefügt werden. Die Dicke der Beschichtung liegt im Bereich von 1 bis 3 µm je Seite. Der Werkstoff zeichnet sich besonders durch seine Temperaturbeständigkeit und Wärmeleitfähigkeit aus. Geeignet ist dieser Lack damit auch für das kurzzeitige Spannungsarmglühen bis 845 °C, das nach den Prozessen wie dem Stanzen erfolgt. Der Werkstoff ist für eine Dauertemperatur von 250 °C geeignet.
- Typ EC-6: Eine Beschichtung auf organischer Basis, der zur Verbesserung des Isolationswiderstandes mineralische Füllstoffe hinzugefügt werden. Die Beschichtung zeichnet sich durch ihre Spannungsfestigkeit und damit durch gute Isolationseigenschaften aus. Nachteilig ist die schlechte Schweißbarkeit der beschichteten Bleche. Es sind Standarddicken im Bereich 4 bis 10 µm je Seite üblich. Der Werkstoff ist für eine Dauertemperatur von 200 °C geeignet. Anwendung findet die Beschichtung in rotierenden Maschinen mit großem Durchmesser, wie z. B. Kraftwerksgeneratoren.

Das Elektrolech kann nach Kundenanforderung einseitig oder beidseitig beschichtet werden. Bei backlackbeschichtetem Elektrolech ist für eine zuverlässige Verklebung der Lamellen die Haltbarkeitsdauer des Lackes zu beachten.

3.3 Schneiden der Zielgeometrie aus dem Elektroblechband

Für das Schneiden der Zielgeometrie aus dem mit einem Isolationsmaterial beschichteten Elektroblech werden die folgenden Fertigungsverfahren angewendet:

- Laserschneiden
- Stanzen
- Drahterodieren
- Wasserstrahlschneiden

Die Verfahren Drahterodieren und Wasserstrahlschneiden werden allerdings aufgrund der niedrigen Prozessgeschwindigkeiten nur für Prototypenfertigungen mit niedrigsten Stückzahlen eingesetzt. Die Verfahren Laserschneiden und vor allem das Stanzen sind für die Serienfertigung etabliert und werden deshalb genauer vorgestellt.

3.3.1 Laserschneiden

Beim Laserschneiden von Elektroblech wird hauptsächlich das Schmelzschneidverfahren angewendet. Dabei wird durch einen energiereichen Laserstrahl das Elektroblech im Bereich der Schnittzone aufgeschmolzen. Das aufgeschmolzene Material wird unmittelbar nach dem Schmelzprozess durch ein Schneidgas, meist mit Argon oder Stickstoff, bei Drücken zwischen 2 und 15 bar ausgeblasen [45]. Durch das Schneidgas bleiben die Kanten oxidfrei und eine Nachbearbeitung ist nicht notwendig [46].

In Abhängigkeit der Prozessparameter Schneidgasdruck, Schnittgeschwindigkeit, Laserstrahlleistung und Betriebsfrequenz kann es zu einer unvollständigen Austreibung der Schmelze aus dem Schnittbereich und damit zu einer Tropfenbildung (Braue) an der Schnittkante kommen. Dies tritt verstärkt am Beginn des Schneidprozesses, beim sogenannten Einstechen in den Werkstoff, auf. Zur Minimierung der Tropfenbildung müssen die sich gegenseitig beeinflussenden Prozessparameter aufeinander abgestimmt sein [45].

Nachteilig beim Laserschneiden ist die im Vergleich zum Stanzen längere Prozesszeit aufgrund der begrenzten Schnittgeschwindigkeit. Bei einfacher Teilegeometrie mit geraden Schneidverläufen sind 15 m/min Schnittgeschwindigkeit erreichbar. Bei komplexerer Teilegeometrie mit zahlreichen Radien wirken sich Beschleunigungs- und Abbremszeiten der Laseranlage limitierend auf die Prozesszeit aus und es sind Schnittgeschwindigkeiten von 2 bis 3 m/min üblich. Der Vorteil des Verfahrens liegt in der schnellen Verfügbarkeit von Teilen sowie in der Flexibilität der Anlage, da kein aufwändiges Werkzeug wie beim Stanzen herzustellen ist. Für sehr dünne Bleche im Bereich 0,1 bis 0,15 mm und filigraner Teilegeometrie müssen allerdings Schablonen zur Teileabstützung eingesetzt werden [45].

Aufgrund der durch den Einfluss der Prozesstemperatur verursachten Materialgefügeänderung im Bereich der Schnittkante ist mit einer Verschlechterung der magnetischen Eigenschaften und dadurch mit höheren Hystereseverlusten zu rechnen [16].

3.3.2 Stanzen

Der Fertigungsprozess Stanzen ist ein Zerteilverfahren [47] und wird dem Scherschneiden mit geschlossenen Schnittlinien zugeordnet. Beim Stanzen schneidet ein Stempel die Zielgeometrie in einem Hub aus einer Matrice. Es sind beim Elektroblechstanzen bis zu 1000 Hube pro Minute erreichbar [48]. Der Schneidvorgang wird in sechs Phasen unterschieden [49]:

- Phase I: Aufsetzen des Stempels auf den Blechwerkstoff.
- Phase II: Elastisches Durchbiegen des Elektroblechs.
- Phase III: Plastische Verformung des Elektroblechs und Bildung der Einzugsrundung an der Oberseite der Schnittkante.
- Phase IV: Bruch des Elektroblechs. Schubspannung erreicht die Schubbruchgrenze des Werkstoffs.
- Phase V: Vollständige Trennung von der Zielgeometrie vom Blech-Außenteil.
- Phase VI: Rückzug des Stempels aus dem Blechwerkstoff.

Bild 3.5 zeigt die Phasen des Schneidvorgangs beim Stanzen von Elektroblech.

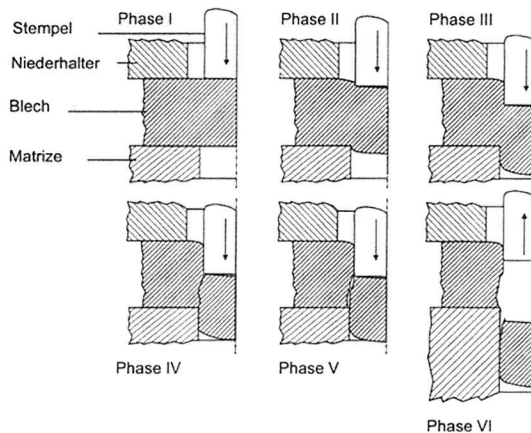


Bild 3.5: Phasen des Schneidvorgangs [49]

Durch die beschriebenen Phasen des Stanzvorgangs bildet sich eine Schnittkante mit vier charakteristischen Bereichen. Es sind dies die Kanteneinzugsbreite und -tiefe, die Glattschnittflächenhöhe, die Bruchflächenhöhe und die Gratbreite und -höhe. Bild 3.6 zeigt die charakteristische Schnittkante eines gestanzten Werkstücks. Eine detaillierte Beschreibung der Schnittgrathöhe an Stanzteilen ist in der Norm DIN 9830 [50] zu finden.

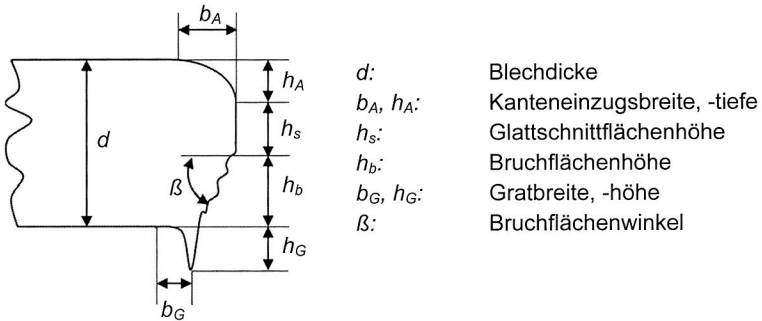


Bild 3.6: Charakteristische Stanz-Schnittkante

Die Qualität der Schnittkante wird maßgeblich von der Größe des Schneidspaltes bestimmt. Der Schneidspalt ist der Abstand zwischen Schneidstempel und Matrice und beträgt üblicherweise zwischen 5 % und 10 % der Blechdicke [51] [52] [53]. Ist der Schneidspalt zu groß gewählt, kommt es zu übermäßiger Grathöhe, ist er zu klein gewählt, wird ein erhöhter Verschleiß des Werkzeugs auftreten und damit die Lebensdauer des Werkzeugs reduziert.

Durch den Schneidprozess kommt es über die ausgeführten Hübe zum Verschleiß des Stanzwerkzeugs und damit zu einer verstärkten Grathöhe. Der Verschleiß hat Einfluss auf die Spannungsverteilung im Hubspalt und auf die Werkzeug- und Teilegeometrie. Die Verschleißgrenze eines Stanzwerkzeugs wird durch die Grathöhe definiert. Bei einer Blechdicke von z. B. 0,35 mm wird das Stanzwerkzeug üblicherweise bei einer Grathöhe von 50 μm nachgeschliffen. Diese Verschleißgrenze wird etwa nach 2 bis 5 Millionen Hüben erreicht. Das Nachschleifen des Werkzeugs ist dabei durchaus bis zu 25-mal möglich. Der Verschleiß hängt von der Teilegeometrie, der Werkzeugbeschaffenheit, der Elektroblechgüte und von der Elektroblechbeschichtung ab. [54]

Als Werkstoffe der Schneidwerkzeuge werden Kaltarbeitsstähle, Hartmetalle und pulvermetallurgisch hergestellte Schnellarbeitsstähle eingesetzt [52].

Aufgrund der durch den Schneidprozess in das Metallgefüge eingebrachten mechanischen Spannungen im Bereich der Schnittkanten ist auch beim Stanzen mit einer Erhöhung der Hystereseverluste zu rechnen [16] [55].

3.4 Paketieren der einzelnen Bleche zu einem Statorzahn

Zur weiteren Verarbeitung und Handhabung der einzelnen Bleche sind diese zu einem Paket zu stapeln und mechanisch miteinander zu verbinden. Für das Paketieren der einzelnen Bleche zu einem Statorzahn werden für die Kfz-Großserienanwendung hauptsächlich das Stanzpaketieren, das Schweißen, das Verbacken und das Kleben als Fertigungsverfahren angewendet. Diese Paketierv Verfahren werden im Folgenden genauer beschrieben.

3.4.1 Stanzpaketieren

Beim Stanzpaketieren wird das Prinzip des Tiefens oder auch Durchsetzens angewendet. Dabei werden bei den Blechen sogenannte Stanzmarken bzw. Stanznoppen durch einen unvollständig ausgeführten Stanzhub geformt. Auf der Oberseite des Bleches entsteht so eine konkave und auf der Unterseite eine konvexe Prägung. Werden nun zwei Bleche aufeinandergespresst, fügt sich die erhabene Prägung des oberen Bleches in die Mulde des darunterliegenden Bleches. Durch diesen Verpressvorgang werden die Bleche kraftschlüssig miteinander verbunden. Um eine ebene Unterseite des Blechpakets zu erhalten, ist das erste Blech des Verbundes vollständig durchzustanzen, so dass erst das zweite Blech die beschriebene Verprägung aufweist. Bild 3.7 zeigt das Prinzip des Stanzpaketierens.

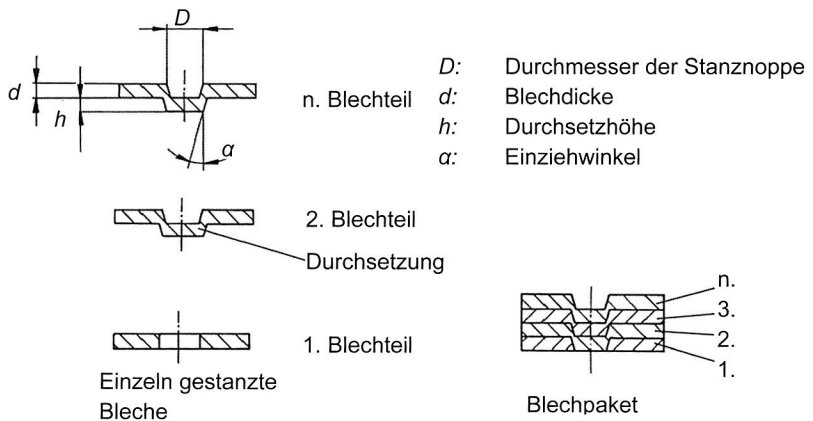


Bild 3.7: Prinzip des Stanzpaketierens [56]

Die Verpressvorrichtung kann in das Stanzwerkzeug integriert werden, so dass komplette Blechpakete der Stanze entnommen werden können. Die zum Stanzen der Zielgeometrie der Bleche ohnehin eingesetzten Stanzwerkzeuge sind für das Paketieren mit den Stempeln und Matrizen der Stanzmarken zu ergänzen. Durch die Kombination der Prozesse Schneiden und Paketieren gehört das Stanzpaketieren zu den kostengünstigsten Paketierverfahren, weshalb es das am häufigsten eingesetzte Verfahren für Großserienanwendungen ist. Allerdings werden die Bleche durch die Stanzmarken elektrisch leitfähig verbunden und die magnetischen Eigenschaften durch Spannungen im Materialgefüge im Bereich der Stanzkanten nachteilig beeinflusst.

Die Stanznoppen können in unterschiedlichsten Formen ausgeführt werden. Meist werden allerdings rechteckige oder runde Stanznoppen eingesetzt.

3.4.2 Schweißen

Beim Schweißpaketieren werden die einzelnen Elektroleche an den Kanten verschweißt und damit mechanisch verbunden. Da die Isolationsbeschichtung der Bleche den Schweißprozess negativ beeinflusst, wird die Schweißpaketierung nur für dünn beschichtete Elektroleche eingesetzt.

Als Schweißverfahren kommen hauptsächlich das Lichtbogenschweißen und das Laserschweißen zum Einsatz [57]:

- Das Laserschweißen zählt zu den Lichtstrahlschweißverfahren und zeichnet sich gegenüber den Lichtbogenschweißverfahren durch eine um den Faktor 3 bis 4 größere Vorschubgeschwindigkeit aus. Zudem ist der Wärmeeintrag geringer und damit die Abkühlzeit kürzer. Aufgrund von Letzterem wird eine hohe Festigkeit in der Schweißnaht erreicht. Ein weiterer Vorteil ist, dass wesentlich schmalere Schweißnähte realisiert werden können [58].
- Beim Lichtbogenschweißen können die Verfahren Plasma- oder WIG-Schweißen angewendet werden. Die Vorteile der Lichtbogen-Schweißverfahren liegen in den deutlich niedrigeren Anschaffungskosten der Anlagen gegenüber dem Laserschweißen sowie in dem geringeren Vorbereitungsaufwand der Nahtstelle.

Durch entsprechende Dimensionierung der Schweißnaht kann die Paketierung auf die mechanischen Anforderungen der jeweiligen Anwendung ausgelegt werden. Allerdings werden die Bleche durch die Schweißnaht elektrisch leitfähig verbunden.

3.4.3 Backlack

Beim Backlackverfahren werden die Bleche vom Elektrobahndhersteller mit einem unvollständig ausgehärteten Epoxidharz beschichtet [59] [60]. Die Epoxidharzschicht, auch Backlackschicht genannt, wird anschließend vom Hersteller des Elektrolechpakets unter Druck und Wärme weiter ausgehärtet und die Bleche werden miteinander verklebt.

Die Epoxidharzbeschichtung übernimmt die Funktion der Isolierung und der mechanischen Verbindung der Elektrolechpakete. Dazu werden die Blechpakete in einem ersten Prozessschritt unter Druck verdichtet, um ein kompaktes Paket ohne Lufteinschlüsse zu erhalten. Dadurch wird sich die Gesamthöhe des Blechpaketes reduzieren, wobei der Druck auf das Blechpaket konstant gehalten wird. In einem weiteren Prozessschritt wird nun das Blechpaket gleichmäßig aufgeheizt. Dies führt zu einer Aufweichung der Backlackschicht und damit zu einer weiteren Reduzierung der Gesamthöhe des Elektrolechpaketes. Das eigentliche Verbacken der Bleche findet dann bei der Aushärtetemperatur von 160 °C bis 330 °C unter Druck von etwa 8 bar statt. Die Mindestverbackzeit ist dabei von der eingesetzten Temperatur und der Größe der Bauteile abhängig und variiert zwischen einigen Minuten und mehreren Stunden. In einem letzten Prozessschritt wird das Blechpaket abgekühlt. Das Blechpaket hat nun seine Zielgeometrie angenommen. Aufgrund der ganzflächigen Verklebung der Bleche ergeben sich folgenden Vorteile [61]:

- maximale Steifigkeit und Festigkeit,
- höchste Präzision der Pakete,
- mechanisch bearbeitbare Blechpakete,
- kein Eindringen von Kühlflüssigkeiten zwischen die einzelnen Bleche,
- hohe Schwingfestigkeit, geringe Geräuscentwicklung sowie
- geringe oder keine elektrisch leitfähige Verbindung zwischen den Blechen.

Um eine reproduzierbare Verbackqualität mit den beschriebenen Eigenschaften zu erhalten, sind die Prozessparameter exakt einzustellen und während des Verfahrens zu überwachen. Die Nachteile des Verfahrens liegen in der langen Prozesszeit sowie in der Komplexität des Prozesses und den damit verbundenen vergleichsweise hohen Kosten. Da der Backlack der Gruppe der EC-3 Beschichtungen zugeordnet ist, können die Bleche außerdem nicht spannungsarm gegläht werden.

3.4.4 Kleben

Beim gegenwärtig am Markt etablierten Serienklebverfahren von Elektroblechpaketen werden die einzelnen Bleche mit Cyanacrylat Klebstoff verklebt [62]. Durch einen Prozessschritt werden punktuell die Sekundenklebertropfen im Rahmen des Folgeschnitt-Stanzverfahrens auf die Oberfläche des Elektroblechs aufgebracht. Da die Klebtropfen nur die mechanische Verbindung gewährleisten, sind die Bleche zwecks elektrischer Isolation mit einer Standard-Beschichtung versehen. Die Anzahl, Position und Größe der Klebepunkte kann beliebig gewählt werden. Das Stapeln und Verpressen der Bleche erfolgt ähnlich wie beim Stanzpaketierprozess in der Bremse des Stanzwerkzeuges. Ein Vorteil des Verfahrens liegt darin, dass die Bleche durch das Paketierverfahren nicht elektrisch leitfähig verbunden werden und die magnetischen Eigenschaften des Bleches nicht beeinflusst werden. Die mechanische Festigkeit des Blechpakets ist allerdings aufgrund der punktuellen Verbindung und der Festigkeit des Klebers bei einer Temperatur von über 80 °C eingeschränkt. Eine Nachbearbeitung der Blechpakete durch Glühen ist ebenfalls aufgrund der unzureichenden Temperaturfestigkeit des Klebers nicht möglich.

3.5 Isolierung des Blechpaketes

Das Blechpaket wird in einem Folgeprozess im Bereich des Wickelraumes mit einer elektrischen Isolation versehen. Da während des Wickelprozesses der Kupferlackdraht mit einem definierten Drahtzug um den Einzelzahn gewickelt wird und damit beträchtliche Kräfte auf den Kupferlackdraht wirken, ist die Isolationsbeschichtung des Kupferlackdrahtes besonders an den Kanten des Blechpakets zu schützen und elektrisch zu isolieren. Da der Kupferlackdraht außerdem Isolationsfehlstellen aufweist, ist eine Isolation des zu bewickelnden Blechpakets notwendig.

Als Isolationsmaterialien werden Flächenisolationswerkstoffe wie Aramide (Nomex) und Polyimide (Kapton) eingesetzt. Meist wird eine Kombination aus beiden Werkstoffen als Mehrschichtisolationspapier angewendet. Diese Papiere lassen sich falten und der Geometrie des zu isolierenden Blechpaketes entsprechend anpassen.

Oft werden auch Thermoplast-Kunststoffkappen aus beispielweise Polyamid (PA) oder Polyphenylensulfid (PPS) auf die Zähne aufgesetzt. Eine weitere Isolationsvariante von Blechpaketen ist das direkte Umspritzen der Kerne mit einem Thermoplast-Kunststoff.

3.6 Bewickeln des isolierten Blechpaketes und Tränken der Wicklung

Im Rahmen des Wickelprozesses wird der Kupferlackdraht auf das isolierte Blechpaket aufgebracht. Bei der Einzelzahnwicklung eignet sich das Linearwickelverfahren, das Flyerwickelverfahren oder auch das Nadelwickelverfahren. Beim Linearwickelverfahren wird der zu bewickelnde Statorzahn in einer Vorrichtung rotiert und der Kupferlackdraht zugeführt. Beim Flyer- und beim Nadelwickeln ist der Statorzahn statisch fixiert und der Kupferlackdraht wird um den Zahn geführt.

Oft werden die Wicklungen nach dem Wickeln und vor der Montage in einem weiteren Prozess mit einem Harz getränkt. Das Tränkharz fixiert die einzelnen Drähte der Wicklung während des Betriebs, die Reibung der Drähte wird so minimiert und die Lebensdauer der Wicklung verlängert. Außerdem wird durch das Tränkharz die thermische Anbindung der Wicklung an das Kühlsystem verbessert.

Da die Wickel- und Tränkverfahren die Bleche des Statorzahns nicht elektrisch leitfähig verbinden können und folglich keinen Einfluss auf die Wirbelstromverluste haben, soll auf eine genaue Beschreibung der Verfahren verzichtet werden.

3.7 Montage der Blechpakete im Gehäuse

In einem abschließenden Prozess werden die Statorblechpakete meist in ein Stahl- oder Aluminiumgehäuse eingepresst. Es wird zwischen Kalt- und Warmeinpressen unterschieden. Beim Warmeinpressen wird das Gehäuse für den Pressvorgang erhitzt und dadurch geweitet. Die Überdeckung von Statorblechpaketen und Gehäuse ist in diesem Fall geringer als beim Kalteinpressen und führt zu geringeren Einpresskräften und damit zu einer geringeren mechanischen Beanspruchung der Blechpakete.

Bei der Einzelzahnausführung wird der Fügebereich zwischen zwei Zähnen so gestaltet, dass die Einzelzähne ineinander greifen. Die Fügegeometrie erleichtert den Montageprozess und ermöglicht eine Verformung der Statorzähne, wodurch Fertigungstoleranzen von Statorzahn und Gehäuse kompensiert werden.

4 Nachweis der durch den Einfluss der Fertigungsverfahren verursachten Wirbelströme

Die Fertigungsverfahren Stanzen des Elektroblechbandes, Paketieren der Blechpakete und Montage der Blechpakete im Gehäuse können aufgrund ihres Wirkungsprinzips die Isolationsbeschichtung der Einzelbleche überbrücken und elektrisch leitfähige Verbindungen erzeugen. Diese leitfähigen Verbindungen verursachen die Bildung von Wirbelstrombahnen, die zu einer unerwünschten Erzeugung zusätzlicher Wirbelstromverlustleistung führen. In den weiteren Beschreibungen wird zwischen lokalen und globalen Wirbelströmen unterschieden [63]. Unter lokalen Wirbelströmen werden die Strombahnen verstanden, die sich auf ein einzelnes Blech beschränken. Unter globalen Wirbelströmen sollen hingegen solche Wirbelstrombahnen verstanden werden, die sich auf mehrere Bleche des Pakets oder auf das Gehäuse ausbreiten.

4.1 Mögliche Wirbelstrombahnen

Die folgenden Darstellungen zeigen mögliche Wirbelstrombahnen, die durch die Anwendung von Fertigungsverfahren gebildet werden können. Der Verlauf der dargestellten globalen Wirbelstrombahnen ist im Rahmen der nachfolgenden Untersuchungen dieser Arbeit zu bestätigen.

4.1.1 Stanzen der Zielgeometrie aus dem Elektroblechband

Beim Stanzen der Zielgeometrie aus dem Elektroblech können Grate entstehen. Verbinden diese Stanzgrate die einzelnen Bleche an den Kanten elektrisch leitfähig, werden globale Wirbelstrombahnen gebildet. Bild 4.1 zeigt exemplarisch eine Variante einer durch den Grat des Stanzprozesses gebildeten Wirbelstrombahn sowie eine lokale Wirbelstromschleife in einem Blech des Pakets. In der Darstellung (Bild 4.1) wird ein Blechpaket mit fünf Blechen in der Schnittansicht und in der Draufsicht gezeigt.

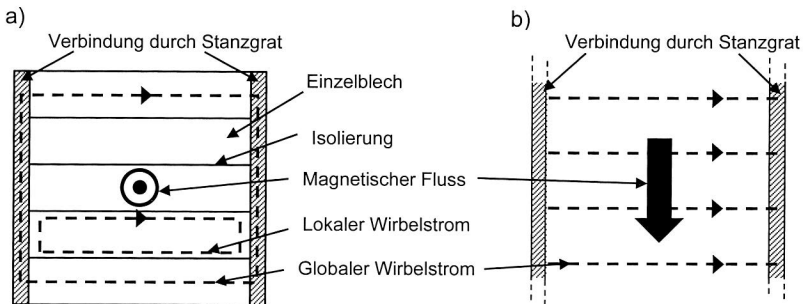


Bild 4.1: Durch den Grat des Stanzprozesses gebildete Wirbelstrombahnen;
a) Schnittansicht, b) Draufsicht

4.1.2 Stanzpaketieren der einzelnen Bleche zu einem Statorzahn

Das Verpressen der Stanznoppen gewährleistet eine mechanische Verbindung der einzelnen Bleche zu einem Paketverbund. Da der Prägeprozess der Noppe nach der Beschichtung der Bleche erfolgt, weisen die seitlichen Flanken der Stanznuppe keine elektrische Isolation auf. Dadurch entstehen in diesem Bereich elektrisch leitfähige Kontaktflächen. Bild 4.2 zeigt eine Variante einer globalen, durch die Stanzpaketierung verursachten Wirbelstrombahn.

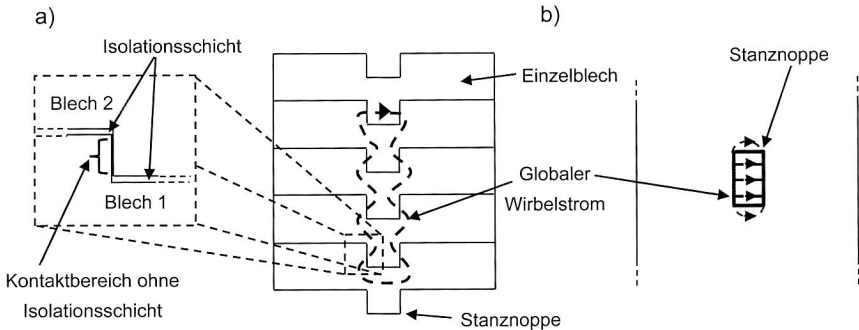


Bild 4.2: Durch die Stanzpaketierung gebildete Wirbelstrombahnen; a) Schnittansicht, b) Draufsicht

4.1.3 Fügen der einzelnen Zähne zu einem Stator

Eine Variante mit vergleichbaren Wirbelstrombahnen wie beim Stanzpaketieren entsteht durch die Fügegeometrie zweier Statorzähne. Werden die Zähne etwas versetzt montiert entstehen durch ein Blech des benachbarten Statorzahns elektrische Verbindungen zwischen zwei Elektroblechen eines Zahns. Bild 4.3 zeigt mögliche Wirbelstrombahnen im Fügebereich zweier benachbarter Statorzähne.

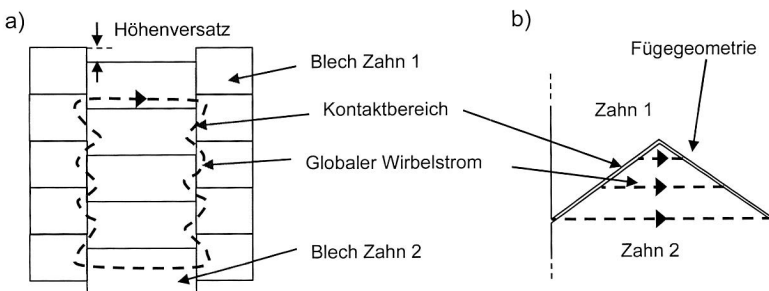


Bild 4.3: Durch den Versatz zweier benachbarter Statorzähne gebildete Wirbelstrombahnen; a) Schnittansicht, b) Draufsicht

4.1.4 Schweißpaketieren der einzelnen Bleche zu einem Statorzahn

Durch die Schweißnaht werden die Bleche mechanisch und elektrisch leitfähig verbunden. Bild 4.4 zeigt beispielhaft mögliche globale Wirbelstrombahnen, die durch zwei Schweißnähte gebildet werden.

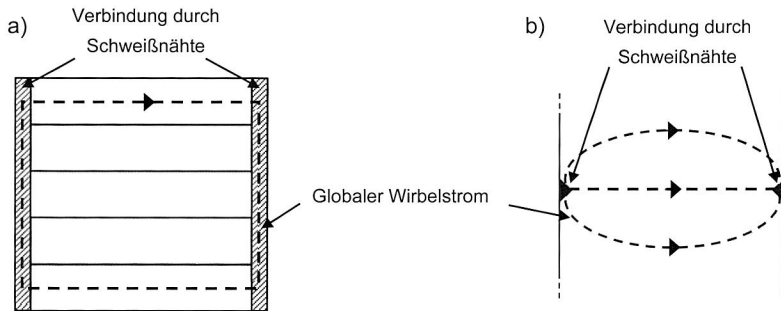


Bild 4.4: Durch zwei Paketierschweißnähte gebildete Wirbelstrombahnen; a) Schnittansicht, b) Draufsicht

4.1.5 Montage der Blechpakete im Gehäuse

Wird ein stanzpaketiertes bzw. geschweißtes Blechpaket in ein Gehäuse aus elektrisch leitfähigem Material wie Stahl eingepresst, werden durch das Gehäuse weitere Wirbelstrombahnen geschlossen, die im gesamten Bereich zwischen Stanznuppe bzw. Schweißnaht und Gehäuse verlaufen. Bild 4.5 zeigt durch die Stanzpaketierung und die Montage eines Gehäuses verursachte Wirbelstrombahnen.

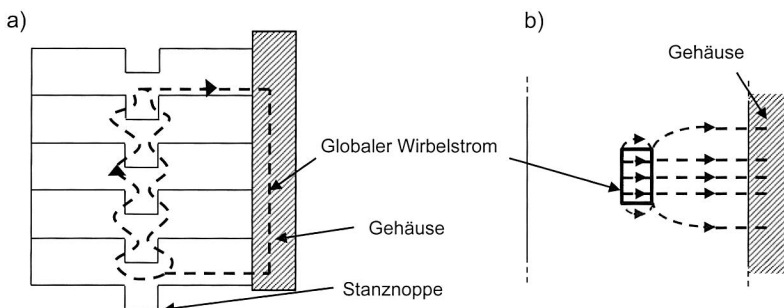


Bild 4.5: Durch die Stanzpaketierung und ein Gehäuse gebildete Wirbelstrombahnen; a) Schnittansicht, b) Draufsicht

Bild 4.6 zeigt mögliche Wirbelstrombahnen eines in einem Gehäuse montierten schweißpaketierten Elektroblechpakets.

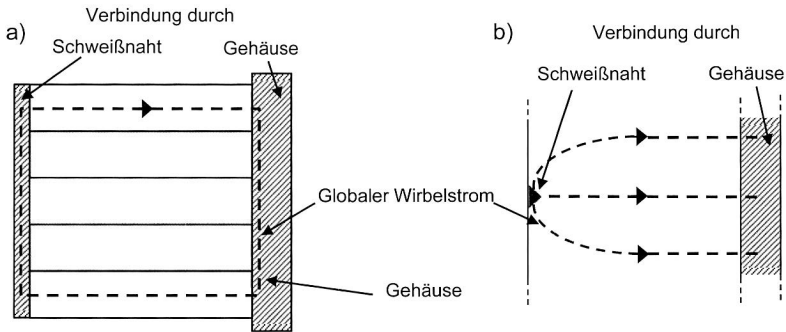


Bild 4.6: Durch eine Schweißnaht und ein Gehäuse gebildete Wirbelstrombahnen; a) Schnittansicht, b) Draufsicht

Im Kontaktbereich zweier benachbarter Statorzähne können sich durch den Versatz der Zähne bei Montage im Gehäuse globale Wirbelstrombahnen wie in Bild 4.7 dargestellt ergeben.

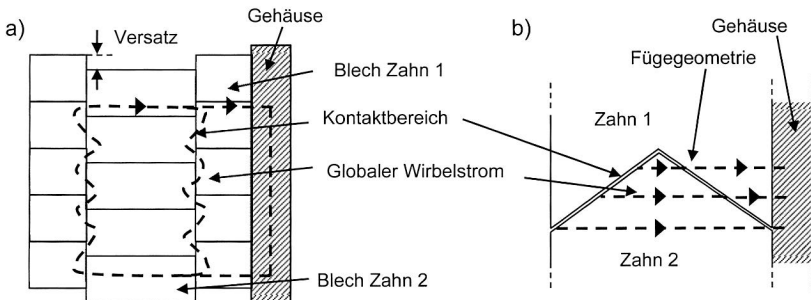


Bild 4.7: Durch den Versatz zweier benachbarter Statorzähne und ein Gehäuse gebildete Wirbelstrombahnen; a) Schnittansicht, b) Draufsicht

Wird ein Elektroblechpaket mit ausgeprägtem Stanzgrat in ein Gehäuse eingepresst, entstehen globale Wirbelstrombahnen, die durch den Stanzgrat und das Gehäuse geschlossen werden. Bild 4.8 zeigt durch Stanzgrate und Gehäuse gebildete Wirbelstrombahnen im Blechpaket.

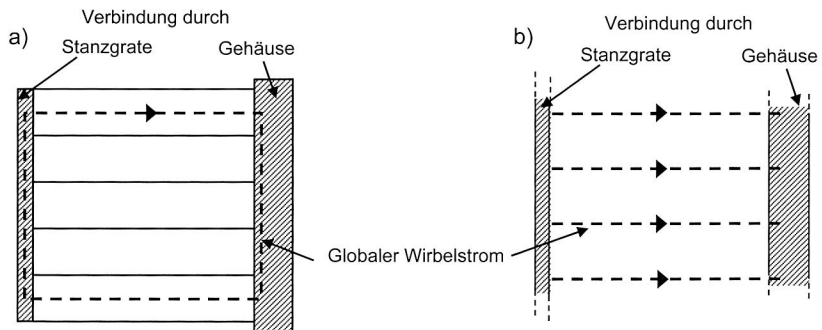


Bild 4.8: Durch Stanzgrate und Gehäuse gebildete Wirbelstrombahnen; a) Schnittansicht, b) Draufsicht

4.2 Erkenntnisstand in Theorie und Praxis

In diesem Kapitel werden die in der einschlägigen Literatur beschriebenen Untersuchungen zu Wirbelstromverlusten, die durch die angewendeten Fertigungsverfahren verursacht werden, vorgestellt.

4.2.1 Stanzen der Zielgeometrie aus dem Elektroblechband

Ein Nachweis der zusätzlichen Wirbelstromverluste, die durch die elektrische Verbindung der Bleche durch Grate des Stanzprozesses verursacht werden, ist Gegenstand mehrerer Veröffentlichungen. Über diese Publikationen wird im Folgenden überblicksartig berichtet.

In der Publikation von Müller, Vogt, Ponick [8] werden analytische Ansätze zur Berechnung der Wirbelstromverluste, die durch unvollständige Blechisolierung und durch Stanzgrate verursacht werden, vorgestellt. Es wird dabei ein Berechnungsmodell der Verluste nach Gleichung 2-22 angewendet. Dazu werden die Stanzgrate als ein abgeschlossenes Volumen betrachtet, das der Geometrie eines langen dünnen Bleches entspricht. Anschließend werden die lokalen Verluste in dem Stanzgratvolumen bestimmt. Die Verlustzunahme aufgrund des Stanzgrats und der unvollständigen Blechisolierung wird mit 5 % bis 30 % angegeben. Globale Wirbelstrombahnen, die innerhalb des gesamten Bauteils durch Stanzgrate geschlossen werden, bleiben in diesen Ansätzen unberücksichtigt.

In der Dissertation von Schoppa [16] werden Versuche mit beschichteten und unbeschichteten Blechen beschrieben. Diese Bleche wurden zu Paketen gestapelt wobei die Bleche jeweils entgratet und unbehandelt verwendet wurden. Die Ergebnisse der Messung der spezifischen Eisenverluste der Pakete unter Druckbelastung zeigten bei den beschichteten Blechen fast keine Erhöhung. Bei den unbeschichteten Mustern war hingegen durch Entgraten der Blechkanten eine merkliche Verringerung der Verluste zu

beobachten. Eine qualitative Beschreibung der Wirbelstrombahnen sowie analytische Berechnungsmodelle werden in der Veröffentlichung nicht angeboten.

In den Veröffentlichungen von Mazurek [64] [65] wird der Stanzgrateinfluss durch Aufbau eines Messmusters mit einer elektrisch leitfähigen Folie simuliert. Als Messmustergeometrie wurde ein Blechschnitt eines Transformators verwendet. Die Folien wurden beidseitig auf die Blechpaketflanken des Paketes gepresst. Die elektrische Verbindung durch die Folie soll dabei eine „Worst Case“-Verbindung durch Stanzgrate darstellen. Die Messung der spezifischen Verlustleistung ergab eine Erhöhung der Verluste um bis zu 100 %. In den Veröffentlichungen wird neben den Messergebnissen ein Berechnungsmodell zur Bestimmung der Wirbelstromverluste vorgeschlagen. Basierend auf Gleichung 2-22 wird jeweils die Wirbelstromverlustleistung im Volumen der Bleche und im Volumen der Stanzgrate, in diesem Fall das Volumen der Folien, unabhängig voneinander berechnet. So werden durch den Ansatz die Bleche als ein massives Volumen betrachtet. Gemäß der Herleitung von Gleichung 2-22 wird mit diesem Ansatz zwangsläufig eine Verbindung der Bleche an den Kanten ohne elektrischen Widerstand der Folie angenommen. Die kantenverbindenden Folien werden ebenfalls getrennt als abgeschlossenes Volumen betrachtet und die Verlustleistung wieder nach Gleichung 2-22 berechnet. Die Summe von Verlusten in Folien und Blechen wird dann als Gesamtverlustleistung dargestellt. Eine elektrische Wechselwirkung zwischen den Folien und den Blechen wird in diesem Ansatz folglich nicht berücksichtigt. Als Ergebnis dieses Ansatzes wird der Verlustanteil der Stanzgratbereiche (Folien) an den Gesamtwirbelstromverlusten als vernachlässigbar dargestellt.

Eine weitere künstliche Verbindung der Elektrobleche zur Stanzgratsimulation wird in den Publikationen von Moses [66] [67] beschrieben. Es wurden zur elektrischen Verbindung der Bleche Stahlstifte in den Eisenkern eines Leistungstransformators eingeführt. In den Bereichen der elektrischen Verbindungen wurden zusätzlich Temperatursensoren platziert. Durch die Temperaturerhöhung bei Einführen des Stahlstiftes und die damit verursachten zusätzlichen Verluste durch die elektrisch leitfähige Verbindung der Bleche wird auf die Verlusterhöhung rückgeschlossen. Als Ergebnis der Untersuchung wird von einer Verlusterhöhung von bis zu 100 % berichtet.

Die Veröffentlichung von Braun [68] befasst sich mit der Messung der Verluste aufgrund des Einflusses des Stanzgrats. Es wurden dazu Blechpakete eines Standard-Elektromotoren-Blechschnitts verwendet. Die Pakete wurden mit gestanzten Blechen mit und ohne Stanzgrat aufgebaut. Der Stanzgrat wurde durch die Verwendung eines stumpfen Werkzeuges erzeugt. Im Gegensatz dazu wurden gratfreie Bleche durch ein geschliffenes und damit neuwertiges Werkzeug dargestellt. Die Messung ergab eine Verlusterhöhung der Pakete mit Stanzgraten im Vergleich zu Paketen ohne Stanzgrate um bis zu 50 %. Es wird allerdings in der Veröffentlichung darauf hingewiesen, dass die Stanzgrate deutlich stärker ausgeprägt waren, als es in einer Serienanfertigungsanwendung üblich ist.

Zusammenfassend ist festzustellen, dass die Publikationen keine einheitliche Beschreibung des Einflusses der Stanzgrate auf die Wirbelstromverlustleistung liefern. Außerdem wird der qualitative Verlauf der Wirbelströme im Blechpaket nicht dargestellt und kein umfassend validiertes analytisches Berechnungsmodell angeboten.

4.2.2 Paketieren der einzelnen Bleche zu einem Statorzahn

Der Einfluss der Paketierv Verfahren auf die Wirbelstromverluste ist Bestandteil der folgenden Veröffentlichungen.

In der Dissertation von Schoppa [16] wurden Vergleichsmessungen mit verschiedenartig gefertigten Statorn durchgeführt. Es kamen dabei die Paketierv Verfahren Schweißen, Nieten, Kleben und Stanzpaketieren zum Einsatz. Es zeigte sich erwartungsgemäß, dass der geklebte Stator die geringsten Verluste aufweist. Die höchsten Verluste waren bei dem stanzpaketierten und bei dem genieteten Stator festzustellen. Der geschweißte Stator zeigte nur leicht höhere Verlustwerte im Vergleich zu dem geklebten Kern. Im Rahmen der Untersuchungen wird keine Trennung der zusätzlichen Verluste in einen fertigungsbedingten, durch Gefügeänderungen im Blech verursachten Hystereseverlustanteil und in einen fertigungsbedingten, durch globale Wirbelstrombahnen verursachten Wirbelstromverlustanteil vorgenommen. Auch wird die mechanische Eigenschaft des Paketierv Verfahrens nicht bewertet, was einen direkten Vergleich der Verfahren nur eingeschränkt erlaubt.

Nakayama und Kojina [69] beschäftigen sich mit der Messung der Eisenverluste von stanzpaketierten Ringkernproben. Durch einen einfachen mathematischen Ansatz wurden die gemessenen Verluste in durch die Blechverbindungen verursachte Wirbelstromverluste und durch Gefügeänderungen des Stanzprozesses verursachte Hystereseverluste aufgeteilt. In den Bereichen der Stanznoppen wird eine signifikante Erhöhung der Wirbelstromverluste bestätigt. Die Wirbelstromverluste bilden in diesen Bereichen einen deutlich höheren Anteil an der Verlustzunahme im Vergleich zu den durch den Stanzprozess verursachten Hystereseverlusten.

Braun [70] beschreibt vergleichende Messungen von Mustermotoren, die mit verschiedenen Paketierv Verfahren aufgebaut wurden. Es wurden dafür die Paketierv Verfahren Schweißen, Nieten, Klammern, Stanzpaketieren und Kleben angewendet. Die Bestimmung der Verluste erfolgte vergleichend über die Temperaturmessung an drei Positionen des Elektromotors. Der Mittelwert der drei gemessenen Temperaturen bei jeweils gleichen Betriebspunkten des Elektromotors wurde ausgewertet. Als Referenz wurde der geklebte Stator ausgewählt. Es ergab sich für den geklammerten und geschweißten Stator eine Verlusterrhöhung von 4 %, für den genieteten Stator von 6 % und für den stanzpaketierten Stator von 14 %. Die mechanischen Eigenschaften der angewendeten Paketierv Verfahren werden nicht bewertet, was einen direkten Vergleich der Verluste allerdings wieder nur eingeschränkt erlaubt.

Sämtliche Veröffentlichungen bestätigen den Einfluss der Paketierv Verfahren auf die Wirbelstromverluste von Blechpaketen. Besonders das Stanzpaketieren weist eine sig-

nifikante Verlusterhöhung auf. Allerdings sind die Position und vor allem die Anzahl der Stanznoppen im Blechpaket von entscheidender Bedeutung. Da bei einem Stator in Einzelzahn-Ausführung jeder Zahn mit Stanznoppen zu versehen ist, wird nachfolgend besonderes Augenmerk auf die Stanzpaketierung zu richten sein. Eine qualitative Beschreibung der Wirbelströme sowie ein Entwurf von Berechnungsmodelle sind nicht Gegenstand der hier erwähnten Publikationen.

4.2.3 Fügen der einzelnen Zähne zu einem Stator

Bislang wird in der Fachliteratur nicht von zusätzlichen Wirbelstromverlusten berichtet, die durch den Versatz und die dadurch entstehenden elektrischen Kontaktbereiche zwischen zwei benachbarten Statorzähnen verursacht sind.

4.2.4 Montage der Blechpakete im Gehäuse

Der Einfluss des Montageprozesses auf die Eisenverluste wird nur in wenigen Veröffentlichungen behandelt.

In der Dissertation von Schoppa [16] werden Messungen mit Standard-Elektromotoren vorgestellt. Es wurden für die Messungen stanzpaketierte Pakete ohne Gehäuse und stanzpaktierte Pakete, die in ein Aluminium-Gehäuse gepresst wurden, verwendet. Die vergleichende Messung ergab für die Blechpakete, die in das Gehäuse gepresst wurden, eine Verlusterhöhung von etwa 2,5 %. In der Veröffentlichung wird außerdem nachgewiesen, dass Druckbelastungen im Elektroblechwerkstoff zu einer Erhöhung der Eisenverluste führen. Aus diesem Grund ist nicht belegt, zu welchem Teil die Verlusterhöhung auf die Druckbelastung des Blechpakets durch den Einpressvorgang und zu welchem Teil die Verlusterhöhung auf zusätzliche Wirbelstromverluste zurückzuführen ist. Auch wird die Anzahl der Stanznoppen im Vollschnitt nicht angegeben.

Eine Veröffentlichung von Wilczynski [71] beschreibt vergleichende Messungen von geklammerten Blechpaketen in Vollschnitt-Ausführung, die jeweils mit und ohne Gehäuse durchgeführt wurden. Die Blechpakete wurden dafür in ein Aluminium-Gehäuse eingepresst. Die Messung ergab eine Erhöhung der spezifischen Eisenverluste von bis zu 12 %. Es wird davon ausgegangen, dass es sich bei den zusätzlichen Verlusten ausschließlich um Hystereseverluste aufgrund der mechanischen Spannungen im Elektroblech handelt.

Die Veröffentlichungen bestätigen eine Erhöhung der Eisenverluste durch den Montageprozess. Allerdings wird davon ausgegangen, dass die Erhöhung vor allem durch die zusätzlichen Hystereseverluste aufgrund mechanischer Spannungen im Elektroblechwerkstoff verursacht ist. Über einen Einfluss des Montageprozesses auf die Wirbelstromverluste wird in der Fachliteratur nicht berichtet.

4.3 Nachweis und geometrische Erfassung der Wirbelstrombahnen

In diesem Kapitel werden Untersuchungen beschrieben, welche die elektrisch leitfähigen Verbindungen der Bleche durch die Anwendung der Fertigungsverfahren nachweisen. Es wurden dazu Methoden wie die Lichtmikroskopie und die Thermografie angewendet. Außerdem wurden die geometrischen und elektrischen Größen der Verbindungen so genau wie möglich erfasst. Die Erfassung der charakteristischen Größen der elektrisch leitfähigen Verbindungen bildete die Grundlage für nachfolgende elektromagnetische Simulationen sowie für die Entwicklung eines analytischen Berechnungsmodells und die Plausibilisierung von Messergebnissen.

4.3.1 Stanzen der Zielgeometrie aus dem Elektroblechband

Die Gratbildung ist ein unerwünschter Effekt des Stanzprozesses und die Höhe des Stanzgrats ist ein Bewertungskriterium für die Fertigungsqualität der Stanzteile und den Verschleißzustand des Werkzeugs [52]. Die Stanzgrathöhe ist neben dem Werkzeugverschleiß vor allem vom eingesetzten Elektroblechwerkstoff abhängig [53]. Bild 4.9 zeigt den Zusammenhang zwischen Grathöhe und Schnittzahl i bei verschiedenen Werkzeug- und Elektroblechwerkstoffen.

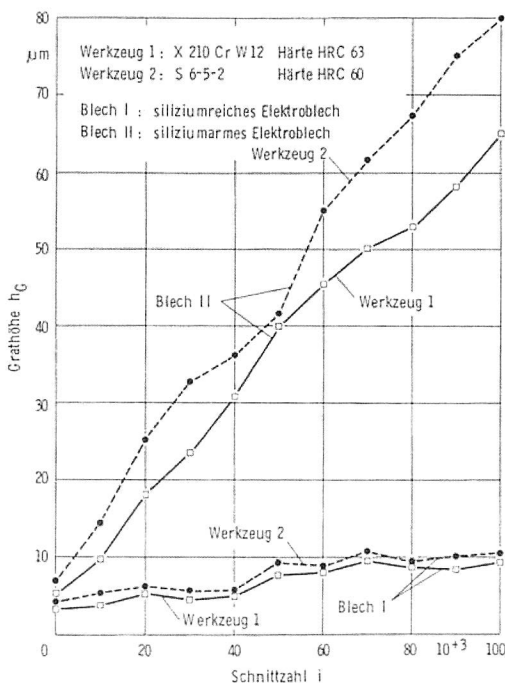


Bild 4.9: Zusammenhang zwischen Grathöhe und Schnittzahl bei verschiedenen Werkzeug- und Elektroblechwerkstoffen [52]

Ein Nachweis und eine umfassende geometrische Analyse der elektrischen Verbindungen durch den Stanzgrat bei Elektroblechen für die Hybridanwendung werden in der Fachliteratur nicht angeboten und wurden deswegen im Rahmen der folgenden beschriebenen Untersuchungen durchgeführt.

Als Nachweismethode der elektrisch leitfähigen Verbindung durch Stanzgrate wurde ein Aufbau mit einem thermografischen Verfahren angewendet. Durch Anlegen einer elektrischen Spannung an Ober- und Unterseite des zu untersuchenden Blechpakets wird sich bei elektrisch leitfähiger Verbindung über den Stanzgrat ein Strom einstellen, der aufgrund des elektrischen Widerstands des Pfades zu einer Erwärmung der leitfähigen Bereiche führen wird. Diese Erwärmung lässt sich mit einer Thermokamera detektieren und visualisieren. Der zu untersuchende Bereich wurde schwarz lackiert, um Reflexionen auszuschließen. Bild 4.10 zeigt die Aufnahme einer Wärmebildkamera eines Serienbauteils. Deutlich sichtbar sind die Stromzuführungspins sowie die Verbindung der Bleche durch den Stanzgrat.

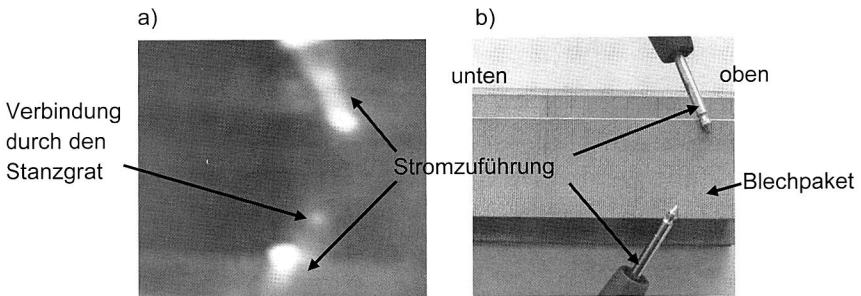


Bild 4.10: Blechpaket mit elektrischer Verbindung durch einen Stanzgrat; a) Wärmebildaufnahme, b) unpräpariertes Blechpaket

Die auf diese Weise identifizierte elektrische Verbindung der Bleche wurde anschließend mit einem Lichtmikroskop genauer untersucht. Bild 4.11 zeigt die Lichtmikroskop-Aufnahme der Oberfläche der Stanzgratverbindung sowie die Schliffbildansicht. In der Oberflächendarstellung ist zu sehen, dass die Verbindung nur punktuell stattfindet und der größte Kantenanteil des Bauteils deutlich niedrigere Grate aufweist. Bild 4.12 zeigt im Gegensatz dazu ein Schliffbild eines ausgeprägten Stanzgrats, der nicht zu einer elektrischen Verbindung der Bleche führt.

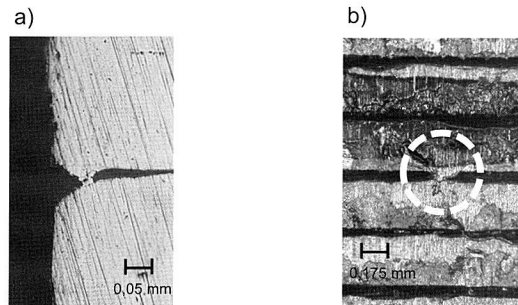


Bild 4.11: Stanzgratverbindung; a) Schliffbild, b) Oberflächenansicht mit Markierung

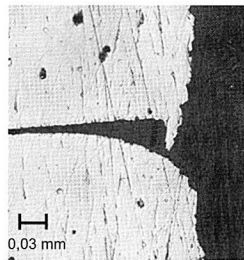


Bild 4.12: Schliffbild eines ausgeprägten, nicht zu einer Verbindung der Bleche führenden Stanzgrates

Nach dem Nachweis der elektrischen Verbindung durch den Stanzgrat wurden mögliche Einflussgrößen der Gratbildung bei Elektroblechen untersucht. Die folgenden Faktoren, die Einfluss auf die Stanzgratbildung haben, wurden genauer betrachtet, wobei für die Untersuchung der Stanzgratbildung Versuchsbleche mit den Maßen 30 mm x 30 mm unter Berücksichtigung der Einflussgrößen gefertigt wurden:

- **Verschleiß des Stanzwerkzeuges:** Im Laufe der Lebensdauer eines Stanzwerkzeuges verschleßen die Matrize und der Stempel des Werkzeugs. Die Schnittkanten werden dabei stumpf und nehmen eine zunehmend rundere Form an [49]. Die Matrize und der Stempel des Stanzwerkzeuges werden deswegen meist bei einer festgelegten Grathöhe nachgeschliffen. Der Verschleiß kann vereinfachend als eine Vergrößerung des Schneidspaltes dargestellt werden [72]. Zur Untersuchung des Verschleißes hinsichtlich Stanzgratbildung wurden Versuchsbleche hergestellt. Für die Versuchsbleche wurden zur Simulation des Verschleißes Bleche mit verschiedenen Schneidspalten des Stanzwerkzeuges gefertigt. Für ein neuwertiges Werkzeug ohne Verschleiß wurde der Schneidspalt auf 6 % der Blechdicke eingestellt, für einen signifikanten Werkzeugverschleiß wurde ein Schneidspalt von 14 % angewendet und

schließlich für einen sehr starken Verschleiß wurde das Stanzwerkzeug so gefertigt, dass sich ein Schneidspalt von 23 % ergibt.

- *Festigkeit des Elektroblechbandes:* Für die Untersuchungen wurden zwei Blechsor-ten mit unterschiedlichen mechanischen Festigkeiten verwendet. Dies war zum ei-nen ein Standard-Blech des Typs M 330-35 A sowie eine Variante der Blechsor-te mit hochfesten Eigenschaften.
- *Lackbeschichtung:* Da die Blechbeschichtungen eine schmierende Wirkung für den Stanzprozess haben, wurde der Einfluss der Beschichtungstypen auf die Stanzgrat-bildung untersucht. Bei der Fertigung der Versuchsbleche wurden dafür Bleche mit einer EC-3-Backlackbeschichtung sowie mit einer EC-6-Beschichtung verwendet. Als Blechmaterial wurde die Sorte M330-35 A eingesetzt.
- *Radien der Blechgeometrie:* Ein weiterer Einfluss auf den Stanzgrat hat die geomet-rische Gestaltung des Blechschnittes selbst. Die Abhängigkeit des Stanzgrats vom Radius der Blechgeometrie soll deswegen ermittelt werden. Dazu wurden im Stanz-werkzeug der rechteckigen Versuchsmustergeometrie mehrere Radien dargestellt. An den vier Ecken wurden jeweils ein Radius von 0,1 mm, 0,2 mm, 0,5 mm sowie 1 mm durch Gestaltung des Stanzwerkzeuges umgesetzt.

Zur Bewertung der Stanzgrate wurden die Außenradien des ausgestanzten Teils sowie die Innenradien des Gegenstücks vermessen. Bild 4.13 zeigt die Versuchsblechgeo-metrie mit den vier verschiedenen Radien.

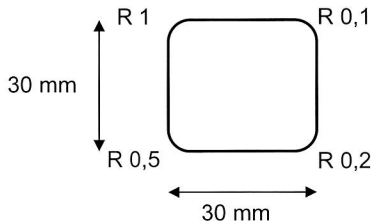


Bild 4.13: Versuchsblechgeometrie mit vier verschiedenen Radien

Für die Kfz-Anwendung wird vor allem Elektroblech mit Dicken von 0,30 mm und 0,35 mm eingesetzt. Diese Blechdicken stehen am unteren Ende der am Markt etablier-ten Blechdicken und gewährleisten die geringsten Wirbelstromverluste. Eine weitere Reduzierung der Blechdicke würde die Wirbelstromverluste zwar weiter reduzieren, je-doch steigen die Kosten der Blechpaketherstellung mit dünneren Blechen überproporti-onal an. Die höheren Kosten sind auf die längeren Walzprozesse und auf die steigende Anzahl an Stanzhuben für die Herstellung der gleichen Blechpakethöhe zurückzuführen. Bei dünneren Blechen sinkt außerdem der Elektroblechfüllfaktor, da der Anteil an Isolationsmaterial bei steigender Anzahl an Blechen ebenfalls zunimmt. Für die Unter-suchungen der Stanzgratbildung wurde deswegen eine Blechdicke der Versuchsmuster von 0,35 mm gewählt.

Bild 4.14 zeigt die Übersicht der gefertigten Versuchsbleche.

Versuchsbleche, Dicke 0,35 mm 30 mm x 30 mm mit Radien 0,1 mm, 0,2 mm, 0,5 mm, 1 mm								
Schneidspalt 0,02 mm / 6 % (neues Werkzeug)			Schneidspalt 0,05 mm / 14 % (Werkzeugverschleiß)			Schneidspalt 0,08 mm / 23 % (sehr starker Verschleiß)		
M330-35 A mit Backlackbeschichtung	M330-35 A mit EC-6 Beschichtung	Hochfestes Blech mit Backlackbeschichtung	M330-35 A mit Backlackbeschichtung	M330-35 A mit EC-6 Beschichtung	Hochfestes Blech mit Backlackbeschichtung	M330-35 A mit Backlackbeschichtung	M330-35 A mit EC-6 Beschichtung	Hochfestes Blech mit Backlackbeschichtung

Bild 4.14: Übersicht der gefertigten Versuchsbleche

Es wurden für die Auswertung jeweils an drei Versuchsblechen die vier Kanten über eine Länge von 10 mm vermessen. Die Stanzgrathöhe und Einzugstiefe der Versuchsmuster wurde dabei durch ein mikroskopisches 3D Profilmessverfahren erfasst.

Folgende Untersuchungsergebnisse wurden ermittelt: Bei der Bewertung der Versuchsbleche, die mit einem Schneidspalt von 0,02 mm (entspricht 6 % der Blechdicke) gefertigt wurden, lagen die gemessenen Grathöhen im Bereich der Messgenauigkeit von 1,5 µm. Dies gilt für die mit Backlack beschichteten Bleche, für die hochfesten Bleche sowie für die EC-6-beschichteten Versuchsbleche. Bei einem neuen oder nachgearbeiteten Stanzwerkzeug ist folglich nicht mit einer signifikanten Gratbildung zu rechnen.

Bei einem Schneidspalt von 0,05 mm (entspricht 14 % der Blechdicke) traten deutliche Grate auf. Die mit Backlack beschichteten Muster wiesen dabei mit etwa 27 µm maximaler Grathöhe die größten Werte auf. Die hochfesten Muster sowie die EC-6-beschichteten Bleche zeigten jeweils vergleichbare maximale Grathöhen um die 17 µm.

Bei einem Schneidspalt von 0,08 mm (entspricht 23 % der Blechdicke) steigen die maximalen Grathöhen deutlich an. Die EC-6-beschichteten Bleche zeigen in diesem Fall die mit Abstand höchsten Grate bis 61 µm. Bei den mit Backlack beschichteten Blechen konnten Grate bis 47 µm gemessen werden und die hochfesten Bleche wiesen mit 37 µm die geringsten Grathöhen auf. Bild 4.15 zeigt die maximal gemessenen Grathöhen der verschiedenen Blechsarten bei einem Schneidspalt von 0,05 mm und bei 0,08 mm.

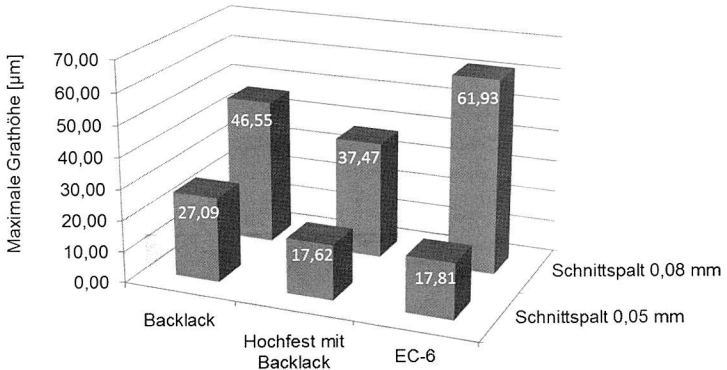


Bild 4.15: Vergleich der maximalen Grathöhen der Blechsorten bei verschiedenen Schneidspalten

Bei den gemittelten Grathöhen zeigt sich beim Vergleich der Blechsorten eine ähnliche Verteilung wie bei den maximalen Grathöhen. Es fällt allerdings auf, dass die mittleren Werte der Grathöhe bei allen vermessenen Mustern weit unter den maximalen Werten liegen.

Bei einem Schneidspalt von 0,05 mm konnten bei den mit Backlack beschichteten Blechen mit 3,32 µm mittlerer Grathöhe die größten Werte gemessen werden. Die hochfesten Bleche sowie die EC-6-beschichteten Muster zeigten auch bei den mittleren Grathöhen vergleichbare Werte um die 2,5 µm.

Bei einem Schneidspalt von 0,08 mm hingegen zeigten die EC-6-beschichteten Bleche mit 10 µm die höchste mittlere Grathöhe und die hochfesten Bleche mit 4 µm die niedrigste mittlere Grathöhe. Die mit Backlack beschichteten Muster liegen mit knapp 7 µm dazwischen.

Der große Unterschied zwischen mittleren und maximalen Werten deutet an, dass sehr hohe Grate nur einen geringen Anteil der Länge einer Stanzkante ausmachen. Der überwiegende Anteil der Strecke einer Stanzkante zeigt auch bei einem sehr großen Schneidspalt nur niedrige Grathöhen. Bild 4.16 zeigt die mittleren Grathöhen der verschiedenen Blechsorten bei einem Schneidspalt von 0,05 mm und bei 0,08 mm.

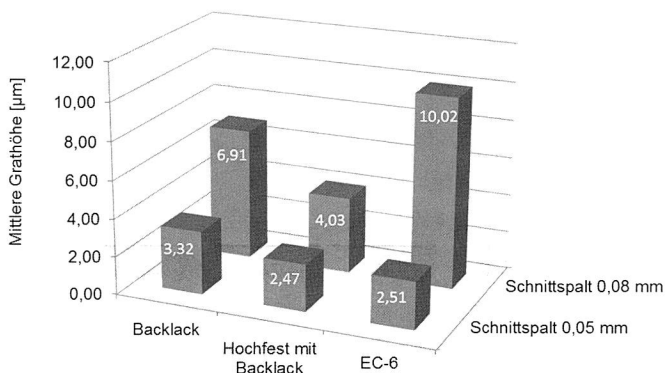


Bild 4.16: Vergleich der mittleren Grathöhen der Blechsorten bei verschiedenen Schneidspalten

Der Gratverlauf bei 10 mm Kantenlänge eines der mit Backlack beschichteten Versuchsbleche bei einem Schneidspalt von 0,08 mm ist in Bild 4.17 exemplarisch für die Gratverteilung dargestellt. Deutlich sind die einzelnen hohen, zufällig verteilten Gratspitzen und die überwiegend niedrigen Grathöhen der gesamten Strecke der vermessenen Stanzkante zu erkennen.

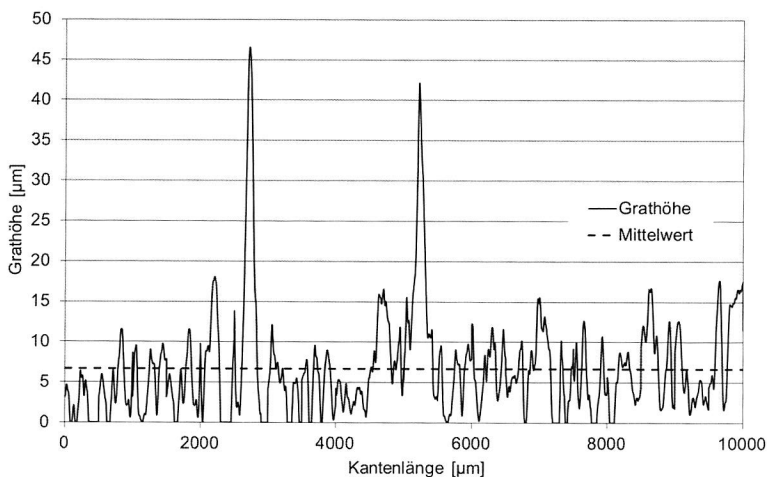


Bild 4.17: Gratverteilung der Stanzkante des backlackbeschichteten Standardblechs bei einem Schneidspalt von 0,08 mm

Eine Bewertung, ob die Grate einer Blechunterkante ausreichend hoch sind, um die Oberfläche des Einzugsbereichs der Blechoberkante des benachbarten Bleches zu kontaktieren, kann erst nach Vermessung der Einzugsbereiche erfolgen. Für eine Bewertung einer möglichen Kontaktierung zweier benachbarter Bleche ist der maximale Grat mit der minimalen Einzugstiefe zu vergleichen (Bild 4.18). Ist der maximale Grat größer als die Summe aus minimaler Einzugstiefe und der Dicke der Isolationsbeschichtung, ist eine elektrische Kontaktierung zumindest möglich.

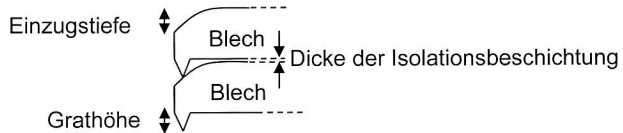


Bild 4.18: Grathöhe und Einzugstiefe bei Elektroblechen eines Pakets

Für die Bewertung wurde die Tiefe der Einzugsbereiche der verschiedenen Blechsorten bei einem Schneidspace von 0,08 mm vermessen. Bild 4.19 zeigt die minimalen Einzugstiefen sowie die Mittelwerte der Einzugstiefe der drei verschiedenen Blechsorten in Abhängigkeit von dem Abstand zur Stanzkante. Es fällt auf, dass sich bei den drei Blechsorten die Einzugstiefe ähnlich verhält wie die Stanzgrathöhe. Das mit Backlack beschichtete hochfeste Blech hat die geringste Stanzgrathöhe gezeigt und weist auch die geringste Einzugstiefe auf. Bei den EC-6-beschichteten Blechen wurden für die Einzugstiefen wie bei den Stanzgraten die größten Werte gemessen. Die gemessenen Werte der Einzugstiefe der mit Backlack beschichteten Muster liegen wie die Werte der Stanzgrathöhe zwischen denen der hochfesten und denen der EC-6-beschichteten Bleche.

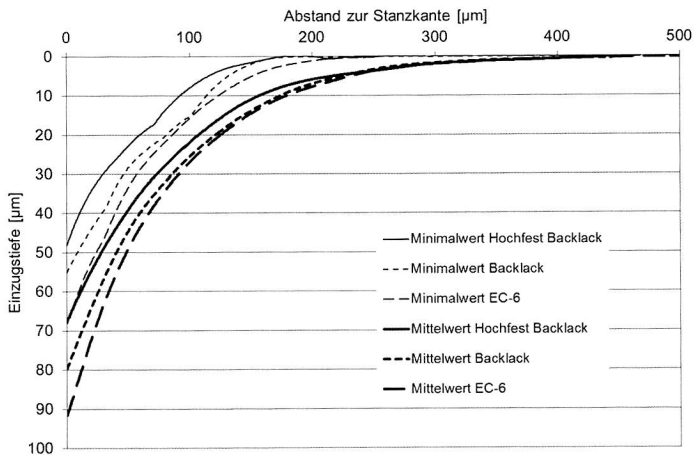


Bild 4.19: Vergleich der mittleren und minimalen Einzugstiefen der verschiedenen Blechsorten bei einem Schneidspace von 0,08 mm

Die Ergebnisse der Messung der Einzugstiefe der verschiedenen Blechsarten zeigen, dass eine große Grathöhe nicht unbedingt eine Kontaktierung zweier benachbarter Bleche zur Folge hat. Da sich die Einzugstiefen ähnlich verhalten wie die Grathöhen, konnte kein Hinweis gefunden werden, der darauf hindeutet, dass eine der untersuchten Blechsarten verstärkt elektrische Verbindungen durch den Stanzgrat verursachen kann.

In Bild 4.20 werden schließlich noch exemplarisch für sämtliche beschichteten Bleche, die Bereiche mittlerer und maximaler Grathöhen sowie die mittleren und minimalen Einzugstiefen der EC-6-beschichteten Bleche in einem Diagramm dargestellt. Es wird deutlich, dass eine Kollision von Graten mittlerer Höhe und Einzügen mittlerer Tiefe auszuschließen ist. Ein maximaler Grat kann hingegen durchaus auch bei mittlerer Einzugstiefe eine Kontaktierung verursachen. Eine elektrische Verbindung der Blechkanten durch den Grat ist also nur bei den maximalen Gratspitzen zu erwarten. Wie bereits beschrieben, machen diese Gratspitzen allerdings nur einen sehr geringen Teil der Strecke der Stanzkante aus.

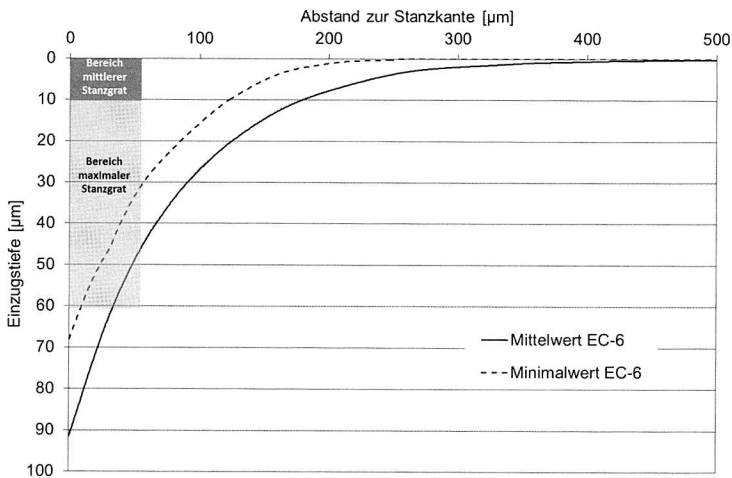


Bild 4.20: Kollisionsbereich von Stanzgrat und Einzug bei den EC-6-beschichteten Blechen bei einem Schneidspalt von 0,08 mm

Bei der Untersuchung der Außen- und Innenradien der Versuchsbleche konnten deutliche Unterschiede in der Gratbildung festgestellt werden. Bei den Außenradien ergaben sich im Vergleich zu den geraden Stanzkantenbereichen der Versuchsmuster deutlich niedrigere Grathöhen. Die Grate werden dabei vom kleinsten Radius von 0,1 mm bis zum größten Radius von 1 mm zunehmend größer, erreichen aber nicht das Niveau der geraden Stanzkantenbereiche. In den Bereichen von Außenradien ist

folglich nicht mit einer elektrischen Verbindung der Bleche durch den Stanzgrat zu rechnen.

Im Gegensatz dazu traten bei den Innenradien deutlich höhere Grate im Vergleich zu den geraden Stanzkantenbereichen der Versuchsmuster auf. Dies gilt für die mittleren und die maximalen Grathöhen gleichermaßen. Die Werte der mittleren und maximalen Grathöhen unterschieden sich allerdings deutlich weniger. Dies lässt darauf schließen, dass sich der Grat in dem Bereich der Innenradien deutlich gleichmäßiger ausbildet. Die Werte der Einzugstiefe im Bereich der Innenradien steigen dabei nicht in dem Maße an wie die der Stanzgrathöhe. Aus diesem Grund ist in den Bereichen enger Innenradien verstärkt mit einer elektrischen Verbindung der Bleche durch den Stanzgrat zu rechnen.

Als Erkenntnisse für die weitere Untersuchungen bleibt folgendes festzuhalten: Ein Nachweis der elektrischen Verbindung durch Stanzgrate wurde erbracht. Allerdings treten diese elektrische Verbindungen bezogen auf die Gesamtlänge der Schnittkante sehr selten auf und eine ganzheitliche Verbindung wie in Bild 4.1 dargestellt konnte nicht bestätigt werden. Eine belastbare geometrische Erfassung der Stanzgrate als Grundlage für die Berechnung eines elektrischen Widerstandes kann aufgrund der Komplexität der Stanzgratgeometrie nicht angeboten werden. Für die weiteren Untersuchungen soll der elektrische Widerstand der Stanzgratverbindungen deswegen messtechnisch erfasst werden. Es ist dazu der Gesamtwiderstand von Paketmustern mit einer großen Anzahl an Blechen nach dem Vierleiterprinzip zu vermessen. Der gemessene Gesamtwiderstand ist dann durch die Anzahl der Bleche zu teilen um den Mittelwert des Widerstands eines definierten Stanzkantenbereichs zu erhalten.

4.3.2 Stanzpaketieren der einzelnen Bleche zu einem Statorzahn

Zum Nachweis der elektrischen Verbindung der Blechpakete durch die Stanzpaketierung wurde ebenfalls das thermografische Verfahren angewendet. Dazu wurden bei stanzpaketierten Statorzähnen eine elektrische Spannung an Ober- und Unterseite des Blechpaketes angelegt. Die durch den Strom in den Kontaktbereichen der Stanzpaketierung generierte Stromwärme wurde durch eine Wärmebildkamera detektiert. Für die Untersuchungen wurden Statorzähne mit einer rechteckigen Stanznuppe mit den Maßen 1,2 mm x 4 mm verwendet. Bild 4.21 zeigt Mikroskopaufnahmen der untersuchten Stanznuppe. In der Detailansicht der Stanznuppe sind die generell unbeschichteten seitlichen Flanken der Stanznuppe zu sehen.

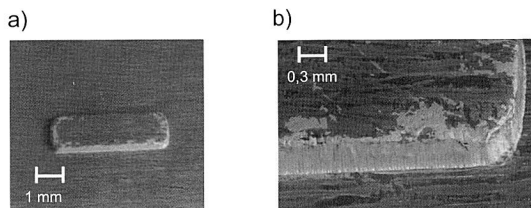


Bild 4.21: Stanznuppe a) Komplettansicht, b) Detailansicht mit Lackfehlstellen

Folgende Untersuchungsergebnisse konnten ermittelt werden: In Bild 4.22 sieht man durch die helle Färbung der Wärmebildaufnahme, dass die Bereiche der Stanznoppen eine höhere Temperatur als ihr Umfeld aufweisen. Damit ist am Statorzahn nachgewiesen, dass der Stromfluss im Blechpaket durch die Kontaktbereiche der Stanznoppen geführt wird.

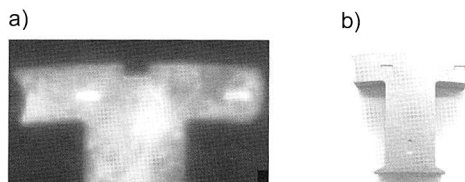


Bild 4.22: Stanzpaketierter Statorzahn; a) Wärmebildaufnahme, b) unpräpariertes Blechpaket

Zur Darstellung des Wärmeverlaufs durch die gesamte Höhe eines Statorzahns wurde dieser zur Fixierung in Epoxidharz vergossen und anschließend auf der Ebene der Stanznoppen getrennt, gereinigt und poliert. Bild 4.23 zeigt die Aufnahme der Wärmebildkamera des präparierten Statorzahns. Deutlich ist eine höhere Temperatur im Bereich der Stanznuppe quer durch die gesamte Höhe des Statorzahns erkennbar. Es fällt allerdings auf, dass die Wärme nicht gleichmäßig entlang der Verbindungen verteilt ist. Dies lässt darauf schließen, dass die elektrischen Verbindungen durch die Stanznoppen unterschiedliche Kontaktwiderstände aufweisen.

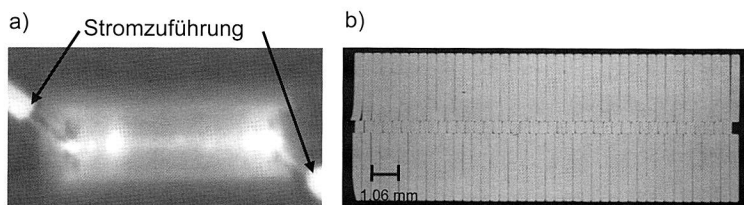


Bild 4.23: Schnittansicht eines stanzpaketierten Statorzahns; a) Wärmebildaufnahme b) Mikroskopaufnahme

Zur weiteren Bewertung der unterschiedlichen Kontaktwiderstände wurden die Bereiche der Stanzmarken mit einem Lichtmikroskop genauer untersucht. Bild 4.24 zeigt die Schliffbildansicht einer Stanzpaketierung, die in der Wärmebildanalyse niedrigere Kontaktwiderstände gezeigt hat, sowie einen auffälligen Bereich mit Spalten. Durch die Spalte ergibt sich ein höherer mittlerer elektrischer Widerstand für die Kontaktstelle. Der mittlere Widerstand der Stanznoppenverbindung kann wie bei der Bestimmung des mittleren Stanzgratwiderstands durch eine Messung nach dem Vierleiterprinzip bei Paketmustern mit einer großen Anzahl an Blechen bestimmt werden.

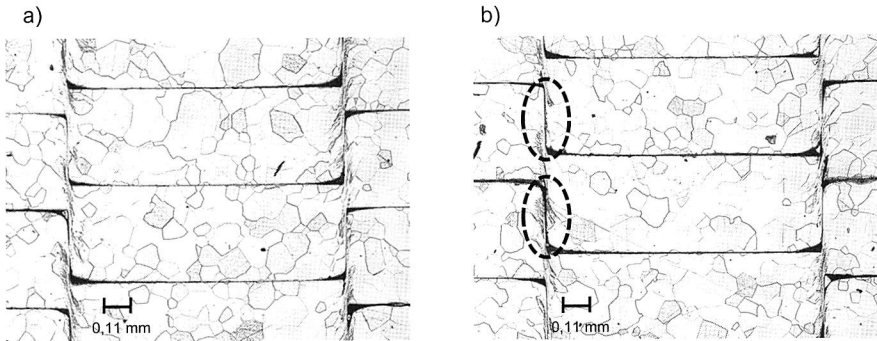


Bild 4.24: Schiffbildansicht eines stanzpaketierte Blechpakets; a) Kontaktbereiche ohne Spalte, b) Kontaktbereiche mit Spalte (Markierungen)

Folgende Erkenntnisse für die weiteren Untersuchungen lassen sich zusammenfassen: Ein Nachweis der elektrischen Verbindung der Bleche durch die Stanzpaketierung wurde erbracht. Die Kontaktbereiche variieren allerdings aufgrund von Fertigungstoleranzen hinsichtlich ihres elektrischen Widerstandes. Für die weiteren Untersuchungen – elektromagnetische Simulation und Entwicklung eines analytischen Berechnungsmodells – soll aber von homogenen Kontaktbereichen und damit von einheitlichen Widerstandswerten ausgegangen werden. Bei der Bewertung der Messergebnisse sind die Erkenntnisse aber entsprechend zu berücksichtigen.

4.3.3 Schweißpaketierung der einzelnen Bleche zu einem Statorzahn

Bei der Schweißpaketierung ist festzustellen, dass der Nachweis einer elektrischen Verbindung nicht notwendig ist, da durch eine Schweißnaht zwangsläufig eine stoffschlüssige Verbindung entsteht. Der elektrische Widerstand der elektrischen Verbindung ergibt sich aus der Geometrie der Schweißnaht. Bild 4.25 zeigt eine Schweißnaht im Blechpaket. In der Querschnitts-Ansicht ist die Geometrie der Schweißnaht zu erkennen. Außerdem ist im unmittelbaren Umfeld der Schweißnaht ein Bereich ohne Lackbeschichtung zu erkennen. Der Lack wurde aufgrund der hohen Temperaturen des Schweißprozesses in diesem Bereich verbrannt.

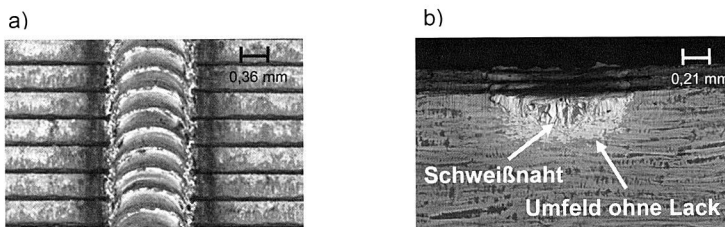


Bild 4.25: Blechpaket mit Schweißnaht; a) Oberflächenansicht, b) Querschnitts-Ansicht

Für die folgende elektromagnetische Simulation und für die Entwicklung eines analytischen Berechnungsmodells soll vereinfachend von einer rechteckigen Querschnittsfläche der Schweißnaht ausgegangen werden. Für die Messungen mit Elektromotor-Statoren soll der elektrische Widerstand der Schweißnaht messtechnisch bestimmt werden.

4.3.4 Fügen der einzelnen Zähne zu einem Stator

Zur Bewertung der Kontaktstellen im Fügebereich zwischen zwei Statorzähnen wurde ein Stator zur Fixierung in Epoxidharz vergossen. Anschließend wurde ein Teilsegment aus dem Stator herausgetrennt und der zu untersuchende Bereich für die folgende Lichtmikroskopie poliert. Bild 4.26 zeigt zum einen die Definition der Schnittansicht (a) und das entsprechende Schliffbild (b).

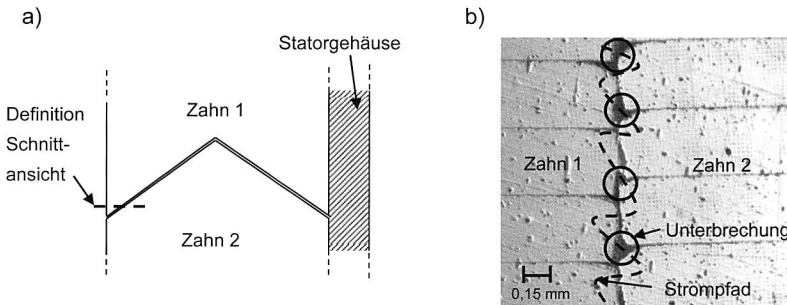


Bild 4.26: Versatz zwischen zwei Statorzähnen; a) Draufsicht, Definition Schnittansicht, b) Schnittansicht mit Unterbrechungen des Strompfades

Deutlich ist der Versatz zwischen den Blechen des Zahns 1 und des Zahns 2 zu sehen. Eine durchgängige elektrische Verbindung kann jedoch nicht festgestellt werden. Für die untersuchten Bereiche tritt aufgrund der ungleichmäßigen Gestalt der Schnittkante keine elektrische Verbindung von zwei Blechen eines Zahns durch ein versetztes Blech des zweiten Zahns auf. Eine durchgängige elektrische Verbindung wird auch durch die Dickentoleranz von Elektroblech und Beschichtung verhindert, da sich der Versatz aufgrund der Toleranzen ungleichmäßig über die Blechpakethöhe fortsetzt. Abschließend wurde eine Widerstandsmessung über die gesamte Blechpakethöhe durchgeführt. Dazu wurden die obersten Bleche des Zahns 1 und die untersten Blech des Zahns 2 mit den Messanschlüssen elektrisch verbunden. Anschließend wurde der Höhenversatz zwischen den Blechpaketen in Schritten von 0,05 mm variiert. Es wurde dazu jeweils zwei Blechpakete in einer Vorrichtung montiert und die Höhenposition eines Zahnes mit Hilfe einer Fühlerlehre eingestellt. Es konnte für sämtliche Einstellungen des Höhenversatzes keine elektrische Verbindung über die gesamte Blechpakethöhe nachgewiesen werden.

Ein Nachweis einer durchgängigen elektrischen Verbindung der Blechpaketkanten durch den Höhenversatz von Statorzähnen konnte nicht erbracht werden. Auf eine weitere Betrachtung des Höhenversatzes soll deswegen für die elektromagnetische Simulation und die analytischen Berechnung verzichtet werden. Im Rahmen der nachfolgenden Messungen mit einem Hybrid-Elektromotor soll der Höhenversatz aber ebenfalls untersucht werden, um den Einfluss möglicher partieller elektrischer Verbindungen zu quantifizieren.

4.3.5 Montage der Blechpakete im Gehäuse

Aus dem in Epoxidharz vergossenen Stator wurde zur Untersuchung der Kontaktstellen der einzelnen Bleche des Paketes und des Gehäuses ein weiteres Teilsegment aus dem Stator herausgetrennt und für die Lichtmikroskopie präpariert. Bild 4.27 zeigt die Lichtmikroskopaufnahme des Kontaktbereiches zwischen Blechpaket und Gehäuse. Es zeigt sich, dass aufgrund des durch Fertigungstoleranzen bedingten Stapelfehlers sowie aufgrund der durch den Stanzprozess verursachten rauen Oberfläche der Bruchzone die Stirnseiten einiger Bleche nicht ganzflächig am Gehäuse anliegen.

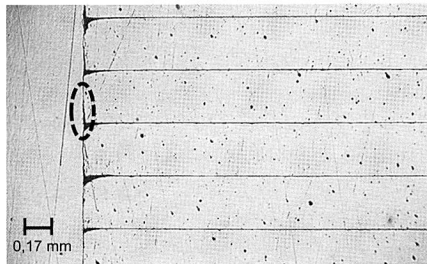


Bild 4.27: Schnittansicht eines in ein Gehäuse eingepressten Blechpakets

Für die weiteren Untersuchungen soll vereinfachend von einer ganzflächigen elektrischen Kontaktierung der einzelnen Bleche eines Paketes durch das Gehäuse ausgegangen werden. Bei der Bewertung der Messergebnisse sind die Erkenntnisse aber wieder entsprechend zu berücksichtigen.

5 Grundlagenuntersuchungen zu elektrisch leitfähig verbundenen Blechpaketkanten

Die gemeinsame Wirkung der Fertigungsverfahren zeigt sich durch die elektrisch leitfähige Verbindung der Blechpaketkanten. Dies gilt für die Wirkung der Stanzgrate, der Schweißpaketierung und der Montage in ein Gehäuse. Als Variante gilt dies auch für die Stanzpaketierung. In diesem Fall werden nicht die äußeren Kanten des Blechpakets elektrisch leitfähig verbunden, sondern die Kanten der Stanznöpfe innerhalb des Blechpakets. [73]

Im Rahmen der im Folgenden beschriebenen Grundlagenuntersuchung wurde die generelle qualitative und quantitative Auswirkung von elektrisch leitfähig verbundenen Blechpaketkanten auf die Wirbelstromverläufe und auf die Wirbelstromverlustleistung erfasst. Erst in nachfolgend durchgeführten Untersuchungen wurden die komplexeren Wirkungen der Fertigungsverfahren betrachtet. Die folgenden Untersuchungsschritte wurden im Rahmen der Grundlagenuntersuchung durchgeführt:

- Simulation durch Anwendung der Finite-Elemente-Methode (FEM),
- analytische Berechnung mit einem entworfenen elektrischen Ersatzschaltbild,
- Validierung der Ergebnisse durch Messungen.

Als Versuchsgeometrie wurde ein Blechpaket in Ringkernform mit einem Außendurchmesser von 55 mm und einem Innendurchmesser von 45 mm gewählt. Die Dicke der Einzelbleche beträgt 0,35 mm. Bei der Ringkerngeometrie kann eine Messung der Eisenverluste nach standardisierten Verfahren erfolgen und eine Validierung der Ergebnisse von elektromagnetischer Simulation und analytischer Berechnung wird ermöglicht.

Die Ringkernblechpakete wurden zur elektrisch leitfähigen Verbindung der Kanten durch ein galvanisches Verfahren mit Nickel beschichtet (Bild 5.1). Die Nickelbeschichtung gewährleistet eine zuverlässige und reproduzierbare elektrisch leitfähige Verbindung der Kanten. Die Schichtdicke und damit der elektrische Widerstand der Verbindung sind durch die Prozessparameter des galvanischen Verfahrens einstellbar.

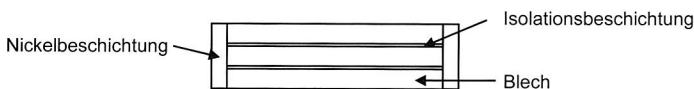


Bild 5.1: Schnittansicht eines Blechpaketringkerns mit einer Nickelbeschichtung der Kanten (Beispiel mit drei Blechen)

Die beschichtete Ringkerngeometrie lässt sich außerdem einfach als Simulationsmodell aufbauen und bildet die Grundlage für die Entwicklung des elektrischen Ersatzschaltbildes zur analytischen Berechnung der Wirbelstromverluste.

5.1 Simulation der Wirbelströme

Der Verlauf der Wirbelströme und die durch die Wirbelströme generierte Verlustleistung wurden mit dem Simulationsprogramm „Maxwell-3D“ des Herstellers „Ansoft“ berechnet. Die Lösungen der elektromagnetischen Feldgleichungen erfolgt durch die Finite-Elemente-Methode (FEM). Bei dieser Methode wird nach der Erstellung des geometrischen Modells das Volumen in eine endliche Anzahl von tetraederförmigen Elementen aufgeteilt. Die Elemente sind dabei durch Knoten miteinander vernetzt. Diese Knoten bilden die Schnittstellen zwischen den Elementen und sind der physikalischen Anwendung entsprechend definiert. Anschließend erfolgt die Berechnung mit einem mathematischen Lösungsansatz, dem sogenannten Solver.

5.1.1 Auswahl der Simulationsparameter

Für die Simulation einer elektromagnetischen Aufgabenstellung ist die Festlegung der Elementeanzahl (Vernetzungsdichte) und die Wahl des Solvers von entscheidender Bedeutung.

Auswahl des Solvers:

Das Simulationsprogramm bietet drei verschiedene Solver zur Lösung magnetischer Feldprobleme an:

- Magnetostatic: Berechnung magnetischer Gleichfelder,
- Eddy Current: Berechnung von sinusförmigen magnetischen Feldgrößen im Frequenzbereich. Nichtlineare Eigenschaften werden nicht berücksichtigt,
- Magnetic Transient: Berechnung magnetischer Felder im Zeitbereich, Berücksichtigung beliebiger zeitabhängiger Größen und nichtlinearer Eigenschaften möglich.

Da es sich bei induzierten Spannungen und den daraus resultierenden Wirbelströmen um zeitabhängige Größen handelt, eignen sich zur Berechnung der Aufgaben nur der „Eddy Current“-Solver und der „Magnetic Transient“-Solver. Der „Magnetic Transient“-Solver eignet sich besonders zur Darstellung der Wirbelstromverläufe im Blechpaket. Als Zusatzfunktion erlaubt der „Magnetic Transient“-Solver ein Importieren der nichtlinearen B-H Kennlinie eines Werkstoffes. Im Gegensatz dazu wird bei Einsatz des „Eddy Current“-Solvers der B-H-Verlauf immer als lineare Funktion berücksichtigt.

Da gemäß der standardisierten Messung ein sinusförmiger magnetischer Fluss im Blechpaket generiert wird, kann für die Simulationen bei beiden Solvern ein linearer B-H-Verlauf eingestellt werden. Dadurch wird ein Vergleich von Simulations- und Messergebnissen ermöglicht. Bei beiden Solvern ist aber zur Berechnung der Wirbelstromverluste die Programmeinstellung „ohmic losses“ einzustellen. Eine Simulation mit dem „Magnetic Transient“ Solver benötigt im Vergleich zum „Eddy Current“-Solver eine deutlich längere Rechenzeit. Aus diesem Grund wurde zur Simulation der Wirbelstromverläufe in Paketen mit einer geringen Anzahl an Blechen der „Magnetic Transient“-Solver eingesetzt. Zur Berechnung der Verluste und zur Darstellung der Wirbelstromverläufe

von Paketen mit einer großen Anzahl an Blechen wurde dagegen der „Eddy Current“-Solver angewendet.

Auswahl der Vernetzungsdichte:

Je höher die Anzahl der Elemente im Volumen ist, desto genauer werden die berechneten Ergebnisse. Mit der Anzahl der Elemente steigt allerdings auch die benötigte Rechenzeit. Zur Minimierung der Rechenzeit und zum stabilen Durchlauf des Simulationsprozesses wurde die Vernetzungsdichte nicht gleichmäßig im Modellvolumen verteilt. Das definierte Volumen im Elektrolech mit einer besonders hohen Anzahl an Elementen soll im Folgenden „Ringkernsegment“ genannt werden. In diesem Ringkernsegment wurde eine deutlich kleinere maximale Kantenlänge der Tetraeder (0,1 mm bis 0,3 mm) und damit eine höhere Vernetzungsdichte als im Rest des Modellvolumens vorgegeben. Die Länge des Ringkernsegmentes variiert je nach Modell zwischen 1 mm und 7 mm. In diesem Ringkernsegment wurden ausschließlich die Wirbelstromverlustleistung und die Wirbelstromverläufe ausgewertet.

Zur Erzeugung des magnetischen Flusses ist das Modell mit einer Wicklung, die einen Wechselstrom führt, zu erstellen. Bild 5.2 zeigt exemplarisch das Modell des Ringkern-Blechpakets und der Wicklung sowie das Ringkernsegment. Die Isolationsbeschichtung wurde bei den Modellen mit einer Dicke von 3 μm zwischen zwei Blechen berücksichtigt.

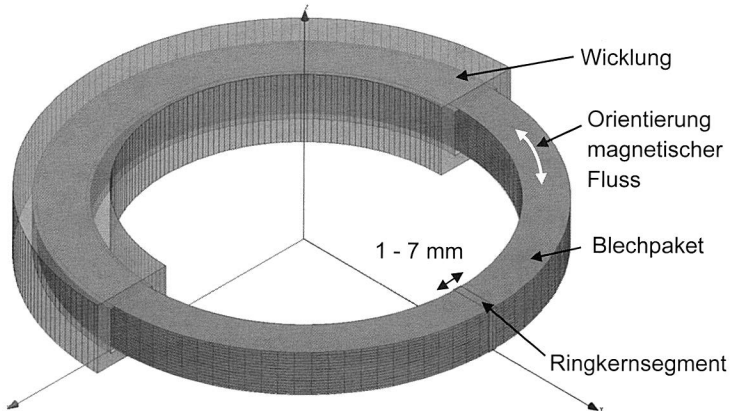


Bild 5.2: Modell des Ringkernblechpakets mit Wicklung

Zur Validierung der Programmeinstellungen wurden die Wirbelstromverläufe in einem einzelnen Blech simuliert. Bild 5.3 zeigt den simulierten Verlauf der Wirbelströme im Querschnitt eines Bleches bei einer magnetischen Flussdichte von 1 T und einer Frequenz von 1000 Hz zum Zeitpunkt des Wirbelstrommaximums.

Der simulierte Verlauf der Wirbelströme in einem Blech entspricht der in Kapitel 2.3.2 beschriebenen Charakteristik. Die höchste Stromdichte tritt jeweils mit entgegengesetzter Richtung an den langen Kanten des Bleches auf. Auf der Mittellinie des Bleches beträgt die Stromdichte null. An den seitlichen Kanten sind die kleinen Bereiche mit den senkrecht zur Hauptstromrichtung stehenden Wirbelstrombahnen zu sehen.

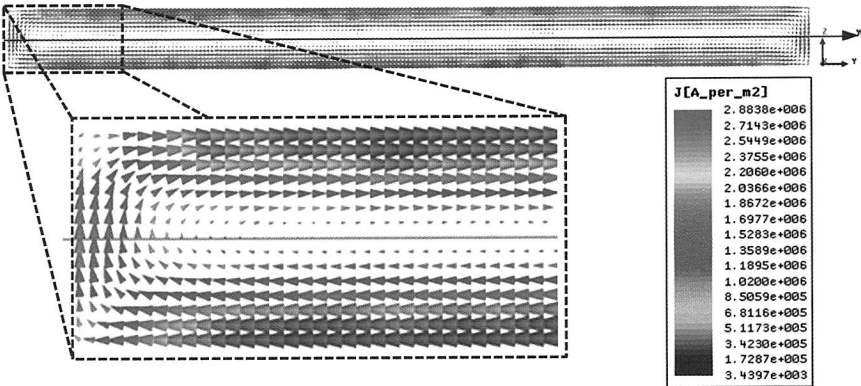


Bild 5.3: Simulierter Wirbelstromverlauf im Querschnitt eines Blechs

Der Verlauf der magnetischen Flussdichte im Blech bei den Frequenzen 1 Hz und 1000 Hz wird in Bild 5.4 gezeigt. Deutlich ist bei 1000 Hz die Feldverdrängung aufgrund der Rückwirkung der Wirbelströme auf das erregende Feld zu erkennen.

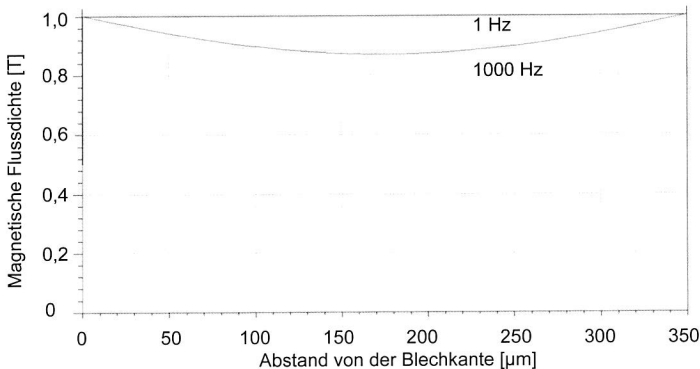


Bild 5.4: Magnetische Flussdichte im Blech bei den Frequenzen 1 Hz und 1000 Hz

Ein Vergleich der nach Gleichung 2-22 berechneten Wirbelstromverluste mit den simulierten Verlustwerten zeigte ebenfalls eine gute Übereinstimmung. Die eingestellten Programmparameter wurden daraufhin zur weiteren Simulation verwendet.

5.1.2 Qualitative Bestimmung der Wirbelstromverläufe

Im Rahmen der Grundlagenuntersuchungen wurden eine einseitige und eine beidseitige elektrisch leitfähige Verbindung von Blechpaketkanten untersucht.

Einseitige Verbindung:

Zur Simulation der Wirbelströme bei einer einseitigen elektrisch leitfähigen Verbindung der Kante eines Blechpakets wurde ein Modell mit einer 0,1 mm breiten Nickelschicht erstellt. Die elektrische Leitfähigkeit der Nickelbeschichtung wurde mit $14,5 \cdot 10^6 \text{ } 1/\Omega\text{m}$ berücksichtigt. Bild 5.5 zeigt die simulierten Wirbelstromverläufe eines Pakets mit fünf Blechen bei einer Frequenz von 1000 Hz und einer Flussdichte von 1 T. Der Verlauf der Wirbelströme in den Blechen des Pakets gleicht dem Wirbelstromverlauf im einzelnen Blech. Auch die Stromamplituden ändern sich durch die einseitige Verbindung des Pakets nicht signifikant. In den Blechen dominieren die lokalen Wirbelströme, lediglich in den Verbinderbereichen zwischen zwei Blechen sind globale Wirbelstromanteile zu erkennen.

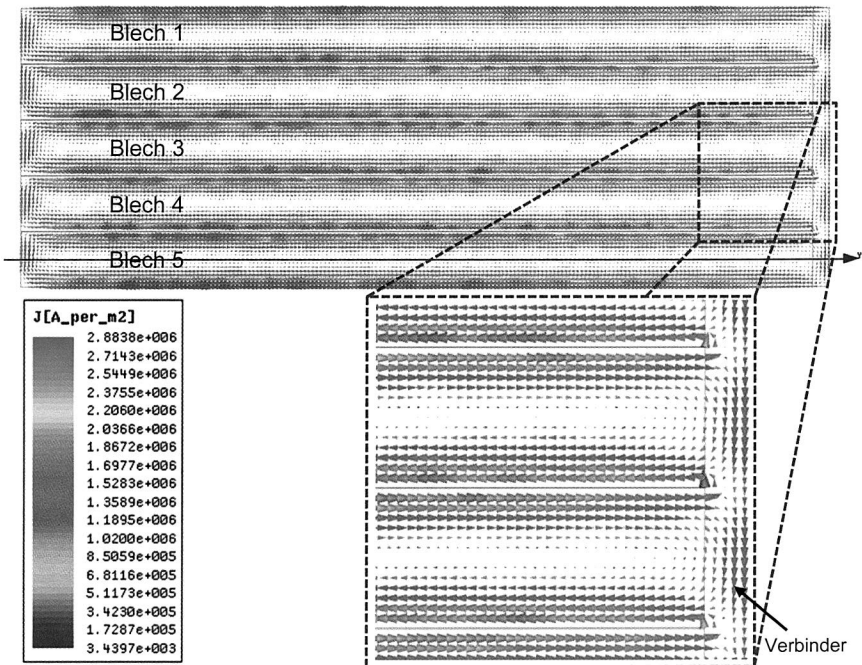


Bild 5.5: Simulierter Wirbelstromverlauf in einem einseitig elektrisch leitfähig verbundenen Blechpaket

Beidseitige Verbindung:

Zur Simulation der Wirbelströme bei einer beidseitigen elektrisch leitfähigen Verbindung der Kanten wurde ein Modell mit einer 0,1 mm breiten Nickelschicht auf beiden Seiten des Blechpakets erstellt.

Bild 5.6 zeigt den Wirbelstromverlauf im Blechpaket mit fünf Blechen bei einer Frequenz von 400 Hz und einer magnetischen Flussdichte von 1 T.

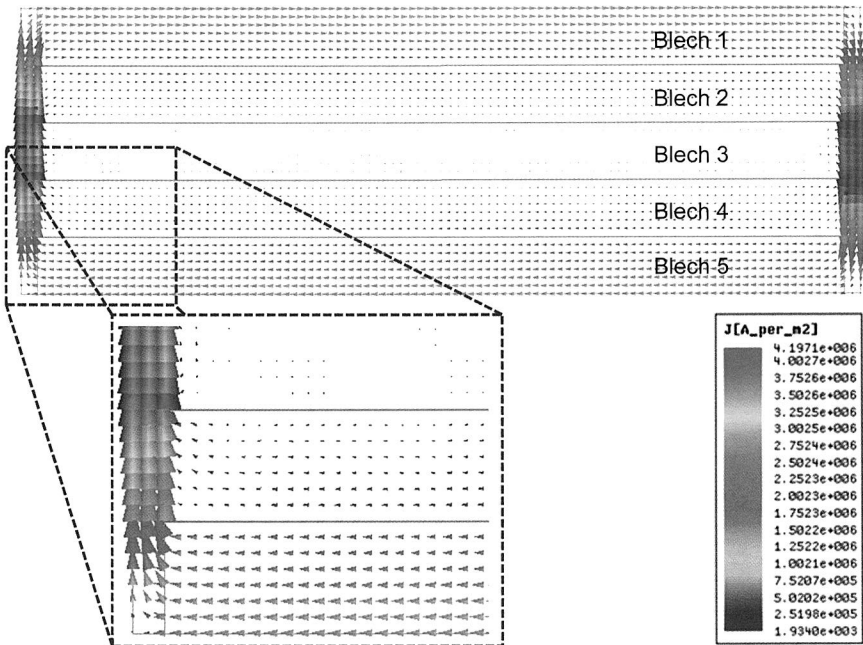


Bild 5.6: Simulierter Wirbelstromverlauf in einem beidseitig elektrisch leitfähig verbundenen Blechpaket

Im Vergleich zur einseitigen Verbindung zeigt sich ein vollständig anderer Verlauf der Wirbelstrombahnen. Durch die beidseitige Verbindung bilden sich große globale Wirbelstrombahnen aus, die den ganzen Querschnitt des Blechpakets einnehmen. In den äußeren Bereichen der Bleche 1 und 5 ergibt sich das Maximum der Stromdichte mit jeweils entgegengesetzter Stromrichtung. Im Zentrum des mittleren Blechs 3 beträgt die Stromdichte null. In der Mitte der Verbinder ist die größte Stromdichte zu beobachten, da die Verbinder den gesamten Strom führen und sich in der Mitte die Ströme der Bleche aufsummieren. Lokale Wirbelströme in den Blechen sind nicht zu erkennen. Insgesamt ähnelt der Verlauf der Wirbelströme des ganzen Blechpaketes dem charakteristischen Verlauf der Wirbelströme eines Einzelblechs.

Bild 5.7 zeigt den Verlauf der Wirbelströme am äußeren Rand des Bleches 1 in der Draufsicht sowie die Wirbelstromdichte in dreidimensionaler Ansicht im Volumen des gesamten Ringkernsegments.

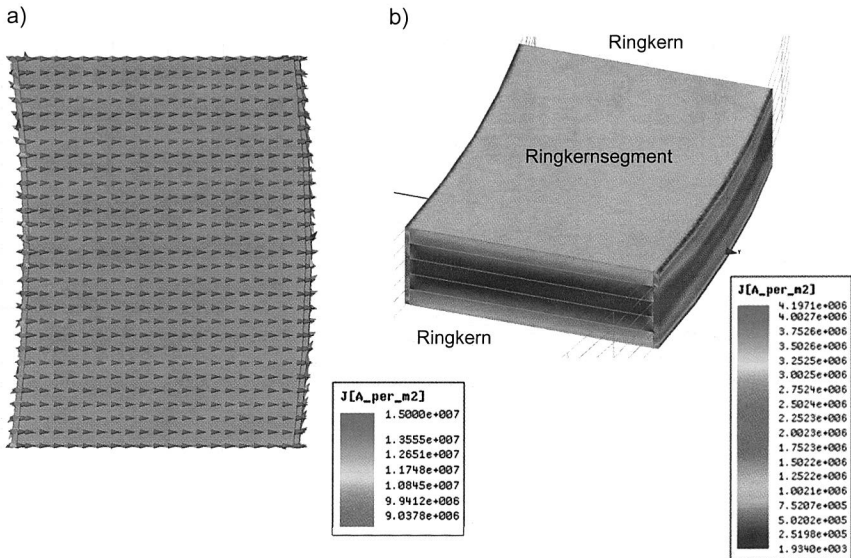


Bild 5.7: Simulierter Wirbelstromverlauf in einem beidseitig elektrisch leitfähig verbundenen Blechpaket; a) Draufsicht, b) Wirbelstromdichte im Ringkernsegment

Die Simulationsergebnisse bestätigen den in Kapitel 4 angenommenen qualitativen Verlauf der Wirbelströme bei beidseitiger elektrisch leitfähiger Verbindung der Blechpaketkanten.

5.1.3 Quantitative Bestimmung der Wirbelstromdichte

Nachfolgend werden die Simulationsergebnisse des quantitativen Verlaufs der Wirbelstromdichte im Blechpaket bei unverbundenen, einseitig verbundenen und beidseitig verbundenen Blechpaketkanten vorgestellt. Die folgenden Diagramme zeigen den vertikalen und horizontalen Verlauf der Stromdichte entlang der Linien wie in Bild 5.8 definiert.

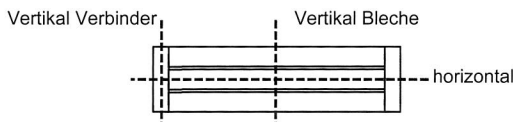


Bild 5.8: Definition des vertikalen und horizontalen Stromdichteverlaufs

Es sei darauf hingewiesen, dass das Simulationsprogramm „Maxwell-3D“ die Wirbelstromdichten in Diagrammen als Betrag darstellt. Daraus ergibt sich für die Stromdichte in einem Blech ein v-förmiger Verlauf ohne den charakteristischen Nulldurchgang in der Mitte der Blechdicke wie in Kapitel 2.1 beschrieben. Sämtliche Diagramme zeigen außerdem den zeitlichen Spitzenwert der Stromdichte.

Unverbunden und einseitig Verbindung:

Bild 5.9 zeigt den Betrag der Stromdichte entlang der vertikalen Linie von einem unverbundenen bzw. einseitig verbundenen Blechpaket mit drei Blechen bei einer Frequenz von 400 Hz und einer magnetischen Flussdichte von 1 T. Es zeigt sich der erwartete lineare Verlauf. Die maximale Amplitude der lokalen Wirbelstromdichte beträgt an den äußeren Rändern der Bleche etwa $8,5 \cdot 10^5 \text{ A/m}^2$.

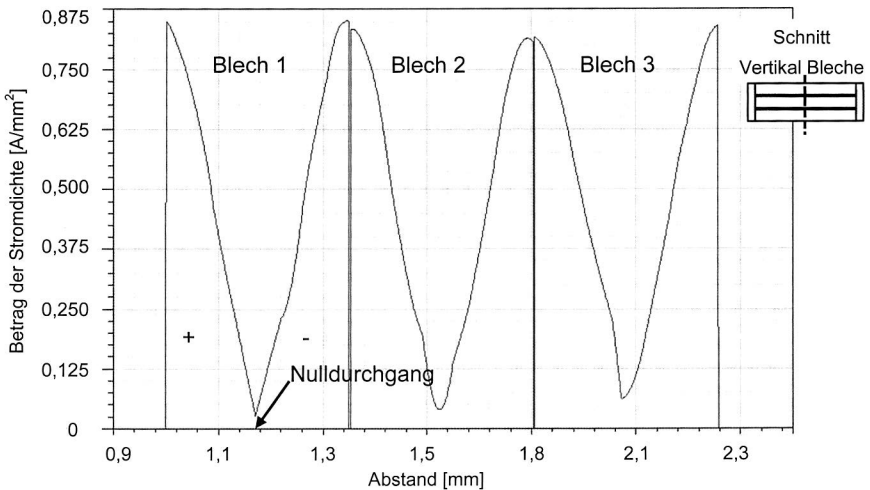


Bild 5.9: Vertikaler Stromdichteverlauf (Betrag) bei einem unverbundenen bzw. einseitig verbundenen Blechpaket mit drei Blechen bei 400 Hz und 1 T

Beidseitige Verbindung:

Bild 5.10 zeigt den Betrag der Stromdichte entlang der vertikalen Linie in den Blechen von einem beidseitig verbundenen Blechpaket mit drei Blechen bei einer Frequenz von 400 Hz und einer magnetischen Flussdichte von 1 T. Deutlich sichtbar ist der völlig andere Verlauf aufgrund der globalen Wirbelströme. Bei dem Blechpaket mit drei Blechen liegt – wie bei allen Blechpaketen mit einer ungeraden Anzahl an Blechen – der Stromnulldurchgang im Zentrum des mittleren Bleches. Für das mittlere Blech entspricht in diesem Fall der globale Wirbelstrom dem lokalen Wirbelstrom eines Einzelbleches des unverbundenen Pakets. Die am äußeren Rand auftretende Stromdichte liegt deswegen auf dem Niveau der unverbundenen Bleche von etwa $8,5 \cdot 10^5 \text{ A/m}^2$.

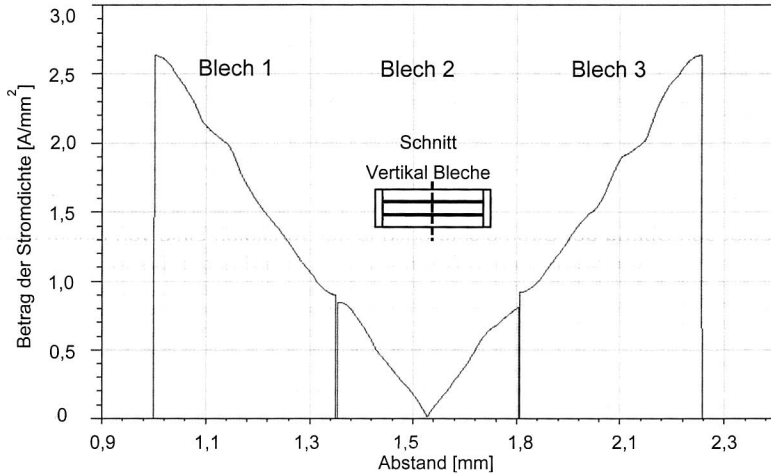


Bild 5.10: Vertikaler Stromdichteverlauf (Betrag) bei einem beidseitig verbundenen Blechpaket mit drei Blechen bei 400 Hz und 1 T

Bei einem Blechpaket mit einer geraden Anzahl an Blechen liegt der Stromnulldurchgang genau zwischen zwei Blechen. Die maximale Stromdichte am äußeren Rand der innersten zwei Bleche ist mit etwa $1,5 \cdot 10^6 \text{ A/m}^2$ entsprechend höher. Bild 5.11 zeigt den Betrag der Stromdichte entlang der vertikalen Linie bei einem Blechpaket mit vier Blechen.

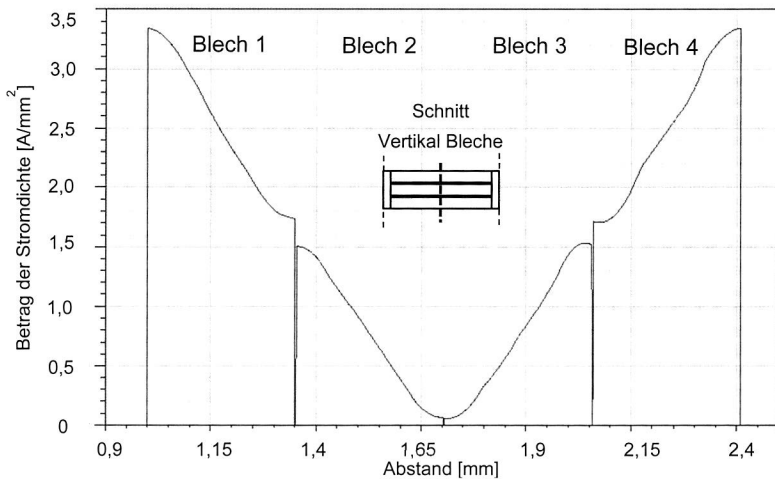


Bild 5.11: Vertikaler Stromdichteverlauf (Betrag) bei einem beidseitig verbundenen Blechpaket mit vier Blechen bei 400 Hz und 1 T

Bei Variation der elektrischen Leitfähigkeit der Verbinder wird die Gestalt der Stromdichteverläufe entlang der vertikalen Linie von den globalen oder den lokalen Wirbelstrombahnen dominiert. Bei einer sehr kleinen elektrischen Leitfähigkeit wird der elektrische Widerstand der Verbinder sehr groß und es treten nur lokale Wirbelströme auf. Bei einer sehr großen elektrischen Leitfähigkeit wird der elektrische Widerstand sehr klein und es treten nur globale Wirbelströme auf. Bei Werten zwischen diesen Extremen kann eine Überlagerung von lokalen und globalen Wirbelströmen auftreten. Aus der Überlagerung von lokalem und globalem Wirbelstrom resultiert dann ein Gesamtwirbelstrom. Bild 5.12 zeigt die Teilströme in einem Blech. Es ist zu sehen, dass die lokalen Wirbelströme in der einen Blechhälfte dieselbe Richtung wie die globalen Wirbelströme aufweisen und in der anderen Hälfte die entgegengesetzte Richtung. Der lokale Wirbelstrom verstärkt somit in einer Hälfte der Bleche den globalen Wirbelstrom, in der anderen Hälfte schwächt er ihn.

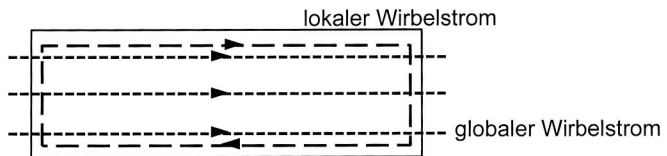


Bild 5.12: Überlagerung von globalem und lokalem Wirbelstrom in einem Blech

Bild 5.13 zeigt den Verlauf der Stromdichte entlang der vertikalen Linie eines Pakets mit 6 Blechen und einer elektrischen Leitfähigkeit der Verbinder von $1 \cdot 10^6 \text{ } 1/\Omega\text{m}$. Der Verlauf ist geprägt von der Überlagerung der globalen und der lokalen Wirbelströme.

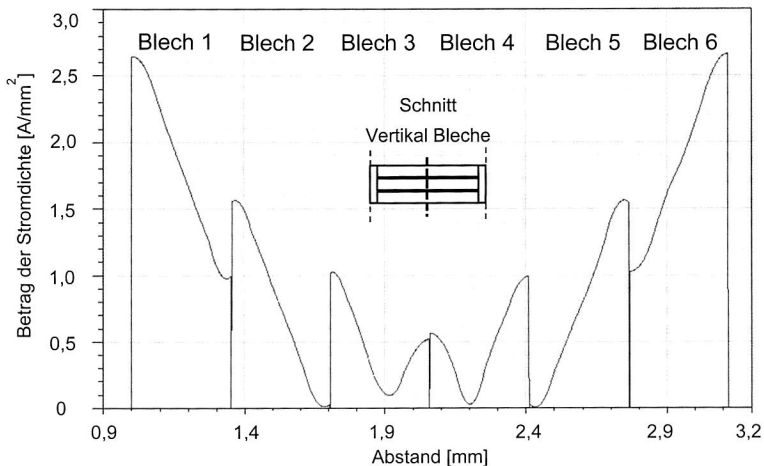


Bild 5.13: Vertikaler Stromdichteverlauf (Betrag) bei einem beidseitig verbundenen Blechpaket mit einer elektrischen Leitfähigkeit des Verbinders von $1 \cdot 10^6 \text{ S/m}$

Der Verlauf der Stromdichte entlang der horizontalen Schnittlinie eines Pakets mit 15 Blechen wird in Bild 5.14 (a) dargestellt. Da die Schnittlinie in der Mitte des innersten Bleches liegt, beträgt die Stromdichte im Blech null. Nur am Rand in der Nähe der Verbinder steigt die Stromdichte im Blech etwas an. Dies liegt daran, dass ein Teil der vom Verbinder geführte Strom in das Volumen der Bleche ausweicht, wie Bild 5.14 (b) es zeigt.

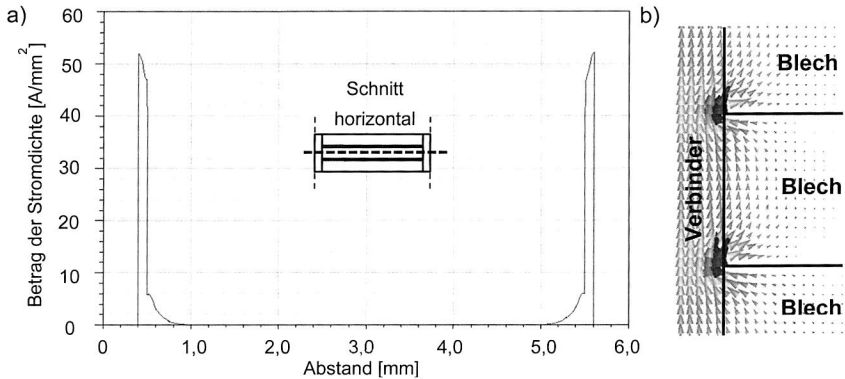


Bild 5.14: Stromdichteverlauf (Betrag) bei einem beidseitig verbundenen Blechpaket; a) horizontal, b) qualitativ im Verbinder-Blechbereich

In Bild 5.15 wird der Stromdichteverlauf entlang der vertikalen Schnittlinie im Verbinder eines Paketes mit 15 Blechen gezeigt. Die Stromdichte im Verbinder nimmt von den äußeren Blechen zur Mitte hin zu. Dies liegt daran, dass jeder Strombeitrag der einzelnen Bleche durch die Verbinder geführt wird. Im Bereich der Mitte jedes einzelnen Bleches sinkt die Stromdichte im Verbinder ab, da der Strom auch durch die Bleche geführt wird. Das Ausweichen des Stroms in die Blechbereiche zeigt sich durch die Welligkeit des Stromdichteverlaufs.

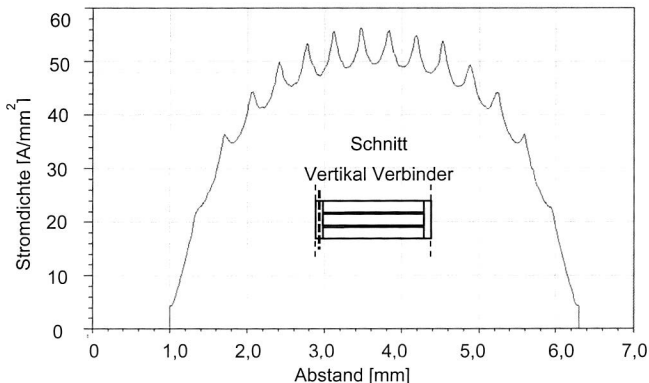


Bild 5.15: Vertikaler Stromdichteverlauf im Verbinder bei einem Paket mit 15 Blechen

In einem weiteren Untersuchungsschritt wurde der Einfluss der Frequenz der magnetischen Flussdichte auf die Gestalt des Diagramms der Stromdichte untersucht. Bild 5.16 zeigt den Verlauf der Stromdichte entlang der vertikalen Linie in einem beidseitig verbundenen Paket mit 10 Blechen bei einer Frequenz von 10 Hz und einer magnetischen Flussdichte von 1 T. Die elektrische Leitfähigkeit des Verbinders beträgt $1 \cdot 10^{10} \text{ 1}/\Omega\text{m}$. Es ergibt sich ein linearer Verlauf der Stromdichte, eine Rückwirkung der Wirbelströme auf das erregende magnetische Feld (Skin-Effekt) ist nicht festzustellen.

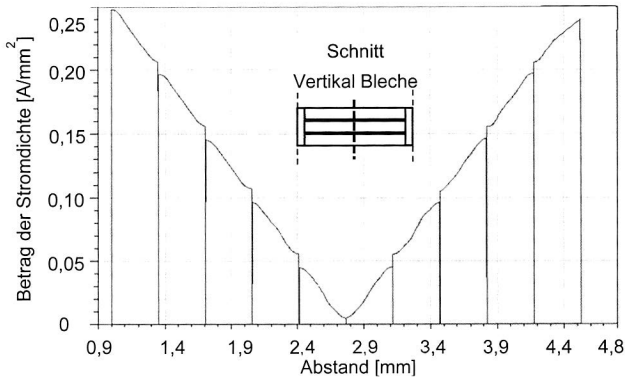


Bild 5.16: Vertikaler Stromdichteverlauf (Betrag) bei einem beidseitig verbundenen Blechpaket bei einer Frequenz von 10 Hz

Bei gleichen Parametern, aber bei einer Frequenz von 400 Hz ergibt sich eine andere Gestalt des vertikalen Verlaufs der Stromdichte. Der Verlauf ist aufgrund der Rückwirkung des magnetischen Feldes der Wirbelströme auf das erregende Feld gekrümmt (Skin-Effekt). Bild 5.17 zeigt den vertikalen Verlauf der Stromdichte bei 400 Hz.

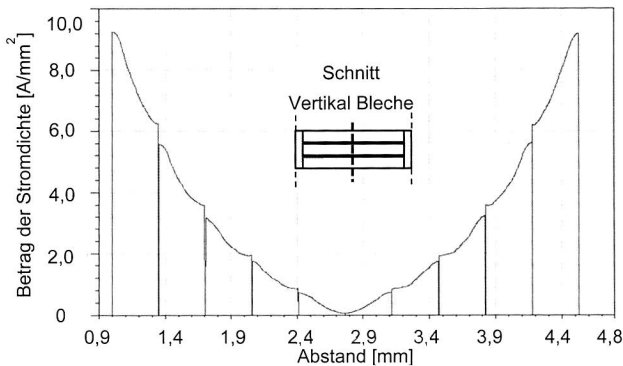


Bild 5.17: Vertikaler Stromdichteverlauf (Betrag) bei einem beidseitig verbundenen Blechpaket bei einer Frequenz von 400 Hz

5.1.4 Quantitative Bestimmung der Wirbelstromverluste

Zur quantitativen Erfassung der Wirbelstromverluste wurden die ohmschen Verluste im Volumen des Ringkernsegments berechnet. Das Volumen des Ringkernsegments teilt sich in die Teilvolumen der Verbinder und der Bleche auf. Durch die Aufteilung des Volumens im Simulationsmodell lassen sich die Verluste getrennt in Gesamt-, Verbinder- und Blechverlusten angeben.

Die Simulation wurde bei einer magnetischen Flussdichte von 1 T und einer Frequenz von 400 Hz durchgeführt. Die Anzahl der Bleche des Paketes wurde zwischen einem und 60 Blechen variiert. Eine Berechnung von Paketen mit mehr als 60 Blechen war aufgrund der Kapazitäten des Simulationsprogrammes nicht möglich. Die Dicke der Nickelbeschichtung beträgt 0,1 mm. Die spezifische Verlustleistung wurde unter der Berücksichtigung der Dichte von Elektroblech (7650 kg/m^3) und Nickel (8900 kg/m^3) und des jeweiligen Paketvolumens berechnet.

Einseitige Verbindung:

Bei einer einseitigen elektrisch leitfähigen Verbindung der Blechpaketkanten haben die Ergebnisse wie bei den elektrisch unverbundenen Blechpaketkanten keine Abhängigkeit der Wirbelstromverluste von der Anzahl der Bleche gezeigt. Da sich Verlust- und Massenzunahme im gleichen Verhältnis ändern, liegen die spezifischen Wirbelstromverlustwerte bei einer sich ändernden Blechanzahl konstant bei etwa 8,5 W/kg.

Beidseitige Verbindung:

Bei beidseitig elektrisch verbundenen Blechpaketkanten steigt die spezifische Wirbelstromverlustleistung hingegen bereits bei zwei Blechen auf 34,44 W/kg an. Die dramatische Verlusterhöhung setzt sich mit zunehmender Anzahl der Bleche weiter fort, bis sich schließlich eine Sättigung der Verlustzunahme andeutet. Das Ergebnis der Wirbelstromverluste bei 60 Blechen beträgt 1251 W/kg. Dies entspricht im Vergleich mit unverbundenen Blechpaketkanten einer Erhöhung der Wirbelstromverluste um das 147-fache.

Bild 5.18 zeigt die spezifischen und absoluten Gesamtwirbelstromverluste in Abhängigkeit von der Anzahl der Bleche. Bei den Wirbelstromverlusten in den Blechen zeigt sich ein grundlegend anderer Verlauf. Die spezifischen Wirbelstromverluste steigen ebenfalls deutlich an, aber offensichtlich bildet sich ein Maximum mit 343 W/kg bei 14 Blechen aus. Mit weiter steigender Blechanzahl sinkt die spezifische Verlustleistung wieder deutlich ab. Die Steigung des Graphen der absoluten Verlustleistung wird für Pakete mit mehr als 14 Blechen kleiner. Bild 5.19 zeigt die spezifischen und absoluten Wirbelstromverluste im Blech in Abhängigkeit von der Anzahl der Bleche.

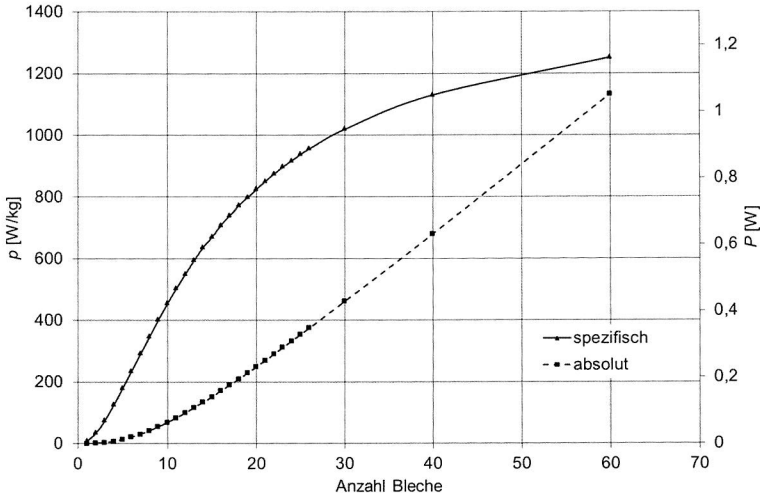


Bild 5.18: Simulierte Gesamtverluste bei beidseitiger elektrischer Verbindung der Blechpaketkanten (400 Hz, 1 T)

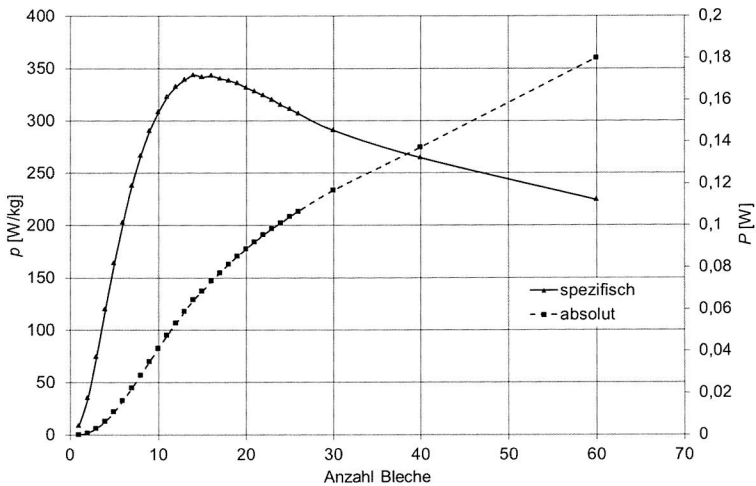


Bild 5.19: Simulierte Verluste in den Blechen bei beidseitiger elektrischer Verbindung der Blechpaketkanten (400 Hz, 1 T)

Bei 60 Blechen beträgt die absolute Wirbelstromverlustleistung in den Blechen 0,18 W. Da sich die Gesamtwirbelstromverluste bei 60 Blechen auf 1,05 W belaufen, wird offen-

sichtlich bei Paketen mit einer großen Anzahl an Blechen der überwiegende Anteil der Verluste in den Verbindern generiert.

Bei den Wirbelstromverlusten in den Verbinderbereichen zeigt sich wieder ein mit den Gesamtverlusten vergleichbarer Verlauf (Bild 5.20). Die Steigung des Graphen der spezifischen Verlustleistung wird bis zu einer Blechpakethöhe von 14 Blechen größer und nimmt bei weiterer Erhöhung der Anzahl der Bleche wieder ab. Der Graph der absoluten Verlustleistung nimmt für Blechpakethöhen von mehr als 14 Blechen einen zunehmend linearen Verlauf an. Wie bei den Gesamtverlusten ist eine Sättigung der spezifischen Verbinderverluste mit zunehmender Anzahl an Blechen festzustellen.

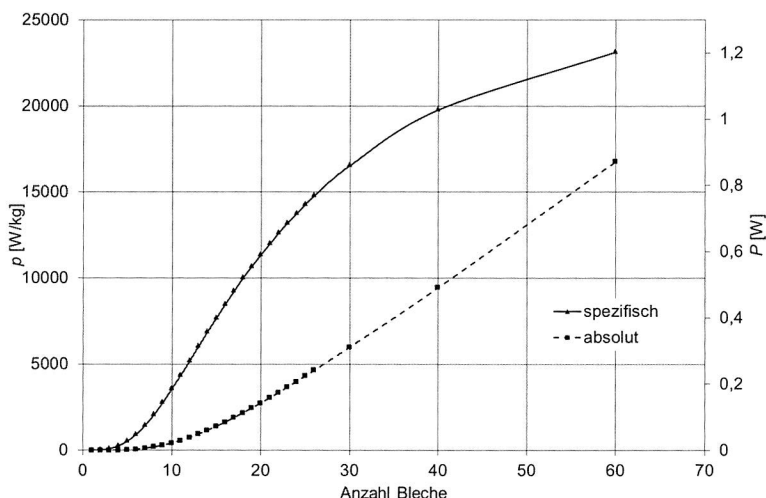


Bild 5.20: Simulierte Verluste in den Verbindern bei beidseitiger elektrischer Verbindung der Blechpaketkanten (400 Hz, 1 T)

Eine Erklärung der Wirbelstromverlustverläufe wird im folgenden Kapitel im Rahmen der Entwicklung eines elektrischen Ersatzschaltbildes vorgestellt.

5.2 Analytische Berechnung der Wirbelstromverluste

Der Rechenprozess der mit „Maxwell-3D“ durchgeführten Simulation für ein Ringkernblechpaket mit 60 Blechen ist sehr aufwändig und führt zu beträchtlichen Rechenzeiten. Eine Simulation von Paketen mit mehr als 60 Blechen war aus Kapazitätsgründen des Simulationsprogramms nicht möglich. In realen Anwendungen sind aber Pakethöhen von mehreren hundert Blechen durchaus üblich.

Aus diesen Gründen soll ein analytisches Berechnungsmodell entworfen und durch einen Vergleich mit Simulations- und Messergebnissen validiert werden. Die Anwendung des analytischen Modells ermöglicht eine schnelle und einfache Bestimmung der Wirbelstromverlustleistung bei Pakethöhen von weit über 60 Blechen und eignet sich als Erklärungsmodell der Wirbelstromcharakteristik in Paketen mit elektrisch leitfähig verbundenen Kanten.

5.2.1 Entwurf eines Ersatzschaltbildes

Basierend auf den gewonnenen Erkenntnissen über den qualitativen Verlauf der Wirbelströme bietet sich zur Beschreibung der globalen Wirbelströme ein elektrisches Ersatzschaltbild an. Dieses Ersatzschaltbild besteht lediglich aus elektrischen Widerständen für die Bleche R_{Bl} und Verbinder R_{Ver} sowie aus Quellen für die induzierten Spannungen U_q . Induktive Komponenten werden vernachlässigt, da Untersuchungen von Schulz, Roger, Duchesne und Vincent [74] gezeigt haben, dass Bleche mit elektrisch leitfähig verbundenen Kanten mit guter Näherung fast ausschließlich ohmsches Widerstandsverhalten aufweisen. In der Veröffentlichung wird allerdings darauf hingewiesen, dass die Frequenzabhängigkeit des induktiven Verhaltens noch nicht abschließend bewertet wurde. Für die folgenden Untersuchungen soll deswegen die Eindringtiefe, wie in Kapitel 2.3.2 vorgestellt, als Bewertungskriterium hinsichtlich der Rückwirkung der Wirbelströme auf das erregende Feld und des damit verbundenen induktiven Verhaltens angewendet werden.

Für die verbindende Strecke zwischen zwei Blechkanten ergibt sich jeweils ein Verbindewiderstand. Die elektrischen Eigenschaften der einzelnen Bleche werden durch jeweils einen Blechwiderstand berücksichtigt. Damit das Ersatzschaltbild die beschriebenen globalen Wirbelströme abbildet, ist die induzierte Spannung zwischen zwei Blechen symmetrisch in zwei Quellen aufzuteilen. Die Polarität der Spannungsquellen ist außerdem so zu wählen, dass sich im Umlauf jeder Masche des Netzwerks die gleiche Richtung der Polarität der Spannungsquellen ergibt.

Für die Position der Quellen der induzierten Spannung im Ersatzschaltbild ergeben sich zwei Möglichkeiten: entweder liegen die Spannungsquellen in den Verbindern oder in den Blechen. Beide Optionen geben allerdings die tatsächliche Spannungsverteilung nicht exakt wieder. Bei der Position der Spannungsquellen in den Blechen werden die induzierten Spannungsbeiträge der Verbinder den Blechen zugerechnet und bei einer Positionierung der Spannungsquellen in den Verbindern wird der Beitrag der Blechbreite an der induzierten Spannung den Verbindern zugeteilt. Da für Pakete mit einer gro-

ßen Anzahl an Blechen die Länge der Verbinder deutlich größer ist als die Breite der Bleche, wurde die Variante mit den Spannungsquellen in den Verbindern gewählt.

Bild 5.21 zeigt das Ersatzschaltbild für ein Paket mit vier Blechen und den beidseitigen Verbindern.

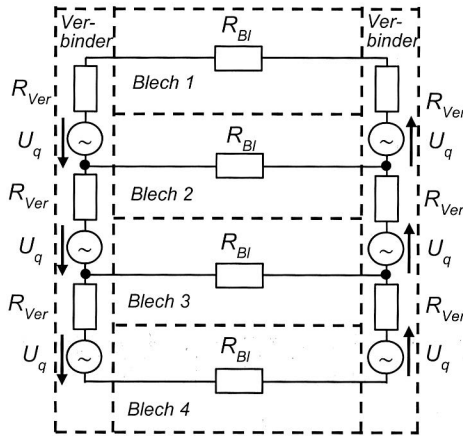


Bild 5.21: Ersatzschaltbild eines beidseitig elektrisch leitfähig verbundenen Pakets mit vier Blechen

Die Wirbelstromverluste werden durch die Addition der einzelnen Verluste in den Widerständen des Netzwerkes berechnet. Es lassen sich außerdem die Teilverluste in Verbindern und Blechen getrennt voneinander bestimmen. Bei Paketen mit einer ungeraden Anzahl an Blechen wird die Wirbelstromverlustleistung im mittleren Blech nicht durch das Ersatzschaltbild erfasst, da die Spannungsschleife innerhalb des mittleren Bleches liegt. In diesem Fall sind die im mittleren Blech generierten Wirbelstromverluste gemäß Gleichung 2-22 zu berechnen und den Blechverlusten hinzuzurechnen.

Die Komponenten des elektrischen Netzwerkes werden wie folgt bestimmt:

Spannungsquellen U_q :

Die induzierte Spannung u_q zwischen zwei an den Kanten elektrisch leitfähig verbundenen Blechen berechnet sich nach dem Induktionsgesetz in Abhängigkeit von der eingeschlossenen Fläche A :

$$u_q = - \frac{dB}{dt} \cdot A \cdot \frac{1}{2} \quad (5-1)$$

Die Spannung ist dabei ihrer Ursache, der sich zeitlich ändernden magnetischen Flussdichte, entgegengerichtet. Aus Gleichung 5-1 ergibt sich bei sinusförmigem Flussdichteverlauf für den Effektivwert:

$$U_q = \frac{\hat{B}}{\sqrt{2}} \cdot \omega \cdot A \cdot \frac{1}{2} \quad (5-2)$$

Die Fläche A ist gemäß Bild 5.22 durch die Weite w und die Dicke d der Spannungsschleife definiert:

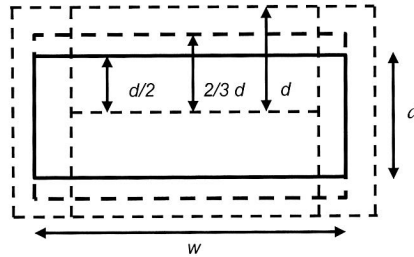


Bild 5.22: Definition der Fläche der Spannungsschleife U_q

Gemäß der Blechbreite und der Dicke der Nickelbeschichtung ergibt sich für die Weite w der Spannungsschleife 5,1 mm. Zur Bestimmung der Dicke d wurde eine Lage der Spannungsschleife in der Mitte der Bleche angenommen. In der Mitte der Bleche liegt der Mittelwert der induzierten Spannung, was allerdings nicht dem Mittelwert der generierten Leistung entspricht. Da sich die Leistung quadratisch abhängig von der Spannung verhält, müsste die eigentlich korrekte Position der Spannungsschleife zur Erfassung des Mittelwertes der Leistung bei $2/3$ der Dicke eines Bleches liegen. Aus Symmetriegründen für das Netzwerk mit mehreren Blechen ist die Position der Spannungsschleife aber in die Mitte der Bleche zu legen. Die Dicke d der Spannungsschleife trägt dann bei Vernachlässigung der Isolationsschichtdicke 0,35 mm. Der durch die Vereinfachung verursachte Fehler bei der Leistungsberechnung wird teilweise durch die Definition des Verbinderwiderstandes, der damit zu klein angenommen wird, kompensiert, weshalb er vor allem bei Paketen mit einer großen Anzahl an Blechen vernachlässigbar sein wird.

Für die Spannungsquelle U_q ergibt sich somit bei einer magnetischen Flussdichte von 1 T und einer Frequenz von 400 Hz ein Wert von 1,586 mV.

Blechwiderstand R_{Bj} :

Für die geometrische Beschreibung des Blechwiderstandes des Ringkernsegments kann gemäß der Definition der Ringkernsegmentlänge (vgl. Bild 5.7) von einem quaderförmigen Volumen ausgegangen werden. Die Abmessungen eines Einzelblechs sind dann wie in Bild 5.23 definiert:

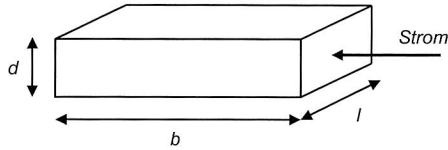


Bild 5.23: Abmessung des Blechwiderstands R_{Bl}

Mit der elektrischen Leitfähigkeit σ_{Bl} des Elektroblechs kann der Widerstand nach folgender Gleichung berechnet werden:

$$R_{Bl} = \frac{b}{\sigma_{Bl} \cdot d \cdot l} \quad (5-3)$$

Dies ergibt für eine Blechdicke von 0,35 mm, einer Blechbreite von 5 mm, einer Ringkernsegmentlänge l von 1 mm und einer elektrischen Leitfähigkeit von Elektroblech von $2,247 \cdot 10^6 \text{ 1}/\Omega\text{m}$ einen Widerstandswert von 6,36 m Ω .

Verbinderwiderstand R_{Ver} :

Für die geometrische Beschreibung des Verbinderwiderstandes soll ebenfalls von einem quaderförmigen Volumen ausgegangen werden. Die Abmessungen eines Verbinders sind dann wie in Bild 5.24 definiert:

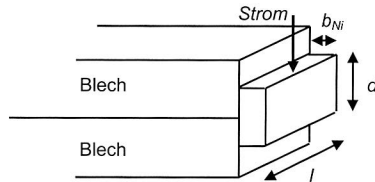


Bild 5.24: Abmessungen des Verbinderwiderstandes R_{Ver}

Der Verbinderwiderstand wird mit der elektrischen Leitfähigkeit von Nickel σ_{Ni} folgendermaßen berechnet:

$$R_{Ver} = \frac{d}{\sigma_{Ni} \cdot b_{Ni} \cdot l} \quad (5-4)$$

Bei einer Nickelschichtdicke b_{Ni} von 0,1 mm, einer Schichthöhe d von 0,35 mm, einer Ringkernsegmentlänge l von 1 mm und einer elektrischen Leitfähigkeit von $14,5 \cdot 10^6 \text{ 1}/\Omega\text{m}$ ergibt sich ein Verbinderwiderstand von 0,24 m Ω .

5.2.2 Ergebnisse

Zur Berechnung der absoluten Verlustleistung des elektrischen Netzwerks wurde die elektrische Schaltungs-Simulationssoftware „Pspice“ des Herstellers „Cadence Design

Systems“ verwendet. Die Rechenzeit der Simulation beträgt selbst für Blechpakete mit 200 Blechen nur wenige Sekunden. Die spezifische Verlustleistung wurde anschließend wieder unter Berücksichtigung der Dichte von Elektrolech (7650 kg/m^3) und Nickel (8900 kg/m^3) und des jeweiligen Volumens des Pakets berechnet. Bild 5.25 zeigt das „P Spice“-Simulationsmodell des Ersatzschaltbilds für ein Beispiel mit vier Blechen.

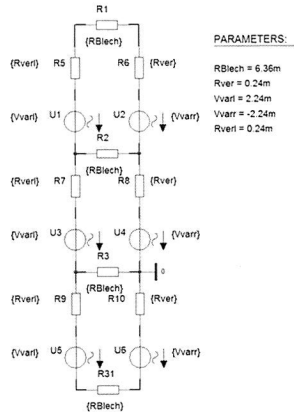


Bild 5.25: „P Spice“-Modell des Ersatzschaltbilds für ein Beispiel mit vier Blechen

Bild 5.26 zeigt die FEM- und Ersatzschaltbild-Ergebnisse der spezifischen Gesamtverluste in Abhängigkeit von der Anzahl der Bleche.

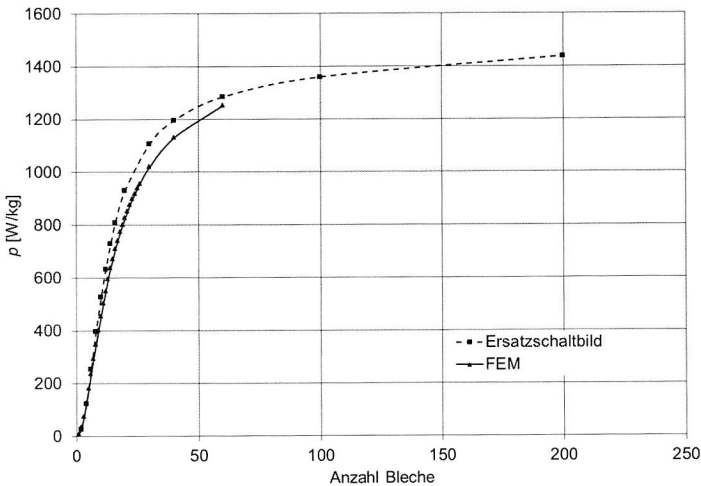


Bild 5.26: Ergebnisse der mit „Maxwell-3D“ und „P Spice“ berechneten spezifischen Gesamtverluste

Die Ergebnisse der „PSpice“-Berechnung zeigt eine gute qualitative und quantitative Übereinstimmung des Verlaufs der Graphen mit den „Maxwell-3D“-Ergebnissen. Die Abweichung der Verlustwerte scheint bei etwa 10 Blechen am größten zu sein und nimmt dann mit zunehmender Blechanzahl wieder ab.

Bild 5.27 zeigt die spezifischen Verluste in den Verbinderverständen. Wie bei den Gesamtverlusten ist ebenfalls eine gute qualitative Übereinstimmung des Verlaufs der Graphen festzustellen. Die Abweichung zwischen den FEM und Ersatzschaltbild-Ergebnissen liegt aber insgesamt etwas höher als bei den Gesamtverlusten. Eine Erklärung der Abweichung wird im folgenden Kapitel 5.2.3 angeboten.

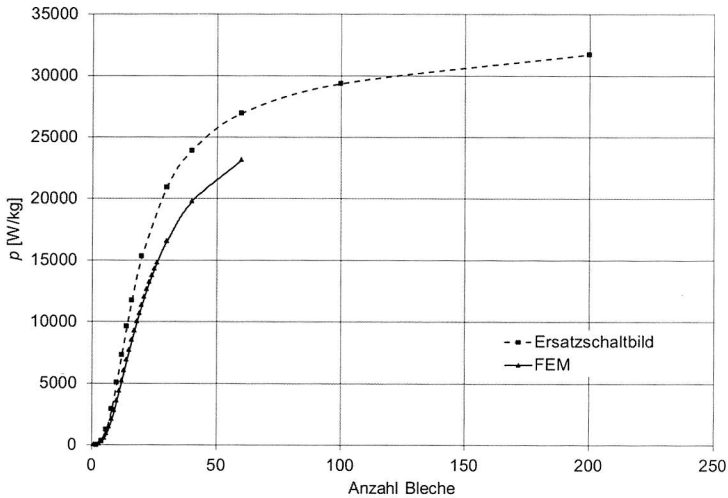


Bild 5.27: Ergebnisse der mit „Maxwell-3D“ und „PSpice“ berechneten spezifischen Verbinderverluste

Bild 5.28 zeigt schließlich noch die spezifischen Verluste der Blechwiderstände. Der Verlauf der mit „PSpice“ berechneten spezifischen Verlustwerte zeigt bis zum charakteristischen Maximum bei einer Anzahl von 12 Blechen eine gute Übereinstimmung mit den „Maxwell-3D“-Ergebnissen. Das Maximum liegt dabei etwas niedriger als der mit „Maxwell-3D“ berechnete Hochpunkt. Bei weiterer Erhöhung der Blechanzahl scheint sich der Graph asymptotisch der x-Achse anzunähern. Die Werte liegen mit zunehmender Anzahl der Bleche deutlich niedriger als die „Maxwell-3D“-Werte.

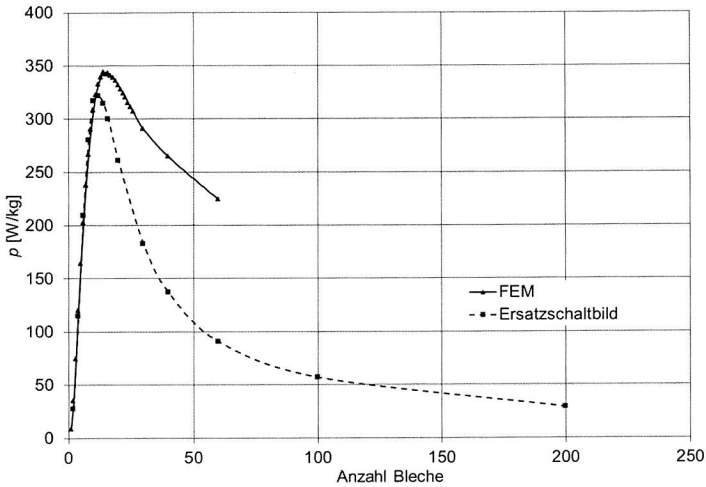


Bild 5.28: Ergebnisse der mit „Maxwell-3D“ und „PSpice“ berechneten spezifischen Blechverluste

5.2.3 Interpretation der Ergebnisse

Abweichung der Gesamtverluste:

Zur weiteren Bewertung wurde die identifizierte Abweichung der „Maxwell-3D“-Ergebnisse von den „PSpice“-Ergebnissen in Abhängigkeit von der Anzahl der Bleche dargestellt. Bild 5.29 zeigt die Abweichung der spezifischen Gesamtverluste. Der Verlauf bestätigt, dass die Abweichung mit zunehmender Anzahl der Bleche deutlich abnimmt.

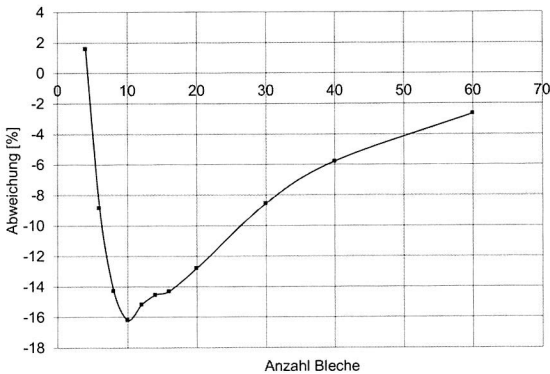


Bild 5.29: Abweichung der „Maxwell-3D“-Ergebnisse von den „PSpice“-Ergebnissen

Ein grundlegender Unterschied der beiden Modelle besteht darin, dass mit dem elektrischen Ersatzschaltbild im Gegensatz zur „Maxwell-3D“-Simulation keine Feldverdrängungseffekte berücksichtigt werden können. Die Abweichung der Ergebnisse ist deswegen in der Wirkung des Skin-Effekts zu vermuten. Es wäre allerdings zu erwarten, dass sich wie in Kapitel 2.3.2 beschrieben mit zunehmender Blechpakethöhe der Skin-Effekt stärker auswirkt, das Blechpaketinnere zunehmend feldfrei wird und die simulierten und berechneten Verlustwerte mit zunehmender Blechanzahl weiter voneinander abweichen. Zur weiteren Untersuchung ist deswegen der vertikale Stromverlauf im Blechpaket genauer zu betrachten. Bild 5.30 zeigt den Betrag der Stromdichte entlang der vertikalen Linie von einem Blechpaket mit 60 Blechen bei einer magnetischen Flussdichte von 1 T und einer Frequenz von 400 Hz. Offensichtlich treten die globalen Wirbelströme nur in den äußeren Blechen auf. Da in den inneren Blechen des Pakets aber deutlich sichtbar die lokalen Wirbelströme auftreten und damit die magnetische Flussdichte im Paketinneren nachgewiesen ist, ist die Stromverdrängung nicht auf den Skin-Effekt zurückzuführen. Die Verdrängung der globalen Wirbelströme scheint ausschließlich eine charakteristische Eigenschaft des elektrischen Netzwerks zu sein.

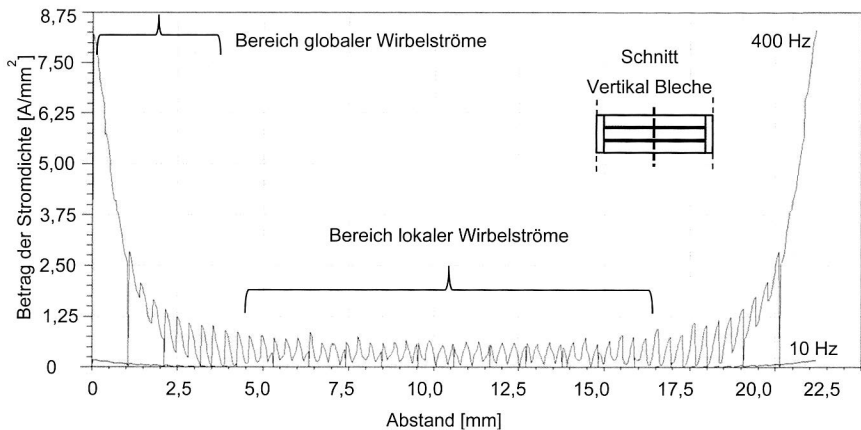


Bild 5.30: Vertikaler Stromdichteverlauf (Betrag) von einem beidseitig verbundenen Blechpaket mit 60 Blechen („Maxwell-3D“)

Zur Bestätigung der Vermutung wurden die Ströme in den Blechen bei verschiedenen Blechpakethöhen durch Anwendung des Ersatzschaltbildes berechnet. Es wurden die elektrischen Netzwerke für die Blechpakethöhen 2, 4, 6, 8, 10, 12, 20, 30, und 60 Bleche mit „Pspice“ bei 400 Hz und 1 T berechnet. Bild 5.31 zeigt die Ströme der einzelnen Blechwiderstände bei den Paketen mit verschiedener Anzahl an Blechen. Zum Vergleich der verschiedenen Blechpakete werden die berechneten Ströme in den Blechwiderständen in einem Diagramm dargestellt. Die Skalierung der x-Achse wird durch das

Blechpaket mit der größten Anzahl an Bleche vorgegeben. Für ein Blechpaket mit z. B. 6 Blechen sind die Stromwerte bei den Blechnummern 28 bis 33 zu finden.

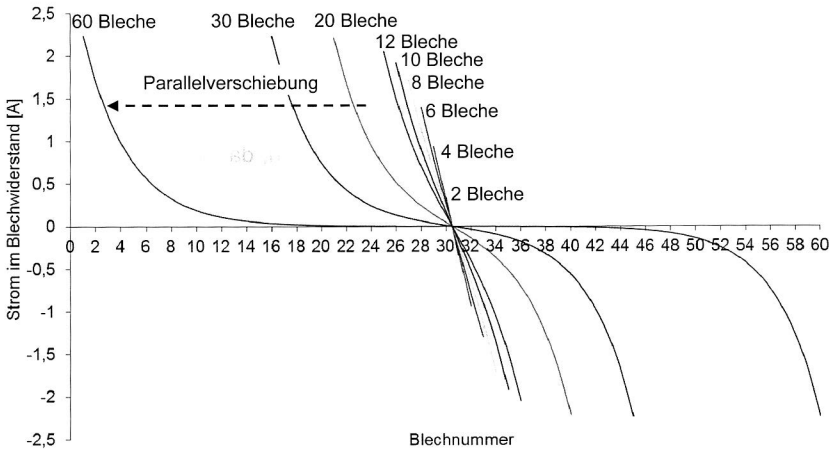


Bild 5.31: Strom in den Blechwiderständen von beidseitig verbundenen Paketen mit verschiedener Blechanzahl (Ersatzschaltbild)

Für Blechpakete bis etwa acht Bleche steigt der Strom in den Blechwiderständen in Abhängigkeit von ihrer Lage im Paket linear an. Dies entspricht dem Verlauf des Stroms in einem langen dünnen Blech ohne Berücksichtigung des Verbindewiderstands wie in Kapitel 2.3.2 beschrieben. Ab zehn Blechen nimmt der Stromverlauf eine gekrümmte Form an, die Widerstände der Verbinderbereiche sind nicht mehr vernachlässigbar. Dies verstärkt sich weiter bis zu dem Paket mit 20 Blechen. Für Pakete mit mehr als 20 Blechen nimmt die Krümmung des Stromverlaufs nicht mehr zu. Ab 20 Blechen ist eine Parallelverschiebung des Graphen in Richtung der x-Achse festzustellen. Der mittlere Bereich des Blechpaketes wird zunehmend wirbelstromfrei. Die lokalen Wirbelströme werden von dem angewendeten elektrischen Ersatzschaltbild nicht erfasst. Dies bedeutet für Pakete mit vielen Blechen, dass der größte Anteil der Verlustleistung in den Verbindern generiert wird, da die meisten Bleche stromlos sind und nicht zur Verlustleistung beitragen. Dies erklärt den Verlauf der spezifischen Blechverlustleistung. Die generierten absoluten Verluste in den Blechen bleiben unabhängig von der Blechanzahl konstant. Da sich die Masse mit zunehmender Anzahl der Bleche aber weiter erhöht, nähert sich der Graph der spezifischen Verlustleistung der Bleche asymptotisch der x-Achse.

Die Ursache der Stromverdrängung ist wie beschrieben in der Eigenschaft des elektrischen Netzwerks zu suchen. Zur weiteren Erklärung der Stromverdrängung sind zwei Fälle zu unterscheiden:

In Fall 1, $U_q > U_{Ver}$, gilt: Ist die induzierte Spannung größer als die Spannung im Verbindewiderstand, kann ein Strom im Blechwiderstand fließen. Die Gleichung der Masche lautet (Bild 5.32):

$$2 \cdot U_{Ver} + 2 \cdot U_{Bl} - 2 \cdot U_q = 0 \quad (5-5)$$

In Fall 2, $U_q = U_{Ver}$, gilt: Steigt der Strom in dem Verbinder auf ein Maß an, das dem Spannungsabfall an den Verbindewiderständen der induzierten Spannung entspricht, kann kein Strom mehr durch die Blechwiderstände fließen, da die resultierende Spannung in der Masche null ergeben muss. Dies ist nur erfüllt, wenn der Spannungsabfall an den Blechwiderständen zu null wird und damit die Bleche stromlos werden. Aus Gleichung 5-5 ergibt sich dann für $U_q = U_{Ver}$:

$$2 \cdot U_{Bl} = 0 \quad (5-6)$$

Der Fall, dass der Spannungsabfall am Verbindewiderstand die induzierte Spannung übersteigt und damit eine Stromrichtungsumkehr im Blechwiderstand auftritt, ist aufgrund der benachbarten und überlagerten Maschen nicht möglich. Der Strom in den Blechen wird quasi in die außen liegenden Blechwiderstände „verdrängt“.

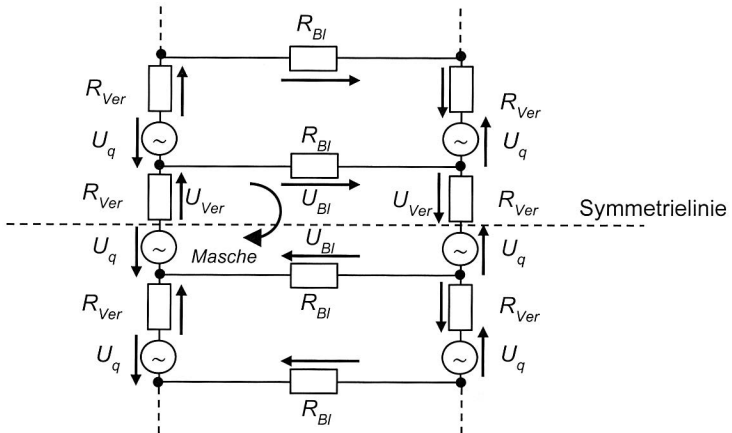


Bild 5.32: Spannungsverhältnisse im elektrischen Ersatzschaltbild

Die Ergebnisse der „PSpice“-Berechnung bestätigen die Vermutung, dass die Stromverdrängung bei Paketen mit vielen Blechen nicht auf den Skin-Effekt, sondern auf die charakteristische Eigenschaft des elektrischen Netzwerkes zurückzuführen ist. Für Blechpakete mit einer großen Anzahl an Blechen liefert deswegen das Ersatzschaltbild eine gute Übereinstimmung der Ergebnisse der Gesamtverlustleitung, da der Skin-Effekt bei der gegebenen Geometrie und der Frequenz von 400 Hz keinen signifikanten Einfluss hat.

Eine Abschätzung, bis zu welcher Frequenz der Skin-Effekt keinen signifikanten Einfluss hat, kann durch Bestimmung der Eindringtiefe (vgl. Gleichung 2-23) erfolgen. Gemäß der Definition kann der Skin-Effekt vernachlässigt werden, wenn die Eindringtiefe δ die Strompfadtiefe übersteigt. Bild 5.33 (a) veranschaulicht die Eindringtiefe für die Anwendung eines elektrisch beidseitig verbundenen Pakets mit einer großen Anzahl an Blechen. Die Höhe des Blechpakets d_{ges} ist in diesem Fall sehr viel größer als seine Breite b . Die Eindringtiefe ist in diesem Fall in x -Richtung anzuwenden.

Zum Vergleich zeigt Bild 5.33 (b) die Eindringtiefe für die Anwendung bei einem einzelnen langen, dünnen Blech, dessen Breite b sehr viel größer als seine Dicke d ist. Es wird deutlich, dass ein an den Kanten elektrisch leitfähig verbundenes Blechpaket für die Bestimmung der Eindringtiefe als ein langes, dünnes Einzelblech mit einem stromführenden Randbereich verstanden werden kann.

Für das Einzelblech kann der Skin-Effekt folglich vernachlässigt werden, wenn $\delta > d/2$. Die mittlere Strompfadtiefe für das Blechpaket wird gemäß der FEM-Darstellung auf $d/3$ geschätzt. Der Skin-Effekt ist dann vernachlässigbar, wenn $\delta > d/3$. Bei einer Frequenz von 400 Hz und einer Permeabilität des Elektroblechs von 1500 beträgt die Eindringtiefe 0,45 mm. Mit $d = 0,35$ mm ist die Bedingung $\delta > d/3$ erfüllt, so dass der Skin-Effekt vernachlässigt werden kann.

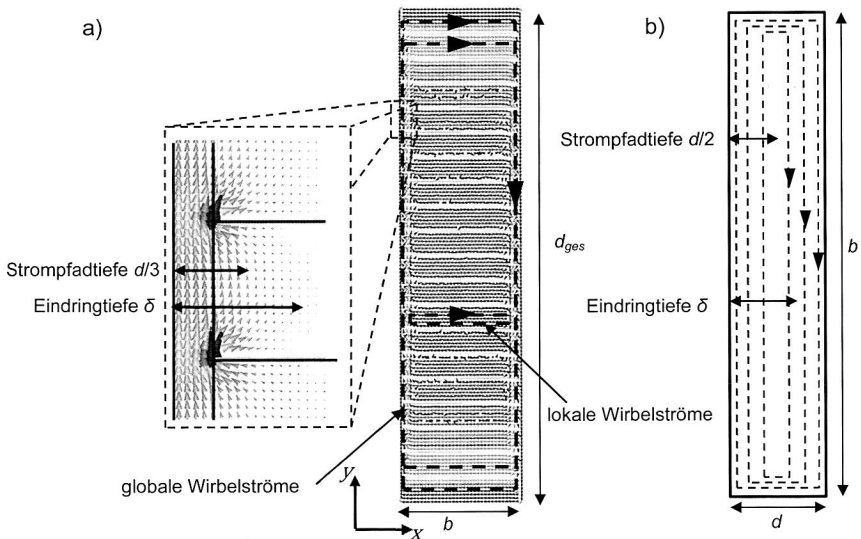


Bild 5.33: Anwendung der Eindringtiefe; a) beidseitig elektrisch verbundenes Blechpaket mit 60 Blechen, b) einzelnes Blech

Für Blechpakete mit einer geringen Anzahl an Blechen ($d_{ges} < b$) ist die Eindringtiefe wie in Bild 5.34 dargestellt in y -Richtung anzuwenden. Da die Wirbelstromcharakteristik bei Paketen mit einer geringen Anzahl an Blechen wie bereits beschrieben den Wirbelstromverläufen eines einzelnen Bleches entspricht, wird in diesem Fall die Strompfadtiefe bereits bei wenigen Blechen größer als die Eindringtiefe, so dass der Skin-Effekt damit relevant wird.

Für Blechpakete mit sehr wenigen Blechen ist der Skin-Effekt folglich zu berücksichtigen und die Anwendung des elektrischen Ersatzschaltbildes liefert ungenauere Verlustwerte als bei Blechpaketen mit einer großen Anzahl an Blechen.

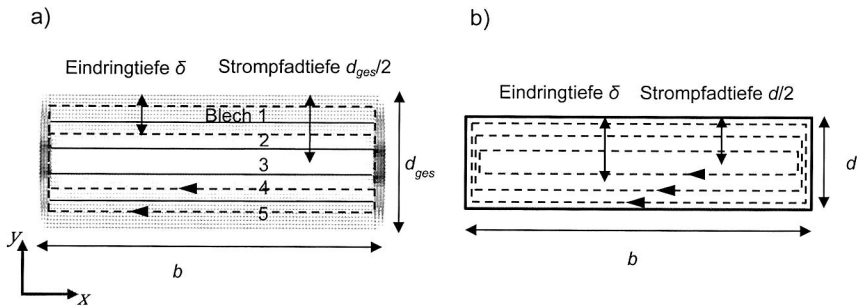


Bild 5.34: Anwendung der Eindringtiefe; a) beidseitig elektrisch verbundenes Blechpaket mit 5 Blechen, b) einzelnes Blech

Abweichung der Verbinder- und Blechverluste:

Die Ursache der Abweichung der Verbinder und Blechverluste der „PSPice“-Ergebnisse zu den „Maxwell-3D“-Ergebnissen für Pakete mit vielen Blechen lässt sich durch die Ausbreitung des Verbinderstroms in die Blechbereiche erklären, wie Bild 5.14 (b) es veranschaulicht. Bei der Berechnung mit „Maxwell-3D“ werden die Stromanteile des Verbinders, die durch das Blechvolumen geführt werden, den Verlusten der Bleche zugerechnet. Aus diesem Grund werden die Blechverluste immer etwas höher und die Verbinderverluste etwas niedriger ausfallen. Bei den Gesamtverlusten kompensieren sich die Zuteilungsfehler zum Teil.

Einfluss der Größe des Verbinder- und des Blechwiderstands:

In einem weiteren Untersuchungsschritt wurde der qualitative und quantitative Einfluss der Größe des Verbinderwiderstands und des Blechwiderstands auf den Verlauf der Graphen der spezifischen Gesamtverlustleistung betrachtet. Bild 5.35 zeigt den Verlauf der mit „PSPice“ berechneten spezifischen Gesamtverluste bei einem Verbinderwiderstand von 0,1 mΩ, 0,24 mΩ und 1 mΩ sowie bei einem Blechwiderstand von 1 mΩ, 6,36 mΩ und 20 mΩ.

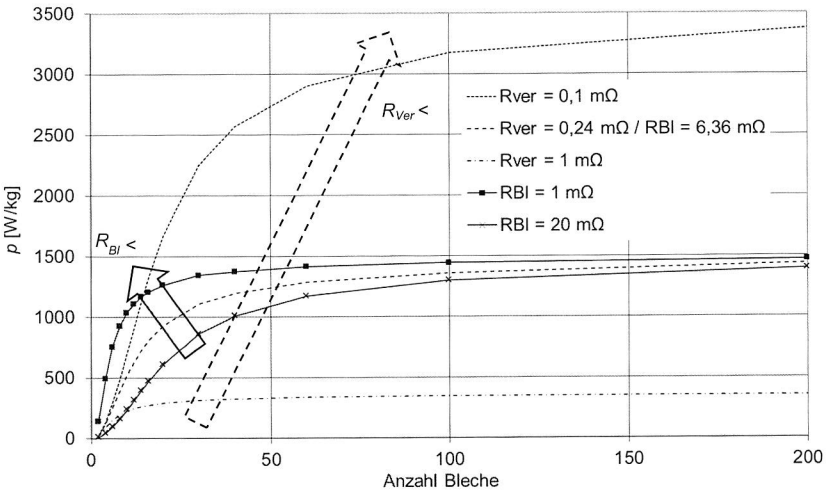


Bild 5.35: Spezifische Gesamtverluste bei Variation der Verbinder- und Blechwiderstände

Es zeigt sich ein starker Einfluss des Verbinderwiderstands auf die spezifischen Gesamtverluste. Eine Verkleinerung des Verbinderwiderstands auf ein Zehntel führt zu einem deutlich steileren Verlauf des Graphen bei wenigen Blechen und zu einer Verlusterhöhung um das Zehnfache im Bereich der Sättigung bei 200 Blechen. Es ist außerdem festzustellen, dass die Sättigung in Richtung einer größeren Anzahl an Blechen verschoben wird. Im Gegensatz dazu hat eine Variation des Blechwiderstandes erwartungsgemäß kaum Einfluss auf die Gesamtverluste im Sättigungsbereich. Wie bereits dargestellt, ist die in den Blechen generierte Verlustleistung im Bereich der Sättigung vernachlässigbar. Lediglich im Bereich von Paketen mit geringer Anzahl an Blechen hat der Blechwiderstand Einfluss auf die Gesamtverlustleistung und auf die Steigung des Graphen.

Vereinfachung der Verlustberechnung:

Für den Bereich der Sättigung lässt sich die Verlustberechnung weiter vereinfachen. Da nahezu die gesamte Verlustleistung in den Nickelverbinder mit hoher elektrischer Leitfähigkeit generiert wird, können die Blechwiderstände im Ersatzschaltbild vernachlässigt werden. Es ergibt sich dann mit der Summe der induzierten Spannungen U_{qges} sowie der Summe sämtlicher Verbinderwiderstände R_{verges} einer Seite für die Berechnung der spezifischen Verlustleistung folgender Zusammenhang:

$$p_{ges} = \frac{U_{qges}^2}{2 \cdot R_{verges} \cdot m_{ges}} \quad (5-7)$$

Für das Beispiel eines beidseitig mit Nickel beschichteten Pakets mit 200 Blechen bei einer magnetischen Flussdichte von 1 T und einer Frequenz von 400 Hz beträgt die berechnete spezifische Verlustleistung 1496 W/kg. Der mit „PSpice“ berechnete Wirbelstromverlust ergab unter Berücksichtigung der Blechwiderstände einen Wert von 1438 W/kg.

Zur vereinfachten Verlustbestimmung kann ebenfalls der bereits vorgestellte Berechnungsansatz nach Gleichung 2-11 angewendet werden. Die Wirbelstromcharakteristik in einem beidseitig verbundenen Blechpaket mit vielen Blechen entspricht dem Verlauf im Volumen eines einzelnen Blechs, allerdings ist das Paket im definierten Koordinatensystem um 90° gedreht (vgl. Bild 2.8). Damit kann der Berechnungsansatz direkt übernommen werden. Die Integrationsgrenzen in x-Richtung sind der Dicke der Nickelbeschichtung entsprechend von d_i nach d_a anzupassen. Bild 5.36 zeigt die geometrische Definition zur Anwendung der Gleichung 2-11.

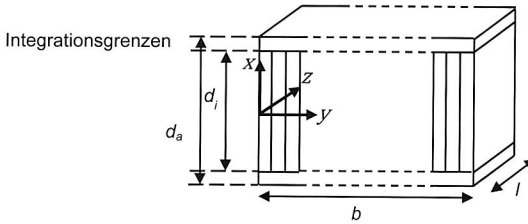


Bild 5.36: Geometrische Definition des beidseitig verbundenen Blechpakets

Basierend auf Gleichung 2-19 ergibt sich durch Integration in alle drei Raumrichtungen mit den Integrationswegen $y: 2b$, $z: l$ und $x: d_i/2$ bis $d_a/2$ für die spezifische Wirbelstromverlustleistung im Verbindervolumen folgender Zusammenhang:

$$p_w = \frac{\sigma_{Ni} \cdot \omega^2 \cdot \hat{B}^2 \cdot b \cdot l \cdot (d_a^3 - d_i^3)}{24 \cdot m_{ges}} \quad (5-8)$$

Für das Beispiel eines beidseitig mit Nickel beschichteten Pakets mit 200 Blechen bei einer magnetischen Flussdichte von 1 T und einer Frequenz von 400 Hz beträgt die nach Gleichung 5-8 berechnete spezifische Verlustleistung 1488 W/kg. Dies entspricht dem mithilfe des Ersatzschaltbildes berechneten Verlustwert. Letztendlich entspricht die Berechnung mit dem Ersatzschaltbild einer Diskretisierung des Berechnungsansatzes nach Gleichung 5-8.

Die im Rahmen der Grundlagenuntersuchung berechneten Verluste gelten für ein mit Nickel beschichtetes Blechpaket einer bestimmten Geometrie. Der Verlauf des Graphen der spezifischen Verlustleistung in Abhängigkeit von der Anzahl der Bleche wird aber generell für beliebige Blechpakete durch die Größe des Blechwiderstandes und des Verbindewiderstandes charakterisiert. Für die Erfassung der Wirbelstromverluste ist entscheidend, in welchem Bereich des Graphen die Verluste bestimmt werden sollen.

Zur Berechnung der durch die Wirkung der Fertigungsverfahren bei Hybrid-Elektromotoren verursachten Verlustleistung ist deswegen individuell die Position des Arbeitspunktes auf dem Verlustgraphen zu bestimmen, um damit die Übertragbarkeit der beschriebenen vereinfachten Berechnung zu prüfen. Generell kann aber davon ausgegangen werden, dass die vereinfachte Verlustberechnung für den Fall $R_{Verger} \gg R_{Bl}$ zuverlässige Ergebnisse liefert. Die verschiedenen Verbindertypen wie Schweißnaht, Stanznabe oder Gehäuse können sich hinsichtlich des Wertes der Verbindertypen signifikant unterscheiden. Zur Bewertung der Bedingung für die vereinfachte Berechnung sollen deswegen die Verbindertypen und Blechverluste für die Untersuchungen mit Elektromotor-Statoren messtechnisch bestimmt werden.

5.3 Messung von beschichteten Ringkernproben

Eine direkte Messung der Wirbelstromverluste ist technisch nicht möglich. Lediglich die gesamten Eisenverluste lassen sich messtechnisch erfassen. Zur Bestimmung der durch die elektrisch leitfähige Verbindung der Blechpaketkanten verursachten Wirbelstromverluste wurden deswegen die Eisenverluste von unbeschichteten und beschichteten Ringkernpaketen gemessen. Die Differenz der gemessenen Werte entspricht den Wirbelstromverlusten aufgrund der elektrisch leitfähigen Verbindung der Blechpaketkanten.

Die Messungen wurden bei einer Frequenz von 400 Hz und einer magnetischen Flussdichte von 1 T durchgeführt. Diese Parameter entsprechen den typischen maximalen korrelierenden Betriebswerten von Elektromotoren für die Hybridanwendung.

5.3.1 Fertigung der Ringkernblechpakete

Die einzelnen Bleche der Ringkernpakete wurden durch das Laserschneidverfahren hergestellt. Zur Paketierung der Ringkerne wurde das Backlackpaketiervorgang angewendet. Die Messmuster weisen somit keine elektrisch leitfähigen Verbindungen aufgrund der Fertigungsverfahren und damit keine globalen Wirbelströme auf. Die ermittelten Eisenverluste dieser Ringkerne dienen als Referenz zur Bestimmung der durch die elektrisch leitfähige Verbindung der Blechpaketkanten verursachten Wirbelstromverluste.

Zur elektrisch leitfähigen Verbindung der Blechpaketkanten wurde wie bereits beschrieben ein galvanisches Verfahren angewendet. Zur Messung der Verluste wurde bei verschiedenen Ringkernmustern einseitig oder beidseitig eine Nickelschicht aufgebracht. Da der Galvanisierungsprozess eine durchgängige elektrische Verbindung der einzelnen Bleche erfordert, wurden die Pakete zuvor mit einer 0,1 mm breiten und tiefen einseitig aufgetragenen Schweißnaht elektrisch verbunden. Die Dicke der Nickelschicht beträgt wie bei den zuvor durchgeführten Simulationen und Berechnungen etwa 0,1 mm. Die Ober- und Unterseite der Ringkernmuster wurden vor dem Galvanisierungsprozess zusätzlich mit einem Maskierungslack beschichtet, um eine umfangreiche Nickelbeschichtung zu verhindern. Bild 5.37 zeigt den Schnitt durch ein beidseitig beschichtetes Ringkernpaket.

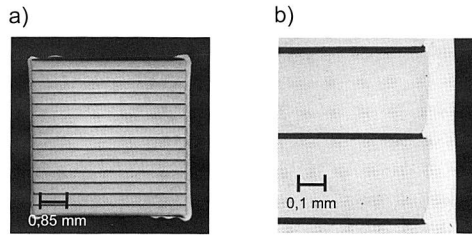


Bild 5.37: Schnittdansicht eines beidseitig beschichteten Ringkernblechpakets mit 14 Blechen; a) Gesamtansicht, b) Detailsicht

Die Schnittdansichten zeigen eine gleichmäßige Nickelschicht mit guter Kontaktanbindung an die Blechkanten und bestätigen damit die Eignung des Galvanisierungsprozesses zur elektrischen Verbindung der Blechpaketkanten.

5.3.2 Messmethode

Zur Messung der Eisenverluste wurde das Elektrobelehmessgerät „MPG 100“ des Herstellers „Dr. Brockhaus Messtechnik“ verwendet. Zur Bestimmung der Verluste ist das Ringkernmuster mit einer Primär- und einer Sekundärwicklung zu versehen. Für beide Wicklungen der Messmuster betrug die gewählte Anzahl der Windungen $N_1 = N_2 = 50$. Durch Bestromung der Primärwicklung wird eine magnetische Flussdichte im Ringkernmuster generiert (vgl. Gleichung 1-3). Die sich zeitlich ändernde magnetische Flussdichte induziert in der Sekundärwicklung eine Spannung. Bild 5.38 zeigt schematisch den Messaufbau.

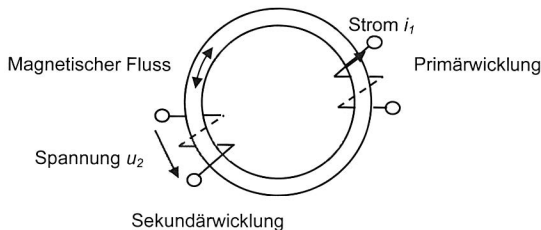


Bild 5.38: Schematischer Messaufbau des Ringkernmusters

Gemäß DIN IEC 60404-2 [75] und DIN IEC 60404-3 [76] ist zur Messung der Eisenverluste eine zeitlich sinusförmige magnetische Polarisation bzw. Flussdichte gefordert. Durch einen Regelkreis des Elektrobelehmessgerätes wird der Primärstrom derart geregelt, dass sich eine sinusförmige induzierte Spannung und damit ein sinusförmiger Verlauf der magnetischen Flussdichte ergeben. Die absoluten Eisenverluste werden unter Verwendung des Primärstromes i_1 , der induzierten Sekundärspannung u_2 und der Periodendauer T nach DIN 50460 [77] wie folgt berechnet:

$$P_{Fe} = \frac{N_1}{N_2} \cdot \frac{1}{T} \int_0^T i_1 \cdot u_2 dt \quad (5-9)$$

Unter Berücksichtigung der jeweiligen, mit einer Präzisionswaage erfassten Masse der Ringkernmusters wird vom Messgerät die spezifische Verlustleistung ausgegeben.

Bild 5.39 zeigt ein bewickeltes und unbewickeltes beidseitig beschichtetes Ringkernblechpaket.

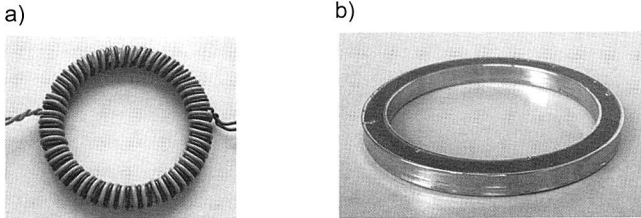


Bild 5.39: Ringkernblechpaket; a) bewickelt b) beidseitig beschichtet, unbewickelt

In einem ersten Messdurchlauf wurden die Eisenverluste von unbeschichteten Ringkernblechpaketen mit einer Anzahl von einem bis 200 Blechen gemessen. Nur wenn sich ein konstanter Wert der spezifischen Verlustleistung unabhängig von der Anzahl der Bleche ergibt, können signifikante Einflüsse der Messtoleranzen von Waage und Elektroblechmessgerät ausgeschlossen werden, was bedeutet, dass das gesamte Messsystem für die Untersuchungen geeignet ist. Bild 5.40 zeigt den Verlauf der gemessenen Verlustwerte von unbeschichteten Paketen mit 1, 2, 3, 5, 10, 20, 40, 100, 140 und 200 Blechen bei einer magnetischen Flussdichte von 1 T und einer Frequenz von 400 Hz. Der Mittelwert aus den gemessenen Werten der Eisenverluste beträgt 32,53 W/kg. Die Verlustwerte weichen über die gesamten Bereiche der Blechanzahl maximal um 0,25 W/kg vom Mittelwert ab. Das Messsystem wurde daraufhin für die weiteren Messungen eingesetzt.

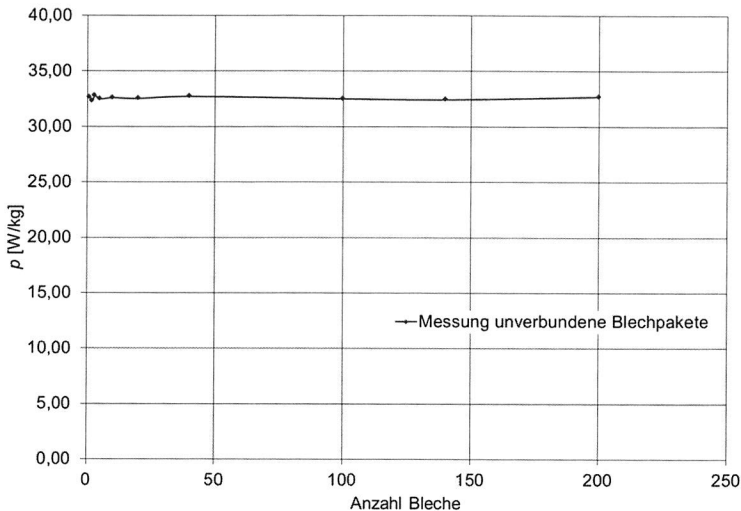


Bild 5.40: Gemessene spezifische Eisenverluste von unverbundenen Ringkernpaketen mit verschiedener Anzahl an Blechen

5.3.3 Messergebnisse

Nach der beschriebenen Messmethode wurden zuerst die Eisenverluste eines unbeschichteten, eines einseitig und eines beidseitig beschichteten Pakets mit 14 Blechen bestimmt. Tabelle 1 zeigt die gemessenen spezifischen Eisenverluste:

Ringkerntyp 14 Bleche	Eisenverluste [W/kg] (400 Hz, 1 T)
unbeschichtet	32,44
einseitig beschichtet	33,39
beidseitig beschichtet	584,70

Tabelle 1: Messergebnisse spezifischer Eisenverluste von Ringkernblechpaketen

Das einseitig beschichtete Blechpaket zeigt im Vergleich zum unbeschichteten Muster einen vergleichbaren Wert der Eisenverluste. Das beidseitig beschichtete Ringkernmuster bestätigt mit einem Verlustwert von 584,70 W/kg die dramatische Verlusterhöhung aufgrund der globalen Wirbelstrombahnen.

Zur weiteren Untersuchung wurden die Eisenverluste von beidseitig beschichteten Paketen mit 2, 3, 5, 6, 7, 8, 9, 10, 12, 14, 20, 30 und 40 Blechen gemessen. Aus verfahrenstechnischen Gründen war eine Herstellung von beschichteten Paketen mit mehr als 40 Blechen nicht möglich. Die ermittelten Messergebnisse der beidseitig beschichteten Blechpakete sind in Bild 5.41 dargestellt. Zum Vergleich sind im Diagramm ebenfalls die

FEM- sowie die Ersatzschaltbild-Ergebnisse aufgetragen. Eine Aufteilung der Messergebnisse in Verbindungs- und Blechverluste ist nicht möglich.

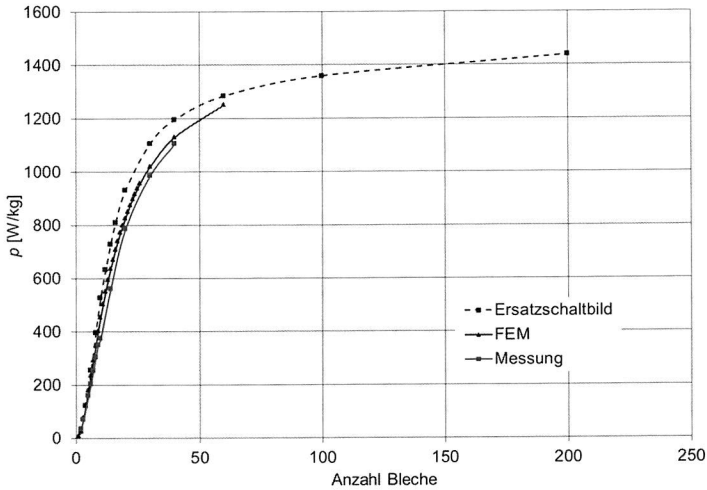


Bild 5.41: Spezifische Wirbelstromgesamtverluste, Messung, Simulation und Berechnung

Ein Vergleich der Messwerte der Gesamtverluste zeigt eine gute Übereinstimmung mit den simulierten und berechneten Werten. Es gibt keine Anzeichen dafür, dass der Verlauf des Graphen für Pakete mit mehr als 40 Blechen grundlegend vom simulierten und berechneten Verlauf abweichen wird.

Insgesamt liegen die Messwerte allerdings etwas niedriger als die simulierten und berechneten Werte. Dies kann durch die Toleranz der Dicke der Nickelschicht erklärt werden. Generell bestätigt die Messung aber die vorangegangenen Ergebnisse und Interpretationen der Wirbelstromcharakteristik in Blechpaketen deren Kanten elektrisch leitfähig verbunden sind.

6 Bestimmung der durch Fertigungsverfahren verursachten Wirbelstromverluste von Ringkernblechpaketen

Nach Durchführung der Grundlagenuntersuchungen wurden in einem weiteren Schritt die durch die Wirkung der angewendeten Fertigungsverfahren verursachten Wirbelstromverluste betrachtet. Es wurde dazu die bereits vorgestellte Probengeometrie der Ringkernblechpakete eingesetzt, die für diesen Zweck schweiß- und stanzpaketiert wurden. Außerdem wurden Ringkerne mit gestanzten Blechen, die einen starken Stanzgrat aufweisen, gefertigt. Als Referenz dienen wie bei den Grundlagenuntersuchungen die spezifischen Verluste eines jeweils gefertigten Ringkernblechs. Die Differenz der spezifischen Verluste von Referenzblech und des mit dem jeweiligen Fertigungsverfahren hergestellten Blechpakets entspricht den durch den eingesetzten Fertigungsprozess verursachten Wirbelstromverlusten. Zur Erfassung des qualitativen Wirbelstromverlaufs sowie zur Bestimmung der Verluste wurden FEM-Simulationen, Berechnungen mit dem Ersatzschaltbild sowie Messungen durchgeführt. [78]

Die Untersuchungen wurden wieder bei einer Frequenz von 400 Hz und einer magnetischen Flussdichte von 1 T durchgeführt.

6.1 Schweißpaketierung

Zur Untersuchung des Einflusses der Schweißpaketierung auf die Wirbelstromverluste wurden jeweils sechs Nähte durch das Laserschweißverfahren auf der Innenseite und auf der Außenseite der Ringkerne paarweise aufgebracht. Die Weite der im Abstand von 60° aufgetragenen Schweißnähte beträgt jeweils $w_{Schw} = 0,3 \text{ mm}$ und die Dicke beträgt $d_{Schw} = 0,1 \text{ mm}$. Für die Abmessungen der Schweißnähte wurden sehr kleine Werte gewählt, um den thermischen Einfluss des Schweißprozesses auf das Metallgefüge und damit auf die Hystereseverluste des Ringkerns zu minimieren. Bild 6.1 zeigt schematisch den Aufbau der Ringkerne mit den Schweißnähten.

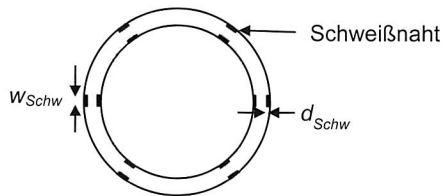


Bild 6.1: Ringkernmuster mit paarweise angeordneten Schweißnähten

6.1.1 FEM-Simulation

Zur Untersuchung der Schweißpaketierung wurde ein FEM-Modell des Ringkerns erstellt. In einem Segment mit einer Länge von 7 mm wurde wie zuvor im Rahmen der Grundlagenuntersuchungen zur zuverlässigen Darstellung und Berechnung der Wirbelströme eine hohe Netzdichte eingestellt. Bild 6.2 zeigt beispielhaft ein Segment des

FEM-Ringkern-Modells mit fünf Blechen und den zwei gegenüberliegenden Schweißnähten. Für das Volumen einer Schweißnaht wurden die gleichen magnetischen und elektrischen Kennwerte wie für die Bleche gewählt. Die elektrische Leitfähigkeit des geschmolzenen Elektroblechmaterials wird durch den Schweißprozess nicht beeinflusst. Die durch den Schweißprozess eingebrachte Wärme wird im Bereich der Einflusszone allerdings durchaus Auswirkung auf die Permeabilität haben, jedoch ist anzunehmen, dass die veränderte Permeabilität und das damit beeinflusste Hystereseverlustverhalten bezogen auf das gesamte Volumen des Ringkernsegments vernachlässigbar ist.

Zwischen Blechen und Schweißnaht wurde eine vollständige elektrische Verbindung modelliert. In Bild 6.2 wird außerdem die Definition der Schnittansicht für die im Folgenden aufgeführten Wirbelstromansichten dargestellt.

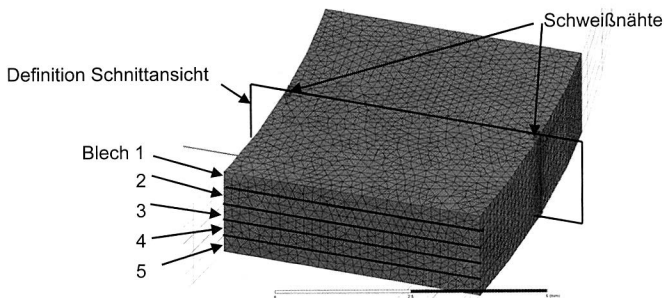


Bild 6.2: Finite-Elemente-Modell, fünf Bleche mit Schweißnähten, Vernetzung und Definition der Schnittansicht

Die Wirbelstromverläufe in der zuvor definierten Schnittansicht des geschweißten Blechpakets sind in Bild 6.3 (a) dargestellt. Es zeigt sich eine große globale Wirbelstromschleife über den gesamten Blechpaketquerschnitt. In den Schweißnähten ist die Wirbelstromdichte am höchsten, da die Summe sämtlicher globaler Wirbelströme durch die Schweißnähte geführt wird. Die lokalen Wirbelströme sind aufgrund der Skalierung in dieser Ansicht nicht dargestellt.

Es ist außerdem zu sehen, dass die globalen Wirbelströme in den Schweißnähten nicht auf das Volumen der Schweißnähte begrenzt sind, sondern auch teilweise durch das Blechvolumen geführt werden, wie es in Bild 6.3 (b) zu sehen ist. In den Verbinderbereichen zwischen den Blechen tritt demzufolge eine deutlich höhere Stromdichte auf, da die gesamten globalen Wirbelströme in diesem Bereich nur durch den Verbinder geführt werden.

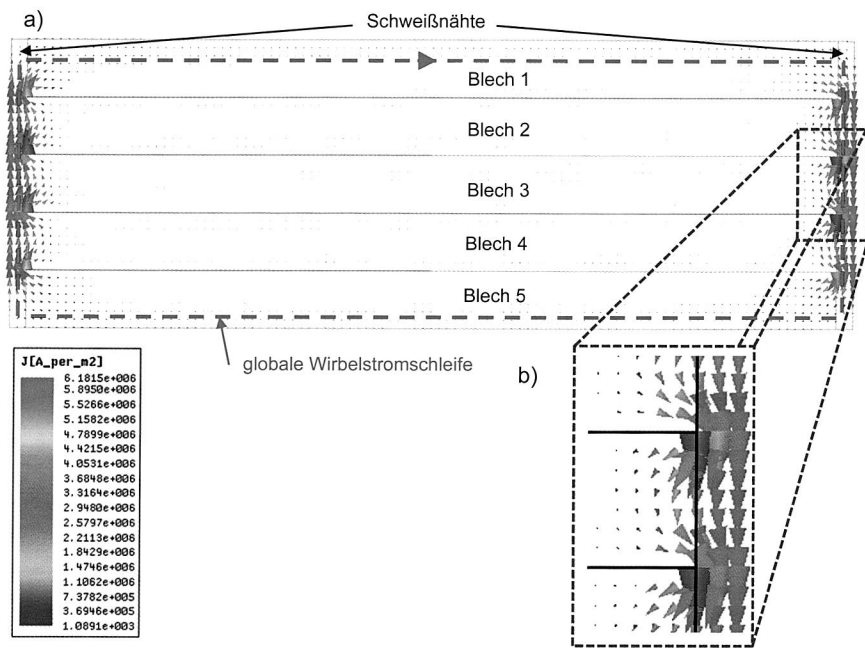


Bild 6.3: Schnittansicht schweißpaketiertes Paket mit fünf Blechen: Wirbelstromdichte / Richtung, 400 Hz / 1 T; a) gesamter Querschnitt, b) Detailansicht

Die Wirbelstromdichte und Richtung des geschweißten Stapels in der Draufsicht des Blechs 1 wird in Bild 6.4 gezeigt. Die Wirbelstromdichte nimmt kreisförmig mit größer werdendem Abstand von der Schweißnaht ab, bis die Wirbelstromdichte schließlich in der Mitte zwischen den Schweißnähten auf den Wert der lokalen Wirbelstromdichte abgesunken ist.

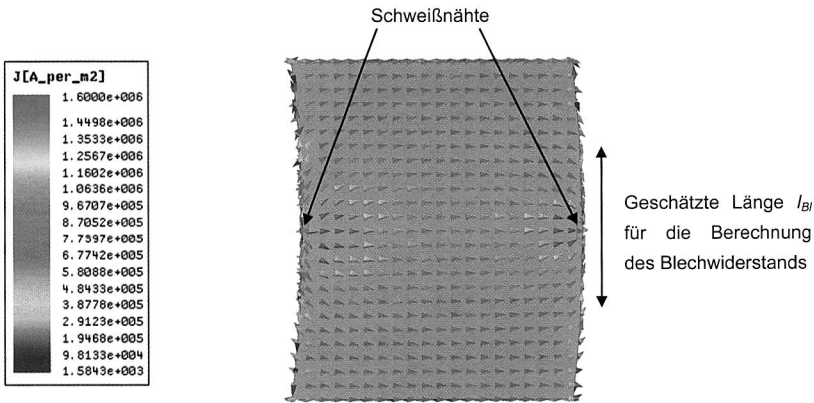


Bild 6.4: Draufsicht Blech 1 schweißpaketiertes Paket: Wirbelstromdichte / Richtung, 400 Hz / 1 T

6.1.2 Anwendung des entworfenen Ersatzschaltbildes

Zur Bestimmung der durch die Schweißpaketierung verursachten Wirbelstromverluste wurde das vorgestellte elektrische Ersatzschaltbild angewendet. Die Komponenten des Ersatzschaltbildes wurden dafür wie folgt bestimmt.

Spannungsquellen U_q :

Der Effektivwert der induzierten Spannung U_q lässt sich gemäß der folgenden Gleichung bestimmen:

$$U_q = \frac{\hat{B}}{\sqrt{2}} \cdot b \cdot d \cdot \omega \cdot \frac{1}{2} \quad (6-1)$$

Die Weite entspricht in diesem Fall der Blechpaketbreite b von 5 mm. Die Höhe der Spannungsschleife entspricht wieder wie in Bild 6.5 gezeigt der Dicke d eines Einzelblechs von 0,35 mm.

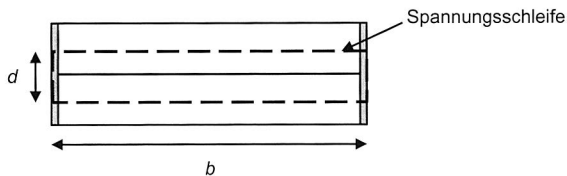


Bild 6.5: Schweißpaketiertes Paket mit zwei Blechen, Maße der Spannungsschleife

Bei einer Frequenz von 400 Hz und einer magnetischen Flussdichte von 1 T ergibt sich eine induzierte Spannung von 1,55 mV.

Blechwiderstände R_{Bl} :

Der Blechwiderstand R_{Bl} wurde wie folgt bestimmt:

$$R_{Bl} = \frac{b}{\sigma_{Bl} \cdot d \cdot l_{Bl}} \quad (6-2)$$

Der Ansatz nach Gleichung 6-2 setzt für eine exakte Berechnung eine homogene Stromverteilung im Blechwiderstand voraus. Dies ist wie in Bild 6.4 gezeigt, nicht der Fall, jedoch ist davon auszugehen, dass diese Vereinfachung keinen signifikanten Einfluss auf die Verlustberechnung hat, da bei Paketen mit einer großen Anzahl an Blechen der größte Anteil der Verluste in den Verbinderwiderständen generiert wird. Mit einer Breite des Blechwiderstandes von $b = 5$ mm, einer Dicke von $d = 0,35$ mm und einer aus Bild 6.4 geschätzten Länge des Blechwiderstandsegments von $l_{Bl} = 3,5$ mm beträgt der Blechwiderstand 1,81 mΩ. Die Länge des Blechwiderstandsegments entspricht der geometrischen Abmessung, bei der der Wirbelstromwert gemäß Simulationsergebnis gerade den Betrag des lokalen Wirbelstroms ohne Verbindung durch die Schweißnähte annimmt. Bild 6.6 zeigt die Abmessungen des Blechwiderstandes.

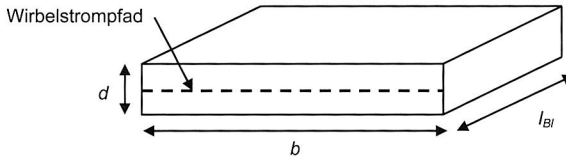


Bild 6.6: Schweißpaketierung, Maße des Blechwiderstands

Verbinderwiderstände R_{Ver} :

Die Berechnung der Verbinderwiderstände kann nach folgender Gleichung erfolgen:

$$R_{Ver} = \frac{l_{Schw}}{\sigma_{Bl} \cdot d_{Schw} \cdot w_{Schw}} \quad (6-3)$$

Der Berechnungsansatz geht dabei vereinfachend davon aus, dass sämtliche globale Wirbelströme durch die Schweißnaht geführt werden. Dies ist bei der Interpretation der Ergebnisse zu berücksichtigen und gegebenenfalls ist der Verbinderwiderstand anzupassen. Bild 6.7 zeigt die Abmessung des Verbinderwiderstands. Mit einer Weite der Schweißnaht von $w_{Schw} = 0,3$ mm, einer Länge von $l_{Schw} = 0,35$ mm und einer Dicke der Schweißnaht von $d_{Schw} = 0,1$ mm ergibt sich ein Verbinderwiderstand von 5,19 mΩ.

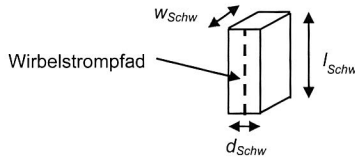


Bild 6.7: Schweißpaketierung, Maße des Verbinderwiderstands

Basierend auf den bestimmten Werten wurde die Verlustleistung des Netzwerkes für Pakete von zwei bis 20 Bleche mit dem Berechnungswerkzeug „PSPice“ bestimmt. Die analytische Berechnung erfasst ausschließlich die globalen Wirbelströme und die berechneten Werte werden direkt im Diagramm dargestellt. Bild 6.8 zeigt die spezifischen Verluste in Abhängigkeit von der Anzahl der Bleche der verschiedenen Pakete. Zum Vergleich sind in dem Diagramm ebenfalls die Ergebnisse der FEM-Simulation dargestellt. Da die FEM-Ergebnisse auch die lokalen Wirbelstromverluste beinhalten, wurde zur Vergleichbarkeit die spezifische Verlustleistungsdifferenz zu einem Blech bestimmt und dargestellt. Die Verlustdiagramme zeigen somit die zusätzliche spezifische Wirbelstromverlustleistung aufgrund der beidseitigen Schweißpaketierung.

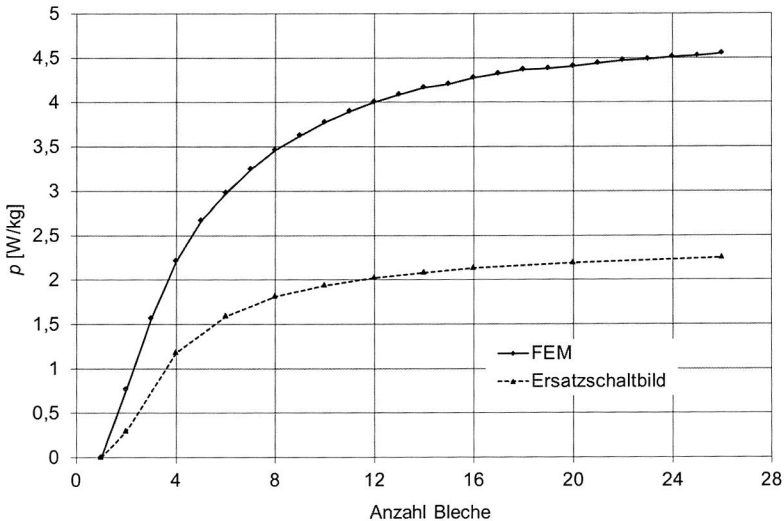


Bild 6.8: Durch die Schweißpaketierung (6 Schweißnahtpaare) verursachte spezifische Verlustleistung in Abhängigkeit von der Anzahl der Bleche

Es ist der charakteristische Sättigungsverlauf der spezifischen Verluste zu erkennen. Die mit dem Ersatzschaltbild berechneten Werte liegen allerdings deutlich unter denen

der FEM-Simulation. Die Abweichung kann durch die einfache Berechnung des Verbindewiderstands erklärt werden. Es wurde dabei angenommen, dass der gesamte globale Wirbelstrom durch den Verbindewiderstand geführt wird. Wie in Bild 6.3 (b) dargestellt, wird der globale Wirbelstrom aber auch durch weite Bereiche des Bleches geführt. Daraus resultiert ein niedrigerer wirksamer Verbindewiderstand und damit höhere Wirbelstromverluste. Messungen des Widerstands eines Blechpakets mit einer Schweißnahtverbindung haben gezeigt, dass der tatsächliche Wert des Verbindewiderstands etwa dem 0,48-fachen Wert des berechneten Widerstandes entspricht.

6.1.3 Messung der Verlustleistung

Die Messung der Eisenverluste P_{Mess} wurde für Ringkernmuster mit jeweils sechs Schweißnahtpaaren von zwei bis zu 20 Blechen durchgeführt. Als Referenz wurden die Eisenverluste von einem einzelnen Blech P_{Ref} bestimmt. Die durch ein Schweißnahtpaar verursachten Wirbelstromverluste P_{Schw} berechnen sich dann für Ringkerne mit sechs Schweißnahtpaaren und der Blechanzahl n wie folgt:

$$P_{Schw} = \frac{P_{Mess} - P_{Ref} \cdot n}{6} \quad (6-4)$$

Bild 6.9 zeigt die Messergebnisse der durch ein Schweißnahtpaar verursachten absoluten Wirbelstromverluste im Vergleich zu den FEM- und Ersatzschaltbild-Ergebnissen sowie die Ersatzschaltbild-Ergebnisse mit einem auf den 0,48-fachen reduzierten Wert des Verbindewiderstands ($R_{Ver} = 2,49 \text{ m}\Omega$).

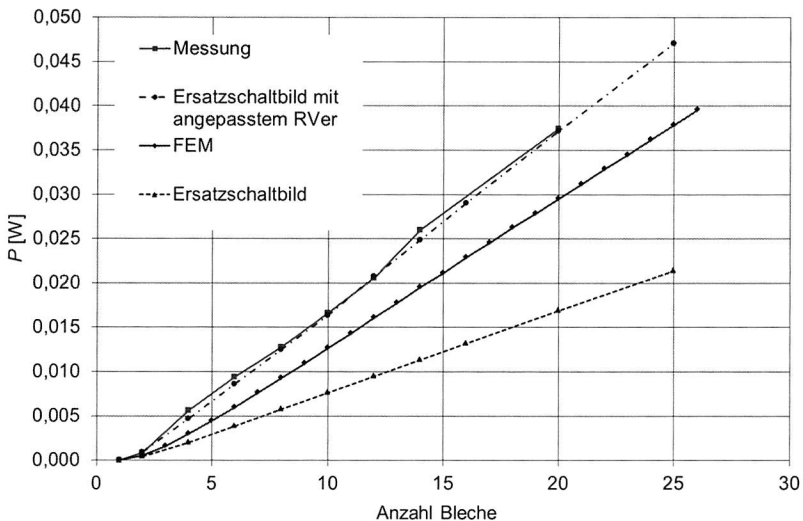


Bild 6.9: Durch ein Schweißnahtpaar verursachte absolute Verlustleistung in Abhängigkeit von der Anzahl der Bleche, Messung, FEM-Simulation und Berechnung Ersatzschaltbild

Deutlich sichtbar ist der lineare Verlauf der Wirbelstromverlustleistung in Abhängigkeit von der Anzahl der Bleche für Pakete mit vielen Blechen. Die Messergebnisse bestätigen den generellen Verlauf der simulierten und berechneten Verlustkennlinien. Die deutlichen Abweichungen zwischen gemessenen und simulierten Werten lassen sich durch die tatsächlichen Abmessungen der Schweißnaht erklären. Eine exakte Fertigung der Schweißnaht gemäß der in Bild 6.7 spezifizierten Maße war nicht möglich. So führt eine geringfügig größere Schweißnaht zu einem niedrigeren Verbindewiderstand und zu entsprechend höheren Wirbelstromverlusten. Die berechneten Verlustwerte mit dem angepassten Verbindewiderstand der Schweißnaht zeigen neben dem guten qualitativen Verlauf des Graphen auch eine deutliche verbesserte quantitative Übereinstimmung mit den simulierten Werten.

6.2 Schweißpaketierung und Montage

Wie bereits beschrieben, werden die Blechpakete meist in ein elektrisch leitfähiges Gehäuse eingepresst. Zur Bestimmung der Wirbelstromverluste, die sich aus der Kombination von Schweißpaketierung und der Montage in ein Gehäuse ergeben, wurden die geschweißten Ringkerne in einem weiteren Fertigungsschritt auf der Innenseite mit Nickel beschichtet. Die Nickelbeschichtung stellt die elektrische Verbindung durch ein Stahl- oder Aluminiumgehäuse dar. Die Innenseite wurde anstatt der Außenseite aufgrund von Fertigungsgründen des Beschichtungsverfahrens gewählt. Auf den grundlegenden Wirbelstromverlauf hat dies aber keinen signifikanten Einfluss. Bild 6.10 zeigt schematisch den Aufbau der Ringkerne mit den Schweißnähten und der Nickelbeschichtung. Die Dicke der Nickelschicht beträgt wie zuvor bei den Grundlagenuntersuchungen 0,1 mm.

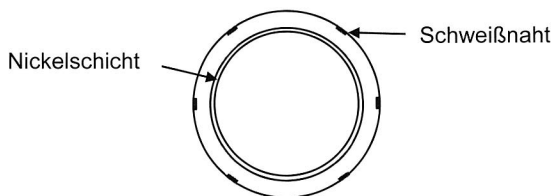


Bild 6.10: Ringkernmuster mit Schweißnähten und Nickelbeschichtung

6.2.1 FEM-Simulation

Bild 6.11 zeigt das Segment des FEM-Modells des schweißpaketierten Ringkerns mit der Nickelbeschichtung auf der Innenseite für ein Beispiel eines Stapels mit fünf Blechen sowie die Definition der Schnittansicht der folgenden Wirbelstromansicht.

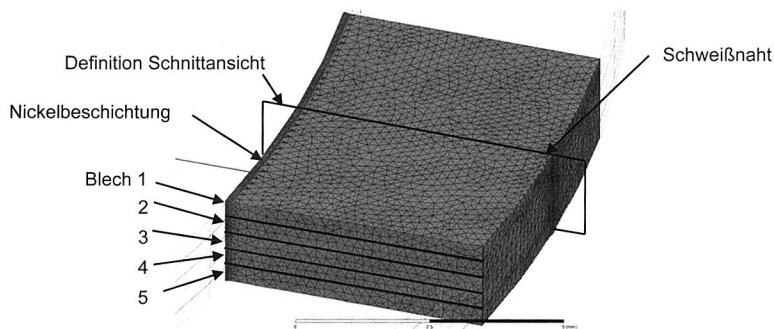


Bild 6.11: Finite-Elemente-Modell, fünf Bleche mit Schweißnaht und Nickelbeschichtung, Vernetzung und Definition der Schnittansicht

Die Wirbelstromverläufe der definierten Schnittansicht des geschweißten und nickelbeschichteten Blechpakets sind in Bild 6.12 dargestellt. Wie zuvor bei den beidseitig geschweißten Blechpaketen sind große globale Wirbelstromschleifen über den gesamten Querschnitt zu sehen. Die Wirbelstromdichte ist jedoch auf der nickelbeschichteten Seite deutlich niedriger als auf der geschweißten Seite. Dies ist durch das deutlich größere Volumen der Nickelverbinder zu erklären, auf das sich die globalen Wirbelströme verteilen. Der niedrige Verbinderwiderstand der Nickelschicht ist außerdem die Ursache für die höheren Werte der Wirbelstromdichte im Vergleich zu dem beidseitig geschweißten Blechpaket, da der Gesamt Widerstand der Wirbelstrombahnen dadurch niedriger ausfällt. Die lokalen Wirbelströme sind in der Grafik Bild 6.12 aufgrund der gewählten Skalierung nicht dargestellt.

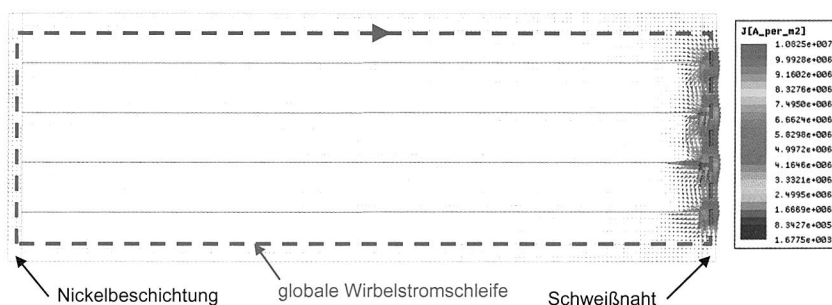


Bild 6.12: Schnittansicht schweißpaketiertes und nickelbeschichtetes Paket mit fünf Blechen: Wirbelstromdichte / Richtung, 400 Hz / 1 T

Bild 6.13 zeigt die Wirbelstromcharakteristik des geschweißten und nickelbeschichteten Blechpakets in der Draufsicht. Deutlich ist die hohe Wirbelstromdichte im Bereich der Schweißnaht zu sehen. Die Wirbelstromdichte nimmt mit zunehmendem Abstand von der Schweißnaht halbkreisförmig ab, bis sie schließlich auf den Wert der lokalen Wirbelstromdichte absinkt. Da die globalen Wirbelströme über die gesamte Nickelbeschichtung entlang des Umfangs geführt werden, ist keine erhöhte Wirbelstromdichte im Bereich der Nickelschicht sichtbar.

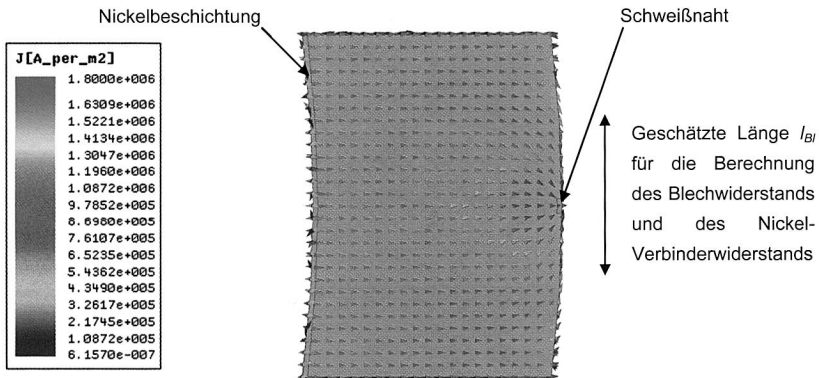


Bild 6.13: Draufsicht Blech 1 schweißpaketiertes und nickelbeschichtetes Paket: Wirbelstromdichte / Richtung, 400 Hz / 1 T

6.2.2 Anwendung des entworfenen Ersatzschaltbildes

Zur Bestimmung der durch die Schweißpaketierung verursachten Wirbelstromverluste wurde das vorgestellte elektrische Ersatzschaltbild angewendet. Die Komponenten des Ersatzschaltbildes wurden dafür wie folgt bestimmt.

Spannungsquellen U_q :

Der Effektivwert der induzierten Spannung U_q lässt sich aus den Berechnungen des beidseitig geschweißten Blechpakets mit einer Spannungsschleife über die gesamte Weite des Blechpaketquerschnitts übernehmen (vgl. Kapitel 6.1.2). Bei einer Frequenz von 400 Hz und einer magnetischen Flussdichte von 1 T ergibt sich damit eine induzierte Spannung von 1,55 mV.

Blechwiderstände R_{BI} :

Der Blechwiderstand R_{BI} kann ebenfalls aus den Überlegungen des Kapitels 6.1.2 übernommen werden. Der Blechwiderstand beträgt folglich 1,81 mΩ.

Verbinderwiderstände R_{Ver}

Für den Fall der schweißpaketierte Ringkerne mit einseitiger Nickelbeschichtung sind zwei verschiedene Verbinderwiderstände zu unterscheiden. Für den Verbinderwiderstand der Schweißnaht kann wieder der Wert von 5,19 mΩ bzw. 2,49 mΩ gemäß den Berechnungen und Messungen in Kapitel 6.1.2 übernommen werden. Für die beschichtete Seite lässt sich der Verbinderwiderstand mit der aus Bild 6.13 geschätzten Länge des Blechwiderstands l_{Bl} und den nach Bild 5.24 definierten Größen der Nickelbeschichtung gemäß folgender Gleichung berechnen:

$$R_{Ver} = \frac{d}{\sigma_{Ni} \cdot b_{Ni} \cdot l_{Bl}} \quad (6-5)$$

Es ergibt sich für den Nickel-Verbinderwiderstand ein Wert von 0,069 mΩ.

6.2.3 Messung der Verlustleistung

Die Messung der Eisenverluste P_{Mess} wurde für Ringkernmuster mit jeweils sechs Schweißnähten von einem bis zu 20 Blechen durchgeführt. Als Referenz wurden die Eisenverluste von einem einzelnen beschichteten Blech P_{Ref} bestimmt. Die zusätzliche Verlustleistung wurde wieder nach Gleichung 6-4 berechnet. Bild 6.14 zeigt die gemessene zusätzliche absolute Verlustleistung im Vergleich zu den FEM- und Ersatzschaltbild-Ergebnissen.

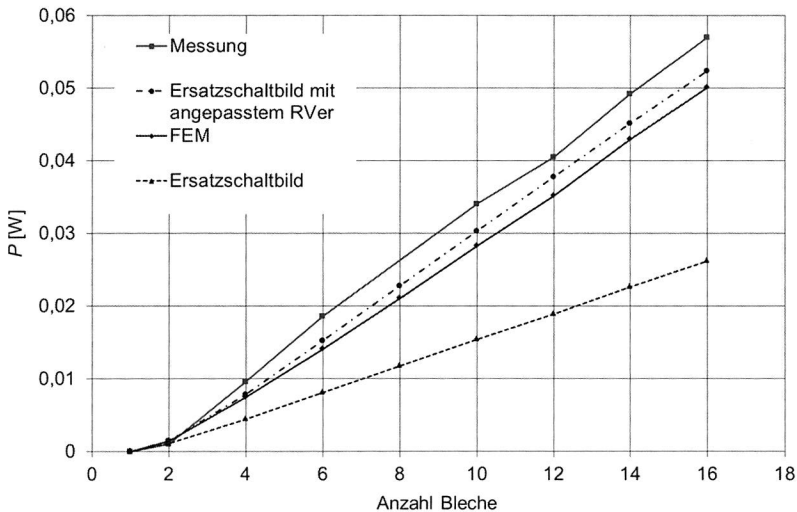


Bild 6.14: Durch eine Schweißnaht und die Nickelbeschichtung verursachte absolute Verlustleistung in Abhängigkeit von der Anzahl der Bleche, Messung, FEM-Simulation und Berechnung Ersatzschaltbild

Die Messergebnisse bestätigen den generellen Verlauf der simulierten und berechneten Verlustkennlinien. Wie bei Ergebnissen der Muster mit den beidseitig aufgetragenen Schweißnähten sind aber deutliche Abweichungen zwischen den berechneten und den gemessenen bzw. simulierten Ergebnissen sichtbar. Dies lässt sich wieder durch den tatsächlichen Stromverlauf in den Verbinderbereichen erklären, da der Verbinderstrom auch durch das Volumen der Bleche geführt wird.

Insgesamt liegen die absoluten Verluste etwa doppelt so hoch wie bei den beidseitig geschweißten Mustern. Dies lässt sich durch den sehr niedrigen Verbindewiderstand der Nickelschicht im Vergleich zu den Verbindewiderständen der Schweißnaht erklären. Nahezu die gesamte Verlustleistung wird folglich in der einen Schweißnaht generiert. Bei gleicher induzierter Spannung und nur einer Schweißnaht ergibt sich damit die doppelte Verlustleistung.

6.3 Stanzpaketierung

Zur Untersuchung des Einflusses der Stanzpaketierung auf die Wirbelstromverluste wurden Ringkernbleche mit jeweils vier rechteckigen Stanznoppen im Abstand von 90° gefertigt und zu Paketen gestapelt. Die Abmessungen der Stanznoppen weisen dabei folgende Werte auf: Länge $l_{Sn} = 4$ mm, Weite $w_{Sn} = 1,2$ mm und Dicke $d_{Sn} = 0,15$ mm. Bild 6.15 zeigt schematisch den Aufbau der Ringkerne mit den Stanznoppen.

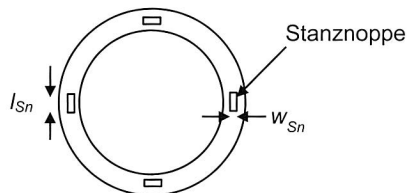


Bild 6.15: Ringkernmuster mit Stanznoppen

6.3.1 FEM-Simulation

Zur Erfassung der durch die Stanzpaketierung verursachten Wirbelströme wurde ein FEM-Modell des Ringkerns erstellt. In einem Segment mit einer Länge von 7 mm wurde wie zuvor im Rahmen der Grundlagenuntersuchungen zur zuverlässigen Darstellung und Berechnung der Wirbelströme eine hohe Netzdichte eingestellt. Bild 6.16 zeigt beispielhaft ein Segment des FEM-Ringkern-Modells mit fünf Blechen und einer Reihe Stanznoppen. Zwischen den Längskanten einer Stanznopp und dem darunterliegenden Blech wurde jeweils eine vollständige elektrische Verbindung modelliert. In Bild 6.16 wird außerdem die Definition der Schnittansicht für die im Folgenden aufgeführten Wirbelstromansichten dargestellt.

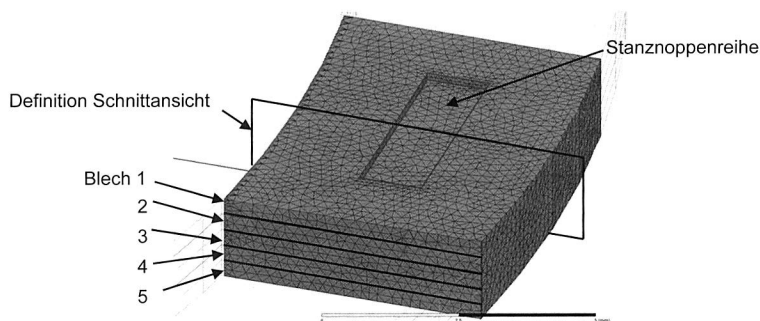


Bild 6.16: Finite Elemente Modell, fünf Bleche mit einer Reihe Stanznoppen, Vernetzung und Definition der Schnittansicht

Die Wirbelstromverläufe in der zuvor definierten Schnittansicht des stanzpaketierten Blechpakets sind in Bild 6.17 dargestellt. Es zeigen sich globale Wirbelstromschleifen zwischen den Stanznoppenkanten. In dem Bereich zwischen den Stanznoppenkanten der Bleche 1 und 5 sind nur globale Wirbelströme sichtbar, in den Blechen 2 und 4 ist eine Überlagerung von globalen und lokalen Wirbelstromanteilen zu sehen, da beide Stromrichtungen innerhalb der Bleche auftreten. Das mittlere Blech 3 führt nur lokale Wirbelströme und ist in seinem Zentrum wirbelstromfrei. In den äußeren Bereichen links und rechts der Stanznoppen treten nur die regulären lokalen Wirbelströme auf. Diese Bereiche sind offensichtlich nicht von der elektrischen Verbindung der Bleche durch die Stanznuppe betroffen, lediglich der Bereich zwischen den Stanznoppenkanten zeigt eine veränderte Wirbelstromcharakteristik und generiert zusätzliche Wirbelstromverlustleistung.

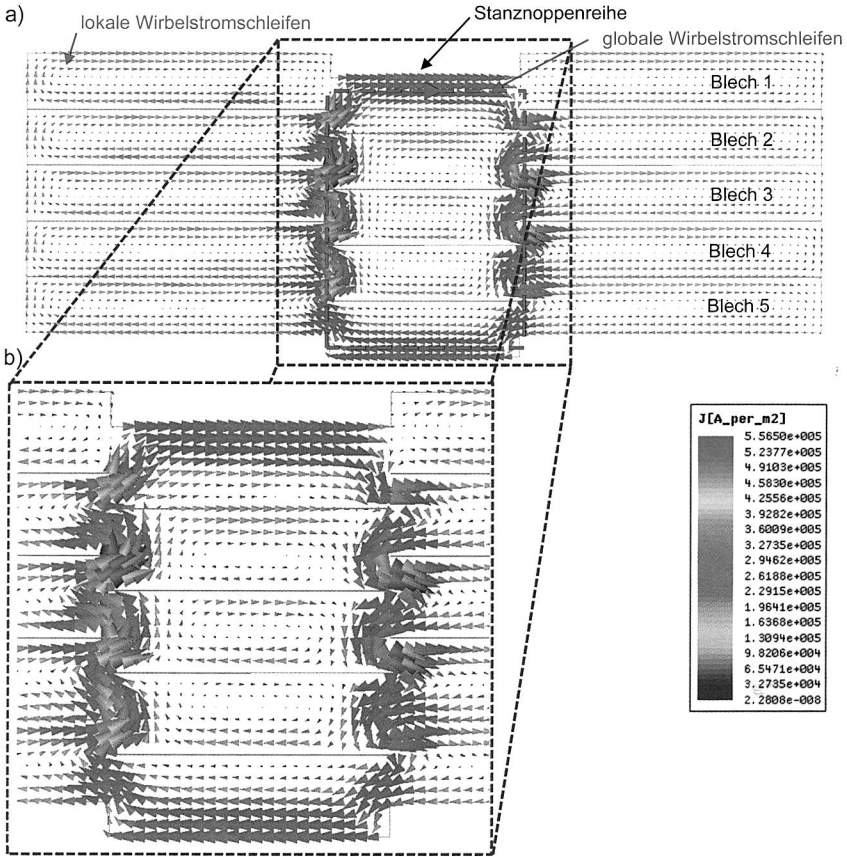


Bild 6.17: Schnittansicht stanzpaketiertes Paket mit fünf Blechen: Wirbelstrom-dichte/Richtung, 400 Hz / 1 T a) gesamter Querschnitt, b) Detailsicht

Die Wirbelstromdichte und Richtung des stanzpaketierten Stapels in der Draufsicht des Bleches 1 wird in Bild 6.18 gezeigt. Die Wirbelstromdichte ist zwischen den Kanten der Stanznuppe deutlich höher als in den äußeren Bereichen links und rechts der Stanznuppe. Es zeigt sich außerdem eine leicht erhöhte Wirbelstromdichte in den außerhalb der Stanznuppe angrenzenden Bereichen der kurzen Seiten der Stanznuppe.

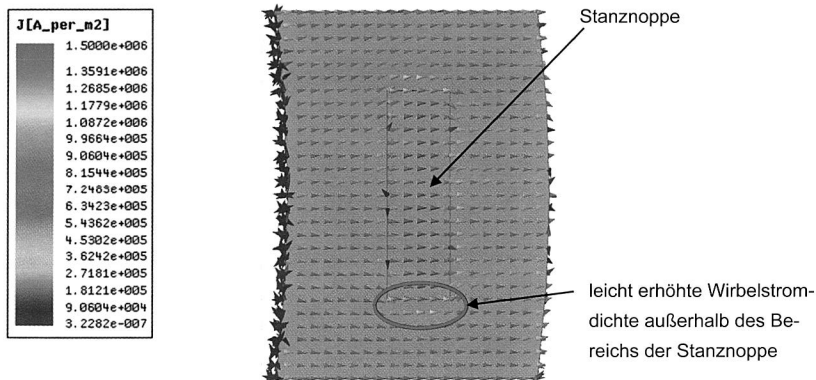


Bild 6.18: Draufsicht Blech 1 stanzpaketiertes Paket: Wirbelstromdichte / Richtung, 1000 Hz / 1 T

6.3.2 Anwendung des entworfenen Ersatzschaltbildes

Zur Bestimmung der durch die Stanzpaketierung verursachten Wirbelstromverluste wurde das vorgestellte elektrische Ersatzschaltbild angewendet. Die Komponenten des Ersatzschaltbildes wurden dafür wie folgt bestimmt.

Spannungsquellen U_q :

Der Effektivwert der induzierten Spannung U_q lässt sich gemäß der folgenden Gleichung bestimmen:

$$U_q = \frac{\hat{B}}{\sqrt{2}} \cdot w_{Sn} \cdot d \cdot \omega \cdot \frac{1}{2} \quad (6-6)$$

Die zur Berechnung der induzierten Spannung benötigten Größen wie die Weite der Stanznopppe w_{Sn} und die Dicke d des Bleches bilden die vom magnetischen Fluss durchdrungenen Fläche der Spannungsschleife und werden gemäß Bild 6.19 definiert.

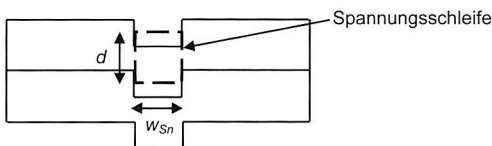


Bild 6.19: Stanzpaketiertes Paket mit zwei Blechen, Maße der Spannungsschleife

Bei einer Frequenz von 400 Hz und einer magnetischen Flussdichte von 1 T ergibt sich eine induzierte Spannung von 0,373 mV.

Blechwiderstände R_{Bl} :

Der Blechwiderstand R_{Bl} wurde wie folgt bestimmt:

$$R_{Bl} = \frac{w_{Sn}}{\sigma_{Bl} \cdot d \cdot l_{Sn}} \quad (6-7)$$

Bild 6.20 zeigt die Abmessungen des Blechwiderstandes für die Anwendung Stanzpaketierung. Mit einer Weite $w_{Sn} = 1,2$ mm, einer Dicke von $d = 0,35$ mm und einer Länge von $l_{Sn} = 4$ mm der Stanznuppe beträgt der Blechwiderstand 0,381 mΩ.

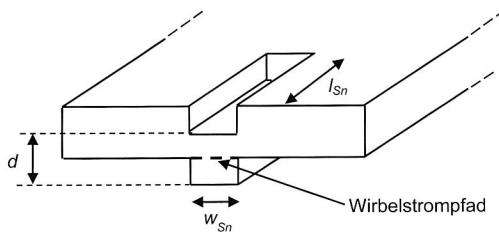


Bild 6.20: Stanzpaketierung, Maße des Blechwiderstands

Verbinderwiderstände R_{Ver} :

Für die mittlere Länge des Verbinderwiderstandes wurde, basierend auf den identifizierten Wirbelstromverlauf, von zwei aneinandergereihten Halbkreisen ausgegangen. Jeder der zwei Halbkreise hat einen Durchmesser von $d/2$. Für die Strecke der zwei aneinandergereihten Halbkreise ergibt sich $l_m = \pi d/2 \cdot 1/2 \cdot 2$. Die elektrisch leitende Fläche für die Widerstandsberechnung wird gebildet durch $d/2$ und l_{Sn} . Bild 6.21 zeigt die Abmessung des Verbinderwiderstands.

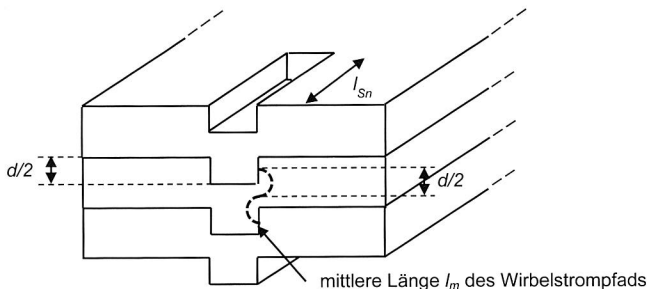


Bild 6.21: Stanzpaketierung, Maße des Verbinderwiderstands

Die Berechnung des Verbinderwiderstands kann dann nach folgender Gleichung erfolgen:

$$R_{Ver} = \frac{\pi \cdot \frac{d}{2} \cdot \frac{1}{2} \cdot 2}{\sigma_{Bl} \cdot \frac{d}{2} \cdot l_{Sn}} = \frac{\pi}{\sigma_{Bl} \cdot l_{Sn}} \quad (6-8)$$

Mit einer Länge der Stanznuppe von $l_{Sn} = 4 \text{ mm}$ ergibt sich ein Verbinderwiderstand von $0,35 \text{ m}\Omega$.

Basierend auf den bestimmten Werten wurde die Verlustleistung des Netzwerkes für Pakete von zwei bis 14 Blechen mithilfe des Berechnungswerkzeuges „PSpice“ bestimmt. Bild 6.22 zeigt die spezifischen Verluste in Abhängigkeit von der Anzahl der Bleche der verschiedenen Pakete. Zum Vergleich sind in dem Diagramm ebenfalls die Ergebnisse der FEM-Simulation dargestellt. Da die FEM-Ergebnisse auch die lokalen Wirbelstromverluste beinhalten, wurde zur Vergleichbarkeit die Verlustleistungsdifferenz zu einem Blech bestimmt und dargestellt. Die Verlustdiagramme zeigen somit die zusätzliche Wirbelstromverlustleistung aufgrund der Stanzpaketierung. Es ist wieder der charakteristische Sättigungsverlauf der spezifischen Verluste zu erkennen. Es zeigt sich außerdem eine gute Übereinstimmung der mit dem Ersatzschaltbild berechneten Werte mit den Werten der FEM-Simulation.

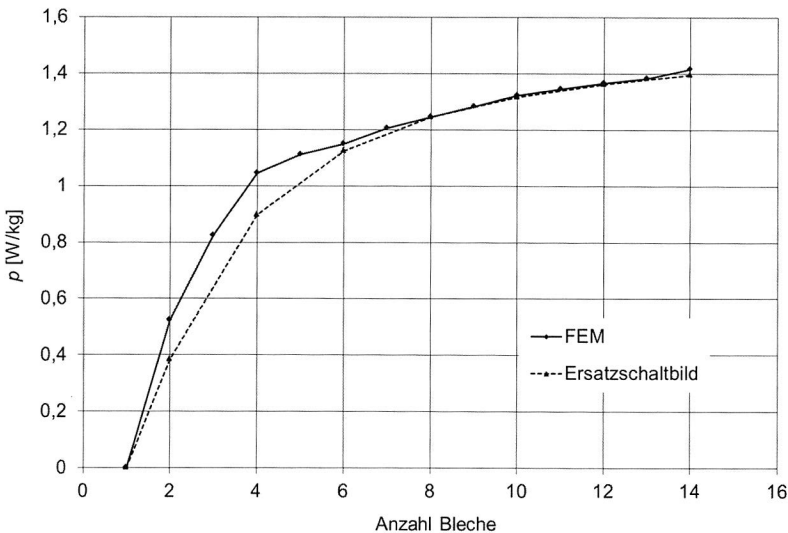


Bild 6.22: Durch die Stanzpaketierung (4 Stanznuppenreihen) verursachte spezifische Verlustleistung in Abhängigkeit von der Anzahl der Bleche

6.3.3 Messung der Verlustleistung

Die Messung der Eisenverluste P_{Mess} wurde für Ringkernmuster mit jeweils vier Stanznuppenreihen von zwei bis zu 14 Blechen durchgeführt. Als Referenz wurden die Eisenverluste von einem einzelnen Blech P_{Ref} bestimmt. Da durch den Fertigungsprozess der Stanznuppe das Metallgefüge im Bereich der Stanznuppen beeinflusst wird und dadurch mit erhöhten Hystereseverlusten zu rechnen ist, wurde als Referenz ein Blech mit vier Stanznuppen verwendet. Die durch eine Stanznuppenreihe verursachten Wirbelstromverluste P_{Sn} berechnen sich für Ringkerne mit vier Stanznuppenreihen und der Blechanzahl n wie folgt:

$$P_{Sn} = \frac{P_{Mess} - P_{Ref} \cdot n}{4} \quad (6-9)$$

Bild 6.23 zeigt die gemessenen durch eine Stanznuppenreihe verursachten absoluten Wirbelstromverluste im Vergleich zu den FEM- und Ersatzschaltbild-Ergebnissen.

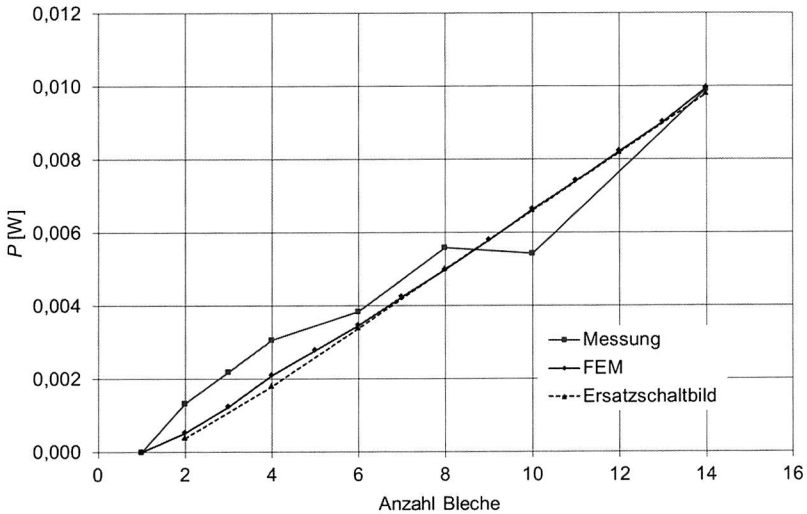


Bild 6.23: Durch die Stanzpaketierung verursachte absolute Verlustleistung einer Stanznuppenreihe in Abhängigkeit von der Anzahl der Bleche, Messung, FEM Simulation und Berechnung Ersatzschaltbild

Die Messergebnisse bestätigen den generellen Verlauf der simulierten und berechneten Verlustkennlinien. Die teilweise deutlichen Abweichungen lassen sich durch Fertigungstoleranzen sowie durch die Ungenauigkeit des angewendeten Messsystems erklären.

6.4 Stanzpaketierung und Montage

Zur Bestimmung der Wirbelstromverluste, die sich aus der Kombination von Stanzpaketierung mit der Montage in ein Gehäuse ergeben, wurden die stanzpaketierten Ringkerne in einem weiteren Fertigungsschritt auf der Innenseite mit Nickel beschichtet. Die Nickelbeschichtung stellt die elektrische Verbindung durch ein Stahl- oder Aluminiumgehäuse dar. Bild 6.24 zeigt schematisch den Aufbau der Ringkerne mit den Stanznoppen und der Nickelbeschichtung. Die Dicke der Nickelschicht beträgt wie zuvor bei den Grundlagenuntersuchungen 0,1 mm.

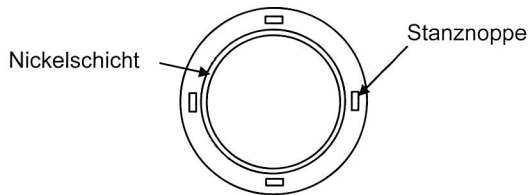


Bild 6.24: Ringkernmuster mit Stanznoppen und Nickelbeschichtung

6.4.1 FEM-Simulation

Bild 6.25 zeigt das Segment des FEM-Modells des stanzpaketierten Ringkerns mit der Nickelbeschichtung auf der Innenseite für ein Beispiel eines Stapels mit fünf Blechen sowie die Definition der Schnittansicht der folgenden Wirbelstromdarstellung.

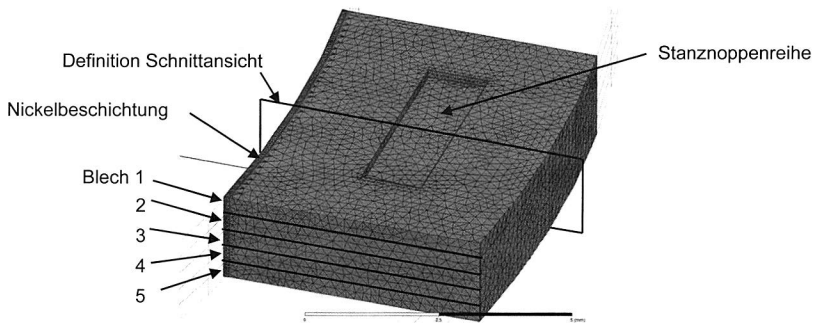


Bild 6.25: Finite-Elemente-Modell, fünf Bleche mit einer Stanznuppenreihe und Nickelbeschichtung, Vernetzung und Definition der Schnittansicht

Die Wirbelstromverläufe der definierten Schnittansicht des stanzpaketierten und nickelbeschichteten Blechpakets sind in Bild 6.26 dargestellt. Aufgrund der elektrischen Verbindung auf der inneren Seite des Ringkerns entstehen im Vergleich zum stanzpaketierten Paket zwei weitere Wirbelstromschleifen. Insgesamt treten nun drei globale Wirbelstromschleifen auf. Die höchste Wirbelstromdichte tritt in der 0,1 mm dicken Nickel-

schicht auf. Im Bereich der rechten Stanznoppenkante ist die Wirbelstromdichte höher als in der linken Stanznoppenkante. Dies lässt sich durch die Überlagerung der verschiedenen Wirbelstromschleifen erklären. Im Bereich der linken Stanznoppenkante haben die Wirbelstromschleife 2 und 3 die entgegengesetzte Richtung und der Gesamtstrom ist somit niedriger als die Einzelströme. Im Bereich der rechten Stanznoppenkante zeigen die Wirbelstromschleifen 3 und 1 die gleiche Richtung, wodurch der Gesamtstrom höher als die Einzelströme ist. Der Bereich rechts der Stanznuppe führt keine globalen Wirbelströme und ist offensichtlich von der elektrischen Verbindung durch Stanznuppe und Nickelbeschichtung nicht betroffen und zeigt deswegen nur die regulären lokalen Wirbelströme.

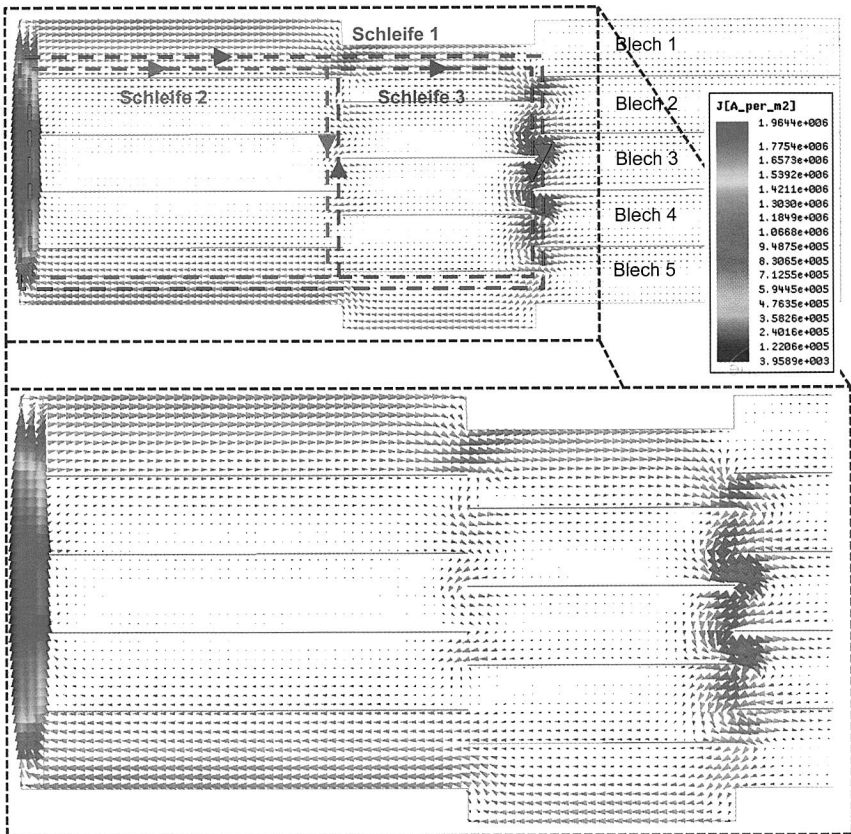


Bild 6.26: Schnittansicht stanzpaketiertes und nickelbeschichtetes Paket mit fünf Blechen: Wirbelstromdichte / Richtung, 400 Hz / 1 T

Bild 6.27 zeigt die Draufsicht der Oberfläche von Blech 1. Es ist deutlich zu sehen, dass die Wirbelstromdichte zwischen den Stanznoppenkanten und der Nickelbeschichtung signifikant höher ist als im rechten Bereich der Stanznoppe.

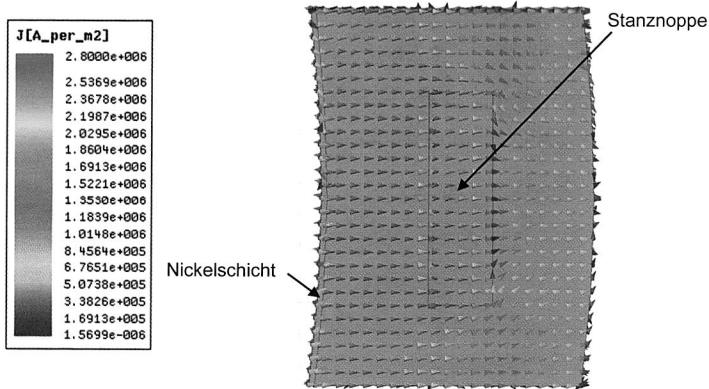


Bild 6.27: Draufsicht Blech 1 stanzpaketiertes und nickelbeschichtetes Paket: Wirbelstromdichte / Richtung, 400 Hz / 1 T

6.4.2 Anwendung des entworfenen Ersatzschaltbildes

Die Komponenten des Ersatzschaltbildes wurden wie folgt bestimmt.

Spannungsquellen U_q :

Der Effektivwert der induzierten Spannung U_q lässt sich gemäß der folgenden Gleichung bestimmen:

$$U_q = \frac{\hat{B}}{\sqrt{2}} \cdot w_{SnNi} \cdot d \cdot \omega \cdot \frac{1}{2} \quad (6-10)$$

Die zur Berechnung der induzierten Spannung benötigten Größen wie die Weite der Spannungsschleife zwischen Nickelbeschichtung und Stanznoppe w_{SnNi} und die Dicke d des Bleches sind gemäß Bild 6.28 definiert. Die Spannungsschleife wurde vereinfachend in die Mitte der Stanznoppe gelegt.

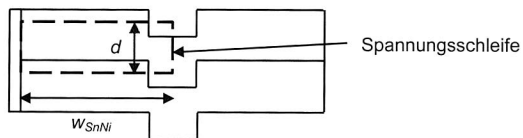


Bild 6.28: Stanzpaketiertes und nickelbeschichtetes Paket mit zwei Blechen, Maße der Spannungsschleife

Mit einer Weite der Spannungsschleife $w_{SnNi} = 2,5$ mm und einer Dicke $d = 0,35$ mm ergibt sich bei 400 Hz und 1 T ein Spannungswert für U_q von 0,78 mV.

Blechwiderstände R_{Bl} :

Der Blechwiderstand R_{Bl} wurde vereinfachend wie folgt bestimmt:

$$R_{Bl} = \frac{w_{SnNi}}{\sigma_{Bl} \cdot d \cdot l_{Sn}} \quad (6-11)$$

Mit der Länge der Stanznuppe $l_{Sn} = 4$ mm ergibt sich eine Blechwiderstand R_{Bl} von 0,79 mΩ.

Verbinderwiderstände R_{Ver} :

Für den Fall der stanzpaketierte Ringkerne mit einseitiger Nickelbeschichtung sind wieder zwei verschiedene Verbinderwiderstände zu unterscheiden. Für den Verbinderwiderstand der Stanznuppe wird eine Parallelschaltung des in 6.3.2 ermittelten Verbinderwiderstands angenommen. Daraus resultiert ein Verbinderwiderstand der Stanznuppe von 0,175 mΩ. Für den Verbinderwiderstand der Nickelbeschichtung ergibt sich mit einer Stanznuppenlänge von 4 mm wie in 6.2.2 beschrieben ein Wert von 0,06 mΩ.

6.4.3 Messung der Verlustleistung

Die Messung der Eisenverluste P_{Mess} wurde für Ringkernmuster mit jeweils vier Stanznuppenreihen mit einem bis zu zwölf Blechen durchgeführt. Als Referenz wurden die Eisenverluste des einzelnen Bleches P_{Ref} verwendet. Die zusätzliche Verlustleistung wurde dann wieder nach Gleichung 6-9 berechnet. Bild 6.29 zeigt die gemessene zusätzliche absolute Verlustleistung im Vergleich zu den FEM- und Ersatzschaltbild-Ergebnissen.

Zwischen dem Verlauf der FEM-Ergebnisse und den Ersatzschaltbildgraphen zeigt sich eine deutliche Abweichung. Dies ist durch die Vereinfachungen der komplexen Stromverläufe im Blechpaket für die Berechnungen mit dem Ersatzschaltbild zu erklären. Eine exakte analytische Berechnung der Wirbelstromverluste ist für diese Anwendung mit dem vorgestellten Ersatzschaltbild aufgrund der Komplexität der Wirbelstromverläufe nicht möglich. Genauere Ergebnisse sind für diesen Fall durch die aufwändige FEM-Simulation zu erreichen.

Die Messergebnisse liegen deutlich unter den FEM-Werten. Dies lässt sich durch die tatsächlichen elektrischen Verbindungen im Bereich der Stanzkantennoppen erklären. Wie bereits in Kapitel 4.3.2 dargestellt, ist bei realen Anwendungen nicht mit einer ganzflächigen elektrischen Verbindung im Bereich der Stanznuppenkanten zu rechnen. Der erhöhte Kontaktwiderstand führt zu einer niedrigeren Verlustleistung. Messungen verschiedener Lieferchargen der stanzpaketierte Ringkerne haben außerdem gezeigt, dass die elektrischen Kontaktwiderstände der verschiedenen Lieferchargen signifikant variieren können. Dies ist auf den Handfertigungsprozess der Prüfmuster und der damit verbundenen Abweichungen der Durchsetzhöhe der Stanznuppen zurückzuführen.

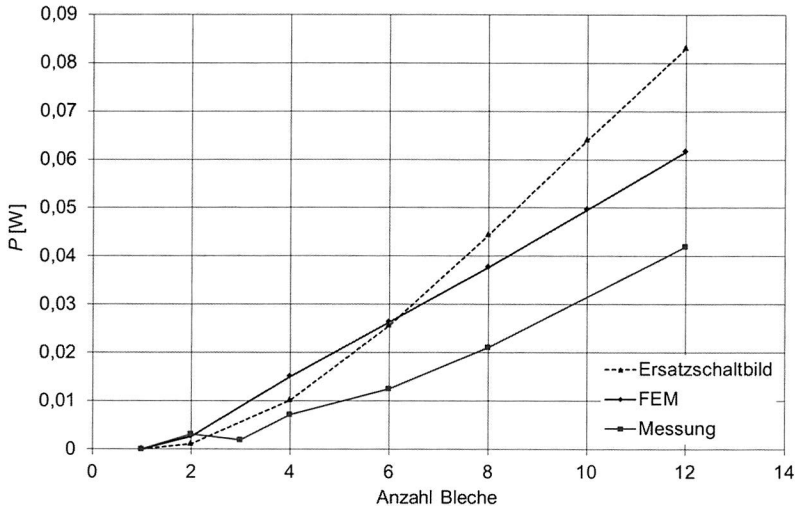


Bild 6.29: Durch eine Stanznoppenreihe und die Nickelbeschichtung verursachte absolute Verlustleistung in Abhängigkeit von der Anzahl der Bleche, Messung, FEM Simulation und Berechnung Ersatzschaltbild

6.5 Stanzgrate

Zur Untersuchung des Einflusses des Stanzgrates auf die Wirbelstromverluste wurden Ringkerne gefertigt, deren 0,35 mm dicken Bleche durch ein Stanzwerkzeug mit einem Schneidspalt von 0,08 mm (starke Stanzgratbildung) hergestellt wurden. Anschließend wurden die Bleche mit dem Backlackverfahren paketi.

6.5.1 FEM-Simulation

Da der qualitative Verlauf der Wirbelströme mit der Wirbelstromcharakteristik des beidseitig geschweißten Blechpakets vergleichbar ist, wurde auf eine weitere FEM-Simulation verzichtet (vgl. Kapitel 6.1.1).

6.5.2 Anwendung des entworfenen Ersatzschaltbildes

Für die Berechnungen mit dem Ersatzschaltbild wurde vereinfachend angenommen, dass die verbindenden Stanzgrate in einer Reihe übereinanderliegen sowie auf der Außenseite und der Innenseite gegenüber positioniert sind. Wie die Grundlagenuntersuchungen gezeigt haben, sollte die Position der tatsächlich zufällig verteilten Stanzgrate und der damit verbundene variierende Blechwiderstand zumindest für Pakete mit mehreren Blechen keinen signifikanten Einfluss auf die Wirbelstromverluste haben. Die Komponenten des Ersatzschaltbildes wurden wie folgt bestimmt.

Spannungsquellen U_q :

Der Effektivwert der induzierten Spannung U_q lässt sich gemäß der folgenden Gleichung bestimmen:

$$U_q = \frac{\hat{B}}{\sqrt{2}} \cdot b \cdot d \cdot \omega \cdot \frac{1}{2} \quad (6-12)$$

Die Weite der Spannungsschleife entspricht wie bei der Schweißpaketierung der Blechpaketweite b von 5 mm. Die Dicke d entspricht wie in Bild 6.30 gezeigt der Dicke eines Einzelblechs von 0,35 mm.

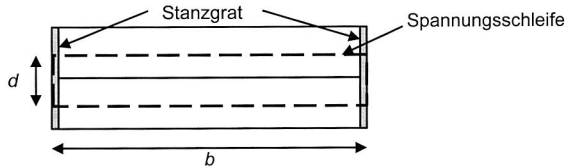


Bild 6.30: Paket mit zwei Blechen und Stanzgrat, Maße der Spannungsschleife

Bei einer Frequenz von 400 Hz, 1500 Hz und 2000 Hz und einer magnetischen Flussdichte von 1 T ergibt sich jeweils eine induzierte Spannung U_q von 1,55 mV, 5,83 mV und 7,78 mV.

Verbinderwiderstände R_{Ver} :

Wie bereits in Kapitel 4.3.1 beschrieben, treten bei Blechpaketen elektrische Verbindungen durch den Stanzgrat nur selten auf. Eine belastbare geometrische Erfassung der elektrischen Verbindungen durch Stanzgrate war als Grundlage für die analytische Berechnung nicht möglich. Aus diesem Grund wurde der elektrische Widerstand eines Ringkernblechpaketes mit 200 Blechen durch eine Widerstandsmessung in Richtung der Schichtung nach dem Vierleiterprinzip bestimmt. Der auf diese Weise bestimmte Widerstand entspricht bei einem ideal gestapelten Blechpaket dem resultierenden Widerstandswert der Parallelschaltung des gesamten Verbinderwiderstands der Außen- und der Innenseite des Ringkernblechpakets. Der jeweilige einzelne Gesamtwiderstandswert von Außen- und Innenseite entspricht dann dem zweifachen Wert des Messwertes. Der elektrische Verbinderwiderstand als Komponente des Ersatzschaltbildes lässt sich dann in Abhängigkeit von der Anzahl der Bleche berechnen. Das Ergebnis der Messung ergab einen Verbinderwiderstand R_{Ver} aufgrund des Stanzgrats von 2,76 mΩ.

Blechwiderstände R_{Bl} :

Der zuvor gemessene Verbindewiderstand entspricht dem Widerstand des gesamten Ringkernblechpakets. Für die Berechnung des Blechwiderstands R_{Bl} ist deswegen das gesamte Volumen eines Einzelblechs zu berücksichtigen. Der Blechwiderstand R_{Bl} wurde wie folgt bestimmt:

$$R_{Bl} = \frac{b}{\sigma_{Bl} \cdot d \cdot l_m} \quad (6-13)$$

Mit einer Weite des Blechwiderstandes von $b = 5$ mm, einer Dicke von $d = 0,35$ mm und einer mittleren Länge des Ringkerns von $l_m = \pi(d_s - d_i) / 2 = 50$ mm beträgt der Blechwiderstand $0,13$ m Ω .

6.5.3 Messung der Verlustleistung

Für die Messung wurden Pakete mit einem bis zu 14 Blechen gefertigt. Bild 6.31 zeigt die gemessenen spezifischen Eisenverluste bei einer Frequenz von 400 Hz, 1500 Hz und 2000 Hz und einer magnetischen Flussdichte von 1 T. Zum Vergleich sind in dem Diagramm die Ergebnisse der Berechnungen mit dem Ersatzschaltbild dargestellt.

Die Messungen und die Berechnungen zeigen bei 400 Hz keine signifikante Verlusterhöhung durch die Stanzgrate. Da sich bei der Frequenz von 400 Hz die zusätzlichen Verluste im Bereich der Messungenauigkeit bewegen, wurden die Eisenverluste außerdem bei 1500 Hz und 2000 Hz gemessen. Durch die quadratische Abhängigkeit der spezifischen Wirbelstromverluste von der Frequenz wird sich die Wirbelstromverlustzunahme bei höheren Frequenzen stärker ausprägen, was im Diagramm deutlicher sichtbar wird. Die Verläufe bei den höheren Frequenzen zeigen bei Paketen mit zwei Blechen einen deutlichen Anstieg der spezifischen Verluste. Mit steigender Anzahl der Bleche sinkt die spezifische Verlustleistung dann allerdings wieder ab. Dies lässt sich durch den Stapelfehler bei der Ringkernherstellung erklären. Bereits ein leichter Versatz der Bleche unterbricht die globalen Wirbelstrombahnen durch die Grate an den Kanten, was sich in Form eines Absinkens der spezifischen Verlustleistung auswirkt.

Die mit dem Ersatzschaltbild berechneten Verlustverläufe zeigen hingegen den charakteristischen Verlust-Sättigungsverlauf, da bei der Berechnung von einem ideal gestapelten Blechpaket ausgegangen wird. Insgesamt betrachtet bestätigen die Berechnungen mit dem Ersatzschaltbild zumindest die Größenordnung der zusätzlichen, durch den Stanzgrat verursachten Verluste.

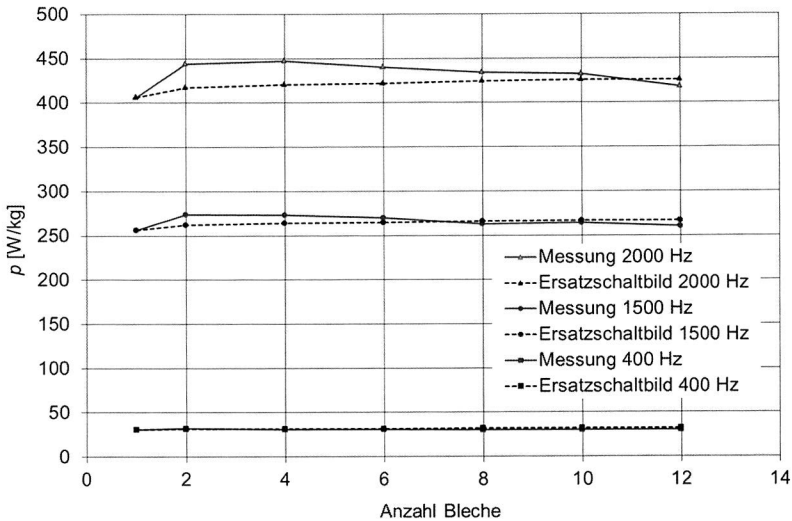


Bild 6.31: Spezifische Eisenverluste, Messung und Berechnung Ersatzschaltbild, Ringkernblechpakete mit Stanzgrat, 400 Hz, 1500 Hz, 2000 Hz / 1 T

6.6 Stanzgrate und Montage

Da im Rahmen der dargestellten Untersuchungen mit Ringkernblechpaketen bei 400 Hz keine signifikante Verlusterhöhung durch den Stanzgrateinfluss nachgewiesen werden konnte und die Ergebnisse außerdem nur unzuverlässig auf die Zahngeometrie übertragbar sind, wird auf eine weitere Untersuchung des Stanzgrateinflusses in Kombination mit dem Gehäuseeeinfluss bei Ringkernblechpaketen verzichtet. Im nachfolgenden Kapitel werden aber Messungen zur Bestimmung der zusätzlichen Wirbelstromverluste aufgrund des Stanzgrates bei Serienbauteilen beschrieben.

7 Bestimmung der durch Fertigungsverfahren verursachten Wirbelstromverluste von Elektromotor-Statoren

Nach der Erfassung der Wirbelstromverlustleistung an Probekörpern mit der für eine genaue Messung günstigen Ringkerngeometrie wurden in einem weiteren Untersuchungsschritt die zusätzlichen Wirbelstromverluste bestimmt, die durch die Fertigungsverfahren eines Hybridelektromotor-Statoren einer Serienanwendung verursacht sind. Die im Rahmen der zuvor durchgeführten Untersuchungen gewonnenen Erkenntnisse wurden angewendet und validiert. Im Gegensatz zu der bis dahin eingesetzten Ringkerngeometrie treten aufgrund der Statorzahngeometrie komplexere Wirbelstromverläufe auf. Für die Untersuchungen wurden schweiß- und stanzpaketierte Statorzähne sowie Muster mit und ohne Stanzgrat hergestellt und in ein Gehäuse eingepresst. Anschließend wurden die Wirbelstromverluste mit einer entwickelten Prüfvorrichtung bestimmt.

7.1 Messmuster

Für die Untersuchungen wurde ein Stator in Einzelzahnbauweise mit der Anzahl n Zähne verwendet. Um Qualitätsschwankungen der Verlusteigenschaften des Elektroblechs auszuschließen, wurden sämtliche Statorzähne mit Blechen des Typs M330-35 A einer Liefercharge aufgebaut. Bis auf die gestanzten Muster wurden sämtliche Bleche mit dem Laserschneidverfahren hergestellt. Bild 7.1 zeigt die Geometrie und die Abmessungen des verwendeten Statorzahns.

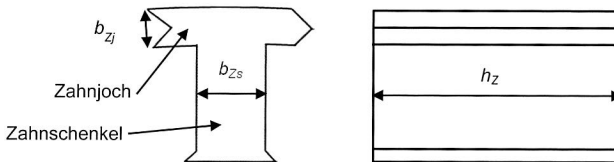


Bild 7.1: Abmessungen des Statorzahns

7.1.1 Schweißpaketierung

Verschiedene Varianten der schweißpaketierte Statorzähne wurden gefertigt. Bild 7.2 zeigt den Blechschnitt der Varianten der untersuchten schweißpaketierte Zähne mit den Positionen der Schweißnähte. Eine Variante mit einseitiger Verbindung durch Schweißnähte auf der Außenfläche des Zahnjochs würde, wie in Kapitel 5.1.2 gezeigt, keine zusätzlichen Wirbelstromverluste generieren, jedoch ist die mechanische Festigkeit des Einzelzahnpakets meist nicht ausreichend. Auf eine weitere Betrachtung dieser Variante soll deswegen verzichtet werden. Wenn technisch möglich, sind die Schweißnähte allerdings zur Verlustminimierung grundsätzlich einseitig auf der Außenfläche der Statoren zu positionieren.

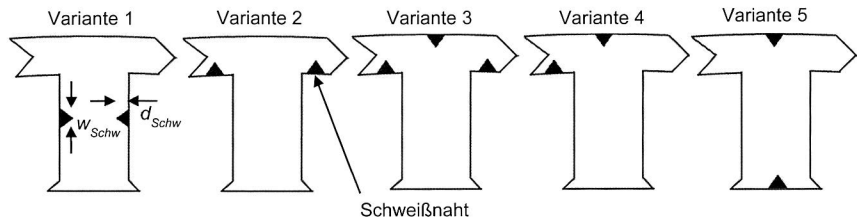


Bild 7.2: Varianten der schweißspaketierten Statorzähne

Die aufgetragenen Schweißnähte haben etwa eine Weite von $w_{Schw} = 1,5 \text{ mm}$ und eine Dicke von $d_{Schw} = 0,4 \text{ mm}$.

7.1.2 Stanzpaketierung

Es wurden stanzpaketierte Statorzähne mit jeweils drei rechteckigen Stanznoppen, wie in Bild 7.3 dargestellt, gefertigt. Die Länge der Stanznuppe beträgt $l_{Sn} = 3 \text{ mm}$ und die Weite $w_{Sn} = 1 \text{ mm}$.

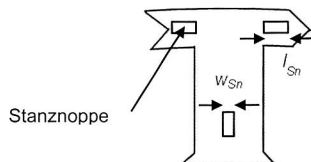


Bild 7.3: Stanzpaketierter Statorzahn

7.1.3 Stanzgrat

Zur Untersuchung des Einflusses des Stanzgrats auf die Wirbelstromverluste wurden Statorzähne mit einem neuen und einem stumpfen Werkzeug gefertigt. Der Stanzgrat entspricht dem üblichen spezifizierten Maximalwert von $50 \mu\text{m}$. Die einzelnen Bleche wurden anschließend durch ein Klebeverfahren (vgl. Kapitel 3.4.4) paketiert.

7.1.4 Fügen der einzelnen Zähne zu einem Stator

Zur Untersuchung des Einflusses des Versatzes zwischen zwei Statorzähnen, wurden die Verluste des Messaufbaus mit einem Höhenversatz der Statorzähne von etwa einer halben Blechdicke bestimmt. Als Variante wurde anschließend Isolationspapier zwischen die Fügestellen der Statorzähne eingefügt und die Verluste erneut gemessen. Da das Isolationspapier im magnetischen Kreis wie ein zusätzlicher Luftspalt wirkt, ist ein möglichst dünnes Material zu wählen. Für den Aufbau wurde ein Aramid-Isolationspapier mit einer Dicke von $0,05 \text{ mm}$ verwendet. Bild 7.4 zeigt die Statorzähne mit dem Isolationspapier im Fügebereich.

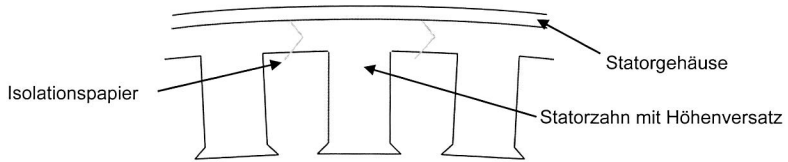


Bild 7.4: Statorzähne mit Isolationspapier im Fügebereich

7.2 Messaufbau und Messmethodik

Für die Bestimmung des Wirkungsgrads und der Eisenverluste von drehenden elektrischen Maschinen geben die Normen DIN EN 60034-2-1 [79] sowie DIN EN 60034-2-2 [80] eine Orientierung. Eine genaue Erfassung der durch die Fertigungsverfahren verursachten Wirbelstromverluste ist allerdings mit den beschriebenen Methoden aufgrund der zu erwartenden relativ geringen Verlustwerte und der Ungenauigkeit der Messkette sowie zahlreicher weiterer Einflüsse nicht erfolgversprechend. Ein Aufbau kompletter Motoren ist außerdem sehr zeitaufwändig und kostenintensiv. Aus diesem Grund wurde ein Aufbau zur Erfassung der partiellen Eisenverluste in einem Zahn des Stators entworfen. Der Aufbau besteht aus einem Spulenkörper mit Messwicklungen, einem Messjoch und dem Stator. Bild 7.5 zeigt den Aufbau mit Statorgehäuse, Zähnen, Messwicklungen und Messjoch. Die zusätzlichen, durch die Fertigungsverfahren verursachten Wirbelstromverluste wurden dann vergleichend durch Austausch des zentralen Statorzahns mit dem jeweiligen zu untersuchenden Statorzahn ermittelt.

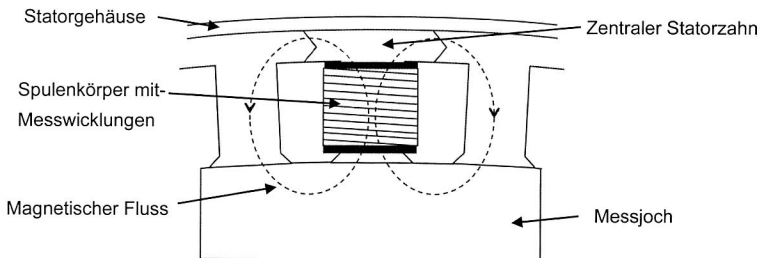


Bild 7.5: Messaufbau

Der Verlauf des magnetischen Flusses im zentralen Statorzahn entspricht aufgrund der Position der Messwicklungen nicht in jedem Betriebspunkt des Elektromotors dem tatsächlichen Flussverlauf. Durch den Messaufbau wird aber der Verlauf des magnetischen Flusses im Zahnschenkel zum Zeitpunkt des Flussdichtemaximums dargestellt. Querfelder, die durch die sich ändernden Position der Magnete des Rotors entstehen, können durch den Aufbau nicht berücksichtigt werden. Aufgrund der Nichtlinearität der Magnetisierungskennlinie sowie aus konstruktiven Gründen kann bei realen Anwendungen die magnetische Flussdichte deutlich von einem zeitlich sinusförmigen Verlauf

abweichen. Die Verlustanteile von Grundschiwingung und der Oberschwingungen sind in diesem Fall für die jeweilige Frequenz und Amplitude separat zu bestimmen und anschließend aufzusummieren. Für die folgenden Untersuchungen wurden jedoch nur rein sinusförmige Verläufe der magnetischen Flussdichte betrachtet.

Die Bleche des Messjochs wurden aus verlustarmen Elektroblech mit einer Dicke von 0,2 mm gefertigt und durch das Backlackverfahren paketierr. Qualität und Abmessungen des Messjochs wurden so gewählt, dass möglichst geringe Eisenverluste im Messjoch generiert werden. Eine Verluständerung durch den Einfluss der Fertigungsverfahren wird somit bezogen auf die Gesamteisenverluste des Aufbaus größer und dadurch genauer erfassbar.

Der Spulenkörper besteht, ähnlich wie beim Messaufbau der Ringkernmessungen, aus einer Primär- und einer Sekundärwicklung. Der Spulenkörper lässt sich auf den Zahnschenkel des zentralen Statorzahns aufschieben, wodurch eine Vermessung der verschiedenen zu untersuchenden Statorzähne ermöglicht wird.

Die Bestimmung der Verluste entspricht der in Kapitel 5.3.2 beschriebenen Methodik. Die magnetische Sollflussdichte wurde durch Einstellen der Spannung der Primärwicklung auf den Sollwert der induzierten Spannung der Sekundärwicklung erzeugt. Gemäß den geometrischen Abmessungen ergeben sich für die Sollflussdichte bzw. Sollspannung der Sekundärwicklung im Zahnschenkel mit der Breite des Zahnschenkels b_{zs} , der Zahnhöhe h_z und der Windungszahl N_2 der Sekundärwicklung folgende Abhängigkeiten:

$$U_{2Soll} = \frac{\hat{B}_{Soll}}{\sqrt{2}} \cdot \omega \cdot b_{zs} \cdot h_z \cdot N_2 \quad (7-1)$$

Bei der untersuchten Anwendung ergibt sich für eine Sollflussdichte im Zahnschenkel von 1 T bei einer Frequenz von 400 Hz und einer Windungszahl N_2 von 25 eine Sollspannung von $U_{2Soll} = 38,9$ V. Die Berechnung der Eisenverluste erfolgte nach Gleichung 5-9. Zum Betrieb des Messaufbaus wurde der Leistungsverstärker des Elektroblechmessgeräts „MPG 200“ des Herstellers „Dr. Brockhaus Messtechnik“ eingesetzt.

Für den zentralen Statorzahn wurde als Referenz ein perfekt isoliertes Blechpaket, welches keine zusätzlichen Wirbelströme aufweist, verwendet. Anschließend wurde der Referenzzahn durch die jeweils zu untersuchenden Muster ausgetauscht. Die Differenz des Referenzverlustwertes und der Verlustwerte der untersuchten Statorzähne entspricht den zusätzlichen Eisenverlusten bzw. Wirbelstromverlusten aufgrund der Fertigungsverfahren eines Statorzahns.

7.3 Anwendung des entworfenen Ersatzschaltbildes

Voraussetzung für die Anwendung des entwickelten Ersatzschaltbildes ist die Kenntnis der Werte der Komponenten Verbindewiderstand, Blechwiderstand und Spannungsquelle. Im Gegensatz zu der bisher angewendeten rechnerischen Bestimmungsmetho-

de für die Widerstände des Ersatzschaltbildes soll nun eine messtechnische Erfassung durchgeführt werden. Eine messtechnische Bestimmung ist bei einem Blechpaket mit 200 Blechen gut möglich und bildet eine belastbare Grundlage für die Berechnungen nach dem Ersatzschaltbild, da die tatsächlichen Widerstandseigenschaften, wie z. B. die inhomogene Querschnittsfläche einer Schweißnaht, berücksichtigt werden.

Die Bestimmung dieser Größen wird für die verschiedenen Fälle im Folgenden dargestellt. Es wird außerdem geprüft, ob eine vereinfachte Berechnung der Verlustleistung wie in Kapitel 5.2.3 beschrieben angewendet werden kann. Basierend auf den ermittelten Parametern des Ersatzschaltbildes wurden schließlich die zusätzlichen, durch die Fertigungsverfahren verursachten Wirbelstromverluste berechnet.

7.3.1 Schweißpaketierung

Zur Bestimmung der Verbinder- und Blechwiderstände wurden Messungen nach dem Vierleiterprinzip durchgeführt. Die Messungen wurden jeweils drei Mal ausgeführt. Aus den Messwerten wurde anschließend der Mittelwert bestimmt.

Verbinderwiderstand:

Die Messung des elektrischen Widerstands einer Schweißnaht des Blechpakets mit einer Höhe von 70 mm bzw. 200 Bleche ergab einen Wert von $R_{Schw} = 61 \text{ m}\Omega$. Eine Berechnung des Widerstands der Schweißnaht mit den Maßen nach Bild 7.2 ergibt mit der elektrischen Leitfähigkeit von Elektroblech einen Wert von $104 \text{ m}\Omega$. Wie im Rahmen der beschriebenen Untersuchungen in Kapitel 6.1 gezeigt, liegt der berechnete Wert immer höher als der gemessene Wert, da der Strom auch durch das Volumen der Bleche geführt wird.

Gehäusewiderstand:

Zur Messung des Gehäusewiderstands wurden die obersten und die untersten Bleche eines im Statorgehäuse verbauten Statorzahns kontaktiert. Die Messung des elektrischen Widerstands der Gehäuseverbindung ergab einen Wert von $R_{Geh} = 14 \text{ m}\Omega$.

Blechwiderstand:

Eine Messung des Widerstands eines Blechs ergab einen Wert von $1,8 \text{ m}\Omega$. Die Bedingung $R_{Schw} \gg R_{Bl}$ ist somit erfüllt und die Blechwiderstände können für die weiteren Berechnungen vernachlässigt werden.

Spannungsquelle:

Für die Bestimmung des Wertes der Spannungsquelle sind der Verlauf des magnetischen Flusses und die jeweilige Position der Schweißnähte der verschiedenen Zahnvarianten zu beachten. Für die induzierte Spannung im Zahnschenkel U_{qges} gilt bei einer magnetischen Flussdichte von 1 T und einer Frequenz von 400 Hz :

$$U_{qges} = \frac{\hat{B}_{Soll}}{\sqrt{2}} \cdot \omega \cdot b_{zs} \cdot h_z = 1,55 \text{ V} \quad (7-2)$$

Für die induzierte Spannung im Zahnjoch ergibt sich der halbe Wert der Spannung des Zahnschenkels, da sich der magnetische Fluss symmetrisch auf die zwei gleich großen Querschnittsflächen des Zahnjochs verteilt.

Bei der *Variante 1* und *Variante 2* ergeben sich durch die Position der Schweißnähte drei globale Wirbelstrombahnen. Die beiden Varianten unterscheiden sich vor allem durch die Werte der Blechwiderstände. Da diese aber vernachlässigt werden können, ergibt sich für beide Varianten ein identisches Ersatzschaltbild. Eine Wirbelstrombahn wird durch die Schweißnähte gebildet (Wirbelstrombahn zwischen den Punkten P1 und P2) und zwei Wirbelstrombahnen bilden sich durch jeweils eine Schweißnaht und dem Statorgehäuse (Wirbelstrombahn zwischen den Punkten P1 und P3 sowie P2 und P3). Bild 7.6 (a) zeigt die drei Wirbelstrombahnen sowie den Verlauf des magnetischen Flusses im Blechschnitt.

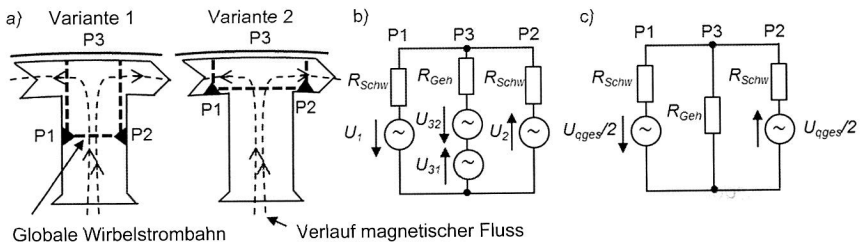


Bild 7.6: Wirbelstrombahnen Variante 1 und 2; a) Draufsicht, b) Ersatzschaltbild, c) resultierendes Ersatzschaltbild

Bild 7.6 (b) zeigt das Ersatzschaltbild unter Vernachlässigung der Blechwiderstände. Die linke Schleife des Ersatzschaltbildes bildet den linken Teil des Zahnjochs ab und die rechte Schleife folglich den rechten Teil des Zahnjochs. Die beiden Teilschleifen bilden die Gesamtschleife, die den Zahnschenkel darstellt. Die Spannungsquellen U_1 und U_2 stellen die induzierten Spannungsanteile in den Strecken der Schweißnähte dar und die Spannungen U_{31} und U_{32} bilden die induzierten Spannungen in der Strecke des Gehäuses ab. Aufgrund der gegensätzlichen Richtungen des magnetischen Flusses im Zahnjoch sind die Spannungen U_{31} und U_{32} gegenpolig gerichtet und kompensieren sich. Daraus resultiert das Ersatzschaltbild, wie es in Bild 7.6 (c) dargestellt wird. Durch den symmetrischen Aufbau wird der mittlere Zweig stromlos und durch die Gehäuseverbindung wird keine zusätzliche Wirbelstromverlustleistung generiert.

Für die Berechnung der Verlustleistung ergibt sich damit folgender Zusammenhang:

$$P = \frac{U_{qges}^2}{2 \cdot R_{Schw}} = 19,82 \text{ W} \quad (7-3)$$

Bei einer magnetischen Flussdichte von 1 T im Zahnschenkel und einer Frequenz von 400 Hz ergibt sich für Variante 1 eine zusätzliche Verlustleistung aufgrund der globalen Wirbelströme von 19,82 W.

Bei *Variante 3* ergeben sich vergleichbare Wirbelstrombahnen wie bei den Varianten 1 und 2. Einziger Unterschied ist die Parallelschaltung von Gehäusewiderstand und Schweißnahtwiderstand von Punkt P3. Bild 7.7 (a) zeigt die drei bzw. fünf Wirbelstrombahnen und den Verlauf des magnetischen Flusses im Blechschnitt. In Bild 7.7 (b und c) ist das elektrische Ersatzschaltbild mit der Parallelschaltung von Gehäuse- und Verbinderwiderstand im mittleren Zweig dargestellt.

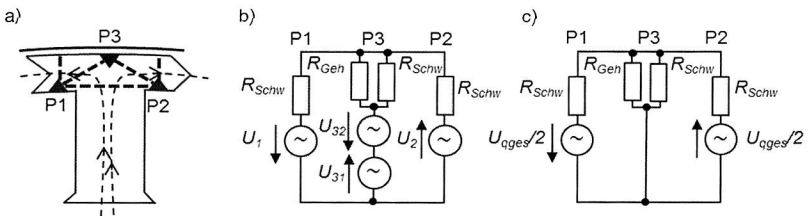


Bild 7.7: Wirbelstrombahnen Variante 3; a) Draufsicht, b) Ersatzschaltbild, c) resultierendes Ersatzschaltbild

Da der mittlere Zweig stromlos wird, gilt für die Verlustleistung derselbe Zusammenhang wie für Variante 1 und 2:

$$P = \frac{U_{qges}^2}{2 \cdot R_{Schw}} = 19,82 \text{ W} \quad (7-4)$$

Bei einer magnetischen Flussdichte von 1 T und einer Frequenz von 400 Hz ergibt sich für Variante 3 eine zusätzliche Verlustleistung aufgrund der globalen Wirbelströme von 19,82 W.

Im Gegensatz zu den bisher vorgestellten Positionen der Schweißnähte treten bei *Variante 4* durch das Zusammenwirken der benachbarten Statorzähne im Zusammenbau bei entgegengesetzter Flussrichtung in den benachbarten Statorzähnen zusätzliche globale Wirbelstrombahnen wie in Bild 7.8 gezeigt auf. Dadurch entsteht ein vergleichbares Wirbelstrommuster wie bei Variante 3. Da allerdings nur noch eine Schweißnaht je Statorzahn Verlustleistung generiert, halbiert sich die Verlustleistung pro Statorzahn im Vergleich zu Variante 3 von 19,83 W auf 9,92 W.

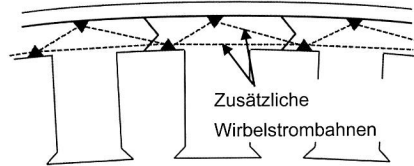


Bild 7.8: Variante 4 mit zusätzlichen globalen Wirbelstrombahnen verursacht durch benachbarte Statorzähne im Zusammenbau

Wird die innenliegende Schweißnaht alternierend wie in Bild 7.9 gezeigt auf die Zähne aufgebracht, werden die zusätzlichen Wirbelstrombahnen vermieden.

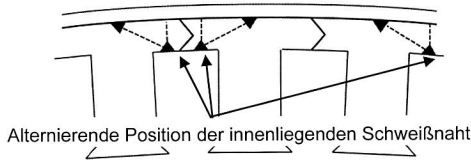


Bild 7.9: Variante 4 mit alternierender innenliegender Schweißnahtposition im Zusammenbau

Bei Variante 4 mit alternierender Schweißnahtposition ergibt sich durch die Position der Schweißnähte eine globale Wirbelstrombahn zwischen dem Punkt 1 und den Punkten 2 und 3. Die Verbindung auf der Gehäuseseite (Punkt 2 und 3) kann als Parallelschaltung der Verbindewiderstände von Gehäuse und Schweißnaht betrachtet werden. Bild 7.10 (a) zeigt die Wirbelstrombahn und den Verlauf des magnetischen Flusses im Blechschnitt. Das Ersatzschaltbild für Variante 4 wird in Bild 7.10 (b) dargestellt.

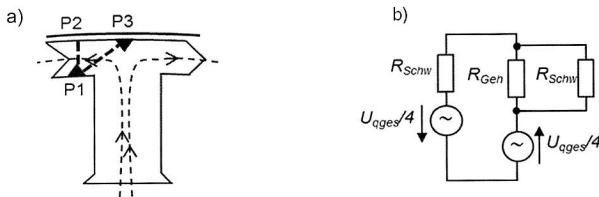


Bild 7.10: Wirbelstrombahnen Variante 4; a) Draufsicht, b) Ersatzschaltbild

Für die Berechnung der Verlustleistung gilt für Variante 4 folgender Zusammenhang:

$$P = \frac{\left(\frac{U_{qges}}{2}\right)^2}{R_{Schw} + \frac{R_{Schw} \cdot R_{Geh}}{R_{Schw} + R_{Geh}}} = 8,35 \text{ W} \quad (7-5)$$

Bei einer magnetischen Flussdichte von 1 T und einer Frequenz von 400 Hz ergibt sich für Variante 4 eine zusätzliche Verlustleistung aufgrund der globalen Wirbelströme von 8,35 W.

In *Variante 5* wird bei der symmetrischen Positionierung der Schweißnähte in der Mitte des Statorzahns die Fläche zwischen den Schweißnähten nicht von einem magnetischen Fluss durchsetzt, weshalb auch keine Spannung induziert wird. Bild 7.11 zeigt die Schleife zwischen den Schweißnähten und in Bild 7.11 (b) wird das Ersatzschaltbild dargestellt. In dieser Anordnung wird keine zusätzliche Verlustleistung aufgrund des magnetischen Flusses des Stators generiert.

Da im Bereich des Polschuhs allerdings aufgrund der Rotorbewegung mit einem magnetischen Fluss in Querrichtung zum Statorfluss zu rechnen ist, ist die dadurch induzierte Spannung bei der Verlustberechnung zu berücksichtigen. Die Fläche zwischen den zwei Schweißnähten wird von diesem Rotorfluss durchdrungen. Bild 7.11 (c) zeigt das Ersatzschaltbild zur Erfassung der zusätzlichen, durch den Rotorfluss und die Schweißnähte verursachten Verluste.

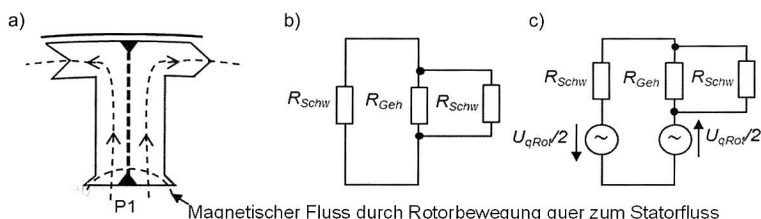


Bild 7.11: Wirbelstrombahnen Variante 5; a) Draufsicht, b) Ersatzschaltbild, c) Ersatzschaltbild zur Erfassung des durch die Rotorbewegung verursachten magnetischen Flusses

Der Wert der magnetischen Rotorflussdichte variiert je nach Bauart der elektrischen Maschine und liegt für das Anwendungsbeispiel nicht vor. Aus diesem Grund kann an dieser Stelle keine Berechnung der zusätzlichen Verlustleistung angegeben werden. Es ist jedoch davon auszugehen, dass sich die Werte der zusätzlichen Wirbelstromverluste aufgrund des Rotorquerflusses in Kombination mit den Schweißnähten der Variante 5 im gleichen Bereich wie die der bereits vorgestellten anderen Varianten bewegen.

7.3.2 Stanzpaketierung

Zur Bestimmung der Verbinder- und Blechwiderstände wurden Messungen nach dem Vierleiterprinzip durchgeführt. Die Messungen wurden jeweils dreimal ausgeführt. Aus den Messwerten wurde anschließend der Mittelwert bestimmt.

Verbinderwiderstand:

Die obersten und untersten Bleche des stanzpaketierten Statorzahns wurden zur Messung kontaktiert. Das Messergebnis entspricht dem Wert der Parallelschaltung von drei Stanznoppenreihen. Für den Widerstandswert einer Stanznoppenreihe ergibt sich damit der dreifache Wert des Messergebnisses. Die Messung wurde mit fünf stanzpaketierten Statorzähnen durchgeführt. Es zeigte sich eine gute Reproduzierbarkeit der Messergebnisse. Für den Widerstand einer Stanznoppenreihe ergab sich damit ein Wert von $R_{Sn} = 96 \text{ m}\Omega$.

Für die Berechnung des wie in Kapitel 6.3.2 definierten Verbinderwiderstands ist zu berücksichtigen, dass der Widerstand R_{Sn} einer Stanznoppenreihe einer Parallelschaltung der beiden Verbinderwiderstände R_{VerSn} der Kanten einer Stanznoppenreihe entspricht. Bild 7.12 zeigt schematisch die Verbinderwiderstände im stanzpaketierten Blechpaket.

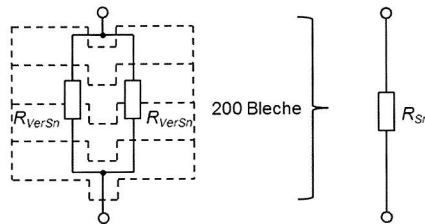


Bild 7.12: Verbinderwiderstände des stanzpaketierten Blechpakets

Bei einem Blechpaket mit 200 Blechen ergibt sich somit für den Verbinderwiderstand ein Wert von $R_{VerSn} = 192 \text{ m}\Omega$. Eine Berechnung des Verbinderwiderstands nach Gleichung 6-8 ergibt für ein Paket mit 200 Blechen einen Wert von $R_{VerSn} = 93 \text{ m}\Omega$. Der berechnete Wert liegt damit deutlich niedriger als der gemessene Widerstand. Die Abweichung lässt sich durch die tatsächlichen Kontaktflächen zwischen den Blechen erklären. Bei der Berechnung wird von einer ganzflächigen idealen Kontaktierung ausgegangen. Wie in Kapitel 4.3.2 gezeigt ist bei einer Serienanwendung aber mit Spalten im Kontaktbereich der Stanznoppen zu rechnen. Für die weiteren Betrachtungen wird der gemessene Widerstandswert verwendet, da die Messung die tatsächlichen Kontaktverhältnisse der Stanzpaketierung erfasst.

Gehäusewiderstand:

Zur Messung des Gehäusewiderstands wurden die obersten und die untersten Bleche eines im Statorgehäuse verbauten Statorzahns kontaktiert. Die Messung des elektrischen Widerstands der Gehäuseverbindung ergab einen Wert von $R_{Geh} = 14 \text{ m}\Omega$.

Blechwiderstand:

Eine Messung des Widerstands zwischen den Kanten eines Blechs ergab einen Wert von 1,8 mΩ. Die Bedingung $R_{VerSn} \gg R_{Bl}$ ist somit erfüllt und die Blechwiderstände können für die weiteren Berechnungen vernachlässigt werden.

Spannungsquelle:

Durch die Position der Stanznoppen ergeben sich insgesamt vier globale Wirbelstrombahnen. Zwischen den Punkten P4 und P5 ergibt sich ein Wirbelstrompfad zwischen den Kanten der Stanznuppe im Zahnschenkel (Bild 7.13 a)). Die induzierte Spannung U_{qges45} berechnet sich bei einer magnetischen Sollflussdichte von 1 T im Zahnschenkel und einer Frequenz von 400 Hz wie folgt:

$$U_{qges45} = \frac{\hat{B}_{Soll}}{\sqrt{2}} \cdot \omega \cdot w_{Sn} \cdot h_z = 0,12 \text{ V} \quad (7-6)$$

In der Stanznuppe im Zahnschenkel ergibt sich somit für die Verlustleistung folgender Zusammenhang:

$$P = \frac{U_{qges45}^2}{2 \cdot R_{VerSn}} = 0,038 \text{ W} \quad (7-7)$$

Es zeigt sich, dass in einer Stanznuppe nur eine sehr geringe Verlustleistung generiert wird. Diese zusätzliche Verlustleistung ist für einen Gesamtstator nicht relevant und deswegen vernachlässigbar. Bedeutender werden die Wirbelstrombahnen sein, die sich zwischen verschiedenen Stanznoppen bilden.

Durch die zwei Stanznoppen im Bereich des Zahnjochs werden drei weitere globale Wirbelstrombahnen gebildet, wie es in Bild 7.13 (a) zu sehen ist. Diese Wirbelstrombahnen sind mit den Bahnen der schweißpaketierte Zähne der Varianten 1, 2 und 3 vergleichbar. Da die Stanznoppen allerdings in der Mitte des Jochs liegen, wird zwischen den Punkten P1 und P2 nur die Hälfte des magnetischen Gesamtflusses eine Spannung induzieren. Für die induzierte Spannung zwischen den Punkten P1 und P2 gilt somit bei einer magnetischen Sollflussdichte im Zahnschenkel von 1 T und einer Frequenz von 400 Hz folgender Zusammenhang:

$$U_{qges12} = \frac{U_{qges}}{2} = \frac{\hat{B}_{Soll}}{\sqrt{2}} \cdot \omega \cdot b_{Zs} \cdot h_z = 0,78 \text{ V} \quad (7-8)$$

Bild 7.13 (b) zeigt das elektrische Ersatzschaltbild und Bild 7.13 (c) das daraus resultierende Ersatzschaltbild. Es wird deutlich, dass aufgrund der Verbindung über das Gehäuse wieder keine zusätzliche Wirbelstromverlustleistung generiert wird.

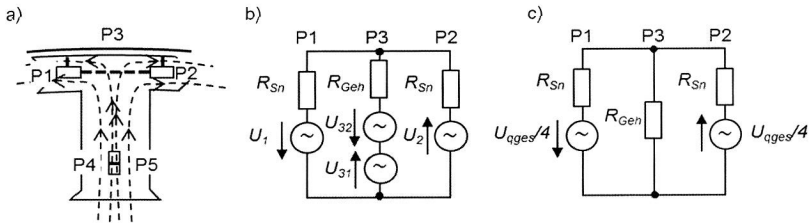


Bild 7.13: Wirbelstrombahnen stanzpaketierter Zahn; a) Draufsicht, b) Ersatzschaltbild, c) resultierendes Ersatzschaltbild

Für die durch die Wirbelstrombahn zwischen den Punkten P1 und P2 verursachte Verlustleistung gilt:

$$P = \frac{\left(\frac{U_{qges}}{2}\right)^2}{2 \cdot R_{Sn}} = 3,17 \text{ W} \quad (7-9)$$

Bei einer magnetischen Flussdichte von 1 T und einer Frequenz von 400 Hz ergibt sich für den stanzpaketierten Statorzahn eine zusätzliche Verlustleistung aufgrund der globalen Wirbelströme von 3,17 W.

7.3.3 Stanzgrat

Zur Bestimmung der Verbinder- und Blechwiderstände wurden Messungen nach dem Vierleiterprinzip an einem Statorzahn mit Stanzgrat durchgeführt.

Verbinderwiderstand:

Aufgrund der in Kapitel 4.3.1 gewonnenen Erkenntnisse ist vor allem im Bereich enger Radien der Blechschnittgeometrie mit einer elektrischen Verbindung durch den Stanzgrat zu rechnen. Im vorliegenden Beispiel sind dies die beiden Innenradien im Bereich des Übergangs des Zahnschenkels zum Zahnjoch. Für die Berechnung mit dem Ersatzschaltbild soll deswegen ausschließlich von einer elektrischen Verbindung in diesen beiden Bereichen ausgegangen werden. Tatsächlich werden auch zufällig verteilte Verbindungen entlang der Schnittkanten des Zahnbleches auftreten, jedoch wird für Blechpakete mit vielen Blechen die tatsächliche Position der Stanzgratverbindungen keinen signifikanten Einfluss auf die Verluste haben, da deren Position vor allem zu einem variierenden Blechwiderstand führt und dieser vernachlässigbar ist.

Die obersten und untersten Bleche des Statorzahns mit Stanzgrat wurden zur Messung kontaktiert. Bei den insgesamt neun gemessenen Statorzähnen konnte keine durchgängige elektrische Verbindung über die gesamte Blechpakethöhe festgestellt werden. Lediglich bei Abschnitten des Blechpakets zwischen zwei bis zehn Blechen war eine elektrische Verbindung messbar. Als Grundlage für die Berechnung mit dem Ersatzschaltbild wurde der gemessene Wert des Verbinderwiderstands bei zehn Blechen auf die Ge-

samblechanzahl des Statorzahns linear interpoliert. Die Abschätzung ergab einen Wert des Verbindewiderstands pro Innenradius von $R_{Sg} = 597 \Omega$. Die folgende Berechnung mit dem Ersatzschaltbild kann aufgrund der nicht durchgängigen elektrischen Verbindung und dem geschätzten Wert des Verbindewiderstands allenfalls eine grobe Indikation der zusätzlichen Verluste liefern. Belastbare Werte der Verlustleistung werden dann im Rahmen der Messung ermittelt.

Gehäusewiderstand:

Zur Messung des Gehäusewiderstands wurden die obersten und die untersten Bleche eines im Statorgehäuse verbauten Statorzahns kontaktiert. Die Messung des elektrischen Widerstands der Gehäuseverbindung ergab einen Wert von $R_{Geh} = 14 \text{ m}\Omega$.

Blechwiderstand:

Eine Messung des Widerstands zwischen den Kanten eines Blechs ergab einen Wert von $1,8 \text{ m}\Omega$. Die Bedingung $R_{Sg} \gg R_{Bl}$ ist somit erfüllt und die Blechwiderstände können für die weiteren Berechnungen vernachlässigt werden.

Spannungsquelle:

Durch die Position der Stanzgratverbindungen ergeben sich insgesamt drei globale Wirbelstrombahnen. Eine Wirbelstrombahn wird durch die Stanzgratverbindungen gebildet (Wirbelstrombahn zwischen den Punkten P1 und P2) und zwei Wirbelstrombahnen bilden sich durch jeweils eine Stanzgratverbindung und dem Statorgehäuse (Wirbelstrombahn zwischen den Punkten P1 und P3 sowie P2 und P3). Bild 7.14 zeigt die Wirbelstrombahnen des Statorzahns mit Stanzgrat und die dazugehörigen Ersatzschaltbilder.

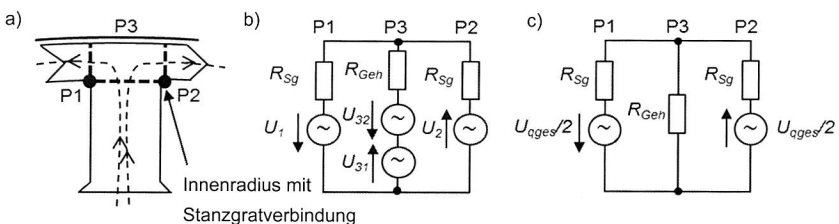


Bild 7.14: Wirbelstrombahnen Stanzgrat; a) Draufsicht, b) Ersatzschaltbild, c) resultierendes Ersatzschaltbild

Für die Abschätzung der Verlustleistung gilt für den Statorzahn mit Stanzgrat folgender Zusammenhang:

$$P = \frac{U_{qges}^2}{2 \cdot R_{Sg}} = 0,002 \text{ W} \tag{7-10}$$

Bei einer magnetischen Flussdichte von 1 T und einer Frequenz von 400 Hz ergibt sich für den Statorzahn mit Stanzgrat eine zusätzliche Verlustleistung aufgrund der globalen Wirbelströme von 0,002 W. Der berechnete Verlustwert ist für das Anwendungsbeispiel vernachlässigbar und im Rahmen einer Messung zu bestätigen.

7.4 Messergebnisse

Die Messergebnisse der verschiedenen Statorzähne sowie die Ergebnisse der Berechnungen mit dem Ersatzschaltbild sind in Tabelle 2 zusammengefasst.

Betriebspunkt 400 Hz / 1 T					
Statorzahn		Messung			Berechnung
		Referenzzahn [W]	Prüfzahn [W]	Wirbelstromverluste durch Fertigungsverfahren [W]	Wirbelstromverluste durch Fertigungsverfahren [W]
Schweißpaketiert	Variante 1	13,7	33,4	19,7	19,82
	Variante 2		33,3	19,6	19,82
	Variante 3		33,1	19,4	19,82
	Variante 4		21,2	7,5	8,35
	Variante 5		14,5	0,8	0
stanzpaketiert			16,3	2,6	3,15
Höhenversatz			13,8	0,1	Keine Berechnung
Höhenversatz mit Isolationspapier			14,2	0,5	Keine Berechnung
Stanzgrat 50 µm		13,3	13,4	0,1	0,002

Tabelle 2: Durch Fertigungsverfahren verursachte Wirbelstromverluste; ein Statorzahn, Messung und Berechnung

Die berechneten Verlustwerte zeigen eine gute Übereinstimmung mit den Messergebnissen. Die entworfenen Ersatzschaltbilder zur Berechnung der zusätzlichen Wirbelstromverluste liefern für die untersuchten Umfänge offensichtlich belastbare Werte.

Bei den schweißpaketierten Zähnen der Variante 4 und 5 werden die geringsten Wirbelstromverluste generiert. Bei der Variante 5 ist allerdings zu berücksichtigen, dass der

Rotorfluss, der durch die Messvorrichtung nicht berücksichtigt werden kann, weitere Wirbelstromverluste erzeugen kann.

Der stanzpaketierte Statorzahn zeigt mit etwa 3 W deutlich niedrigere Verluste als die geschweißten Muster. Die Abweichung zwischen Mess- und Berechnungswert lässt sich durch die inhomogene Flussdichte im Zahnjoch erklären. In den äußeren Bereichen des Zahnjochs ist die magnetische Flussdichte aufgrund der längeren Wegstrecke des magnetischen Kreises etwas niedriger. Dadurch wird die induzierte Spannung zwischen den Stanznoppen niedriger ausfallen. Durch die quadratische Abhängigkeit der zusätzlichen Wirbelstromverluste von der induzierten Spannung führt die geringere Flussdichte zu überproportional niedrigerer Verlustleistung.

Bei den Statorzähnen mit dem Versatz war keine Verlusterhöhung nachweisbar. Bei der Variante mit der Isolierung im Zahnfügebereich trat sogar eine Erhöhung der Verlustleistung um 0,5 W auf. Offensichtlich beeinflusst das Einbringen des Isolationspapiers den magnetischen Kreis deutlich mehr, als sich eine eventuelle Reduzierung der Wirbelstromverlustleistung auswirkt. Es konnte somit kein Hinweis gefunden werden, der auf eine signifikante Verlusterhöhung durch die elektrische Verbindung im Bereich des Fügebereiches zwischen zwei Statorzähnen hindeutet. Wie bereits in Kapitel 4.3.4 beschrieben, tritt keine durchgängige Verbindung der Kanten im Fügebereich auf.

Die Messergebnisse der Statorzähne mit einem maximalen Stanzgrat von 50 μm bewegen sich mit 0,1 W Verlustzunahme im Bereich der Messungenauigkeit des Aufbaus. Bereits die Abschätzung der Verluste mithilfe des Ersatzschaltbildes hatte angedeutet, dass die Verluste durch den Stanzgrat vernachlässigbar sind. Die Messung bestätigt eine vernachlässigbare Verlusterhöhung aufgrund des Stanzgrates für das Anwendungsbeispiel mit einer Blechdicke von 0,35 mm und einer maximalen Stanzgrathöhe von 50 μm .

Die Abhängigkeit der zusätzlichen Wirbelstromverluste von der Frequenz wurde exemplarisch für den schweißpaketierte Statorzahn der Variante 1 ermittelt. Es wurden dazu Messungen und Berechnungen bei 100 Hz, 200 Hz, 300 Hz, 400 Hz und 500 Hz jeweils bei einer magnetischen Flussdichte von 1 T durchgeführt. Bild 7.15 zeigt den Verlustverlauf der Messung und der Berechnung. Es zeigt sich eine sehr gute Übereinstimmung von Berechnung und Messung. Damit ist nachgewiesen, dass es sich bei der gemessenen Verlusterhöhung tatsächlich um die von der Frequenz quadratisch abhängigen Wirbelstromverluste handelt.

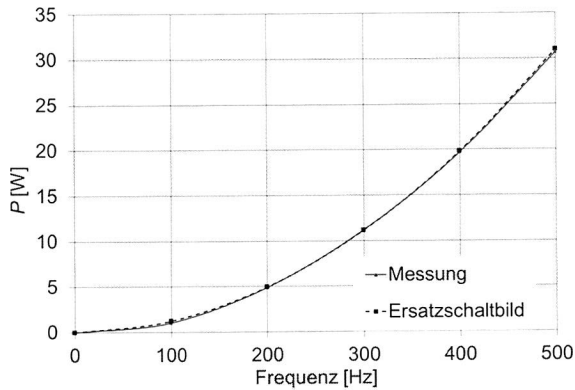


Bild 7.15: Wirbelstromverluste in Abhängigkeit von der Frequenz, schweißpaketierter Statorzahn Variante 1, Messung und Berechnung, 1 T

7.5 Abschätzung des Einflusses der Fertigungsverfahren auf den Wirkungsgrad eines Hybrid-Elektromotors

Durch Anwendung der Ersatzschaltbilder lassen sich bei Kenntnis der Frequenz und der magnetischen Flussdichte die zusätzlichen, durch die Fertigungsverfahren verursachten Wirbelstromverluste im Betriebskennfeld eines Hybrid-Elektromotors abschätzen. Ist außerdem der Wirkungsgrad η_1 der Betriebspunkte des Elektromotors ohne Einflüsse der Fertigungsverfahren bekannt, lässt sich die Wirkungsgradänderung aufgrund der Wirkung der Fertigungsverfahren bestimmen. Bild 7.16 zeigt die mit Drehmoment und Drehzahl korrelierende Grenzbetriebskennlinie der magnetischen Flussdichte und der Frequenz eines Hybrid-Elektromotors sowie den Wirkungsgrad bei den ausgewählten Betriebspunkten.

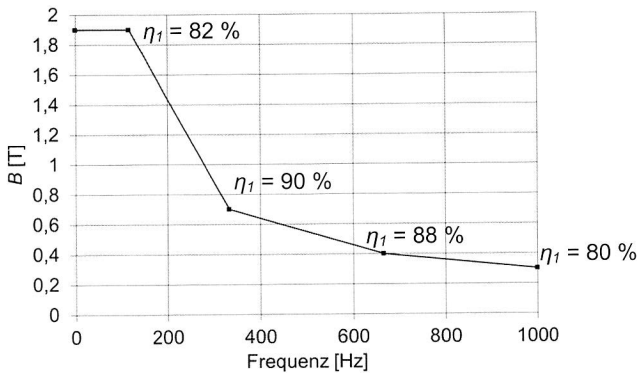


Bild 7.16: Magnetische Flussdichte in Abhängigkeit von der Frequenz eines Hybrid-Elektromotors

Im Bereich des Ankerstellbereichs beträgt die magnetische Flussdichte bis zu der Frequenz von 116 Hz konstant 1,9 T. Im Feldschwächbereich nimmt die magnetische Flussdichte bei konstanter Leistung von 15 kW bis auf einen Wert von 0,3 T bei 1000 Hz ab (vgl. Bild 2.1).

Zu jedem Betriebspunkt wurde die zusätzliche, durch die Fertigungsverfahren verursachte Wirbelstromverlustleistung P durch Anwendung der Ersatzschaltbilder für einen Statorzahn bestimmt. Der zusätzliche Gesamtverlust P_{ges} ergibt sich durch Multiplikation des Verlustes eines Statorzahns mit der Anzahl der Statorzähne des Stators. Damit wird eine entgegengesetzte Flussrichtung in benachbarten Statorzähnen angenommen. Dies ist im Betrieb des Elektromotors nicht in jedem Zeitpunkt der Fall und die Ergebnisse sind deswegen als Abschätzung zu verstehen. Anschließend wurde der zusätzliche Gesamtverlust zu den ursprünglichen Verlusten P_{V1} addiert ($P_{V2} = P_{V1} + P_{ges}$) und der neue Wirkungsgrad η_2 bei gleicher Abgabeleistung P_{ab} von 15 kW berechnet. Tabelle 3 zeigt die Berechnungsparameter, die Teilergebnisse und die Wirkungsgradänderung $\Delta\eta$.

Stator- zahn	n [U/min]	f [Hz]	B [T]	P_{ab} [W]	η_1 [%]	P_{V1} [W]	P_{ges} [W]	P_{V2} [W]	η_2 [%]	Delta η [%Punkte]
schweiß- paketiert Varianten 1, 2, 3	700	117	1,9	15000	82	3293	183	3475	81,19	-0,81
	2000	333	0,7	15000	90	1667	202	1869	88,92	-1,08
	4000	667	0,4	15000	88	2045	264	2310	86,66	-1,34
	6000	1000	0,3	15000	80	3750	334	4084	78,60	-1,40
schweiß- paketiert Variante 4 (alternie- rend)	700	117	1,9	15000	82	3293	77	3370	81,66	-0,34
	2000	333	0,7	15000	90	1667	85	1752	89,54	-0,46
	4000	667	0,4	15000	88	2045	111	2157	87,43	-0,57
	6000	1000	0,3	15000	80	3750	141	3891	79,40	-0,60
stanz- paketiert	700	117	1,9	15000	82	3293	29	3322	81,87	-0,13
	2000	333	0,7	15000	90	1667	32	1699	89,83	-0,17
	4000	667	0,4	15000	88	2045	42	2087	87,78	-0,22
	6000	1000	0,3	15000	80	3750	53	3803	79,77	-0,23
Höhen- versatz	Keine Verlusterhöhung nachgewiesen									
Stanzgrat	Keine Verlusterhöhung nachgewiesen									

Tabelle 3: Abgeschätzter Einfluss der Fertigungsverfahren auf den Wirkungsgrad eines Hybrid-Elektromotors

Offensichtlich wirken sich die Fertigungsverfahren im Ein-Prozentbereich auf den Wirkungsgrad des Hybrid-Elektromotors aus. Es zeigt sich weiterhin, dass sich bei den Pa-

ketiervfahren deutliche Unterschiede beim Wirkungsgradeinfluss ergeben. Das Stanzpaketieren schneidet dabei mit 0,23 %Punkte (1000 Hz / 0,3 T) am günstigsten ab, jedoch ist die mechanische Festigkeit des Paketverbunds im Vergleich zu den schweißpaketierten Varianten niedriger. Die Schweißpaketierung der Variante 1, 2 und 3 führen mit 1,4 %Punkte zum größten Wirkungsgradeinfluss.

Ein signifikanter Einfluss des Stanzgrats und des Höhenversatzes der Statorzähne auf die Verluste und damit auf den Wirkungsgrad konnte für die untersuchten Umfänge nicht nachgewiesen werden.

Die höchsten Verluste werden generell im Betriebspunkt mit der höchstens Frequenz von 1000 Hz generiert. Zur Reduzierung der induzierten Spannung in den Wicklungen des Elektromotors und damit zum Schutz der Leistungselektronikkomponenten wird dieser Arbeitspunkt auch betrieben, wenn der Elektromotor keine Funktion im Antriebsstrang übernimmt. Durch gezielte Feldschwächung wird die resultierende magnetische Flussdichte im Stator auf einen Wert reduziert, der unbedenkliche induzierte Spannungswerte zur Folge hat. Allerdings werden die Verluste dieses Leerlauf-Betriebspunktes bei hoher Geschwindigkeit des Fahrzeugs permanent erzeugt, obwohl der Elektromotor keinen Leistungsbeitrag am Antriebsrad liefert. Eine Reduzierung der Verluste ist deswegen in diesem Betriebspunkt besonders sinnvoll.

8 Maßnahmen zur Minimierung der Wirbelstromverluste

In diesem Kapitel werden Maßnahmen zur Minimierung der durch die Fertigungsverfahren verursachten Wirbelstromverluste vorgestellt. Die Maßnahmen werden dabei in Anforderungen an die Bauteilqualität, Richtlinien zur Auslegung von Elektromotor-Statoren und ergänzende Fertigungsprozesse unterteilt

8.1 Anforderungen an die Bauteilqualität

Zur Vermeidung einer elektrischen Kontaktierung der Blechpaketkanten durch den Stanzgrat ist die maximal zulässige Grathöhe vor allem im Bereich von Innenradien zu spezifizieren. Mit zunehmendem Verschleiß des Stanzwerkzeugs und der damit verbundenen stärkeren Gratbildung ist bei Erreichen des spezifizierten maximalen Wertes das Werkzeug nachzuschleifen bzw. auszutauschen. Die zulässige Grathöhe ist individuell für die Geometrie der Anwendung sowie für die verwendeten Blechtypen zu definieren.

8.2 Richtlinien zur Auslegung von Elektromotor-Statoren

8.2.1 Festlegung eines Mindestinnenradius der Teilegeometrie

Wie in Kapitel 4.2.1 beschrieben ist bei Anwendung des Stanzens vor allem im Bereich enger Innenradien der Teilegeometrie mit einer Gratbildung zu rechnen. Die Vorgaben eines Mindestinnenradius bei der Auslegung der Teile kann eine erhöhte Gratbildung die zu einer elektrischen Verbindung führt, in diesen Bereichen verhindern.

8.2.2 Dimensionierung der Paketierelemente

Bei Einsatz der Schweiß- und Stanzpaketierung ist vorab die geforderte mechanische Festigkeit des Paketverbunds zu ermitteln. Anschließend kann die notwendige Größe der Schweißnaht oder der Stanznuppe für die geforderte Anwendung bestimmt werden und somit eine Überdimensionierung der Paketierelemente vermieden werden. Dadurch werden die elektrischen Verbindewiderstände der Paketierelemente maximiert und damit die zusätzlichen Wirbelstromverluste auf einen Minimalwert reduziert.

8.2.3 Positionierung der Paketierelemente

Paketierschweißnähte sollten generell zur Verlustminimierung wie in Kapitel 5 gezeigt einseitig auf der Außenseite der Blechpakete aufgebracht werden. Reicht eine einseitig aufgebrachte Schweißnaht zum Erreichen der geforderten mechanischen Festigkeit des Paketverbunds nicht aus, so ist die Anzahl der Schweißnähte auf zwei zu begrenzen. Die Schweißnähte sind dann jeweils auf der Außen- und Innenseite der Statorzahngeometrie aufzubringen (vgl. Schweißpaketierung Variante 4 und Variante 5). Die durch die Schweißnähte aufgespannten Induktionsflächen werden dadurch minimiert. Bild 8.1 (a) zeigt eine abgewandelte Version der Schweißpaketierung Variante 4 mit einer für Verlustminimierung und mechanische Festigkeit günstigen Lage der Schweißnähte (Variante 4.1).

Die Anzahl der Stanzpaketiernoppen ist wie bei der Schweißpaketierung möglichst auf zwei pro Statorzahn zu begrenzen. Die Position der Stanznuppe im Zahnschenkel ist möglichst mittig und weit entfernt vom Rotorquerfluss zu legen. Die Stanznuppe im Bereich des Zahnjochs ist in den zentralen Bereich des Jochs zu legen. Bild 8.1 (b) zeigt die verlustminimierte Variante der Stanzpaketierung. Sind die Paketiernoppen aus Gründen der mechanischen Festigkeit im Joch des Zahns zu positionieren, so sind sie, wie in Bild 8.1 (c) dargestellt, so nah wie möglich am Gehäuse zu platzieren. Die induzierte Spannung zwischen den zwei Stanznoppen und damit die zusätzliche Wirbelstromverlustleistung werden somit deutlich reduziert.

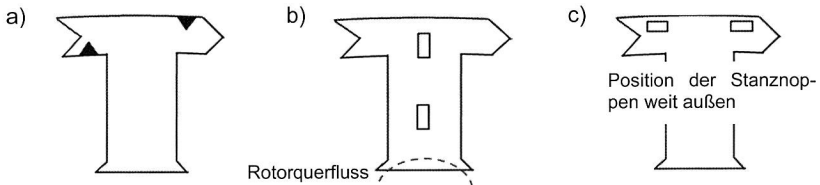


Bild 8.1: Optimierte Statorzähne; a) Schweißpaketierung Variante 4.1, b) Stanzpaketierung Variante 2, c) Stanzpaketierung Variante 3

8.3 Ergänzende Fertigungsprozesse

Durch Einbringen eines zusätzlichen Isolationspapiers zwischen Gehäuse und den geschweißten Statorzähnen der Variante 4.1 mit alternierender Position der innenliegenden Schweißnaht kann der Verbindewiderstand, der sich ohne Isolationspapier aus der Parallelschaltung von Gehäuse- und Schweißnahtwiderstand ergibt, auf den Wert des Schweißnahtwiderstands reduziert werden. Bild 8.2 zeigt den Aufbau mit dem zusätzlichen Isolationspapier und das resultierende Ersatzschaltbild.

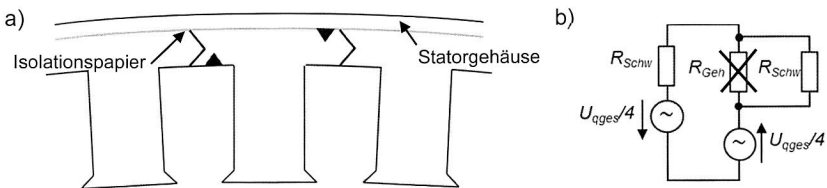


Bild 8.2: Isolationspapier zwischen Blechpaket und Statorgehäuse, Messaufbau

Zur Validierung der Wirksamkeit der Maßnahme wurden Berechnungen und Messungen mit und ohne Isolationspapier durchgeführt. Als Isolationsmaterial wurde für die Messung ein Aramid-Isolationspapier mit einer Dicke von 0,1 mm zwischen dem Gehäuse und den Statorzähnen eingesetzt. Der ausgewählte Isolationswerkstoff hat die für

den Einpressvorgang notwendigen mechanischen Festigkeitseigenschaften und gewährleistet eine zuverlässige elektrische Isolation.

Für die Berechnung der Verlustleistung gilt dann folgender Zusammenhang:

$$P_{ges} = \frac{\left(\frac{U_{qges}}{2}\right)^2}{2 \cdot R_{Schw}} \quad (8-1)$$

Bei einer magnetischen Flussdichte von 1 T und einer Frequenz von 400 Hz ergibt sich für Variante 4.1 mit Isolationspapier eine zusätzliche Verlustleistung aufgrund der globalen Wirbelströme von 4,92 W. Damit wird die Verlustleistung durch den Einsatz des Isolationspapiers um 3,43 W reduziert.

Die Mess- und Berechnungsergebnisse des schweißpaketierte Statorzahns der Variante 4.1 mit und ohne Isolationspapier sind in Tabelle 4 zusammengefasst.

Betriebspunkt 400 Hz / 1 T				
Statorzahn	Messung			Berechnung
	Referenzzahn [W]	Prüfzahn [W]	Wirbelstromverluste durch Fertigungsverfahren [W]	Wirbelstromverluste durch Fertigungsverfahren [W]
schweißpaketierte Variante 4.1	13,7	21,1	7,4	8,35
schweißpaketierte Variante 4.1 mit Isolationspapier		17,3	3,6	4,92

Tabelle 4: Wirbelstromverluste des schweißpaketierte Statorzahns Variante 4.1, mit und ohne Isolationspapier, Messung und Berechnung

Die Messungen bestätigen die Verlustreduktion um etwa 50 %. Bei einem kompletten Stator des Anwendungsbeispiels ergibt sich somit durch Einfügen des Isolationspapiers eine Verlustreduzierung von etwa 114 W (400 Hz / 1 T).

Basierend auf der vorgestellten Vorgehensweise kann nun individuell für ein Antriebsstrangsystem geprüft werden, ob der Einsatz des Zusatzprozesses „Einfügen des Isolationspapiers“ sowie Herstellung und Teilemanagement unterschiedlichen Statorzähne aufgrund der alternierenden Position der innenliegenden Schweißnaht wirtschaftlich zu rechtfertigen ist.

9 Zusammenfassung

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden die Einflüsse der Fertigungsverfahren auf die Wirbelstromverluste eines Hybrid-Elektromotors mit einem Stator in Einzelzahn-Ausführung untersucht. Schwerpunkt der Untersuchungen waren dabei die Herstellungsprozesse Stanzen der einzelnen Bleche, Paketieren der Bleche zu einem Stapel und Montage der Blechpakete in ein Gehäuse.

Durch die Wirkung der Fertigungsverfahren können die voneinander isolierten einzelnen Lamellen der Blechpakete elektrisch kontaktiert werden. Durch die elektrischen Kontakte können dann Wirbelstrombahnen entstehen, die zu erhöhten Wirbelstromverlusten führen.

In einem ersten Untersuchungsschritt wurden die tatsächlichen elektrischen Verbindungen an Serienbauteilen nachgewiesen. Dazu wurden Nachweismethoden wie die Thermografie und die Lichtmikroskopie angewendet. Bei Paketen mit gestanzten Blechen konnten Verbindungen zwischen Blechen aufgrund des Stanzgrates bestätigt werden. Zur weiteren Untersuchung der Stanzgratverbindungen und deren Einflussgrößen wurden verschiedene Versuchsmuster gefertigt. Der Verschleiß des Stanzwerkzeuges wurde dabei durch eine Variation der Größe des Schneidspaltes dargestellt. Außerdem wurde der Einfluss der Festigkeit des Elektrobleches, die Art der Lackbeschichtung und die Größe der Radien der Teilegeometrie auf die Stanzgratbildung untersucht. Eine Vermessung der Stanzgrathöhe ergab, dass sich die Maximal- und Mittelwerte stark unterscheiden. Es bilden sich folglich nur einzelne hohe Gratspitzen aus, während der überwiegende Anteil der Stanzkantenstrecke deutlich niedrigere Grate zeigt. Die Grathöhen der verschiedenen untersuchten Blechsarten unterscheiden sich ebenfalls erheblich. Bei der Bewertung, ob eine elektrische Verbindung zwischen zwei benachbarten Blechen entstehen kann, sind auch die geometrischen Eigenschaften des Einzugsbereiches des benachbarten Bleches zu berücksichtigen. Durch Vermessung der Einzugstiefe wurde festgestellt, dass sich die Einzugstiefen ähnlich wie die Stanzgrathöhen verhalten, d. h. bei einer hohen Gratbildung einer Blechsorte ist auch eine größere Einzugstiefe zu beobachten. Es konnte damit kein Hinweis gefunden werden, der darauf hindeutet, dass die mechanische Festigkeit des Elektroblechs und der Typ der Blechbeschichtung verstärkt elektrische Verbindungen durch den Stanzgrat verursachen können. Eine elektrische Verbindung kann deswegen bei geraden Stanzkanten generell nur durch die selten auftretenden hohen Gratspitzen erfolgen. Bei der Vermessung der Innenradien der Versuchsteile konnte allerdings eine deutlich stärkere und gleichmäßigere Gratbildung nachgewiesen werden. Im Bereich enger Innenradien der Teilegeometrie ist folglich mit einer deutlich höheren Wahrscheinlichkeit von einer elektrischen Verbindung durch den Stanzgrat auszugehen.

Eine elektrische Verbindung bei stanzpaketierten Blechpaketen konnte ebenfalls durch ein thermografisches Verfahren nachgewiesen werden, allerdings zeigte sich über die Bauteilhöhe ein ungleichmäßiger Kontaktwiderstand, der sich durch Spaltbildungen im Bereich der Stanznoppenkanten erklären lässt. Abschließende Untersuchungen mit

dem Lichtmikroskop erlaubten eine Darstellung der durch die Stanz- und Schweißpaketierung, den Höhenversatz von Statorzähnen und die Montage der Blechpakete in ein elektrisch leitfähiges Gehäuse verursachten elektrischen Kontakte.

Die gemeinsame Wirkung der Fertigungsverfahren führt zu einer elektrisch leitfähigen Verbindung der Blechpaketkanten. Im Rahmen einer Grundlagenuntersuchung wurde deswegen die generelle qualitative und quantitative Auswirkung von elektrisch leitfähigen verbundenen Blechpaketkanten auf die Wirbelstromverläufe und auf die Wirbelstromverlustleistung erfasst. Dazu wurden die Kanten von Ringkernblechpaketen auf der Innen- und der Außenseite durch eine galvanisch aufgebrachte Nickelschicht elektrisch leitfähig verbunden. Durch Anwendung der Ringkerngeometrie konnte die Messung der Verluste nach standardisierter Methodik erfolgen. Ergänzend zu den Messungen wurden Modelle der Versuchsmuster mit dem FEM-Simulationswerkzeug „Maxwell-3D“ aufgebaut. Bei den einseitig verbundenen Ringkernblechpaketen war keine signifikante Wirbelstromverlusterhöhung festzustellen. Auch unterschied sich der Verlauf der Wirbelströme im Vergleich zu einem unverbundenen Blechpaket nur unwesentlich. Bei der beidseitigen elektrischen Verbindung der Blechpaketkanten zeigte sich hingegen eine dramatische Wirbelstromverlusterhöhung. Die FEM-Simulationsergebnisse bestätigten die Verlusterhöhung und zeigten Wirbelstrombahnen, die im Vergleich zu den unverbundenen und einseitig verbundenen Blechpaketen den gesamten Blechquerschnitt des Stapels einnehmen. Mithilfe der FEM-Simulation war zusätzlich eine Aufteilung der Verluste in die Bereiche der Verbinder (Nickelschicht) und in die Bereiche der Bleche möglich. Es ergab sich dabei, dass mit zunehmender Anzahl an Blechen des Paketes nahezu die gesamten zusätzlichen Wirbelstromverluste in den Verbindern generiert werden.

Basierend auf den gewonnenen Ergebnissen konnte ein elektrisches Ersatzschaltbild zur analytischen Berechnung der Wirbelstromverluste aufgrund der elektrischen Verbindung der Blechpaketkanten entworfen werden. Ein Vergleich von analytischer Berechnung, FEM-Simulation und Messung zeigten eine gute Übereinstimmung der Verlustwerte und das validierte Ersatzschaltbildmodell wurde daraufhin für die weiteren Untersuchungen verwendet. Ergänzend wurden der grundlegende Einfluss und die Zusammenhänge des Skin-Effekts bei beidseitig elektrisch verbundenen Blechpaketen aufgezeigt. Abschließend wurden eine vereinfachte Vorgehensweise zur Berechnung der Wirbelstromverluste und die Bedingungen für deren zuverlässige Anwendung vorgestellt.

Durch einen weiteren Untersuchungswischenschritt wurde die generelle Wirkung der Fertigungsverfahren bei Ringkernblechpaketen ermittelt, die für diesen Zweck schweiß- und stanzpaketiert wurden. Außerdem wurden Ringkerne mit gestanzten Blechen, die einen starken Stanzgrat aufweisen, gefertigt. Zusätzlich wurden die schweiß- und stanzpaketierten Ringkernblechpakete einseitig mit Nickel beschichtet. Die Nickelbeschichtung stellt die elektrische Verbindung durch ein elektrisch leitfähiges Gehäuse dar. Neben der Messung der Wirbelstromverlustleistung wurden FEM-Simulationen und Berechnungen mit dem entworfenen Ersatzschaltbild durchgeführt. Bei den schweiß- und stanzpaketierten Ringkernblechpaketen wurde eine Verlusterhöhung nachgewie-

sen. Messung und FEM-Simulation stimmen dabei gut überein. Bei den Berechnungen mit dem Ersatzschaltbild wurde deutlich, dass für exakte Ergebnisse eine möglichst genaue Kenntnis der Verbindewiderstände entscheidend ist. Durch die zusätzliche einseitige elektrische Verbindung der schweiß- und stanzpaketierte Muster war eine weitere deutliche Verlusterhöhung festzustellen. Bei den Mustern mit den gestanzten Blechen war für Ringkernblechpakete mit einer großen Anzahl an Blechen keine signifikante Verlusterhöhung nachweisbar. Die geringe Verlusterhöhung lässt sich durch die hohen Verbindewiderstände der Stanzgratverbindungen und durch den Stapelfehler bei der Fertigung der Ringkernblechpakete erklären.

Nach der Erfassung der Wirbelstromverlustleistung mit Ringkernblechpaketen wurden die zusätzlichen Wirbelstromverluste eines Hybridelektromotor-Stators in Einzelzahn-Ausführung einer Serienanwendung bestimmt. Die im Rahmen der zuvor durchgeführten Untersuchungen gewonnenen Erkenntnisse wurden angewendet und validiert. Im Gegensatz zu der bis dahin eingesetzten Ringkernegeometrie treten aufgrund der Zahngeometrie komplexere Wirbelstromverläufe auf. Für die Untersuchungen wurden schweiß- und stanzpaketierte Statorzähne sowie Muster mit und ohne Stanzgrat hergestellt und in ein Gehäuse eingepresst. Zur Bewertung des Einflusses eines Versatzes der einzelnen Statorzähne im montierten Stator wurden außerdem benachbarte Statorzähne mit einem Höhenversatz in das Gehäuse eingepresst. Zur Messung der Wirbelstromverluste wurde eine Messvorrichtung entworfen. Es wurden dabei jeweils nur die zusätzlichen Wirbelstromverluste eines Statorzahns bestimmt. Die entworfenen Messvorrichtung lieferte reproduzierbare Ergebnisse und wurde daraufhin für die weiteren Untersuchungen eingesetzt. Ergänzend zu den Messungen wurden die zusätzlichen Wirbelstromverluste durch Anwendung der entworfenen Ersatzschaltbilder berechnet. Ein Vergleich von Mess- und Berechnungsergebnissen zeigte gute Übereinstimmungen. Bei der Untersuchung von fünf Varianten der schweißpaketierte Statorzähne wurde deutlich, dass die Position der Schweißnähte einen entscheidenden Einfluss auf die zusätzlichen Wirbelstromverluste hat. Der stanzpaketierte Statorzahn zeigte im Vergleich zu vier der fünf geschweißten Muster die geringsten Verluste. Bei den Statorzähnen mit Stanzgrat konnte keine signifikante Verlusterhöhung nachgewiesen werden. Dies ist durch die nicht durchgängige elektrische Verbindung über die Blechpakethöhe sowie durch den hohen Widerstandswert der Stanzgratverbindung zu erklären. Weitere Messungen zeigten außerdem, dass ein Versatz der einzelnen Statorzähne zueinander keine signifikante Verlusterhöhung zur Folge hat.

Anschließend wurde eine Abschätzung des Einflusses der Fertigungsverfahren auf den Wirkungsgrad einer Serienanwendung eines Hybrid-Elektromotors durchgeführt. Basis für die Abschätzung war die Kenntnis der magnetischen Flussdichten, der Frequenzen sowie der Wirkungsgrade des Elektromotors bei verschiedenen Betriebspunkten. Es zeigte sich, dass sich der Einfluss der Fertigungsverfahren auf den Wirkungsgrad je nach Betriebspunkt und angewendetem Fertigungsverfahren im Bereich zwischen 0,1 %Punkte und 1,4 %Punkte bewegt.

In einem abschließenden Schritt wurden Maßnahmen zur Minimierung der Verlustleistung dargelegt und untersucht. Die Maßnahmen wurden dazu in Anforderungen an die Bauteilqualität, Richtlinien zur Auslegung von Elektromotor-Statoren und ergänzende Fertigungsprozesse unterteilt. Besonders die beschriebenen Maßnahmen der Richtlinien zur Auslegung von Elektromotor-Statoren bieten kostenneutrale Lösungsmöglichkeiten zur Verlustreduktion an. Durch eine zusätzliche elektrische Isolation von Gehäuse und Blechpaketen konnte die Verlustleistung einer schweißpaketierte Variante deutlich reduziert werden, jedoch ist individuell für die verschiedenen Anwendungen zu prüfen, ob solch aufwändige Maßnahmen wirtschaftlich zu rechtfertigen sind.

Basierend auf den Ergebnissen der vorliegenden Arbeit konnten die qualitativen und quantitativen Einflüsse verschiedener Fertigungsverfahren auf die Wirbelstromverluste aufgezeigt werden. Anhand der beschriebenen Vorgehensweisen ist eine schnelle und belastbare Abschätzung der zusätzlichen Verluste schon während der Konstruktionsphase eines Elektromotors möglich. Eine zielgerichtete Auswahl der Fertigungsverfahren sowie eine Schärfung der Verlustmodelle des Elektromotors können damit erfolgen. Im Rahmen von weiterführenden Untersuchungen ist eine Messung der Verluste von kompletten Elektromotoren im Betrieb sinnvoll. Es kann dann der Einfluss der Fertigungsverfahren bei realen Verhältnissen unter Berücksichtigung der Flussrichtung benachbarter Statorzähne, des Rotorquerflusses und des zeitlichen Verlaufs des magnetischen Flusses genauer quantifiziert werden. Ziel folgender Arbeiten kann dann eine weitere Schärfung und Validierung der vorgestellten Rechenmodelle sein.

10 Summary

Due to the societal and political demand for environmental-friendly and sustainable automotive technology, the industry is facing requests to develop new powertrain concepts. Many of the powertrain concepts are based on a drive system with electric motors. The reduction of the power loss of the electric motor is one major focus of the development activities. The power loss has straight impact to the compliance with the CO₂-emission regulations, the operating range of the electric vehicle, the cost and weight of the battery, the cost and size of the power electronics and the cooling power demand of the system. For this reason the entire types of power losses have to be investigated fundamentally, power loss reduction potentials have to be identified and improvements have to be established and implemented.

The described investigations of this document are addressing the impact of manufacturing processes on the eddy current losses of a hybrid electric motor with a stator in single tooth design. The main focus of the investigations was the manufacturing processes stamping of the laminations, stacking of the laminations and the assembly of the stacks into the housing. The application of the manufacturing processes creates an electrical connection of the initially insulated laminations and therefore leads to additional eddy current losses.

A first investigation step did address the confirmation of the actual electrical connections created through the impact of manufacturing processes of serial application parts. For this purpose validation methods like thermography and optical microscopy were applied. For stacks with stamped laminations, an electrical connection due to the burr could be confirmed. For further investigation of the electrical connections and their impact parameters, various test samples were manufactured. The tool wear impact was implemented by a variation of the cutting clearance. In addition, the impact of the mechanical strength of the steel, the type of the steel coating and the size of the radiuses of the part geometry concerning burr occurrence were investigated. A measurement of the burr height did indicate that the maximum values differ significantly from the mean values. Therefore, just single burr peaks are created and the major part of the stamping edge is exhibiting a significantly lower burr height. The burr height of the various investigated steel types did also show considerable discrepancies. For evaluation of a potential electrical connection between two laminations, the geometrical characteristic of the top side of the joining lamination has to be considered. A measurement of the edge rollover did indicate that the edge rollover depth is showing similar characteristics as the burr height, i. e. with a high burr occurrence the edge rollover depth becomes also high. Based on these results, no indication could be found, that the mechanical strength and the type of coating may lead to an increased occurrence of electrical connections via burr. In general, an electrical connection will just be created through the rare occurring burr peaks. However, the burr measurements of the inner radiuses did detect a much excessive and plain burr occurrence. Based on these results, a higher probability of electrical connections has to be expected in the area of tight inner radiuses.

An electrical connection of interlocked cores could also be verified via the thermographic method, however, a non-uniform contact resistance was apparent. This can be explained by the occurring gaps in the area of the interlocking mark edges. Final investigations with the optical microscope did visualize the electrical connection areas created through the impact of the interlocking and welding process, the misalignment between two stator teeth and the assembly of the stator cores into an electrically conductive housing.

The common effect of the manufacturing processes leads to an electrically conductive connection of the stack edges. Within the scope of a fundamental investigation the general qualitative and quantitative impact of electrical conductive stack edges on the eddy current characteristics were determined. For this purpose the edges of ring core samples were electrically connected at the inner and outer side via a galvanic nickel coating process. By applying the ring core geometry, the loss measurement could be executed according to established standards. In addition to the measurements, simulation-models of the test samples were created with the FEM-simulation tool "Maxwell-3D". A ring core sample with a single side edge connection did not lead to a significant power loss increase. The eddy current characteristic within the lamination did also exhibit no significant difference to unconnected stacks. The connection at both sides of the stacks, however, did show a dramatic loss increase. The FEM-simulation results did confirm the loss increase and did visualize eddy current paths that affect the entire cross section of the stack. The non- or single-side connected stacks did not show a different eddy current path characteristic. Based on the FEM-simulation, an additional splitting of the losses into the connector areas (nickel layer) and into the lamination areas was feasible. It turned out that with increasing number of laminations almost the entire additional losses are generated in the connectors.

Based on the found results, an equivalent electrical circuit model for analytical calculation of the eddy current losses due to the electrical connection of the stack edges could be created. A comparison of the analytical calculations, FEM-simulations and measurements did present a good matching of the loss values. The validated equivalent electric circuit model was therefore applied for the further investigations. In addition, the fundamental impact of the skin-effect of both-sides connected stack edges was presented. Finally, a simplified calculation process for eddy current loss determination and the conditions for its reliable application were introduced.

A further intermediate investigation step did address the fundamental impact of the manufacturing processes on the eddy currents of ring core samples that were interlocked and welded for this purpose. Further ring cores with stamped lamination that did exhibit a strong burr were manufactured. In addition, the interlocked and welded samples were coated at one side with nickel. The nickel layer represents the electrical connection as it may occur by an electrically conductive housing. Beside the measurement of the eddy current losses, FEM-simulations and calculation with the equivalent electric circuit model were executed. A loss increase could be confirmed for the interlocked and welded test samples. Measurement and FEM-simulation did match well for these cases.

For the calculation with the equivalent electric circuit model, it turned out that the values of the connector resistors need to be known well for precise results. A further loss increase could be detected for the interlocked and welded samples in combination with the single-side edge coating. The stacks with stamped samples did not show a significant loss increase for stacks with a high number of laminations. The minor loss increase can be explained by the misalignment of the laminations of the stack.

After the determination of the eddy current losses of ring core samples, the additional eddy current losses of a stator in single tooth design of a serial application were detected. The before determined investigation results were therefore applied and validated. Due to the tooth geometry, more complex eddy current paths are present compared to the so far implemented ring core geometry. Interlocked and welded stator teeth as well as samples with and without burr were manufactured and pressed into the housing for these investigations. For the evaluation of the impact of a misalignment of two beside located stator teeth a stator with misaligned teeth was assembled. For the measurement of the losses a measurement set-up was developed. The measurement method determines the additional eddy current losses of one stator tooth based on the comparison with a reference value. The measurement set-up did provide reproducible results and was therefore applied for the further investigations. In addition to the measurements, the additional eddy current losses were also calculated according to the equivalent electric circuit models. A comparison of measurement and calculation results did show a good matching. The investigation of five variants of welded teeth did indicate that the positions of the welding lines have a significant impact on the additional eddy current losses. The interlocked stator tooth did show the lowest loss compared to four of the five welded teeth. For the stator teeth with burr no significant loss increase could be detected. This can be explained by the interrupted connection along the height of the tooth and the high resistance of the burr connection. Further measurements did also indicate that a misalignment between the stator teeth does not lead to a significant loss increase.

In a next step, an estimation of the impact of the manufacturing processes on the efficiency of a serial hybrid motor application was carried out. Basis for the estimation was the availability of the values of the magnetic flux density, the frequencies and the efficiency of the electric motor at various operating points. It turned out, that the impact of the manufacturing processes on the efficiency lies in the range between 0.1 %points and 1.4 %points depending on the operating point and the applied manufacturing process.

In a final step, actions for loss minimization were introduced and investigated. The actions were therefore separated in requirements of the component quality, guide lines for the design of stators and additional manufacturing processes. Particularly the introduced guide lines for the stator design offer actions for loss reduction without creating additional costs. The insertion of an additional insulation layer between a welded stator teeth and the housing did lead to a significant loss reduction, however, it has to be eval-

uated for the individual application if such expensive additional manufacturing processes can be justified economically.

Based on the results of this study, the qualitative and quantitative impact of various manufacturing processes on the eddy current losses could be identified. With the help of an introduced approach, a fast and reliable estimation of the additional losses can be made already during the design phase of an electric motor. A specific selection of the manufacturing processes and a more detailed definition of the loss models of electric motors can then be established. However, further investigations with the focus on the loss measurements of entire electric motors in operation are strongly recommended. Based on the results, a more reliable quantification of the impact of the manufacturing processes in consideration of the magnetic flux direction in adjacent teeth, the cross flux due to rotor movement and the non-sinusoidal characteristic of the flux can be made. A potential intention of following studies could then be a further validation and improvement of the introduced calculation models.

11 Literaturverzeichnis

- [1] Naunin, D.: *Hybrid-, Batterie- und Brennstoffzellen-Elektrofahrzeuge: Technik, Strukturen und Entwicklungen*. Renningen: Expert Verlag, 2006.
- [2] Hoffmann, P.: *Hybridfahrzeuge*. Wien: Springer Verlag, 2010.
- [3] Burres, T.: *Benchmarking of Competitive Technologies*. Washington, D.C.: Oak Ridge National Laboratory, 2011.
- [4] Olszewski, M.: *Evaluation of the 2007 Toyota Camry Hybrid Synergy Drive System*. Washington D.C.: Oak Ridge National Laboratory, 2008.
- [5] N. N.: *Wirkungsgradkennfeld Hybridelektromotor*. Daimler AG, nicht veröffentlicht.
- [6] Beckert, U.: *Berechnung zweidimensionaler Wirbelströme in kurzen Permanentmagneten von PM-Synchronmaschinen*. In: antriebstechnik 46, Heft 6 (2007), S. 44-48.
- [7] Beckert, U.: *Berechnung der Wirbelstromverluste in den Permanentmagneten von hochtourigen PM-Synchronmaschinen*. In: antriebstechnik. 45, Heft 11 (2006), S. 42-45.
- [8] Müller, G.; Vogt, K.; Ponick, B.: *Berechnung elektrischer Maschinen*. Weinheim: WILEY-VCH Verlag, 2008.
- [9] Fischer, R.: *Elektrische Maschinen*. München, Wien: Carl Hanser Verlag, 1995.
- [10] Weiss, P.: L'hypothese du champ moleculaire et la propriete ferromagnetique. In: Journal de Physique, 6 (1907), S. 661-690.
- [11] Bergmann, W.: *Werkstofftechnik 2: Werkstoffherstellung – Werkstoffbearbeitung – Werkstoffanwendung*. München, Wien: Carl Hanser Verlag, 2002.
- [12] Heck, C.: *Magnetische Werkstoffe und ihre technische Anwendung*. Heidelberg: Dr. Alfred Hüttig Verlag, 1967.
- [13] Chikazumi, S.: *Physics of Magnetism*. New York, London, Sydney: John Wiley & Sons Inc., 1964.
- [14] Bertotti, G.: *Hysteresis in magnetis: For Physicists, Material Scientists, and Engineers*. San Diego: Academic Press, 1998.
- [15] Neuschl, Z.: *Rechnerunterstützte experimentelle Verfahren zur Bestimmung der lastunabhängigen Eisenverluste in permanentmagnetisch erregten elektrischen Maschinen mit additionallem Axialfluss*. Dissertation, Technische Universität Cottbus, 2007.

- [16] Schoppa, A. P.: *Einfluss der Be- und Verarbeitung auf die magnetischen Eigenschaften von schlussgeglühtem, nichtkornorientiertem Elektroband*. Dissertation, RWTH Aachen, 2001.
- [17] N. N.: *Power Core Datenbank Messdaten*. Firmenschrift, ThyssenKrupp Electrical Steel GmbH, Gelsenkirchen, 2010.
- [18] Boll, R.: *Weichmagnetische Werkstoffe*. Vacuumschmelze-GmbH (Hrsg.), Hanau, 1990.
- [19] N. N.: *VDM Report Nr. 27. Weichmagnetische Werkstoffe auf Ni-Fe-Basis*. ThyssenKrupp VDM GmbH (Hrsg.), Werdohl, 2003.
- [20] Pregla, R.: *Grundlagen der Elektrotechnik*. Heidelberg: Hüthig Verlag, 1998.
- [21] Weiss, A.: *Allgemeine Elektrotechnik*. Braunschweig: Vieweg-Verlag, 1974.
- [22] Seidel, H. U.; Wagner, E.: *Allgemeine Elektrotechnik*. München, Wien: Carl Hanser Verlag, 2000.
- [23] Michalowsky, L.; Schneider, J.: *Magnettechnik: Grundlagen, Werkstoffe, Anwendung*. Essen: Vulkan-Verlag, 2006.
- [24] Schunk, H.: *Stromverdrängung*. Heidelberg: Dr. Alfred Hüthig Verlag, 1975.
- [25] Bölling, F.: *Trends und Ziele in der Entwicklung hochwertiger Elektrobleche*. In: Stahl und Eisen 107 (1987), 23, S. 1119-1124.
- [26] Andrä, W.; Greiner, C.; Schwab, W.: *Beobachtungen der magnetischen Bereichsstruktur bei Wechselfeldmagnetisierung zur Prüfung der Theorie der Ummagnetisierungsverluste*. In: Monatsberichte der Deutschen Akademie der Wissenschaften zu Berlin 2, Nr. 9 (1960), S. 539-544.
- [27] Zhu, J. G., Ramsden, V. S. und Hui, S. Y. R.: *Discrete modelling of magnetic cores including hysteresis, eddy current and anomalous losses*. In: Science, Measurement and Technology IEE Proceedings A, 140 (1993), 4, S. 317-322.
- [28] N. N.: *PowerCore M 330-35 A*. Firmenschrift, ThyssenKrupp Electrical Steel GmbH, Gelsenkirchen, 2011.
- [29] Steinmetz, C. P.: *On the law of hysteresis*. In: Proceedings of the IEEE 72, (1984), 2, S. 197-221 (Nachdruck des Originalartikels von 1892).
- [30] Rodriguez, D. L.; Silveira, J.R.; Landgraf, F.: *Combining Mager and Steinmetz: The Effect of Grain Size and Maximum Induction on Hysteresis Energy Loss*. In: IEEE Transaction on Magnetics, 47 (2011), 9, S. 2179-2183.
- [31] Jordan, H.: *Die ferromagnetischen Konstanten für schwache Wechselfelder*. In: Elekt.Nachr.Tech., 1924.

- [32] Bertotti, G.: *General Properties of Power Losses in Soft Ferromagnetic Materials*. In: IEEE Transactions on Magnetics, 24 (1988), 1, S. 621-630.
- [33] N. N.: *Maxwell 3D User's Guide*. Firmenschrift, ANSYS Inc., Canonsburg, 2011.
- [34] Hackbart, M.; Hart, A.: *Hybrid Synergy Drive Toyota Prius*. DaimlerChrysler AG, Studie 14.02.2005, Untertürkheim 2005.
- [35] Abe, S.; Murate, M.: *Development of IMA Motor for 2006 Civic Hybrid*. SAE Technical Paper Series 2006-01-1505, SAE International, Warrendale, 2006.
- [36] Wuppermann, C. D.; Schoppa, A. P.: *Merkblatt 401 - Elektroband und -blech*. Firmenschrift, Stahl-informations-Zentrum (Hrsg.), Düsseldorf, 2005.
- [37] Norm DIN EN 10106: *Kaltgewalztes nicht kornorientiertes Elektroblech und -band im schlussgeglühten Zustand*. Stand: November 2007.
- [38] Norm DIN EN 10303: *Dünnes Elektroblech und -band aus Stahl zur Verwendung bei mittleren Frequenzen*. Stand: Juli 2001.
- [39] Brachthäuser, N.: *Elektromobilität - Neue Herausforderungen an den Werkstoff Elektroband*. Firmenschrift, C.D. Wälzholz GmbH (Hrsg.), Hagen, 2012.
- [40] Norm DIN EN 10342: *Magnetische Werkstoffe – Einteilung der Isolationen auf Elektroblech und -band und daraus gefertigten Stanzteilen*. Stand: September 2005.
- [41] N. N.: *Beschichtungen für NO-Stahl*. ArcelorMittal AG (Hrsg): http://www.arcelormittal.com/fce/prd_web/new_web_details.pl?code=D10&langlis t=DE. Zugriff am 20.05.2011.
- [42] N. N.: *PowerCore Isolationsarten*. ThyssenKrupp Electrical Steel GmbH (Hrsg): [http://www.tkes.com/web/tkeswebcms.nsf/\\$All/629E1A4568D0F125C125773400348903/\\$FILE/Isolationsarten.pdf](http://www.tkes.com/web/tkeswebcms.nsf/$All/629E1A4568D0F125C125773400348903/$FILE/Isolationsarten.pdf). Zugriff am 10.05.2011.
- [43] N. N.: *Allgemeine Informationen zu Elektroblechen*. EMT Ingenieurbüro für Elektro-Maschinenbau GmbH (Hrsg): <http://www.elektrobleche.de>. Zugriff am 20.05.2011.
- [44] N. N.: *isovac Elektroband Technische Lieferbedingungen*. Firmenschrift, voestalpine Stahl GmbH, Linz, 2011.
- [45] LCD LaserCut AG: persönliche Mitteilung, nicht veröffentlicht.
- [46] N. N.: *Schmelzschneiden*. Trumpf GmbH + Co. KG (Hrsg): <http://www.trumpf-laser.com/loesungen/anwendungsfelder/laserschneiden/schmelzschneiden.html>. Zugriff am 12.09.2012.

- [47] Norm DIN 8588: *Fertigungsverfahren Zerteilen – Einordnung, Unterteilung, Begriffe*. Stand: August 2013.
- [48] N. N.: *Smartline SA-S die neue Generation der Schuler Schnellläuferpressen*. Schuler AG (Hrsg): <http://www.smartline-evolution.com>, Zugriff am 11.01.2013.
- [49] Hoffmann, H.; Toussaint, A.; Ulbricht, V.; Schirmacher, F.: *Einfluss ausgewählter Parameter auf Werkzeugverschleiß und Formgenauigkeit beim Stanzpaketieren von Elektroblechen*. EFB-Forschungsbericht Nr. 145. Hannover: Europäische Forschungsgesellschaft für Blechverarbeitung e.V., 2000.
- [50] Norm DIN 9830: *Schnittgrathöhen an Stanzteilen*. Stand: Oktober 2011.
- [51] Liewald, M.; Kappes, J.; Hank, R.: *Schnittfreies Scherschneiden mittels Konterschneiden*. Bamberg: Meisenbach Verlag GmbH, 2010.
- [52] König, W.; Klocke, F.: *Fertigungsverfahren Band 5*. Düsseldorf: VDI-Verlag GmbH, 1995.
- [53] Fritz, H.; Schulze, G. (Hrsg): *Fertigungstechnik*. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag, 2008.
- [54] Kienle & Spiess GmbH: persönliche Mitteilung, nicht veröffentlicht.
- [55] Baudouin, P., Belhadj, A.; Breaban, F.; Deffontaine, A.; Houbaert, Y.: *Effects of Laser and Mechanical Cutting Modes on the Magnetic Properties of Low and Medium Si Content Nonoriented Electrical Steels*. In: IEEE Transactions on Magnetics 38 (2002), 5, S. 3213-3215.
- [56] Hellwig, W.; Kolbe, M.: *Spanlose Fertigung: Stanzen – Grundlagen für die Produktion einfacher und komplexer Präzisions-Stanzteile*. Wiesbaden: Vieweg + Teubner Verlag, 2009.
- [57] Brachthäuser, N.; De Paoli, A.; Schäfer, P.; Senn, G.: *Laserstrahlschweißen von paketierten Elektroblechen*. In: ATZ produktion 4 (2011), 3, S. 38-43.
- [58] N. N.: *Laserschweißen*. LCD LaserCut AG (Hrsg): <http://www.lcd-lasercut.ch/laserschweißen>, Zugriff am 10.09.2012.
- [59] N. N.: *Voltatex 1175W Technical Data Sheet*. DuPont Performance Coatings GmbH, Wuppertal, 2012.
- [60] N. N.: *Remisol EB 548 Technisches Merkblatt*. Firmenschrift, Rembrandtin Lack GmbH Nfg. KG, Wien, 2012.
- [61] N. N.: *Backlack*. LCD LaserCur AG (Hrsg): <http://www.lcd-lasercut.ch/backlack>, Zugriff am 10.09.2012.

- [62] N. N.: *Technisches Datenblatt glulock*. Firmenschrift, Kienle & Spiess GmbH, Sachsenheim, 2010.
- [63] Kelleter, A. J.: *Steigerung der Ausnutzung elektrischer Kleinmaschinen*. Dissertation, Technische Universität München, 2010.
- [64] Matzurek, R.; Marketos, P.; Moses, A.; Vincent, J.-N.: *Effect of Artificial Burrs on the Total Power Loss of a Three-Phase Transformer Core*. In: IEEE Transaction on Magentics, Vol. 46, No.2 (2010), S. 638-640.
- [65] Matzurek, R.; Hamzehbahmani, H.; Moses, A.; Anderson, P.; Fatih, A.; Belgrand, T.: *Effect of Artificial Burrs on Local Power Loss in a Three-Phase Transformer Core*. In: IEEE Transaction on magnetics 48 (2012), 4, S. 1653-1656.
- [66] Moses, A. J.; Aimoniotis, M.: *Effects of Artificial Edge Burrs on the Properties of a Model Transformer Core*. In: Physica Scripta 39 (1989), S. 391-393.
- [67] Moses, A. J.; Aimoniotis, M.B.: *Evaluation of induced eddy currents in transformer sheets due to edge-burrs, employing computer aided design programs*. Konferenz: IEEE/NTUA Athens Power Tech Conference: Planning, Operation and Control of Today's Electric Power Systems, Athen, 5.-8. September 1993.
- [68] N. N.: *Çomparison of Losses of Laser-Cut and Punched Laminations*. Firmenschrift Dr.-Ing. Ernst Braun GmbH, Kienle & Spiess GmbH (Hrsg), 2005.
- [69] Nakayama, T.; Kojima, H.: *Interlocking Performances on Non-Oriented Electrical Steels*. In: Journal of Materials Engineering and Performances 16 (2007), 1, S. 7-11.
- [70] Braun, W.: *Paketiervarianten für Blechpakete*. Konferenz: Kolloquium Illmenau, 7.-8. April 2000.
- [71] Wilczynski, W.: *Influence of magentic circuit production for their magnetic properties*. In: Journal of Material Science 38 (2003), S. 4905-4910.
- [72] SWD Schweißwerk AG: persönliche Mitteilung, nicht veröffentlicht.
- [73] Lamprecht, E.; Gräf, R.: *Fundamental Investigations of Eddy Current Losses in Laminated Stator Cores Created Through the Impact of Manufacturing Processes*. In Tagungsband: 1st International Electric Drives Production Conference 2011, EDPC, Nürnberg, 28.-29. September 2011.
- [74] Schulz, C. A.; Roger, D.; Duchesne, S.; Vincent, J.N.: *Experimental Characterization of Interlamination shorts in Transformer Cores*. In: IEEE Transactions on Magnetics 46 (2010), 2, S. 614-617.

- [75] Norm DIN EN 60404-2: *Magnetische Werkstoffe – Teil 2: Verfahren zur Bestimmung der magnetischen Eigenschaften von Elektroblech und -band mit Hilfe eines Epsteinrahmens*. Stand: Januar 2009.
- [76] Norm DIN IEC 60404-3: *Magnetische Werkstoffe – Teil 3: Verfahren zur Bestimmung der magnetischen Eigenschaften von Elektrobund und -blech mit Hilfe eines Tafelmessgerätes*. Stand: Mai 2010.
- [77] Norm DIN 50460: *Bestimmung der magnetischen Eigenschaften von weichmagnetischen Werkstoffen*. Stand: August 1988.
- [78] Lamprecht, E.; Hömme, M.; Albrecht, T.: *Investigations of Eddy Current Losses in Laminated Cores Due to the Impact of Various Stacking Processes*. In Tagungsband: 2nd International Electric Drives Production Conference 2012, EDPC, Nürnberg, 15.-18. Oktober 2012.
- [79] Norm DIN EN 60034-2-1: *Drehende elektrische Maschinen – Teil 2-1: Standardverfahren zur Bestimmung der Verluste und des Wirkungsgrades aus Prüfungen (ausgenommen Maschinen für Schienen und Straßenfahrzeuge)*. Stand: August 2008.
- [80] Norm DIN EN 60034-2-2: *Besondere Verfahren zur Bestimmung der Einzelverluste großer elektrischer Maschinen aus Prüfungen – Ergänzung zu IEC 60034-2-1*. Stand: Oktober 2010.

Reihe Fertigungstechnik - Erlangen

www.mb.uni-erlangen.de/diss

Band 1 - 52

Carl Hanser Verlag, München

ab Band 53

Meisenbach Verlag, Bamberg

45,-- Euro

Band 1: Andreas Hemberger

**Innovationspotentiale in der rechnerintegrierten Produktion
durch wissensbasierte Systeme**
208 Seiten, 107 Bilder. 1988.

Band 2: Detlef Classe

**Beitrag zur Steigerung der Flexibilität automatisierter Montagesysteme
durch Sensorintegration und erweiterte Steuerungskonzepte**
194 Seiten, 70 Bilder. 1988.

Band 3: Friedrich-Wilhelm Nolting

Projektierung von Montagesystemen
201 Seiten, 107 Bilder, 1 Tabelle. 1989.

Band 4: Karsten Schlüter

**Nutzungsgradsteigerung von Montagesystemen
durch den Einsatz der Simulationstechnik**
177 Seiten, 97 Bilder. 1989.

Band 5: Shir-Kuan Lin

Aufbau von Modellen zur Lageregelung von Industrierobotern
168 Seiten, 46 Bilder. 1989.

Band 6: Rudolf Nuss

**Untersuchungen zur Bearbeitungsqualität
im Fertigungssystem Laserstrahlschneiden**
206 Seiten, 115 Bilder, 6 Tabellen. 1989.

Band 7: Wolfgang Scholz

**Modell zur datenbankgestützten Planung
automatisierter Montageanlagen**
194 Seiten, 89 Bilder. 1989.

Band 8: Hans-Jürgen Wißmeier

**Beitrag zur Beurteilung des Bruchverhaltens
von Hartmetall-Fließpreßmatrizen**
179 Seiten, 99 Bilder, 9 Tabellen. 1989.

Band 9: Rainer Eisele

**Konzeption und Wirtschaftlichkeit
von Planungssystemen in der Produktion**
183 Seiten, 86 Bilder. 1990.

Band 10: Rolf Pfeiffer

**Technologisch orientierte Montageplanung
am Beispiel der Schraubtechnik**
216 Seiten, 102 Bilder, 16 Tabellen. 1990.

Band 11: Herbert Fischer

**Verteilte Planungssysteme zur Flexibilitätssteigerung
der rechnerintegrierten Teilefertigung**
201 Seiten, 82 Bilder. 1990.

Band 12: Gerhard Kleineidam
CAD/CAP: Rechnergestützte Montagefeinplanung
203 Seiten, 107 Bilder, 1990.

Band 13: Frank Vollertsen
**Pulvermetallurgische Verarbeitung
eines übereutektoiden verschleißfesten Stahls**
XIII u. 217 Seiten, 67 Bilder, 34 Tabellen. 1990.

Band 14: Stephan Biermann
**Untersuchungen zur Anlagen- und Prozeßdiagnostik
für das Schneiden mit CO₂-Hochleistungslasern**
VIII u. 170 Seiten, 93 Bilder, 4 Tabellen. 1991.

Band 15: Uwe Geißler
**Material- und Datenfluß
in einer flexiblen Blechbearbeitungszelle**
124 Seiten, 41 Bilder, 7 Tabellen. 1991.

Band 16: Frank Oswald Hake
**Entwicklung eines rechnergestützten Diagnosesystems
für automatisierte Montagezellen**
XIV u. 166 Seiten, 77 Bilder. 1991.

Band 17: Herbert Reichel
**Optimierung der Werkzeugbereitstellung
durch rechnergestützte Arbeitsfolgenbestimmung**
198 Seiten, 73 Bilder, 2 Tabellen. 1991.

Band 18: Josef Scheller
**Modellierung und Einsatz von Softwaresystemen
für rechnergeführte Montagezellen**
198 Seiten, 65 Bilder. 1991.

Band 19: Arnold vom Ende
Untersuchungen zum Biegeumformen mit elastischer Matrize
166 Seiten, 55 Bilder, 13 Tabellen. 1991.

Band 20: Joachim Schmid
**Beitrag zum automatisierten Bearbeiten
von Keramikguß mit Industrierobotern**
XIV u. 176 Seiten, 111 Bilder, 6 Tabellen. 1991.

Band 21: Egon Sommer
**Multiprozessorsteuerung für kooperierende
Industrieroboter in Montagezellen**
168 Seiten, 102 Bilder. 1991.

Band 22: Georg Geyer
**Entwicklung problemspezifischer Verfahrensketten
in der Montage**
192 Seiten, 112 Bilder. 1991.

Band 23: Rainer Flohr
**Beitrag zur optimalen Verbindungstechnik
in der Oberflächenmontage (SMT)**
186 Seiten, 79 Bilder. 1991.

Band 24: Alfons Rief
**Untersuchungen zur Verfahrensfolge Laserstrahlschneiden
und -schweißen in der Rohkarosseriefertigung**
VI u. 145 Seiten, 58 Bilder, 5 Tabellen. 1991.

Band 25: Christoph Thim
**Rechnerunterstützte Optimierung von Materialflußstrukturen
in der Elektronikmontage durch Simulation**
188 Seiten, 74 Bilder. 1992.

Band 26: Roland Müller
**CO₂-Laserstrahlschneiden
von kurzglasverstärkten Verbundwerkstoffen**
141 Seiten, 107 Bilder, 4 Tabellen. 1992.

Band 27: Günther Schäfer
Integrierte Informationsverarbeitung bei der Montageplanung
195 Seiten, 76 Bilder. 1992.

Band 28: Martin Hoffmann
**Entwicklung einer CAD/CAM-Prozesskette
für die Herstellung von Blechbiegeteilen**
149 Seiten, 89 Bilder. 1992.

Band 29: Peter Hoffmann
**Verfahrensfolge Laserstrahlschneiden und -schweißen :
Prozessführung und Systemtechnik in der 3D-Laserstrahlbearbeitung
von Blechformteilen**
186 Seiten, 92 Bilder, 10 Tabellen. 1992.

Band 30: Olaf Schrödel
Flexible Werkstattsteuerung mit objektorientierten Softwarestrukturen
180 Seiten, 84 Bilder. 1992.

Band 31: Hubert Reinisch
**Planungs- und Steuerungswerkzeuge
zur impliziten Geräteprogrammierung in Roboterzellen**
XI u. 212 Seiten, 112 Bilder. 1992.

Band 32: Brigitte Bärnreuther
**Ein Beitrag zur Bewertung des Kommunikationsverhaltens
von Automatisierungsgeräten in flexiblen Produktionszellen**
XI u. 179 Seiten, 71 Bilder. 1992.

Band 33: Joachim Hutfless
**Laserstrahlregelung und Optikdiagnostik
in der Strahlführung einer CO₂-Hochleistungslaseranlage**
175 Seiten, 70 Bilder, 17 Tabellen. 1993.

Band 34: Uwe Günzel
**Entwicklung und Einsatz eines Simulationsverfahrens für operative
und strategische Probleme der Produktionsplanung und -steuerung**
XIV u. 170 Seiten, 66 Bilder, 5 Tabellen. 1993.

Band 35: Bertram Ehmann
**Operatives Fertigungscontrolling durch Optimierung
auftragsbezogener Bearbeitungsabläufe in der Elektronikfertigung**
XV u. 167 Seiten, 114 Bilder. 1993.

Band 36: Harald Kolléra
**Entwicklung eines benutzerorientierten Werkstattprogrammiersystems
für das Laserstrahlschneiden**
129 Seiten, 66 Bilder, 1 Tabelle. 1993.

Band 37: Stephanie Abels
**Modellierung und Optimierung von Montageanlagen
in einem integrierten Simulationssystem**
188 Seiten, 88 Bilder. 1993.

Band 38: Robert Schmidt-Hebbel
Laserstrahlbohren durchflußbestimmender Durchgangslöcher
145 Seiten, 63 Bilder, 11 Tabellen. 1993.

Band 39: Norbert Lutz
**Oberflächenfeinbearbeitung keramischer Werkstoffe
mit XeCl-Excimerlaserstrahlung**
187 Seiten, 98 Bilder, 29 Tabellen. 1994.

Band 40: Konrad Gramp
**Rechnerunterstützung bei Test und Schulung
an Steuerungssoftware von SMD-Bestücklinien**
178 Seiten, 88 Bilder. 1995.

Band 41: Martin Koch
**Wissensbasierte Unterstützung der Angebotsbearbeitung
in der Investitionsgüterindustrie**
169 Seiten, 68 Bilder. 1995.

Band 42: Armin Gropp
**Anlagen- und Prozessdiagnostik
beim Schneiden mit einem gepulsten Nd:YAG-Laser**
160 Seiten, 88 Bilder, 7 Tabellen. 1995.

Band 43: Werner Heckel
**Optische 3D-Konturerfassung und on-line Biegewinkelmessung
mit dem Lichtschnittverfahren**
149 Seiten, 43 Bilder, 11 Tabellen. 1995.

Band 44: Armin Rothhaupt
**Modulares Planungssystem
zur Optimierung der Elektronikfertigung**
180 Seiten, 101 Bilder. 1995.

Band 45: Bernd Zöllner
Adaptive Diagnose in der Elektronikproduktion
195 Seiten, 74 Bilder, 3 Tabellen. 1995.

Band 46: Bodo Vormann
**Beitrag zur automatisierten Handhabungsplanung
komplexer Blechbiegeteile**
126 Seiten, 89 Bilder, 3 Tabellen. 1995.

Band 47: Peter Schnepf
Zielkostenorientierte Montageplanung
144 Seiten, 75 Bilder. 1995.

Band 48: Rainer Klotzbücher
**Konzept zur rechnerintegrierten Materialversorgung
in flexiblen Fertigungssystemen**
156 Seiten, 62 Bilder. 1995.

Band 49: Wolfgang Greska
Wissensbasierte Analyse und Klassifizierung von Blechteilen
144 Seiten, 96 Bilder. 1995.

Band 50: Jörg Franke
**Integrierte Entwicklung neuer Produkt- und Produktionstechnologien
für räumliche spritzgessene Schaltungsträger (3-D MID)**
196 Seiten, 86 Bilder, 4 Tabellen. 1995.

Band 51: Franz-Josef Zeller
Sensorplanung und schnelle Sensorregelung für Industrieroboter
190 Seiten, 102 Bilder, 9 Tabellen. 1995.

Band 52: Michael Solvie
**Zeitbehandlung und Multimedia-Unterstützung
in Feldkommunikationssystemen**
200 Seiten, 87 Bilder, 35 Tabellen. 1996.

Band 53: Robert Hopperdietzel
Reengineering in der Elektro- und Elektronikindustrie
180 Seiten, 109 Bilder, 1 Tabelle. 1996.
ISBN 3-87525-070-2

Band 54: Thomas Rebhan
**Beitrag zur Mikromaterialbearbeitung mit Excimerlasern –
Systemkomponenten und Verfahrensoptimierungen**
148 Seiten, 61 Bilder, 10 Tabellen. 1996.
ISBN 3-87525-075-3

Band 55: Henning Hanebuth
Laserstrahlhartlöten mit Zweistrahlschmelztechnik
157 Seiten, 58 Bilder, 11 Tabellen. 1996.
ISBN 3-87525-074-5

Band 56: Uwe Schönherr
**Steuerung und Sensordatenintegration für flexible Fertigungszellen
mit kooperierenden Robotern**
188 Seiten, 116 Bilder, 3 Tabellen. 1996.
ISBN 3-87525-076-1

Band 57: Stefan Holzer
Berührungslose Formgebung mit Laserstrahlung
162 Seiten, 69 Bilder, 11 Tabellen. 1996.
ISBN 3-87525-079-6

Band 58: Markus Schultz
**Fertigungsqualität beim 3D–Laserstrahlschweißen
von Blechformteilen**
165 Seiten, 88 Bilder, 9 Tabellen. 1997.
ISBN 3-87525-080-X

Band 59: Thomas Krebs
**Integration elektromechanischer CA–Anwendungen
über einem STEP–Produktmodell**
198 Seiten, 58 Bilder, 8 Tabellen. 1997.
ISBN 3-87525-081-8

Band 60: Jürgen Sturm
**Prozeßintegrierte Qualitätssicherung
in der Elektronikproduktion**
167 Seiten, 112 Bilder, 5 Tabellen. 1997.
ISBN 3-87525-082-6

Band 61: Andreas Brand
**Prozesse und Systeme zur Bestückung
räumlicher elektronischer Baugruppen (3D-MID)**
182 Seiten, 100 Bilder. 1997.
ISBN 3-87525-087-7

Band 62: Michael Kauf
**Regelung der Laserstrahlleistung und der Fokusparameter
einer CO₂-Hochleistungslaseranlage**
140 Seiten, 70 Bilder, 5 Tabellen. 1997.
ISBN 3-87525-083-4

Band 63: Peter Steinwässer
**Modulares Informationsmanagement
in der integrierten Produkt– und Prozeßplanung**
190 Seiten, 87 Bilder. 1997.
ISBN 3-87525-084-2

Band 64: Georg Liedl
**Integriertes Automatisierungskonzept
für den flexiblen Materialfluß in der Elektronikproduktion**
196 Seiten, 96 Bilder, 3 Tabellen. 1997.
ISBN 3-87525-086-9

Band 65: Andreas Otto
Transiente Prozesse beim Laserstrahlschweißen
132 Seiten, 62 Bilder, 1 Tabelle. 1997.
ISBN 3-87525-089-3

Band 66: Wolfgang Blöchl
**Erweiterte Informationsbereitstellung an offenen CNC–Steuerungen
zur Prozeß– und Programmoptimierung**
168 Seiten, 96 Bilder. 1997.
ISBN 3-87525-091-5

Band 67: Klaus–Uwe Wolf
**Verbesserte Prozeßführung und Prozeßplanung
zur Leistungs– und Qualitätssteigerung beim Spulnwickeln**
186 Seiten, 125 Bilder. 1997.
ISBN 3-87525-092-3

Band 68: Frank Backes
Technologieorientierte Bahnplanung für die 3D–Laserstrahlbearbeitung
138 Seiten, 71 Bilder, 2 Tabellen. 1997.
ISBN 3-87525-093-1

Band 69: Jürgen Kraus
Laserstrahlformen von Profilen
137 Seiten, 72 Bilder, 8 Tabellen. 1997.
ISBN 3-87525-094-X

Band 70: Norbert Neubauer
Adaptive Strahlführungen für CO₂-Laseranlagen
120 Seiten, 50 Bilder, 3 Tabellen. 1997.
ISBN 3-87525-095-8

Band 71: Michael Steber
**Prozeßoptimierter Betrieb flexibler Schraubstationen
in der automatisierten Montage**
168 Seiten, 78 Bilder, 3 Tabellen. 1997.
ISBN 3-87525-096-6

Band 72: Markus Pfestorf
Funktionale 3D-Oberflächenkenngrößen in der Umformtechnik
162 Seiten, 84 Bilder, 15 Tabellen. 1997.
ISBN 3-87525-097-4

Band 73: Volker Franke
**Integrierte Planung und Konstruktion
von Werkzeugen für die Biegebearbeitung**
143 Seiten, 81 Bilder. 1998.
ISBN 3-87525-098-2

Band 74: Herbert Scheller
**Automatisierte Demontagesysteme und recyclinggerechte
Produktgestaltung elektronischer Baugruppen**
184 Seiten, 104 Bilder, 17 Tabellen. 1998.
ISBN 3-87525-099-0

Band 75: Arthur Meßner
**Kaltmassivumformung metallischer Kleinstteile
– Werkstoffverhalten, Wirkflächenreibung, Prozeßauslegung**
164 Seiten, 92 Bilder, 14 Tabellen. 1998.
ISBN 3-87525-100-8

Band 76: Mathias Glasmacher
Prozeß- und Systemtechnik zum Laserstrahl-Mikroschweißen
184 Seiten, 104 Bilder, 12 Tabellen. 1998.
ISBN 3-87525-101-6

Band 77: Michael Schwind
**Zerstörungsfreie Ermittlung mechanischer Eigenschaften
von Feiblechen mit dem Wirbelstromverfahren**
124 Seiten, 68 Bilder, 8 Tabellen. 1998.
ISBN 3-87525-102-4

Band 78: Manfred Gerhard
**Qualitätssteigerung in der Elektronikproduktion durch Optimierung
der Prozeßführung beim Löten komplexer Baugruppen**
179 Seiten, 113 Bilder, 7 Tabellen. 1998.
ISBN 3-87525-103-2

Band 79: Elke Rauh
**Methodische Einbindung der Simulation
in die betrieblichen Planungs- und Entscheidungsabläufe**
192 Seiten, 114 Bilder, 4 Tabellen. 1998.
ISBN 3-87525-104-0

Band 80: Sorin Niederkorn
**Meßeinrichtung zur Untersuchung der Wirkflächenreibung
bei umformtechnischen Prozessen**
99 Seiten, 46 Bilder, 6 Tabellen. 1998.
ISBN 3-87525-105-9

Band 81: Stefan Schubert
**Regelung der Fokusslage beim Schweißen mit CO₂-Hochleistungslasern
unter Einsatz von adaptiven Optiken**
140 Seiten, 64 Bilder, 3 Tabellen. 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**
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**
186 Seiten, 103 Bilder. 1998.
ISBN 3-87525-108-3

Band 84: Knuth Götz
**Modelle und effiziente Modellbildung
zur Qualitätssicherung in der Elektronikproduktion**
212 Seiten, 129 Bilder, 24 Tabellen. 1998.
ISBN 3-87525-112-1

Band 85: Ralf Luchs
**Einsatzmöglichkeiten leitender Klebstoffe
zur zuverlässigen Kontaktierung elektronischer Bauelemente in der SMT**
176 Seiten, 126 Bilder, 30 Tabellen. 1998.
ISBN 3-87525-113-7

Band 86: Frank Pöhlau
**Entscheidungsgrundlagen zur Einführung
räumlicher spritzgegossener Schaltungsträger (3-D MID)**
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
128 Seiten, 58 Bilder, 11 Tabellen. 1999.
ISBN 3-87525-115-6

Band 88: Gerhard Luhn
**Implizites Wissen und technisches Handeln
am Beispiel der Elektronikproduktion**
252 Seiten, 61 Bilder, 1 Tabelle. 1999.
ISBN 3-87525-116-4

Band 89: Axel Sprenger
Adaptives Streckbiegen von Aluminium-Strangpreßprofilen
114 Seiten, 63 Bilder, 4 Tabellen. 1999.
ISBN 3-87525-117-2

Band 90: Hans-Jörg Pucher
**Untersuchungen zur Prozeßfolge Umformen, Bestücken
und Laserstrahllöten von Mikrokontakten**
158 Seiten, 69 Bilder, 9 Tabellen. 1999.
ISBN 3-87525-119-9

Band 91: Horst Arnet
Profilbiegen mit kinematischer Gestalterzeugung
128 Seiten, 67 Bilder, 7 Tabellen. 1999.
ISBN 3-87525-120-2

Band 92: Doris Schubart
**Prozeßmodellierung und Technologieentwicklung
beim Abtragen mit CO₂-Laserstrahlung**
133 Seiten, 57 Bilder, 13 Tabellen. 1999.
ISBN 3-87525-122-9

Band 93: Adrianus L. P. Coremans
**Laserstrahlsintern von Metallpulver – Prozeßmodellierung,
Systemtechnik, Eigenschaften laserstrahlgesinterter Metallkörper**
184 Seiten, 108 Bilder, 12 Tabellen. 1999.
ISBN 3-87525-124-5

Band 94: Hans-Martin Biehler
**Optimierungskonzepte für Qualitätsdatenverarbeitung
und Informationsbereitstellung in der Elektronikfertigung**
194 Seiten, 105 Bilder. 1999.
ISBN 3-87525-126-1

Band 95: Wolfgang Becker
**Oberflächenausbildung und tribologische Eigenschaften
excimerlaserstrahlbearbeiteter Hochleistungskeramiken**
175 Seiten, 71 Bilder, 3 Tabellen. 1999.
ISBN 3-87525-127-X

Band 96: Philipp Hein
**Innenhochdruck-Umformen von Blechpaaren:
Modellierung, Prozeßauslegung und Prozeßführung**
129 Seiten, 57 Bilder, 7 Tabellen. 1999.
ISBN 3-87525-128-8

Band 97: Gunter Beitinge
**Herstellungs- und Prüfverfahren
für thermoplastische Schaltungsträger**
169 Seiten, 92 Bilder, 20 Tabellen. 1999.
ISBN 3-87525-129-6

Band 98: Jürgen Knoblach
**Beitrag zur rechnerunterstützten verursachungsgerechten Angebotskalkulation von
Blechteilen mit Hilfe wissenschaftlicher Methoden**
155 Seiten, 53 Bilder, 26 Tabellen. 1999.
ISBN 3-87525-130-X

Band 99: Frank Breitenbach
**Bildverarbeitungssystem zur Erfassung der Anschlußgeometrie
elektronischer SMT-Bauelemente**
147 Seiten, 92 Bilder, 12 Tabellen. 2000.
ISBN 3-87525-131-8

Band 100: Bernd Falk
**Simulationsbasierte Lebensdauervorhersage
für Werkzeuge der Kaltmassivumformung**
134 Seiten, 44 Bilder, 15 Tabellen. 2000.
ISBN 3-87525-136-9

Band 101: Wolfgang Schögl
**Integriertes Simulationsdaten-Management
für Maschinenentwicklung und Anlagenplanung**
169 Seiten, 101 Bilder, 20 Tabellen. 2000.
ISBN 3-87525-137-7

Band 102: Christian Hinsel
**Ermüdungsbruchversagen hartstoffbeschichteter
Werkzeugstähle in der Kaltmassivumformung**
130 Seiten, 80 Bilder, 14 Tabellen. 2000.
ISBN 3-87525-138-5

Band 103: Stefan Bobbert
**Simulationsgestützte Prozessauslegung
für das Innenhochdruck-Umformen von Blechpaaren**
123 Seiten, 77 Bilder. 2000.
ISBN 3-87525-145-8

Band 104: Harald Rottbauer
**Modulares Planungswerkzeug
zum Produktionsmanagement in der Elektronikproduktion**
166 Seiten, 106 Bilder. 2001.
ISBN 3-87525-139-3

Band 105: Thomas Hennige
Flexible Formgebung von Blechen durch Laserstrahlumformen
119 Seiten, 50 Bilder. 2001.
ISBN 3-87525-140-7

Band 106: Thomas Menzel
**Wissensbasierte Methoden für die rechnergestützte Charakterisierung
und Bewertung innovativer Fertigungsprozesse**
152 Seiten, 71 Bilder. 2001.
ISBN 3-87525-142-3

Band 107: Thomas Stöckel
**Kommunikationstechnische Integration der Prozeßebene
in Produktionssysteme durch Middleware-Frameworks**
147 Seiten, 65 Bilder, 5 Tabellen. 2001.
ISBN 3-87525-143-1

Band 108: Frank Pitter
**Verfügbarkeitssteigerung von Werkzeugmaschinen
durch Einsatz mechatronischer Sensorlösungen**
158 Seiten, 131 Bilder, 8 Tabellen. 2001.
ISBN 3-87525-144-X

Band 109: Markus Korneli
**Integration lokaler CAP-Systeme
in einen globalen Fertigungsdatenverbund**
121 Seiten, 53 Bilder, 11 Tabellen. 2001.
ISBN 3-87525-146-6

Band 110: Burkhard Müller
Laserstrahljustieren mit Excimer-Lasern – Prozeßparameter und Modelle zur Aktorkonstruktion
128 Seiten, 36 Bilder, 9 Tabellen. 2001
ISBN 3-87525-159-8

Band 111: Jürgen Göhringer
Integrierte Telediagnose via Internet zum effizienten Service von Produktionssystemen
178 Seiten, 98 Bilder, 5 Tabellen. 2001.
ISBN 3-87525-147-4

Band 112: Robert Feuerstein
Qualitäts- und kosteneffiziente Integration neuer Bauelementetechnologien in die Flachbaugruppenfertigung
161 Seiten, 99 Bilder, 10 Tabellen. 2001.
ISBN 3-87525-151-2

Band 113: Marcus Reichenberger
Eigenschaften und Einsatzmöglichkeiten alternativer Elektroniklote in der Oberflächenmontage (SMT)
165 Seiten, 97 Bilder, 18 Tabellen. 2001.
ISBN 3-87525-152-0

Band 114: Alexander Huber
Justieren vormontierter Systeme mit dem Nd:YAG-Laser unter Einsatz von Aktoren
122 Seiten, 58 Bilder, 5 Tabellen. 2001.
ISBN 3-87525-153-9

Band 115: Sami Krimi
Analyse und Optimierung von Montagesystemen in der Elektronikproduktion
155 Seiten, 88 Bilder, 3 Tabellen. 2001.
ISBN 3-87525-157-1

Band 116: Marion Merklein
Laserstrahlformen von Aluminiumwerkstoffen - Beeinflussung der Mikrostruktur und der mechanischen Eigenschaften
122 Seiten, 65 Bilder, 15 Tabellen. 2001.
ISBN 3-87525-156-3

Band 117: Thomas Collisi
Ein informationslogistisches Architekturkonzept zur Akquisition simulationsrelevanter Daten
181 Seiten, 105 Bilder, 7 Tabellen. 2002.
ISBN 3-87525-164-4

Band 118: Markus Koch
Rationalisierung und ergonomische Optimierung im Innenausbau durch den Einsatz moderner Automatisierungstechnik
176 Seiten, 98 Bilder, 9 Tabellen. 2002.
ISBN 3-87525-165-2

Band 119: Michael Schmidt
Prozeßregelung für das Laserstrahl-Punktschweißen in der Elektronikproduktion
152 Seiten, 71 Bilder, 3 Tabellen. 2002.
ISBN 3-87525-166-0

Band 120: Nicolas Tiesler
Grundlegende Untersuchungen zum Fließpressen metallischer Kleinstteile
126 Seiten, 78 Bilder, 12 Tabellen. 2002.
ISBN 3-87525-175-X

Band 121: Lars Pursche
Methoden zur technologieorientierten Programmierung für die 3D-Lasermikrobearbeitung
111 Seiten, 39 Bilder, 0 Tabellen. 2002.
ISBN 3-87525-183-0

Band 122: Jan-Oliver Brassel

Prozeßkontrolle beim Laserstrahl-Mikroschweißen

148 Seiten, 72 Bilder, 12 Tabellen. 2002.

ISBN 3-87525-181-4

Band 123: Mark Geisel

Prozeßkontrolle und –steuerung beim Laserstrahlschweißen

mit den Methoden der nichtlinearen Dynamik

135 Seiten, 46 Bilder, 2 Tabellen. 2002.

ISBN 3-87525-180-6

Band 124: Gerd Eßer

Laserstrahlunterstützte Erzeugung metallischer Leiterstrukturen auf

Thermoplastsubstraten für die MID-Technik

148 Seiten, 60 Bilder, 6 Tabellen. 2002.

ISBN 3-87525-171-7

Band 125: Marc Fleckenstein

Qualität laserstrahl-gefügter Mikroverbindungen

elektronischer Kontakte

159 Seiten, 77 Bilder, 7 Tabellen. 2002.

ISBN 3-87525-170-9

Band 126: Stefan Kaufmann

Grundlegende Untersuchungen zum Nd:YAG- Laserstrahlfügen

von Silizium für Komponenten der Optoelektronik

159 Seiten, 100 Bilder, 6 Tabellen. 2002.

ISBN 3-87525-172-5

Band 127: Thomas Fröhlich

Simultanes Löten von Anschlußkontakten elektronischer Bauelemente

mit Diodenlaserstrahlung

143 Seiten, 75 Bilder, 6 Tabellen. 2002.

ISBN 3-87525-186-5

Band 128: Achim Hofmann

Erweiterung der Formgebungsgrenzen beim Umformen von

Aluminiumwerkstoffen durch den Einsatz prozessangepasster Platinen

113 Seiten, 58 Bilder, 4 Tabellen

ISBN 3-87525-182-2

Band 129: Ingo Kriebitzsch

3 - D MID Technologie in der Automobilelektronik

129 Seiten, 102 Bilder, 10 Tabellen. 2002.

ISBN 3-87525-169-5

Band 130: Thomas Pohl

Fertigungsqualität und Umformbarkeit laserstrahlgeschweißter

Formplatinen aus Aluminiumlegierungen

133 Seiten, 93 Bilder, 12 Tabellen. 2002

ISBN 3-87525-173-3

Band 131: Matthias Wenk

Entwicklung eines konfigurierbaren Steuerungssystems für die

flexible Sensorführung von Industrierobotern

167 Seiten, 85 Bilder, 1 Tabelle. 2002.

ISBN 3-87525-174-1

Band 132: Matthias Negendanck

Neue Sensorik und Aktorik für Bearbeitungsköpfe

zum Laserstrahlschweißen

116 Seiten, 60 Bilder, 14 Tabellen

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

167 Seiten, 90 Bilder, 43 Tabellen

ISBN 3-87525-176-8

Band 134: Stefan Trautner

**Technische Umsetzung produktbezogener Instrumente der
Umweltpolitik bei Elektro- und Elektronikgeräten**

179 Seiten, 92 Bilder, 11 Tabellen. 2002.

ISBN 3-87525-177-6

Band 135: Roland Meier

**Strategien für einen produktorientierten Einsatz räumlicher
spritzgegossener Schaltungsträger (3-D MID)**

155 Seiten, 88 Bilder, 14 Tabellen. 2002.

ISBN 3-87525-178-4

Band 136: Jürgen Wunderlich

**Kostensimulation – Simulationsbasierte Wirtschaftlichkeitsregelung
komplexer Produktionssysteme**

202 Seiten, 119 Bilder, 17 Tabellen. 2002.

ISBN 3-87525-179-2

Band 137: Stefan Novotny

**Innenhochdruck-Umformen von Blechen aus Aluminium- und
Magnesiumlegierungen bei erhöhter Temperatur**

132 Seiten, 82 Bilder, 6 Tabellen. 2002.

ISBN 3-87525-185-7

Band 138: Andreas Licha

**Flexible Montageautomatisierung zur Komplettmontage flächenhafter
Produktstrukturen durch kooperierende Industrieroboter**

158 Seiten, 87 Bilder, 8 Tabellen. 2003.

ISBN 3-87525-189-X

Band 139: Michael Eisenbarth

**Beitrag zur Optimierung der Aufbau- und Verbindungstechnik
für mechatronische Baugruppen**

207 Seiten, 141 Bilder, 9 Tabellen. 2003.

ISBN 3-87525-190-3

Band 140: Frank Christoph

**Durchgängige simulationsgestützte Planung von
Fertigungseinrichtungen der Elektronikproduktion**

187 Seiten, 107 Bilder, 9 Tabellen. 2003.

ISBN 3-87525-191-1

Band 141: Hinnerk Hagenah

**Simulationsbasierte Bestimmung der zu erwartenden
Mäßhaltigkeit für das Blechbiegen**

131 Seiten, 36 Bilder, 26 Tabellen. 2003.

ISBN 3-87525-192-X

Band 142: Ralf Eckstein

**Scherschneiden und Biegen metallischer Kleinstteile –
Materialeinfluss und Materialverhalten**

148 Seiten, 71 Bilder, 19 Tabellen. 2003.

ISBN 3-87525-193-8

Band 143: Frank H. Meyer-Pittroff

**Excimerlaserstrahlbiegen dünner metallischer Folien
mit homogener Lichtlinie**

138 Seiten, 60 Bilder, 16 Tabellen. 2003.

ISBN 3-87525-196-2

Band 144: Andreas Kach

**Rechnergestützte Anpassung von Laserstrahlschneidbahnen
an Bauteilabweichungen**

139 Seiten, 69 Bilder, 11 Tabellen. 2004.

ISBN 3-87525-197-0

Band 145: Stefan Hierl

**System- und Prozeßtechnik für das simultane Löten mit
Diodenlaserstrahlung von elektronischen Bauelementen**

124 Seiten, 66 Bilder, 4 Tabellen. 2004.

ISBN 3-87525-198-9

Band 146: Thomas Neudecker
**Tribologische Eigenschaften keramischer Blechumformwerkzeuge-
Einfluss einer Oberflächenendbearbeitung mittels Excimerlaserstrahlung**
166 Seiten, 75 Bilder, 26 Tabellen. 2004.
ISBN 3-87525-200-4

Band 147: Ulrich Wenger
**Prozessoptimierung in der Wickeltechnik durch innovative
maschinenbauliche und regelungstechnische Ansätze**
132 Seiten, 88 Bilder, 0 Tabellen. 2004.
ISBN 3-87525-203-9

Band 148: Stefan Slama
**Effizienzsteigerung in der Montage durch marktorientierte
Montagestrukturen und erweiterte Mitarbeiterkompetenz**
188 Seiten, 125 Bilder, 0 Tabellen. 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**
122 Seiten, 51 Bilder, 9 Tabellen. 2004.
ISBN 3-87525-206-3

Band 150: Martino Celeghini
**Wirkmedienbasierte Blechumformung:
Grundlagenuntersuchungen zum Einfluss von Werkstoff und Bauteilgeometrie**
146 Seiten, 77 Bilder, 6 Tabellen. 2004.
ISBN 3-87525-207-1

Band 151: Ralph Hohenstein
**Entwurf hochdynamischer Sensor- und Regelsysteme
für die adaptive Laserbearbeitung**
282 Seiten, 63 Bilder, 16 Tabellen. 2004.
ISBN 3-87525-201-1

Band 152: Angelika Hutterer
**Entwicklung prozessübergreifender Regelkreise
für flexible Formgebungsprozesse**
149 Seiten, 57 Bilder, 2 Tabellen. 2005.
ISBN 3-87525-212-8

Band 153: Emil Egerer
**Massivumformen metallischer Kleinstteile
bei erhöhter Prozesstemperatur**
158 Seiten, 87 Bilder, 10 Tabellen. 2005.
ISBN 3-87525-213-6

Band 154: Rüdiger Holzmann
**Strategien zur nachhaltigen Optimierung von Qualität und Zuverlässigkeit
in der Fertigung hochintegrierter Flachbaugruppen**
186 Seiten, 99 Bilder, 19 Tabellen. 2005.
ISBN 3-87525-217-9

Band 155: Marco Nock
Biegeumformen mit Elastomerwerkzeugen
Modellierung, Prozessauslegung und Abgrenzung
des Verfahrens am Beispiel des Rohrbiegens
164 Seiten, 85 Bilder, 13 Tabellen. 2005.
ISBN 3-87525-218-7

Band 156: Frank Niebling
**Qualifizierung einer Prozesskette zum
Laserstrahlintern metallischer Bauteile**
148 Seiten, 89 Bilder, 3 Tabellen. 2005.
ISBN 3-87525-219-5

Band 157: Markus Meiler
**Großserientauglichkeit
trockenschmierstoffbeschichteter Aluminiumbleche im Presswerk**
Grundlegende Untersuchungen zur Tribologie,
zum Umformverhalten und Bauteilversuche
104 Seiten, 57 Bilder, 21 Tabellen. 2005.
ISBN 3-87525-221-7

Band 158: Agus Sutanto

**Solution Approaches for Planning of Assembly Systems
in Three-Dimensional Virtual Environments**

169 Seiten, 98 Bilder, 3 Tabellen. 2005.

ISBN 3-87525-220-9

Band 159: Matthias Boiger

**Hochleistungssysteme für die Fertigung elektronischer Baugruppen
auf der Basis flexibler Schaltungsträger**

175 Seiten, 111 Bilder, 8 Tabellen. 2005.

ISBN 3-87525-222-5

Band 160: Matthias Pitz

Laserunterstütztes Biegen höchstfester Mehrphasenstähle

120 Seiten, 73 Bilder, 11 Tabellen. 2005.

ISBN 3-87525-223-3

Band 161: Meik Vahl

**Beitrag zur gezielten Beeinflussung des Werkstoffflusses
beim Innenhochdruck-Umformen von Blechen**

165 Seiten, 94 Bilder, 15 Tabellen. 2005.

ISBN 3-87525-224-1

Band 162: Peter K. Kraus

**Plattformstrategien – Realisierung einer varianz- und
kostenoptimierten Wertschöpfung**

181 Seiten, 95 Bilder, 0 Tabellen. 2005.

ISBN 3-87525-226-8

Band 163: Adrienn Cser

Laserstrahlschmelzabtrag – Prozessanalyse und -modellierung

146 Seiten, 79 Bilder, 3 Tabellen. 2005.

ISBN 3-87525-227-6

Band 164: Markus C. Hahn

**Grundlegende Untersuchungen zur Herstellung von
Leichtbauverbundstrukturen mit Aluminiumschaumkern**

143 Seiten, 60 Bilder, 16 Tabellen. 2005.

ISBN 3-87525-228-4

Band 165: Gordana Michos

Mechatronische Ansätze zur Optimierung von Vorschubachsen

146 Seiten, 87 Bilder, 17 Tabellen. 2005.

ISBN 3-87525-230-6

Band 166: Markus Stark

Auslegung und Fertigung hochpräziser Faser-Kollimator-Arrays

158 Seiten, 115 Bilder, 11 Tabellen. 2005.

ISBN 3-87525-231-4

Band 167: Yurong Zhou

**Kollaboratives Engineering Management in der integrierten virtuellen
Entwicklung der Anlagen für die Elektronikproduktion**

156 Seiten, 84 Bilder, 6 Tabellen. 2005.

ISBN 3-87525-232-2

Band 168: Werner Enser

**Neue Formen permanenter und lösbarer elektrischer
Kontaktierungen für mechatronische Baugruppen**

190 Seiten, 112 Bilder, 5 Tabellen. 2005.

ISBN 3-87525-233-0

Band 169: Katrin Melzer

**Integrierte Produktpolitik bei elektrischen und elektronischen
Geräten zur Optimierung des Product-Life-Cycle**

155 Seiten, 91 Bilder, 17 Tabellen. 2005.

ISBN 3-87525-234-9

Band 170: Alexander Putz

**Grundlegende Untersuchungen zur Erfassung der realen Vorspannung von
armierten Kaltfließpresswerkzeugen mittels Ultraschall**

137 Seiten, 71 Bilder, 15 Tabellen. 2006.

ISBN 3-87525-237-3

Band 171: Martin Prechtl

**Automatisiertes Schichtverfahren für metallische Folien –
System- und Prozesstechnik**

154 Seiten, 45 Bilder, 7 Tabellen. 2006.
ISBN 3-87525-238-1

Band 172: Markus Meidert

**Beitrag zur deterministischen Lebensdauerabschätzung
von Werkzeugen der Kaltmassivumformung**

131 Seiten, 78 Bilder, 9 Tabellen. 2006.
ISBN 3-87525-239-X

Band 173: Bernd Müller

**Robuste, automatisierte Montagesysteme durch adaptive Prozessführung
und montageübergreifende Fehlerprävention am Beispiel flächiger Leichtbauteile**

147 Seiten, 77 Bilder, 0 Tabellen. 2006.
ISBN 3-87525-240-3

Band 174: Alexander Hofmann

Hybrides Laserdurchstrahlsschweißen von Kunststoffen

136 Seiten, 72 Bilder, 4 Tabellen. 2006.
ISBN 978-3-87525-243-9
ISBN 3-87525-243-8

Band 175: Peter Wöflflick

**Innovative Substrate und Prozesse mit feinsten Strukturen
für bleifreie Mechatronik-Anwendungen**

177 Seiten, 148 Bilder, 24 Tabellen. 2006.
ISBN 978-3-87525-246-0
ISBN 3-87525-246-2

Band 176: Attila Komlódi

**Detection and Prevention of Hot Cracks during Laser Welding
of Aluminium Alloys Using Advanced Simulation Methods**

155 Seiten, 89 Bilder, 14 Tabellen. 2006.
ISBN 978-3-87525-248-4
ISBN 3-87525-248-9

Band 177: Uwe Popp

**Grundlegende Untersuchungen zum Laserstrahlstrukturieren
von Kaltmassivumformwerkzeugen**

140 Seiten, 67 Bilder, 16 Tabellen. 2006.
ISBN 978-3-87525-249-1
ISBN 3-87525-249-7

Band 178: Veit Rückel

**Rechnergestützte Ablaufplanung und Bahngenerierung
Für kooperierende Industrieroboter**

148 Seiten, 75 Bilder, 7 Tabellen. 2006.
ISBN 978-3-87525-250-7
ISBN 3-87525-250-0

Band 179: Manfred Dirscherl

Nicht-thermische Mikrojustiertechnik mittels ultrakurzer Laserpulse

154 Seiten, 69 Bilder, 10 Tabellen. 2007.
ISBN 978-3-87525-251-4
ISBN 3-87525-251-9

Band 180: Yong Zhuo

**Entwurf eines rechnergestützten integrierten Systems für Konstruktion und
Fertigungsplanung räumlicher spritzgessener Schaltungsträger (3D-MID)**

181 Seiten, 95 Bilder, 5 Tabellen. 2007.
ISBN 978-3-87525-253-8

Band 181: Stefan Lang

**Durchgängige Mitarbeiterinformation zur Steigerung von Effizienz und
Prozesssicherheit in der Produktion**

172 Seiten, 93 Bilder. 2007.
ISBN 978-3-87525-257-6

Band 182: Hans-Joachim Krauß

Laserstrahlinduzierte Pyrolyse präkeramischer Polymere

171 Seiten, 100 Bilder. 2007.
ISBN 978-3-87525-258-3

Band 183: Stefan Junker

**Technologien und Systemlösungen für die flexible automatisierte Bestückung
permanent erregter Läufer mit oberflächenmontierten Dauermagneten**

173 Seiten, 75 Bilder, 2007.

ISBN 978-87525-259-0

Band 184: Rainer Kohlbauer

**Wissensbasierte Methoden für die simulationsgestützte Auslegung
wirkmedienbasierte Blechumformprozesse**

135 Seiten, 50 Bilder, 2007

ISBN 978-3-87525-260-6

Band 185: Klaus Lamprecht

**Wirkmedienbasierte Umformung tiefgezogener Vorformen unter besonderer
Berücksichtigung maßgeschneiderter Halbzeuge**

137 Seiten, 81 Bilder, 2007

ISBN 978-3-87525-265-1

Band 186: Bernd Zolleiß

**Optimierte Prozesse und Systeme für die Bestückung
mechatronischer Baugruppen**

180 Seiten, 117 Bilder, 2007

ISBN 978-3-87525-266-8

Band 187: Michael Kerausch

**Simulationsgestützte Prozessauslegung für das Umformen lokal
wärmebehandelter Aluminiumplatten**

146 Seiten, 76 Bilder, 7 Tabellen 2007.

ISBN 978-3-87525-267-5

Band 188: Matthias Weber

**Unterstützung der Wandlungsfähigkeit von Produktionsanlagen
durch innovative Softwaresysteme**

183 Seiten, 122 Bilder, 3 Tabellen 2007.

ISBN 978-3-87525-269-9

Band 189: Thomas Frick

**Untersuchung der prozessbestimmenden Stahl-Stoff-Wechselwirkungen
beim Laserstahlschweißen von Kunststoffen**

104 Seiten, 62 Bilder, 8 Tabellen 2007.

ISBN 978-3-87525-268-2

Band 190: Joachim Hecht

**Werkstoffcharakterisierung und Prozessauslegung für die wirkmedienbasierte
Doppelblech-Umformung von Magnesiumlegierungen**

107 Seiten, 91 Bilder, 2 Tabellen 2007.

ISBN 978-3-87525-270-5

Band 191: Ralf Vökl

**Stochastische Simulation zur Werkzeuglebensdaueroptimierung und
Präzisionsfertigung in der Kaltmassivumformung**

178 Seiten, 75 Bilder, 12 Tabellen 2008.

Band 192: Massimo Tolazzi

Innenhochdruck-Umformen verstärkter Blech-Rahmenstrukturen

164 Seiten, 85 Bilder, 7 Tabellen 2008.

ISBN 978-3-87525-273-6

Band 193: Cornelia Hoff

**Untersuchung der Prozesseinflussgrößen beim
Presshärten des höchstfesten Vergütungsstrahls 22MnB5**

133 Seiten, 92 Bilder, 5 Tabellen 2008.

ISBN 978-3-87525-275-0

Band 194: Christian Alvarez

**Simulationsgestützte Methoden zur effizienten Gestaltung von
Lötprozessen in der Elektronikproduktion**

149 Seiten, 86 Bilder, 8 Tabellen 2008.

ISBN 978-3-87525-277-4

Band 195: Andreas Kunze

**Automatisierte Montage von makromechatronischen
Modulen zur flexiblen Integration in hybride Pkw-Bordnetzsysteme**

160 Seiten, 90 Bilder, 14 Tabellen 2008.

ISBN 978-3-87525-278-1

Band 196: Wolfgang Hußnätter

**Grundlegende Untersuchungen zur experimentellen Ermittlung und
zur Modellierung von Fließortkurven bei erhöhten Temperaturen**

152 Seiten, 73 Bilder, 21 Tabellen 2008.

ISBN 978-3-87525-279-8

Band 197: Thomas Bigl
Entwicklung, angepasste Herstellungsverfahren und erweiterte Qualitätssicherung von einsatzgerechten elektronischen Baugruppen
175 Seiten, 107 Bilder, 14 Tabellen 2008.
ISBN 978-3-87525-280-4

Band 198: Stephan Roth
Grundlegende Untersuchungen zum Excimerlaserstrahl-Abtragen unter Flüssigkeitsfilmen
113 Seiten, 47 Bilder, 14 Tabellen 2008.
ISBN 978-3-87525-281-1

Band 199: Artur Giera
Prozesstechnische Untersuchungen zum Rührreibschweißen metallischer Werkstoffe
179 Seiten, 104 Bilder, 36 Tabellen 2008.
ISBN 978-3-87525-282-8

Band 200: Jürgen Lechler
Beschreibung und Modellierung des Werkstoffverhaltens von presshärtbaren Bor-Manganstählen
154 Seiten, 75 Bilder, 12 Tabellen 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
120 Seiten, 68 Bilder, 9 Tabellen 2009.
ISBN 978-3-87525-287-3

Band 202: Andreas Schaller
Modellierung eines nachfrageorientierten Produktionskonzeptes für mobile Telekommunikationsgeräte
120 Seiten, 79 Bilder, 0 Tabellen 2009.
ISBN 978-3-87525-289-7

Band 203: Claudius Schimpf
Optimierung von Zuverlässigkeitsuntersuchungen, Prüfabläufen und Nacharbeitsprozessen in der Elektronikproduktion
162 Seiten, 90 Bilder, 14 Tabellen 2009.
ISBN 978-3-87525-290-3

Band 204: Simon Dietrich
Sensoriken zur Schwerpunktslagebestimmung der optischen Prozessemissionen beim Laserstrahl-tiefschweißen
138 Seiten, 98 Bilder, 5 Tabellen 2009
ISBN 978-3-87525-292-7

Band 205 Wolfgang Wolf
Entwicklung eines agentenbasierten Steuerungssystems zur Materialflussorganisation im wandelbaren Produktionsumfeld
167 Seiten, 98 Bilder, 2009.
ISBN 978-3-87525-293-4

Band 206: Steffen Polster
Laserdurchstrahlschweißen transparenter Polymerbauteile
160 Seiten, 92 Bilder, 13 Tabellen 2009.
ISBN 978-3-87525-294-1

Band 207: Stephan Manuel Dörfler
Rührreibschweißen von walzplattiertem Halbzeug und Aluminiumblech zur Herstellung flächiger Aluminiumschaum-Sandwich-Verbundstrukturen
190 Seiten, 98 Bilder, 5 Tabellen 2009.
ISBN 978-3-87525-295-8

Band 208: Uwe Vogt
Seriennahe Auslegung von Aluminium Tailored Heat Treated Blanks
151 Seiten, 68 Bilder, 26 Tabellen 2009.
ISBN 978-3-87525-296-5

Band 209: Till Laumann
**Qualitative und quantitative Bewertung der Crashtauglichkeit von
höchstfesten Stählen**

117 Seiten, 69 Bilder, 7 Tabellen 2009.
ISBN 978-3-87525-299-6

Band 210: Alexander Diehl
**Größeneffekte bei Biegeprozessen- Entwicklung
einer Methodik zur Identifikation und Quantifizierung**

180 Seiten, 92 Bilder, 12 Tabellen 2010.
ISBN 978-3-87525-302-3

Band 211: Detlev Staud
**Effiziente Prozesskettenauslegung für das Umformen
lokal wärmebehandelter und geschweißter Aluminiumbleche**

164 Seiten, 72 Bilder, 12 Tabellen 2010.
ISBN 978-3-87525-303-0

Band 212: Jens Ackermann
**Prozesssicherung beim Laserdurchstrahlschweißen
thermoplastischer Kunststoffe**

129 Seiten, 74 Bilder, 13 Tabellen 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**

144 Seiten, 67 Bilder, 11 Tabellen 2010.
ISBN 978-3-87525-307-8

Band 214: Stefan Geißdörfer
**Entwicklung eines mesoskopischen Modells zur Abbildung von Größeneffekten in der
Kaltmassumformung mit Methoden der FE-Simulation**

133 Seiten, 83 Bilder, 11 Tabellen 2010.
ISBN 978-3-87525-308-5

Band 215: Christian Matzner
**Konzeption produktspezifischer Lösungen zur Robustheitssteigerung elektronischer
Systeme gegen die Einwirkung von Betattung im Automobil**

165 Seiten, 93 Bilder, 14 Tabellen 2010.
ISBN 978-3-87525-309-2

Band 216: Florian Schülßer
**Verbindungs- und Systemtechnik für thermisch hochbeanspruchte und
miniaturisierte elektronische Baugruppen**

184 Seiten, 93 Bilder, 18 Tabellen 2010.
ISBN 978-3-87525-310-8

Band 217: Massimo Cojutti
**Strategien zur Erweiterung der Prozessgrenzen bei der Innenhochdruck-Umformung
von Rohren und Blechpaaren**

125 Seiten, 56 Bilder, 9 Tabellen 2010.
ISBN 978-3-87525-312-2

Band 218: Raoul Plettke
Mehrkriterielle Optimierung komplexer Aktorsysteme für das Laserstrahljustieren

152 Seiten, 25 Bilder, 3 Tabellen 2010.
ISBN 978-3-87525-315-3

Band 219: Andreas Dobroschke
Flexible Automatisierungslösungen für die Fertigung wickeltechnischer Produkte

184 Seiten, 109 Bilder, 18 Tabellen 2011.
ISBN 978-3-87525-317-7

Band 220: Azhar Zam
Optical Tissue Differentiation for Sensor-Controlled Tissue-Specific Laser Surgery

99 Seiten, 45 Bilder, 8 Tabellen 2011.
ISBN 978-3-87525-318-4

Band 221: Michael Rösch
**Potenziale und Strategien zur Optimierung des Schablonendruckprozesses in der
Elektronikproduktion**

192 Seiten, 127 Bilder, 19 Tabellen 2011.
ISBN 978-3-87525-319-1

Band 222: Thomas Rechtenwald
**Quasi-isothermes Laserstrahlsintern von Hochtemperatur-Thermoplasten –
Eine Betrachtung werkstoff-prozessspezifischer Aspekte am Beispiel PEEK**

150 Seiten, 62 Bilder, 8 Tabellen 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

165 Seiten, 85 Bilder, 8 Tabellen 2011.
ISBN 978-3-87525-324-5

Band 224: Kay Wagner

Beanspruchungsangepasste Kaltmassivumformwerkzeuge durch lokal optimierte Werkzeugoberflächen

147 Seiten, 103 Bilder, 17 Tabellen 2011.
ISBN 978-3-87525-325-2

Band 225: Martin Brandhuber

Verbesserung der Prognosegüte des Versagens von Punktschweißverbindungen bei höchstfesten Stahlgüten

155 Seiten, 91 Bilder, 19 Tabellen 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, Prozesssimulation und funktionale Untersuchung

195 Seiten, 97 Bilder, 60 Tabellen 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

109 Seiten, 56 Bilder, 8 Tabellen 2012.
ISBN 978-3-87525-330-6

Band 228: Indra Pitz

Beschleunigte Simulation des Laserstrahlumformens von Aluminiumblechen

137 Seiten, 45 Bilder, 27 Tabellen 2012.
ISBN 978-3-87525-333-7

Band 229: Alexander Grimm

Prozessanalyse und -überwachung des Laserstrahlhartötens mittels optischer Sensorik

125 Seiten, 61 Bilder, 5 Tabellen 2012.
ISBN 978-3-87525-334-4

Band 230: Markus Kaupper

Biegen von höhenfesten Stahlblechwerkstoffen - Umformverhalten und Grenzen der Biegebarkeit

160 Seiten, 57 Bilder, 10 Tabellen 2012.
ISBN 978-3-87525-339-9

Band 231: Thomas Kroiß

Modellbasierte Prozessauslegung für die Kaltmassivumformung unter Berücksichtigung der Werkzeug- und Pressenauffederung

169 Seiten, 50 Bilder, 19 Tabellen 2012.
ISBN 978-3-87525-341-2

Band 232: Christian Goth

Analyse und Optimierung der Entwicklung und Zuverlässigkeit räumlicher Schaltungsträger (3D-MID)

173 Seiten, 102 Bilder, 22 Tabellen 2012.
ISBN 978-3-87525-340-5

Band 233: Christian Ziegler

Ganzheitliche Automatisierung mechatronischer Systeme in der Medizin am Beispiel Strahlentherapie

170 Seiten, 71 Bilder, 19 Tabellen 2012.
ISBN 978-3-87525-342-9

Band 234: Florian Albert

Automatisiertes Laserstrahllöten und -reparaturlöten elektronischer Baugruppen

127 Seiten, 78 Bilder, 11 Tabellen 2012.
ISBN 978-3-87525-344-3

Band 235: Thomas Stöhr

Analyse und Beschreibung des mechanischen Werkstoffverhaltens von presshärtbaren Bor-Manganstählen

118 Seiten, 74 Bilder, 18 Tabellen 2012.
ISBN 978-3-87525-346-7

Band 236: Christian Kägeler

Prozessdynamik beim Laserstrahlschweißen verzinkter Stahlbleche im Überlappstoß

145 Seiten, 80 Bilder, 3 Tabellen 2013.
ISBN 978-3-87525-347-4

Band 237: Andreas Sulzberger
Seriennahe Auslegung der Prozesskette zur wärmeunterstützten Umformung von Aluminiumblechwerkstoffen
153 Seiten, 87 Bilder, 17 Tabellen 2013.
ISBN 978-3-87525-349-8

Band 238: Simon Opel
Herstellung prozessangepasster Halbzeuge mit variabler Blechdicke durch die Anwendung von Verfahren der Blechmassivumformung
163 Seiten, 108 Bilder, 207 Tabellen 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
124 Seiten, 58 Bilder, 15 Tabellen 2013.
ISBN 978-3-87525-351-1

Band 240: Stephan Busse
Entwicklung und Qualifizierung eines Schneidclinchverfahrens
119 Seiten, 86 Bilder, 20 Tabellen 2013.
ISBN 978-3-87525-352-8

Band 241: Karl-Heinz Leitz
Mikro- und Nanostrukturierung mit kurz und ultrakurz gepulster Laserstrahlung
154 Seiten, 71 Bilder, 9 Tabellen 2013.
ISBN 978-3-87525-355-9

Band 242: Markus Michl
Webbasierte Ansätze zu ganzheitlichen technischen Diagnose
182 Seiten, 62 Bilder, 29 Tabellen 2013.
ISBN 978-3-87525-356-6

Band 243: Vera Sturm
Einfluss von Chargenschwankungen auf die Verarbeitungsgrenzen von Stahlwerkstoffen
113 Seiten, 58 Bilder, 9 Tabellen 2013.
ISBN 978-3-87525-357-3

Band 244: Christian Neudel
Mikrostrukturelle und mechanisch-technologische Eigenschaften widerstandspunktschweißter Aluminium-Stahl-Verbindungen für den Fahrzeugbau
178 Seiten, 171 Bilder, 31 Tabellen 2013.
ISBN 978-3-87525-358-0

Band 245: Anja Neumann
Konzept zur Beherrschung der Prozessschwankungen im Presswerk
162 Seiten, 68 Bilder, 15 Tabellen 2013.
ISBN 978-3-87525-360-3

Band 246: Ulf-Hermann Quentin
Laserbasierte Nanostrukturierung mit optisch positionierten Mikrolinsen
137 Seiten, 89 Bilder, 6 Tabellen 2013.
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
148 Seiten, 138 Bilder, 4 Tabellen 2014.
ISBN 978-3-87525-361-0

Band 248: Sebastian Rösel
Wirkmedienbasierte Umformung von Blechhalbzeugen unter Anwendung magnetorheologischer Flüssigkeiten Als kombiniertes Wirk- und Dichtmedium
148 Seiten, 61 Bilder, 12 Tabellen 2014.
ISBN 978-3-87525-363-4