

# **Großserientaugliche Nadelwickeltechnik für verteilte Wicklungen im Anwendungsfall der E-Traktionsantriebe**

Der Technischen Fakultät der  
Friedrich-Alexander-Universität  
Erlangen-Nürnberg  
zur  
Erlangung des Doktorgrades Dr.-Ingenieur

vorgelegt von

Peer Stenzel  
aus Braunschweig

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

Tag der mündlichen Prüfung:	13.04.2017
Vorsitzender des Promotionsorgans:	Prof. Dr.-Ing. Reinhard Lerch
Gutachter:	Prof. Dr.-Ing. Jörg Franke Prof. Dr.-Ing. Bernhard Piepenbreier Prof. Dr.-Ing. Christian Endisch

Peer Stenzel

Großserientaugliche Nadelwickeltechnik für verteilte Wicklungen im Anwendungsfall der E-Traktionsantriebe

## **Vorwort und Danksagung**

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als Doktorand in der Abteilung Technologieplanung Elektromotoren der Audi AG in Ingolstadt.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Jörg Franke, dem Inhaber des Lehrstuhls für Fertigungsautomatisierung und Produktionssystematik (FAPS) der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg, danke ich für die wissenschaftliche Betreuung meiner Arbeit, die vielen konstruktiven Anregungen und den mir gestatteten wissenschaftlichen Freiraum. Herrn Prof. Dr.-Ing. Bernhard Piepenbreier, dem Leiter des Lehrstuhls für Elektrische Antriebe und Maschinen der Universität Erlangen-Nürnberg, danke ich für die Übernahme des Koreferats. Des Weiteren danke ich Herrn Dipl.-Ing. Peter Dollinger und Herrn Prof. Dr.-Ing. Christian Endisch für die thematische Anregung und die Möglichkeit der Anfertigung der vorliegenden Dissertation.

Bei den Kollegen der Audi AG möchte ich mich herzlich für die angenehme Arbeitsatmosphäre, die vielen konstruktiven Diskussionen und Anregungen bedanken. Hierbei seien besonders Herr M.Eng. Rolf Gräf, Herr Dipl.-Ing. Thomas Klinger, Herr Dr.-Ing. Christian Westermaier, Herr Dipl.-Ing. Matthias Bathe und Herr Dr.-Ing. Patrick David zu erwähnen. Mein ganz besonderer Dank gilt Herrn Dr.-Ing. Jan Richnow, meinem "Leidensgenossen" während der Promotion, für die vielen fachlichen Ratschläge und die unzähligen Aufmunterungen bei Rückschlägen. Bei den Kollegen der Firma SMZ Wickel- und Montagetechnik AG möchte ich mich für die gute Zusammenarbeit im Projekt bedanken. Hierbei seien insbesondere Herr Dipl.-Ing. Dragan Mihajlovic und Herr Hasan Elele hervorzuheben, die mit ihrem Einsatz und ihrer Kreativität sehr zum Erfolg der vorliegenden Dissertation beigetragen haben. Darüber hinaus gebührt mein Dank Herrn Dipl.-Ing. Benjamin Bickel für die organisatorische Unterstützung am Lehrstuhl sowie den vielen Studenten, die mit ihren Abschlussarbeiten ebenfalls einen wesentlichen Beitrag geleistet haben.

Besonders bedanken möchte ich mich bei meinen Eltern, die mich stets gefördert und unterstützt haben. Ein besonders großer Dank gebührt meiner Frau Ulrike für die Liebe, Unterstützung und Geduld beim Anfertigen der vorliegenden Dissertation. Zuletzt möchte ich Gott danken, ohne dessen Beistand die Arbeit wohl nicht entstanden wäre.

Ingolstadt, im April 2017

Peer Stenzel



# Inhaltsverzeichnis

<b>1</b>	<b>Einleitung.....</b>	<b>1</b>
<b>2</b>	<b>Die elektrische Maschine als Traktionsantrieb in Elektrofahrzeugen .....</b>	<b>4</b>
2.1	Antriebsstrangarchitekturen von Elektrofahrzeugen .....	4
2.2	Geeignete Maschinentypen für Traktionsantriebe .....	5
2.2.1	Prinzipieller Aufbau einer Drehstrommaschine .....	6
2.2.2	Drehfeldentstehung.....	7
2.2.3	Drehstrommaschinentypen .....	11
2.2.4	Anforderungen an Drehstromtraktionsmaschinen.....	18
2.3	Wicklungen elektrischer Drehstrommaschinen.....	28
2.3.1	Grundlagen und Einteilung der Drehstromwicklungen .....	28
2.3.2	Verteilte Wicklungen .....	31
2.3.3	Zahnspulenwicklung.....	34
2.4	Zusammenfassung .....	35
<b>3</b>	<b>Fertigungstechnische Optimierungsmöglichkeiten für verteilte Wicklungen.....</b>	<b>36</b>
3.1	Fertigungsverfahren für verteilte Wicklungen .....	36
3.1.1	Grundlagen der Wickeltechnik .....	37
3.1.2	Träufeltechnologie .....	45
3.1.3	Einziehtechnologie .....	48
3.1.4	Nadelwickeltechnologie.....	51
3.1.5	Formspulentechnologie.....	53
3.2	Fertigungstechnische Beeinflussung verteilter Wicklungen .....	54
3.2.1	Beeinflussung des Wicklungswiderstandes .....	54
3.2.2	Beeinflussung der Entwärmung .....	59

---

3.2.3	Beeinflussung der Wickelkopfstrominduktivität .....	60
3.2.4	Beeinflussung der Wickelkopfhöhe .....	60
3.3	Bewertung der Fertigungstechnologien .....	68
3.4	Wickeltechnische Entwicklungsziele .....	70
3.5	Produktfestlegung für die Prozessentwicklung .....	70
<b>4</b>	<b>Experimentelle Untersuchung der Nadelwickeltechnik .....</b>	<b>72</b>
4.1	Ermittlung des Einflusses der Drahtzugkraft auf den elektrischen Widerstand .....	72
4.1.1	Versuchsvorbereitung und -aufbau .....	72
4.1.2	Versuchsergebnisse .....	75
4.2	Ermittlung des Einflusses der Nadelgeometrie auf die Drahtzugkraft .....	76
4.2.1	Versuchsplanung und -aufbau .....	76
4.2.2	Versuchsergebnisse .....	78
4.2.3	Ergebnisinterpretation .....	82
4.3	Ableitung von zukünftigen Optimierungsmaßnahmen und Fazit .....	86
<b>5</b>	<b>Ansatz zur Erhöhung des elektrischen Füllfaktors unter Nutzung der Nadelwickeltechnik .....</b>	<b>88</b>
5.1	Potenzialanalyse einer lagegenauen verteilten Wicklung .....	88
5.2	Randbedingungen zur Realisierung einer lagegenauen verteilten Wicklung .....	91
5.2.1	Definierte Drahtablage .....	91
5.2.2	Vermeidung des Abrutschens gewickelter Windungen .....	92
5.3	Konstruktion und Versuchsaufbau .....	102
5.3.1	Versuchsumgebung .....	102
5.3.2	Anforderungen an die Wickelvorrichtung und die Versuchsumgebung .....	102

---

5.3.3	Konstruktion der gebogenen Wickelnadel.....	106
5.3.4	Konstruktion der Wickelvorrichtung und Versuchsaufbau .....	108
5.3.5	Versuchsdurchführung.....	111
5.4	Versuchsergebnisse und Fazit .....	113
5.5	Kinematisch optimiertes Konzept zur Implementierung in eine konventionelle Nadelwickelmaschine .....	116
5.5.1	Konzeptentwicklung .....	116
5.5.2	Realisierungsmöglichkeiten einer exzentrischen Drehachse .....	118
5.5.3	Konzeptvergleich .....	120
5.6	Zusammenfassung und Ausblick .....	122
<b>6</b>	<b>Ansatz zur Optimierung des Wickelkopfes unter Nutzung der Nadelwickeltechnik .....</b>	<b>123</b>
6.1	Konzeptentwicklung zur Wickelkopfreduzierung.....	123
6.1.1	Variante 1: Wickelhilfsvorrichtung .....	124
6.1.2	Variante 2: Haken .....	125
6.1.3	Variante 3: Stegelement.....	126
6.1.4	Variante 4: Gabelklemme.....	127
6.1.5	Variante 5: Wickelement .....	128
6.1.6	Variantenvergleich und -bewertung .....	130
6.2	Konstruktion des Wickelwerkzeugs .....	131
6.2.1	Entwicklung des Klemmmechanismus .....	132
6.2.2	Verhinderung der Spulentspannung .....	133
6.3	Überprüfung der Festigkeit des Wickelwerkzeugs.....	135
6.3.1	Ermittlung der Eingangsparameter für die Simulation.....	135
6.3.2	Erstellung des FE-Simulationsmodells.....	143
6.3.3	Simulationsergebnisse des FE-Modells .....	145



---

6.3.4	Validierung des FE-Modells .....	155
6.3.5	Fazit .....	158
6.4	Validierung der Wickelmethode durch den Aufbau eines Prototypen .....	158
6.5	Zusammenfassung und Ausblick .....	162
<b>7</b>	<b>Auswirkung der Nadelwickeltechnik auf das Betriebsverhalten der Asynchronmaschine .....</b>	<b>164</b>
7.1	Untersuchung der Phasenasymmetrie.....	164
7.1.1	Messung und Berechnung der Wicklungswiderstände .....	165
7.1.2	Kurzschlussmessung .....	166
7.1.3	Leerlaufmessung .....	170
7.2	Untersuchung des wickeltechnischen Einflusses auf Drehmoment, Leistung und Wirkungsgrad .....	173
7.2.1	Elektromagnetisch erzeugtes Drehmoment .....	173
7.2.2	Dauerdrehmoment und -leistung.....	174
7.2.3	Wirkungsgrad.....	175
7.3	Fazit.....	178
<b>8</b>	<b>Wirtschaftlichkeitsuntersuchung der weiterentwickelten Nadelwickeltechnik .....</b>	<b>179</b>
8.1	Beschreibung des Fertigungsablaufes.....	179
8.2	Identifizierung der Einflussparameter auf die Wirtschaftlichkeit .....	182
8.3	Ableitung der Produktionsszenarien .....	183
8.4	Ermittlung der Kosten .....	184
8.4.1	Wirtschaftlichkeitsuntersuchung ohne Schaltringverwendung ...	185
8.4.2	Wirtschaftlichkeitsuntersuchung mit Schaltringverwendung.....	189
8.4.3	Wirtschaftlichkeitsvergleich der Nadelwickelkonzepte .....	193
8.5	Zusammenfassung und Fazit.....	195

<b>9</b>	<b>Zusammenfassung .....</b>	<b>197</b>
<b>10</b>	<b>Summary.....</b>	<b>202</b>
<b>11</b>	<b>Abkürzungsverzeichnis .....</b>	<b>207</b>
<b>12</b>	<b>Variablen- und Parameterverzeichnis .....</b>	<b>210</b>
<b>13</b>	<b>Literaturverzeichnis .....</b>	<b>220</b>

# 1 Einleitung

Innerhalb seiner nunmehr über einhundertjährigen Geschichte hat sich das Automobil zum beliebtesten Individualtransportmittel entwickelt [1]. Dabei konnte sich der Verbrennungsmotor auf Basis fossiler Kraftstoffe gegenüber anderen Antriebsarten durchsetzen [2]. Trotz vieler verbrauchssenkender Innovationen in der sogenannten konventionellen Antriebstechnik nehmen die verkehrsbedingten CO<sub>2</sub>-Emissionen aufgrund des weltweit steigenden Verkehrsaufkommens weiterhin zu [3, 4]. In den Jahren von 2000 bis 2010 betrug die Zunahme der straßenverkehrsbedingten CO<sub>2</sub>-Emissionen 14 % [3], während im gleichen Zeitraum der weltweite KFZ-Bestand um 33 % auf mehr als eine Mrd. Fahrzeuge anstieg [5]. Um den CO<sub>2</sub>-Ausstoß einzudämmen, hat die Europäische Kommission daher ein gesetzliches Limit in Höhe von 95 g CO<sub>2</sub> / km für den Durchschnittsflottenverbrauch aller in der EU neu zugelassenen PKWs beschlossen, das stufenweise in Kraft tritt [6]. Die Emissionen werden über den Neuen Europäischen Fahrzyklus (NEFZ) ermittelt. Bei Nichteinhaltung drohen empfindliche Strafen [1]. Auch andere Länder, wie die USA, Japan und China haben Verbrauchs-, bzw. Emissionsvorschriften. Diese Vorschriften stellen insbesondere die Premiumhersteller, wie beispielsweise Audi, BMW und Daimler, vor große Herausforderungen, da deren Kunden vorzugsweise leistungsstärkere Modelle kaufen, die einen höheren Kraftstoffverbrauch zur Folge haben. Aus diesem Grund gibt es bei den Automobilherstellern Bestrebungen, den Verbrennungsmotor teilweise oder vollständig durch den Elektromotor zu substituieren. Für die Kundenakzeptanz ist dabei entscheidend, dass die Hybrid-(HEV) und Elektrofahrzeuge (BEV) im Vergleich zum konventionell angetriebenen Fahrzeug vergleichbare Preise, ausreichende Reichweiten und möglichst weiteren exklusiven Zusatznutzen, wie besseres Beschleunigungsverhalten oder geringere Wartungszyklen aufweisen. Daraus ergeben sich für die für den Antrieb infrage kommenden Drehstrommaschinen unter anderem die Forderungen nach einer hohen Leistungsdichte und einem hohen Wirkungsgrad über ein breites Drehmoment-Drehzahl-Band sowie nach einer wirtschaftlichen Herstellbarkeit. Während die elektromagnetische Auslegung der E-Maschine Gegenstand von vielen Untersuchungen und Veröffentlichungen ist, wurde in der Vergangenheit der Fertigung von Elektromaschinen hingegen in Literatur und Forschung nur wenig Beachtung geschenkt. Dabei liegt ein wesentliches Entwicklungspotenzial in der Fertigung, da die Herstellungstechnologien, und insbesondere die Wickeltechnologie des Stators, einerseits die Herstellungskosten bestimmen und andererseits die elektromagnetische Auslegung und die Konstruktion des Elektromotors einschränken. Dies geschieht in Form von erreichbaren Kupferfüllfaktoren, umsetzbaren Wickelschemata und Bauraumforderungen durch die Wickelkopfhöhe. Während die konzentrierte Wicklung als eine der zwei Ausprägungsformen der Drehstromwicklungen gut industrialisiert ist und viele Automatisierungsmöglichkeiten bietet [7], existieren für

die andere Wicklungsart, die sogenannte verteilte Wicklung, nur wenige wickeltechnische Möglichkeiten, die großserientauglich sind und gute Produkteigenschaften ermöglichen. Dies ist insofern nachteilig, da die verteilte Wicklung ein wesentlich breiteres Anwendungsspektrum hat und sich die konzentrierte Wicklung, wie in Kapitel 2 gezeigt wird, für Asynchronmaschinen und Achsantriebe in Elektrofahrzeugen nicht gut eignet. Im Falle von verteilten Runddrahtwicklungen wird üblicherweise die Einziehtechnik verwendet, die zwar seit mehreren Jahrzehnten etabliert [8], jedoch aufgrund vieler manueller Tätigkeiten nur bedingt großserientauglich ist. Darüber hinaus sind mit der Einziehtechnologie durch die prinzipbedingte Wildwicklung nur mittlere Kupferfüllfaktoren erzielbar. Eine Alternative bietet die Nadelwickeltechnik, die Potenzial bezüglich Kupferfüllfaktor und Automatisierbarkeit aufweist, bisher für verteilte Wicklungen jedoch nur bei Industrieantrieben zur Anwendung kam, welche geringere Anforderungen an Wickelkopfhöhe und Kupferfüllfaktor stellen.

Vor diesem Hintergrund ergibt sich die Aufgabenstellung dieser Arbeit, die Nadelwickeltechnik für verteilte Wicklungen von Traktionsantrieben weiterzuentwickeln und auf die automobilen Bedürfnisse anzupassen. Dies bedeutet, dass der Wickelprozess samt nachgelagerten Prozessschritten möglichst vollständig automatisierbar und damit großserientauglich werden soll. Darüber hinaus sind die Produkteigenschaften der E-Traktionsmaschine zu optimieren.

Zunächst werden in Kapitel 2 die Grundlagen elektrischer Drehstrommaschinen sowie deren Aufbau beschrieben. Anschließend werden die zwei Ausprägungen der Drehstromwicklungen - die konzentrierte und die verteilte Wicklung - erläutert.

In Kapitel 3 erfolgt die Beschreibung alternativer Herstellverfahren für verteilte Wicklungen sowie die Erläuterung des Zusammenhangs zwischen Produkteigenschaften und Fertigung. Darauf aufbauend werden die Entwicklungs- und Optimierungsziele für das Nadelwickelverfahren abgeleitet. Neben dem allgemeinen Automatisierungsziel werden die Wickelkopfhöhe und der Kupferfüllfaktor, bzw. der Wicklungswiderstand als wesentliche Produktbeeinflussungsmöglichkeiten und damit Optimierungsziele identifiziert. Darüber hinaus wird aus den Ergebnissen bezüglich des Zusammenhangs zwischen Produkteigenschaften und Wickelverfahren der Drahtzugkraft eine besondere Bedeutung für den Wicklungswiderstand beigemessen, was überprüft werden soll. Zudem wird festgelegt, dass für die weiteren Entwicklungen und Untersuchungen eine Asynchronmaschine aus einem aktuellen Fahrzeugprojekt verwendet wird.

Mithilfe von experimentellen Wickelversuchen an einer Parallelkinematik werden in Kapitel 4 der Einfluss der Drahtzugkraft auf den Wicklungswiderstand sowie der Einfluss der Nadelgeometrie auf die Drahtzugkraft untersucht.

In Kapitel 5 erfolgt die Konzeptentwicklung zur Erhöhung des Füllfaktors unter Nutzung der Nadelwickeltechnik. Dabei wird ein Lösungsansatz erarbeitet und

prototypisch an einer Parallelkinematik erprobt. Die Grundidee besteht darin, mithilfe einer gebogenen Wickelnadel die schwer zugänglichen Bereiche der Nut zu erreichen und den Draht unmittelbar an der gewünschten Position zu platzieren, um so eine lagegenaue Wicklung zu erreichen. Da der Ansatz für die Implementierung in eine industrielle Nadelwickelanlage, unter anderem aufgrund des Bauraumbedarfs und der zusätzlichen Masse durch den Servoantrieb, herausfordernd ist, wird auf Basis der Versuchsergebnisse ein zweiter Ansatz mit einem kinematisch optimierten Prinzip entwickelt.

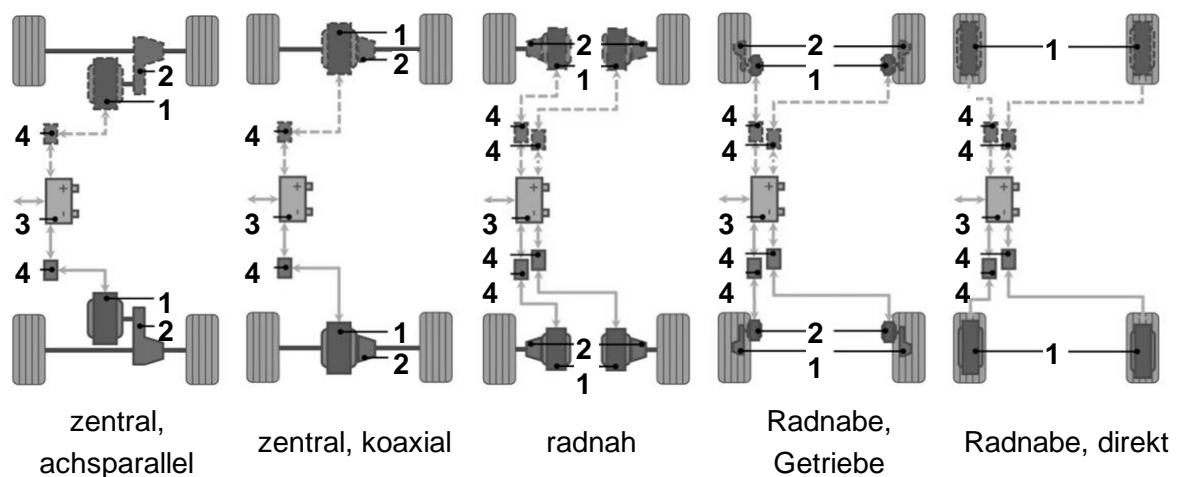
In Kapitel 6 wird ein Ansatz zur Optimierung des Wickelkopfes beschrieben. Ausgehend von einigen grundsätzlichen Überlegungen zur Wickelkopfoptimierung werden mehrere Lösungsansätze erarbeitet und bewertet. Der Ansatz eines temporär gefügten Wickelwerkzeugs zeigt dabei das größte Potenzial und wird daraufhin konstruktiv umgesetzt. Aufgrund der hohen wirkenden Wickelkräfte wird ein FE-Modell des Werkzeugs entwickelt und validiert. Die Wickelkräfte als Eingangsparameter für das FE-Modell werden im Versuch experimentell ermittelt. Anschließend wird zum Nachweis der Prinziptauglichkeit mithilfe der weiterentwickelten Nadelwickelmethode eine E-Maschine prototypisch aufgebaut.

In Kapitel 7 werden die Produkteigenschaften des nadelgewickelten Prototyps über Prüfstandmessungen ermittelt und mit denen einer Referenzmaschine verglichen, um die Nadelwickeltechnologie hinsichtlich ihrer Auswirkungen auf das Betriebsverhalten zu untersuchen. Den Abschluss der Arbeit bildet eine Wirtschaftlichkeitsuntersuchung in Kapitel 8, bei der das weiterentwickelte Nadelwickelverfahren mit der Einziehtechnik verglichen wird.

## 2 Die elektrische Maschine als Traktionsantrieb in Elektrofahrzeugen

### 2.1 Antriebsstrangarchitekturen von Elektrofahrzeugen

Der Antriebsstrang eines Fahrzeugs umfasst alle Komponenten, die an der Kraftübertragung zum Antrieb des Fahrzeuges beteiligt sind [9, 10]. Beim Elektrofahrzeug sind dies im Wesentlichen die E-Maschine, die Leistungselektronik, die HV-Batterie und das Getriebe. Je nachdem, ob zusätzlich eine Brennstoffzelle zur Stromerzeugung verwendet wird, können Elektrofahrzeuge in batteriebetriebene (BEV) und brennstoffzellenbetriebene Elektrofahrzeuge (FCEV) unterschieden werden [2]. Durch den Entfall der konventionellen Antriebskomponenten Verbrennungsmotor, Tank und mehrstufiges Getriebe ergeben sich für Elektrofahrzeuge unterschiedliche Konfigurationsmöglichkeiten des Antriebsstrangs, die in Abbildung 2.1 dargestellt sind.



Legende:

1 E-Maschine | 2 Getriebe | 3 Batterie | 4 Leistungselektronik

Abbildung 2.1: Antriebsstrangarchitekturen von Elektrofahrzeugen [9]

Häufig wird das achsparallele Antriebskonzept eingesetzt (unter anderem im BMW i3, Tesla Model S, Mitsubishi I-MIEV), da der Getriebe- und Rotoraufbau gegenüber dem koaxialen Konzept einfacher sind und der Nachteil der ungefederten Massen der Radnabenantriebe entfällt. Dennoch gibt es auch Forschungs- und Entwicklungstätigkeiten für Radnabenantriebe, da diese kinematische und bauraumtechnische Freiheitsgrade bieten [11, 12].

## 2.2 Geeignete Maschinentypen für Traktionsantriebe

Elektrische Maschinen sind Energiewandler. Sie können allgemein in statische und rotierende elektrische Maschinen sowie Linearmotoren untergliedert werden. Rotierende elektrische Maschinen und Linearmotoren wandeln mechanische in elektrische (generatorischer Betrieb) und elektrische in mechanische Energie (motorischer Betrieb). Hingegen bringen statische Maschinen elektrische Energie auf ein anderes Spannungsniveau (Transformator) oder ändern die Stromart (Stromrichter) [13, 14]. Die für den Traktionsantrieb relevanten rotierenden elektrischen Maschinen lassen sich darüber hinaus nach der Stromart und nach ihrem Wirkprinzip unterscheiden. Eine Übersicht der wesentlichen Bauformen ist in Abbildung 2.2 enthalten, wobei auf eine weitere Differenzierung der Gleichstrommaschinen aufgrund mangelnder Relevanz verzichtet wird.

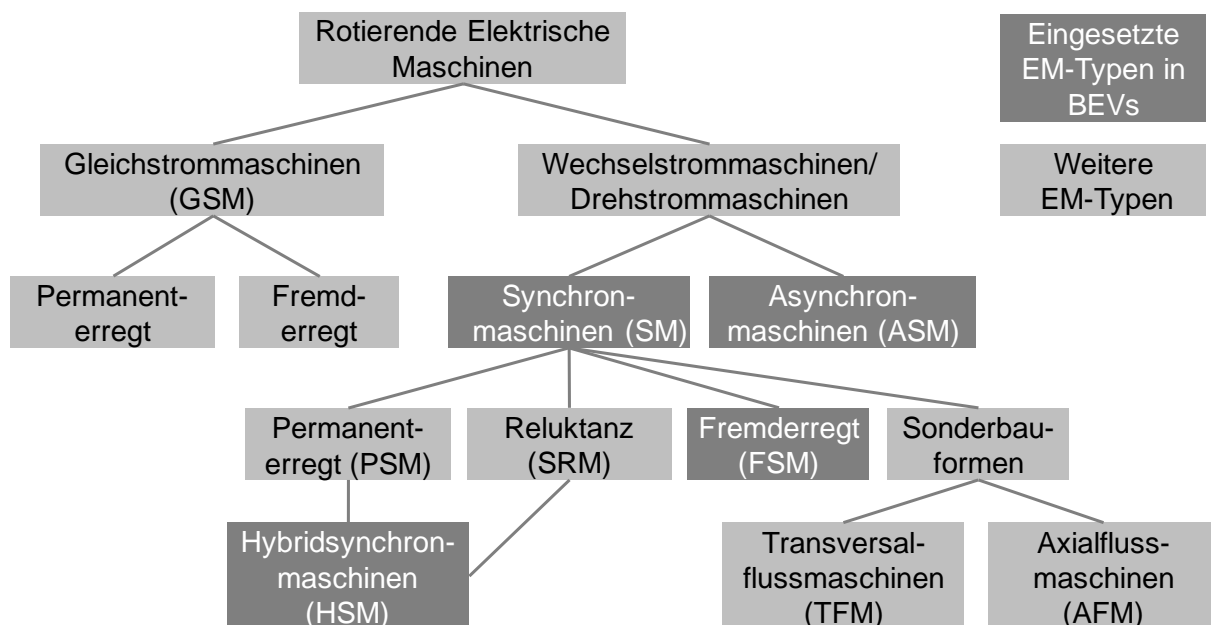


Abbildung 2.2: Gliederung der rotierenden elektrischen Maschinen, in Anlehnung an [1, 15]

Aufgrund der geringen Leistungsdichte der Gleichstrommaschinen, ihrer durch die Art der Kommutierung bedingten geringeren Drehzahl sowie ihrer Wartungshäufigkeit eignen sich nur die Drehstrommaschinen als Traktionsantriebe [1, 2]. In den weiteren Ausführungen bleiben die Sonderbauformen der Axial- und der Transversalflussmaschine aufgrund des geringen Entwicklungsstands zwar unberücksichtigt, in der Zukunft könnten Sie jedoch wegen ihrer sehr hohen Leistungsdichte relevant werden [1, 16]. Im Folgenden werden zunächst der prinzipielle Aufbau einer Drehstrommaschine sowie die Entstehung des Statorfeldes beschrieben. Anschließend

folgt eine Erläuterung der Maschinentypen mit ihren verschiedenen Rotorausprägungen, ein Vergleich ihrer Vor- und Nachteile sowie eine Beschreibung der wesentlichen Anforderungen an automobiler Traktionsmaschinen. Der zweite Teil des Kapitels widmet sich den Grundlagen der Drehstromwicklungen und ihren Ausprägungsformen.

### 2.2.1 Prinzipieller Aufbau einer Drehstrommaschine

Alle Drehstrommaschinen bestehen aus den zwei elektromagnetischen Hauptkomponenten Stator (feststehende Komponente) und Rotor (drehende Komponente) sowie der Rotorwelle, dem Gehäuse sowie einigen Isolier- und Anbauteilen. Der Stator besteht im Wesentlichen aus dem Statorblechpaket und der Drehstromwicklung. Das Statorblechpaket ist zur Minimierung der Wirbelstromverluste üblicherweise aus geschichteten und gegeneinander isolierten Elektroblechen aufgebaut, die mittels Kleben, Schweißen oder Stanzpaketieren (bei Industrieantrieben auch über Nieten oder Klammern) verbunden werden. In der Regel werden für rotierende elektrische Maschinen kaltgewalzte, nicht kornorientierte Bleche im schlussgeglühten Zustand gemäß der Norm EN 10106 eingesetzt [13, 17]. In das Statorblechpaket sind Nuten zur Aufnahme der Wicklungen eingelassen, die bei Maschinen kleinerer Leistung meist halboffen zur Verringerung der Drehmomentwelligkeit ausgeführt werden (vgl. [18]). Die Drehstromwicklung, die in Abschnitt 2.3 detailliert beschrieben wird, besteht üblicherweise aus Kupferlackdraht, der als Rund- oder Flachdraht ausgeprägt sein kann und in der Normenreihe DIN EN 60317-0 beschrieben ist [19, 20]. Der Aufbau eines typischen Drehstromstators mit verteilter Wicklung ist in Abbildung 2.3 dargestellt:

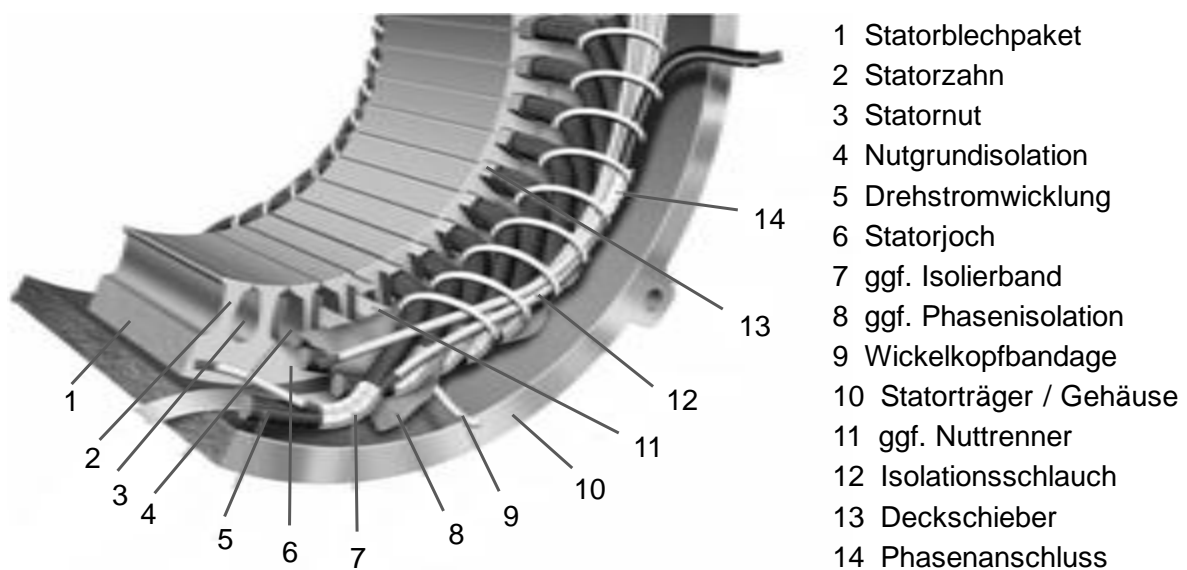


Abbildung 2.3: Aufbau eines Drehstromstators mit verteilter Wicklung [21]



Neben Blechpaket und Wicklung besteht der Stator aus unterschiedlichen Isolierelementen und -stoffen, die die Statorwicklungen gegenüber dem Blechpaket sowie gegeneinander isolieren. Dabei sind insbesondere die Nutgrundisolation, der Deckschieber und die Phasenisolation zu nennen. Darüber hinaus sorgt die harzbasierte Imprägnierung für die mechanische Festigkeit und den Korrosionsschutz der Wicklung sowie für eine Verbesserung der Wärmeableitung und der Isolationseigenschaften. Alle Isolierungen, inklusive der Kupferlackisolation, werden für unterschiedliche Isolierstoffklassen angeboten und müssen entsprechend der Maximaltemperatur der Anwendung ausgewählt werden. Tabelle 2.1 zeigt eine Übersicht der Isolierstoffklassen, wobei die Grenztemperatur gemäß Norm als maximale Dauergebrauchstemperatur definiert ist [22]:

*Tabelle 2.1: Übersicht der Isolierstoffklassen [22]*

Thermische Klasse	Y	A	E	B	F	H	N	R	-
Grenztemperatur [°C]	90	105	120	130	155	180	200	220	250

Während der Stator für alle Drehstrommaschinentypen mit Ausnahme der Sonderbauformen prinzipiell gleich ist, unterscheiden sich die Maschinentypen in ihren Rotorausprägungen. Analog des Stators besteht der Rotor zwar auch aus geschichteten Elektroblechen, doch aufgrund der verschiedenen Arten der Rotorerregung sind die rotorfelderzeugenden Elemente unterschiedlich ausgeführt. Da die Rotorausführungen maschinentypabhängig sind, werden sie in Abschnitt 2.2.3, der die Drehstrommaschinentypen behandelt, beschrieben.

## 2.2.2 Drehfeldentstehung

Die Funktionsweise von Drehstrommaschinen basiert auf der Wechselwirkung des von den Statorwicklungen erzeugten, umlaufenden Drehfeldes mit dem Rotorfeld. Die Entstehung des Drehfeldes kann anhand eines zweipoligen Stators beschrieben werden. Der Aufbau ist schematisch in Abbildung 2.4 dargestellt, wobei die drei Phasen mit U, V und W gekennzeichnet sind. Jeder Strang besteht aus nur einem Nutenpaar; negative Vorzeichen kennzeichnen Rückleiter. Jedes Nutenpaar ist mit mehreren Windungen der Anzahl  $w$  durchsetzt, sodass sich unter Vernachlässigung des magnetischen Spannungsabfalls im Eisen aufgrund  $\mu_r \rightarrow \infty$  gemäß des Durchflutungsgesetzes für jeden Strang eine Luftspalt-Durchflutung  $\theta$  der Stärke

$$\theta = \oint \vec{H} d\vec{l} = w \cdot i \quad (2.1)$$

einstellt [23]. Es ergibt sich entsprechend der Nutpositionen für jeden Strang ein rechteckiger Durchflutungsverlauf entlang des Luftspaltes, wobei die Höhe der Durchflutungen von den Augenblickswerten der jeweiligen Phasenströme abhängt. Da Drehstrommaschinen idealerweise von einem sinusförmigen Wechselstrom der Form

$$i(t) = \sqrt{2} \cdot I \cdot \cos(\omega t) \quad (2.2)$$

gespeist werden [24], ergibt sich unter Berücksichtigung der Abhängigkeit der Polpaarzahl der räumliche und zeitliche Durchflutungsverlauf für die Phase U zu

$$\theta_U(\alpha, t) = \begin{cases} \frac{w}{2p} \cdot \sqrt{2} \cdot I \cdot \cos(\omega t) \text{ für } 0 < \alpha < \frac{\pi}{p} \\ -\frac{w}{2p} \cdot \sqrt{2} \cdot I \cdot \cos(\omega t) \text{ für } \frac{\pi}{p} < \alpha < \frac{2\pi}{p} \end{cases}, \quad (2.3)$$

wobei  $\alpha$  gemäß Abbildung 2.4 a) den geometrischen Winkel am Luftspaltumfang beschreibt [25]. Damit besitzt die Durchflutung zwar eine zeitliche und räumliche Abhängigkeit, aufgrund der festen geometrischen Anordnung der Nuten handelt es sich jedoch um ein ortsfestes Wechselfeld, dessen rechteckförmiger Durchflutungsverlauf über eine Fourieranalyse in eine unendliche Anzahl sinusförmiger Durchflutungswellen zerlegt werden kann.

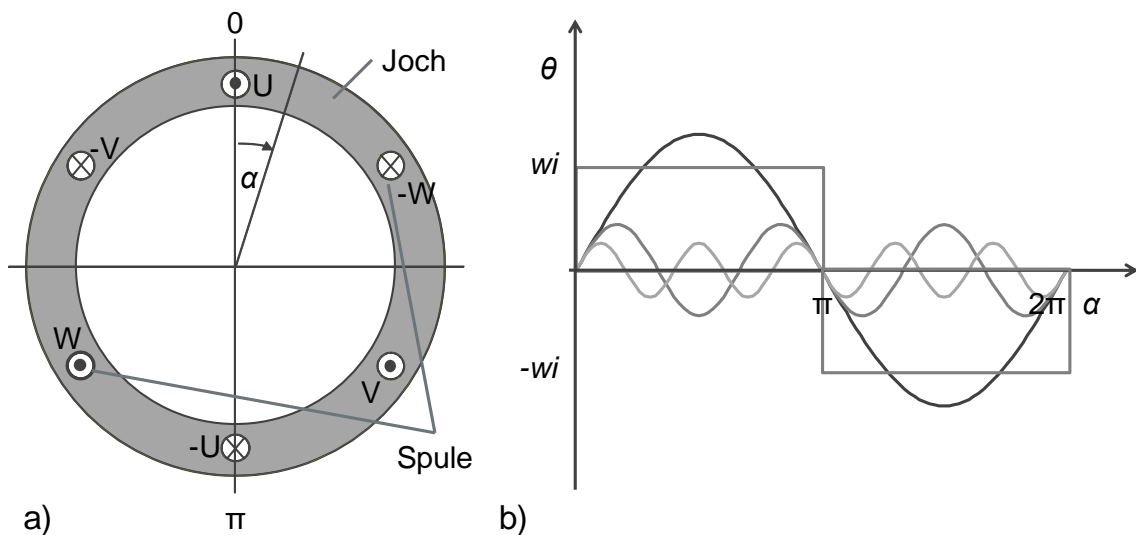


Abbildung 2.4: a) Schematischer Aufbau eines zweipoligen Stators, b) räumliche Verteilung der Luftspaltdurchflutung von Strang U

Die Welle der Ordnungszahl  $\nu = 1$  wird dabei Grundwelle genannt, die Wellen höherer Ordnungszahl Oberwellen, wobei die Amplituden der Oberwellen reziprok mit der Ordnungszahl abnehmen. Der räumliche Durchflutungsverlauf ist exemplarisch für die Phase U in Abbildung 2.4 dargestellt. Neben der Grundwelle sind auch die 3. und die 5. Oberwelle abgebildet. Entscheidend für die Funktionalität der Drehstrommaschinen ist der Übergang von einer Wechseldurchflutung zur Drehdurchflutung  $\theta_D$ . Dies geschieht durch Überlagerung, bzw. Addition der Wechseldurchflutungen der Phasen:

$$\theta_D = \sum_{str=1}^n \theta_{str} = \theta_U + \theta_V + \theta_W \quad (2.4)$$

Aufgrund des zeitlichen Versatzes der drei, bzw.  $m$  Phasenströme

$$i_U(t) = \sqrt{2} \cdot I \cdot \cos(\omega t) \quad (2.5)$$

$$i_V(t) = \sqrt{2} \cdot I \cdot \cos\left(\omega t - \frac{2\pi}{m}\right) \quad (2.6)$$

$$i_W(t) = \sqrt{2} \cdot I \cdot \cos\left(\omega t - \frac{4\pi}{m}\right) \quad (2.7)$$

und der festen räumlichen Anordnung der Spulengruppen der Phasen, die sich um den Winkel

$$\beta = \frac{2\pi}{p \cdot m} \quad (2.8)$$

unterscheiden, überlagern sich einige Anteile der Wechseldurchflutungen, während sich andere Teile gegenseitig aufheben. Es entsteht ein resultierender, räumlich fortschreitender Durchflutungsverlauf. Dieser Sachverhalt kann durch die Betrachtung der Durchflutungen zu unterschiedlichen Zeitpunkten veranschaulicht werden. In Abbildung 2.5 sind das Dreiphasenwechselstromsystem sowie die Strangdurchflutungen und die durch Überlagerung der Strangdurchflutungen resultierende Durchflutung  $\theta_D$  für zwei Zeitpunkte  $\omega t$  dargestellt. Die Strangdurchflutungen entsprechen den jeweiligen Augenblickswerten des Wechselstromsystems. Für die resultierende Durchflutung  $\theta_D$  ergibt sich ein stufenförmiger Verlauf, der entfernt an eine Sinusform erinnert. Bei Einschichtwicklungen gleicht die Anzahl der Stufen der Statornutzzahl  $N$  dividiert durch die Polpaarzahl  $p$ , so dass durch Erhöhung der Nutzahln pro Pol und Strang, auch als Lochzahl  $q$  bekannt, Einfluss auf die Form der Durchflutung und damit auf den Oberwellengehalt genommen werden kann.

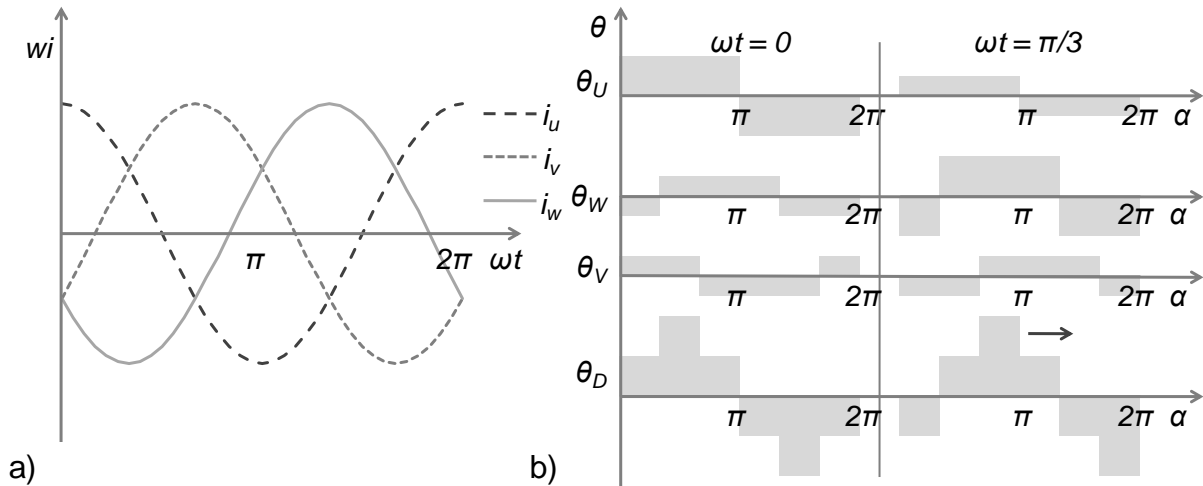


Abbildung 2.5: a) Dreiphasenwechselstromsystem und b) entsprechende Durchflutungsverteilungen für die Zeitpunkte  $\omega t = 0$  und  $\omega t = \pi/3$

Der allgemeine Zusammenhang zwischen Nutzzahl  $N$ , Polpaarzahl  $p$ , Lochzahl  $q$  und Phasenanzahl  $m$  ist dabei gegeben durch:

$$q = \frac{N}{2 \cdot p \cdot m} \quad (2.9)$$

Vergleicht man die Positionen der Maxima in Abbildung 2.5 b), so ist erkennbar, dass die Durchflutung um den geometrischen Winkel  $\alpha = \pi/3$  am Luftspaltumfang gewandert ist und somit einer zeitlich konstanten, jedoch räumlich veränderlichen Drehdurchflutung entspricht. Der geometrische Winkel  $\alpha$  entspricht in diesem Fall dem elektrischen Winkel  $\omega t$ , da der Stator die Polpaarzahl  $p = 1$  aufweist. Allgemein gilt:

$$\alpha = \frac{\omega t}{p} \quad (2.10)$$

Über die bereits erwähnte Fouriertransformation der Strangdurchflutungen sowie deren Addition lässt sich die resultierende Durchflutung  $\theta_D$  gemäß [25] als Summe sinusförmiger, gegenläufiger Durchflutungswellen beschreiben:

$$\theta_D(\alpha, t) = \frac{3 \cdot w}{p \cdot \pi} \cdot \sqrt{2} \cdot I \cdot \sum_{g=-\infty}^{\infty} \frac{\sin((6g + 1) \cdot p \cdot \alpha - \omega \cdot t)}{6g + 1}; g \in Z \quad (2.11)$$

$$v = 6g + 1; g \in Z \quad (2.12)$$

Die Ordnungszahl  $\nu$  gibt dabei an, welche Oberwellen neben der Grundwelle auftreten. Dabei spielt das Wickelschema eine entscheidende Rolle, was in Abschnitt 2.3 erläutert wird. Der Zusammenhang zwischen Durchflutung  $\theta$  und magnetischer Flussdichte  $B$  ist über die Permeabilität  $\mu_0 \cdot \mu_r$  gegeben, sodass für die Flussdichte im Luftspalt Folgendes gilt [23, 24]:

$$\vec{B} = \mu_0 \cdot \mu_r \cdot \vec{H} = \mu_0 \cdot \frac{\theta}{2 \cdot \delta_g} = \mu_0 \cdot \frac{\theta}{2 \cdot \delta_m} \quad (2.13)$$

Die Flussdichte  $B$  hängt nur noch von der Luftspaltbreite ab. Da der geometrische Luftspalt  $\delta_g$  aufgrund der Nutung nicht konstant ist, wird stattdessen ein vergrößerter, magnetisch äquivalenter Luftspalt  $\delta_m$  angenommen, wodurch die Nutung und der Spannungsabfall im Eisen berücksichtigt werden [24]. Allerdings hat der geometrisch inkonstante Luftspalt zusätzlich, wie die Durchflutung, Einfluss auf die Entstehung von Oberwellen des Luftspaltfeldes. Oberwellen können zu Geräuschbildung und Blechpaketsättigung führen, bewirken, wie die Grundwelle, Wirbelstromverluste (auch in den Rotor-Magneten, sofern vorhanden) und können parasitäre Drehmomente ausbilden [9, 26–28]. Das Statorfeld bildet mit dem Rotorfeld ein Drehmoment aus, wenn Stator- und Rotorfeld dieselbe Polpaarzahl aufweisen und mit derselben Winkelgeschwindigkeit  $\omega$  umlaufen [25]. Besitzt eine Statoroberfeldwelle dieselbe Polpaarzahl wie eine Oberfeldwelle des Rotors und weisen beide Wellen in einem beliebigen Betriebspunkt dieselbe Umlaufdrehzahl auf, so entsteht ein sogenanntes synchrones Oberfeldmoment [13], das sich dem Grundwellennutzmoment überlagert, wobei Feldwellen mit entgegen gerichtetem Drehsinn aufgrund der Bremswirkung das Betriebsverhalten besonders negativ beeinflussen. Allgemein wird die Wirkung der Oberwellen als Oberwellenstreuung in einem vergrößerten Streublindwiderstand  $X_{\sigma 1}$  erfasst [25], der neben der Oberwellenstreuung auch die Nutstreuung, Zahnkopfstreuung und Wickelkopfstreuung enthält. Aufgrund der negativen Auswirkungen auf das Betriebsverhalten sollten Oberwellen, bzw. deren Wirkung, durch eine geeignete Drehstromwicklung möglichst unterdrückt werden.

### 2.2.3 Drehstrommaschinentypen

Aufgrund der Anforderungen an Leistungsdichte, Wirkungsgrad, Lebensdauer und Wartung eignen sich nur Drehstrommaschinen für moderne, automobiler Traktionsantriebe. Nach Art ihres Wirkprinzips können diese in Synchron- und Asynchronmaschinen unterschieden werden.

#### Synchronmaschinen

Der Name der Synchronmaschine (SM) leitet sich von der Tatsache ab, dass Rotor und Statorfeld synchron mit der Drehzahl

$$n_1 = n_2 = \frac{\omega}{2\pi p} = \frac{f_1}{p} \quad (2.14)$$

rotieren. Das bedeutet, dass die mechanische Drehzahl des Rotors  $n_2$  nur noch von der Polpaarzahl  $p$  abhängt. Das Statorfeld mit der Umlaufgeschwindigkeit  $n_1$  wird dabei, wie in 2.2.2 beschrieben, erzeugt, während die Rotorerregung typabhängig unterschiedlich erfolgt (siehe Abbildung 2.6).

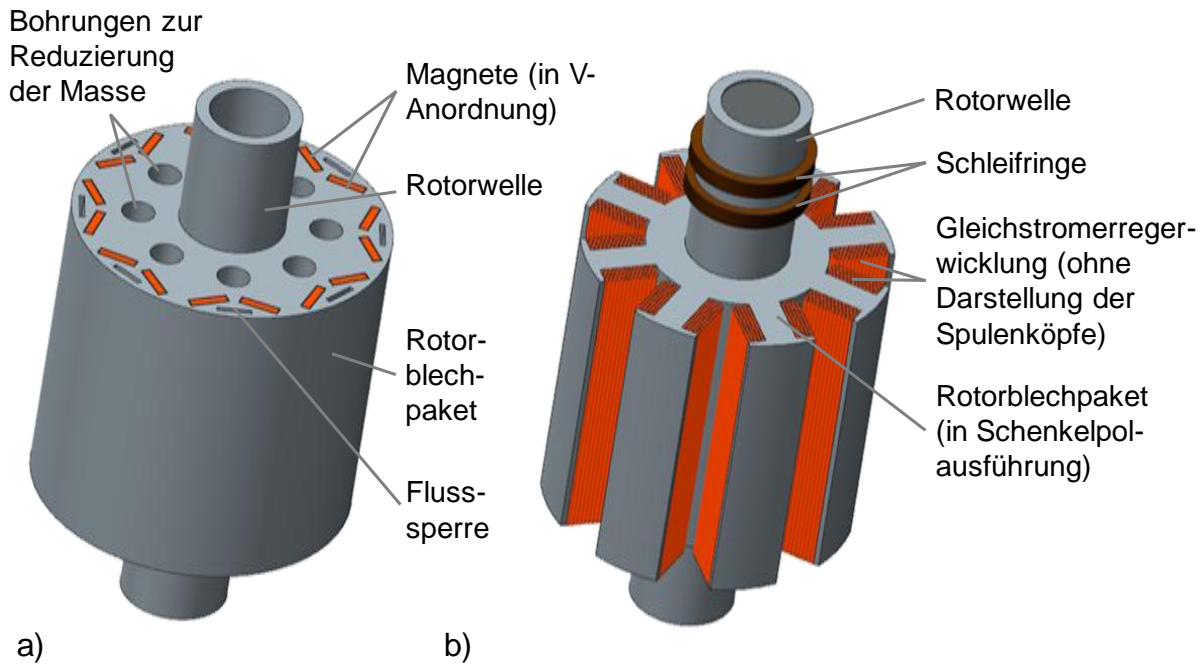


Abbildung 2.6: Rotorausführungen: a) Rotor einer Hybridsynchronmaschine (HSM), b) Rotor mit Gleichstromwicklung einer fremderregten Synchronmaschine (FSM)

Der Rotor einer permanenterregten Synchronmaschine (PSM) weist Permanentmagnete auf, die entweder oberflächenmontiert oder in Nuten des Rotorblechpaketes vergraben sind. Da in letzterem Fall ein zusätzliches Reluktanzmoment wirkt, wird dieser Maschinentyp als Kombination einer permanenterregten Synchronmaschine und einer Reluktanzmaschine auch Hybrid-Synchronmaschine (HSM) genannt [15]. Die Permanentmagnete in Traktionsantrieben bestehen heute meist aus seltenen Erden. Dabei sind insbesondere Neodym-Eisen-Bor (NdFeB) und Samarium-Cobalt zu nennen ( $\text{Sm}_2\text{Co}_{17}$ ). Während Neodym-Eisen-Bor die höhere Remanenzinduktion  $B_r$  aufweist, was ein stärkeres Magnetfeld zur Folge hat, haben die Samarium-Cobalt-Magnete die höhere Koerzitivfeldstärke  $H_{ko}$  und sind weniger temperaturempfindlich [29]. Bei einer fremderregten Synchronmaschine (FSM) wird die

Rotorerregung über Gleichstromwicklungen im Rotor realisiert, die aus einer zusätzlichen Stromquelle gespeist werden. Die Energieübertragung kann dabei über Schleifringe oder induktiv erfolgen [13, 24, 30]. Dies beeinflusst die Rotorlänge und führt dazu, dass die fremderregte Synchronmaschine nicht so kompakt wie die permanenterregte Synchronmaschine ist.

Das Betriebsverhalten der Synchronmaschine lässt sich über das einphasige Ersatzschaltbild, das einphasige Zeigerdiagramm sowie die zugehörigen Spannungsgleichungen erläutern [24].

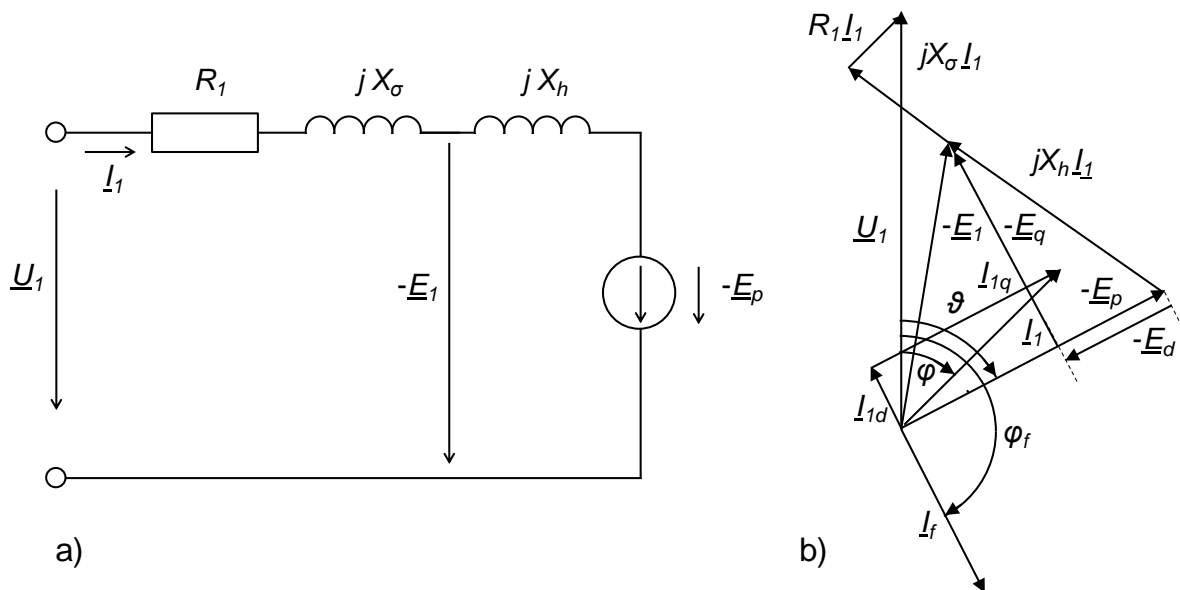


Abbildung 2.7: a) Einphasiges Ersatzschaltbild der Synchronmaschine (SM), b) einphasiges, Zeigerdiagramm der SM (motorischer Betrieb), in Anlehnung an [24]

Die allgemeine Spannungsgleichung der Synchronmaschine unter Vernachlässigung der Eisenverluste ist gegeben durch:

$$\underline{U}_1 = (R_1 + jX_\sigma + jX_h) \cdot \underline{I}_1 - \underline{E}_p = (R_1 + jX_\sigma) \cdot \underline{I}_1 - \underline{E}_1 \quad (2.15)$$

Dabei sind  $\underline{U}_1$  die Strangspannung,  $\underline{I}_1$  der Strangstrom,  $R_1$  der Strangwiderstand,  $jX_\sigma$  die Streureaktanz,  $jX_h$  die Hauptreaktanz,  $\underline{E}_1$  die Luftspaltfeldspannung und  $\underline{E}_p$  die Polradspannung, die eine fiktive Rechengröße darstellt. Da fremderregte Synchronmaschinen in Schenkelpolausführung und Hybridsynchronmaschinen eine magnetische Reluktanz aufweisen, ist es gebräuchlich, zwei magnetische, rotorfeste Achsen, eine magnetisierende Längsachse  $d$  und eine Querachse  $q$ , zu unterscheiden und diesen entsprechende Strom- und Induktivitäts-, bzw. Reaktanzkomponenten zuzuweisen. Entsprechend gilt nach [24]:

$$\underline{I}_1 = \underline{I}_{1d} + \underline{I}_{1q} \quad (2.16)$$

$$\underline{E}_d = -jX_{hd} \cdot \underline{I}_{1d} \quad (2.17)$$

$$\underline{E}_q = -jX_{hq} \cdot \underline{I}_{1q} \quad (2.18)$$

$$\underline{U}_1 = (R_1 + jX_\sigma) \cdot \underline{I}_1 - \underline{E}_p - \underline{E}_d - \underline{E}_q \quad (2.19)$$

Vernachlässigt man zusätzlich die Statorkupferverluste, so wird die gesamte elektrische Eingangsleistung über den Luftspalt übertragen und das elektromagnetische Drehmoment errechnet sich zu [24]:

$$M_i = -m \cdot \frac{p}{2 \cdot \pi \cdot f_1} \cdot \left[ U_1 \cdot \frac{E_p \cdot \sin \vartheta}{(X_{hd} + X_\sigma)} + U_1^2 \cdot \frac{(X_{hd} - X_{hq}) \cdot \sin 2\vartheta}{2 \cdot (X_{hd} + X_\sigma) \cdot (X_{hq} + X_\sigma)} \right] \quad (2.20)$$

Dabei entspricht der erste Summand dem synchronen Moment und der zweite Summand dem Reluktanzmoment. Das mechanische Drehmoment ergibt sich aus dem inneren Moment vermindert um die Gas- und Lagerreibung. Aus der Drehmomentgleichung geht hervor, dass die Streureaktanz generell drehmomentmindernd wirkt. Sind Strangspannung und Frequenz konstant, hängt das elektromagnetische, innere Moment der Synchronmaschine nur noch von der Polradspannung  $\underline{E}_p$  und dem Lastwinkel  $\vartheta$  ab. Aus der Gleichung kann ebenfalls entnommen werden, dass das Kippmoment der Synchronmaschine bei  $\pi/2$  auftritt, welches jedoch aufgrund dynamischer Belastungen nicht voll ausgenutzt werden darf. Übersteigt der Lastwinkel den Wert  $\pi/2$ , so gerät die Maschine außer Tritt. Die Polradspannung ergibt sich typabhängig: bei der fremderregten Synchronmaschine ist sie vom Rotorstrom  $I_f$  abhängig, wie in Abbildung 2.7 b) dargestellt, bei der permanenterregten Synchronmaschine und bei der Hybridsynchronmaschine bewirken die Permanentmagnete eine fest eingeprägte Rotorerregung. Entsprechend kann eine Feldschwächung bei der fremderregten Synchronmaschine über  $I_f$  und  $I_{1d}$  erfolgen, im Falle der Maschinen mit Permanentmagneten ist dies nur über einen feldschwächenden d-Strom zu erreichen.

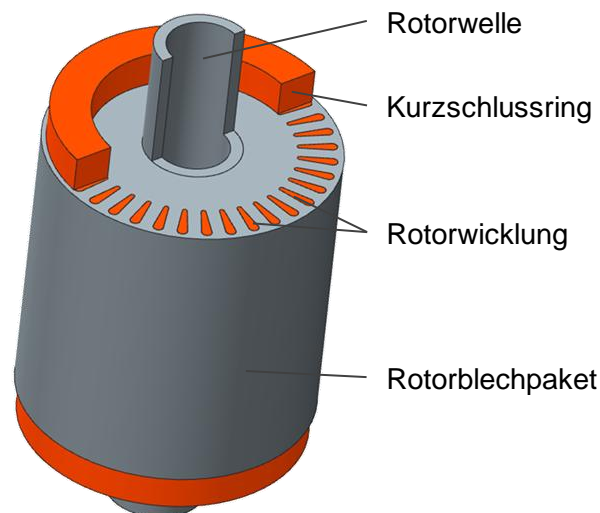
Insgesamt weisen Synchronmaschinen sehr gute Leistungseigenschaften auf, allerdings existieren auch Nachteile. Permanenterregte Synchronmaschinen haben bedingt durch die verlustfreie Rotorerregung höchste Wirkungsgrade. Aufgrund des hohen Anteils an Magnetmasse erreichen sie darüber hinaus die höchsten Peakleistungen, jedoch sind sie durch die permanente Erregung nur schwierig im Feldschwächebereich zu betreiben, sodass das mögliche Drehzahlband gegenüber



den anderen Maschinentypen vermindert ist. Zudem bedeuten die Permanentmagnete hohe Kosten aufgrund der teuren seltenen Erden. Die fremderregte Synchronmaschine besitzt eine hohe Leistung über ein sehr großes Drehzahlband, kommt ohne Magnete aus und ist gut im Feldschwächebereich zu betreiben. Darüber hinaus ist sie sicherheitstechnisch weniger bedenklich, da im Fehlerfall das Rotorfeld abgeschaltet werden kann, was bei Maschinen mit Permanentmagneten prinzipbedingt nicht möglich ist. Durch das Abschalten wird verhindert, dass das Rotorfeld Kurzschlussspannungen in die Statorwicklungen induziert und diese thermisch überlastet werden. Dem gegenüber stehen Bauraumnachteile sowie Zusatzkosten für die leistungselektronischen Komponenten zur Erzeugung der Rotorerregung. Die Hybridsynchronmaschine ist ein guter Kompromiss zwischen beiden Maschinen: bei leicht geringerer Leistung als bei der PSM können ähnlich hohe Wirkungsgrade und Leistungsdichten erreicht werden. Zusätzlich ist ein Feldschwächebetrieb leichter als bei der PSM umzusetzen, sodass die Leistung über ein großes Drehzahlband abgerufen werden kann [15, 31–33].

### Asynchronmaschinen

Der Rotor der Asynchronmaschine hat üblicherweise einen aus Aluminium gegossenen Käfig, dessen Kurzschlussstäbe in Nuten des Rotorblechpaketes eingelassen und axial über Kurzschlussringe miteinander verbunden sind. Alternativ kann der Käfig auch aus Kupfer gefertigt werden, um den Wirkungsgrad zu erhöhen. Der Rotor eines Käfigläufers ist in Abbildung 2.8 dargestellt:



*Abbildung 2.8: Rotor einer Asynchronmaschine (ASM) in Käfigausführung (Halbschnittdarstellung)*

Namensgebendes Merkmal der Asynchronmaschine ist die wirkprinzipbedingte Drehzahldifferenz zwischen Rotor und Stator, die als Schlupf  $s$  bezeichnet wird. Da die Rotorerregung vom Stator abhängt, rotiert das Stator Drehfeld im motorischen Betrieb der ASM mit einer höheren Drehzahl als der Rotor, wodurch gemäß des Induktionsgesetzes Kurzschlussspannungen in den Stäben des Rotorkäfigs induziert werden, deren hervorgerufene Ströme ein Magnetfeld mit der Polpaarzahl des Stators ausbilden. Daher wird die Asynchronmaschine auch vor allem im englischsprachigen Raum Induktionsmaschine genannt. Für Statorfrequenz  $n_1$  und Rotordrehzahl  $n_2$  gilt im motorischen Betrieb folgender Zusammenhang:

$$n_1 > n_2 \quad (2.21)$$

$$s = \frac{n_1 - n_2}{n_1} \rightarrow n_2 = (1 - s) \cdot n_1 \quad (2.22)$$

Entsprechend des Induktionsgesetzes

$$\oint \vec{E} d\vec{s} = -\frac{d}{dt} \iint \vec{B} d\vec{A} \quad (2.23)$$

werden die Kurzschlussspannungen mit der Schlupffrequenz

$$f_2 = s \cdot f_1 = s \cdot n_1 \cdot p \quad (2.24)$$

induziert. Da sich das Rotorfeld mit der Summe der mechanischen Rotordrehzahl  $n_2$  und der Induktionsdrehzahl bewegt, laufen Stator- und Rotorfeld synchron, sodass sie sich verketteten und ein Drehmoment ausbilden. Asynchronmaschinen sind besonders anfällig für Oberwellenwirkungen, da nicht nur die Grundwelle des Stator Drehfeldes Kurzschlussspannungen in der Rotorwicklung induziert und somit auch der Rotor Harmonische ausbildet. Dadurch können sich, wie in Abschnitt 2.2.2 erläutert, synchrone Oberfeldmomente ausbilden sowie Einsattelungen im Verlauf des Grundwellendrehmomentes (asynchrone Oberfeldmomente), die im Hochlauf stören [13]. Analog der Synchronmaschine lässt sich das Betriebsverhalten der Asynchronmaschine über das Ersatzschaltbild und das Zeigerdiagramm sowie die zugehörigen Spannungsgleichungen erläutern, wie beispielsweise in [13, 24, 25] gezeigt. Üblicherweise werden die Rotorgrößen auf die Statorseite transformiert und mit einem Hochkomma gekennzeichnet, um die Rotormasche an die Statormasche anzukoppeln, wobei die Indizierung 1 jeweils Statorgrößen und der Index 2 Rotorgrößen kennzeichnet. Die Stator- und Rotorreaktanzen  $X_1$ , bzw.  $X'_2$ , bestehend aus der Summe der Hauptreaktanz  $X_h$  und der jeweiligen Streureaktanz, beschreiben die induktiven Widerstände, während der Statorwicklungswiderstand  $R_1$ , der

schlupfabhängige bezogene Rotorwiderstand  $R'_2/s$ , und ein den Eisenverlusten äquivalenter Eisenwiderstand  $R_{fe}$  die ohmschen Wirkwiderstände bilden.

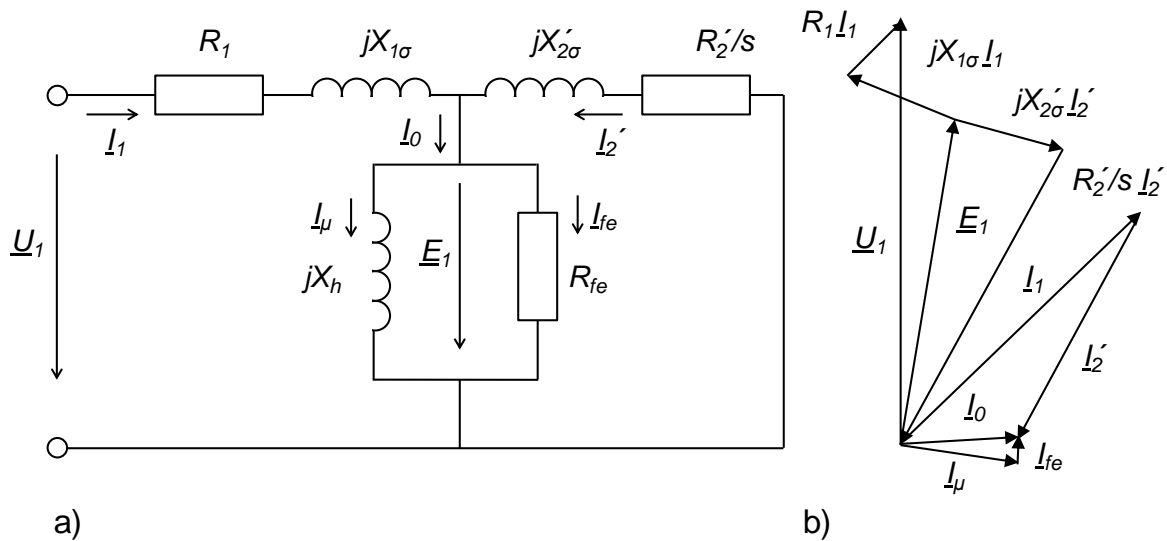


Abbildung 2.9: a) Einphasiges Ersatzschaltbild der Asynchronmaschine, b) einphasiges Zeigerdiagramm der Asynchronmaschine, motorischer Betrieb [13]

Das elektromagnetisch erzeugte Drehmoment kann über eine Leistungsbilanz berechnet werden. Die Basis hierfür sind die Spannungsgleichungen für die beiden Maschen aus dem Ersatzschaltbild:

$$\underline{U}_1 = R_1 \cdot \underline{I}_1 + jX_{1\sigma} \cdot \underline{I}_1 + jX_h \cdot (\underline{I}_1 + \underline{I}'_2) = (R_1 + jX_{1\sigma}) \cdot \underline{I}_1 + jX_h \cdot \underline{I}'_2 \quad (2.25)$$

$$0 = \frac{R'_2}{s} \cdot \underline{I}'_2 + jX_{2\sigma} \cdot \underline{I}'_2 + jX_h (\underline{I}_1 + \underline{I}'_2) = \left( \frac{R'_2}{s} + jX_{2\sigma} \right) \cdot \underline{I}'_2 + jX_h \cdot \underline{I}_1 \quad (2.26)$$

Unter einer gemäß [13] für die Drehmomentberechnung zulässigen Vernachlässigung der Eisen- und der Zusatzverluste wird die gesamte elektrische Eingangsleistung abzüglich der im Wicklungswiderstand  $R_1$  umgesetzten Kupferverluste

$$P_{cu,1} = m \cdot R_1 \cdot I_1^2 \quad (2.27)$$

als Luftspaltfeldleistung  $P_\delta$  (im Zeigerdiagramm entspricht  $\underline{E}_1$  der Luftspaltfeldspannung) übertragen, aus der das innere, elektromagnetische Drehmoment  $M_i$  der Maschine über die Drehzahl berechnet werden kann:

$$P_\delta = 2 \cdot \pi \cdot n_1 \cdot M_i \quad (2.28)$$

Verzichtet man auf den meist zur Abkürzung der Gleichung eingeführten Blondel'schen Streukoeffizienten  $\sigma$  und formuliert die in [13] gewählte Form für das innere Drehmoment entsprechend [34] zur übersichtlicheren Darstellung der Abhängigkeiten aus, so ergibt sich:

$$M_i = \frac{p \cdot m \cdot U_1^2}{2 \cdot \pi \cdot f_1} \cdot \left( \frac{X_h^2}{\frac{R_2 R_1^2}{s} + \frac{R_2 X_1^2}{s} + \frac{s X_2'^2 R_1^2}{R_2} + \frac{s X_2'^2 X_1^2}{R_2} - \frac{2s X_h^2 X_1 X_2'}{R_2} + \frac{s X_h^4}{R_2} + 2R_1 X_h^2} \right) \quad (2.29)$$

Bei konstanter Spannung und Frequenz hängt das innere Drehmoment nur noch vom Schlupf ab, der mit zunehmender Belastung steigt. Die theoretischen Betrachtungen

$$\lim_{X_{1\sigma} \rightarrow \infty} M_i = 0 \quad (2.30)$$

$$\lim_{X_{1\sigma} \rightarrow 0} M_i = \frac{p \cdot m \cdot U_1^2}{2 \cdot \pi \cdot f_1} \cdot \left( \frac{X_h^2}{\frac{R_2 R_1^2}{s} + \frac{R_2 X_h^2}{s} + \frac{s X_2'^2 R_1^2}{R_2} + \frac{s X_2'^2 X_h^2}{R_2} - \frac{2s X_h^3 X_2'}{R_2} + \frac{s X_h^4}{R_2} + 2R_1 X_h^2} \right) \quad (2.31)$$

$$\lim_{R_1 \rightarrow \infty} M_i = 0 \quad (2.32)$$

$$\lim_{R_1 \rightarrow 0} M_i = \frac{p \cdot m \cdot U_1^2}{2 \cdot \pi \cdot f_1} \cdot \left( \frac{X_h^2}{\frac{R_2 X_1^2}{s} + \frac{s X_2'^2 X_1^2}{R_2} - \frac{2s X_h^2 X_1 X_2'}{R_2} + \frac{s X_h^4}{R_2}} \right) \quad (2.33)$$

zeigen, dass sich das innere Drehmoment invers zum Wicklungswiderstand und zur Statorstreureaktanz verhält [34]. Oberwellen erhöhen, wie in Abschnitt 2.2.2 erläutert, die Streureaktanz und führen zu einer Abnahme des Kippmomentes.

#### 2.2.4 Anforderungen an Drehstromtraktionsmaschinen

Die wesentlichen Anforderungen automobiler Traktionsmaschinen sind eine hohe Dauer- und Maximalleistungs-, bzw. Drehmomentdichte, ein hoher Wirkungsgrad über ein möglichst breites Drehmoment-Drehzahlband, ein geringes Einbauvolumen und eine kostengünstige Herstellung in der Großserie [35–37].

Wirkungsgrad

Der Wirkungsgrad beschreibt allgemein das Verhältnis von Eingangs- zu Ausgangsleistung:

$$\eta = \frac{P_{out}}{P_{in}} = \frac{P_{in} - P_v}{P_{in}} = 1 - \frac{P_v}{P_{in}} \quad (2.34)$$

Die in einem System auftretenden Verlustleistungen  $P_v$  führen dazu, dass die Ausgangsleistung  $P_{out}$  eines Systems stets kleiner als die Eingangsleistung  $P_{in}$  ist. Eine Wirkungsgradoptimierung erfolgt daher immer über eine Reduzierung der Verlustleistungen. In einer Drehstrommaschine gibt es mehrere Verlustquellen. Die gesamte Verlustleistung kann in Wicklungs-, Eisen-, Gas- und Lagerreibungs- sowie Zusatzverluste (beispielsweise aufgrund von Oberwellenwirkungen) aufgeteilt werden.

Die Wicklungsverluste, auch Kupferverluste genannt, treten sowohl in den Stator- als auch in den Rotorwicklungen, sofern vorhanden, auf. Sie hängen von der Stromstärke, dem Gleichstromwiderstand der Wicklung sowie von möglichen Stromverdrängungseffekten ab. Stromverdrängungseffekte, meist zu den sogenannten zusätzlichen Verlusten gezählt, treten insbesondere bei hohen Frequenzen und großen Leiterquerschnittsflächen auf und führen zu einer Erhöhung des effektiven Wicklungswiderstandes [9]. Eine wirksame Maßnahme zur Unterdrückung dieser Effekte ist die Aufteilung des Leiters in mehrere parallelgeschaltete Leiter kleinerer Querschnittsfläche. Sind Stromverdrängungseffekte vernachlässigbar, so berechnen sich die Kupferverluste  $P_{cu}$  zu

$$P_{cu} = \sum_{str=1}^m I_{str}^2 \cdot R_{str} \quad (2.35)$$

Aus der Formel folgt für die Statorwicklung, dass eine Reduzierung der Kupferverluste nur über eine Reduzierung des Strangwiderstandes  $R_{str}$  erfolgen kann, da das Drehmoment unmittelbar von der Stromstärke  $I_{str}$  abhängt (vgl. (2.29) in Verbindung mit (2.25)). Führt man den elektrischen Füllfaktor

$$k_{cu} = \frac{A_{cu}}{A_{Nut}} = \frac{z_L \cdot \pi \cdot D_{cu}^2}{4 \cdot A_{Nut}} \quad (2.36)$$

gemäß [38, 39], auch Kupferfüllfaktor genannt, ein, so lassen sich in Verbindung mit der allgemeinen Widerstandsformel für einen elektrischen Kupferleiter

$$R_{cu} = \frac{\rho_{cu} \cdot l_{cu}}{A_{cu}}, \quad (2.37)$$

und der Temperaturabhängigkeit des elektrischen Widerstandes für einen Kupferleiter

$$R_{cu} = R_{cu,20} \cdot [1 + \alpha_{cu,20} \cdot (\vartheta_{cu} - \vartheta_{20})] \quad (2.38)$$

die Stator-Kupferverluste  $P_{cu,1}$  einer Einschichtwicklung in allgemeiner Form berechnen zu:

$$P_{cu,1} = \sum_{str=1}^m I_{1,str}^2 \cdot \frac{\rho_{cu} \cdot \overline{l_{w,str}} \cdot w_{sp}^2 \cdot z_s}{k_{cu} \cdot A_{Nut} \cdot z_p} \cdot [1 + \alpha_{cu,20} \cdot (\vartheta_{cu} - \vartheta_{20})] \quad (2.39)$$

In den Formeln (2.36) - (2.39) ist  $A_{cu}$  die Kupferquerschnittsfläche des Leiters,  $A_{Nut}$  die Nutquerschnittsfläche,  $z_L$  die Anzahl der Drähte pro Nut,  $D_{cu}$  der Kupferdurchmesser,  $l_{cu}$  die Leiterlänge,  $R_{cu,20}$  der elektrische Widerstand des Leiters bei einer Temperatur von 20°C,  $\alpha_{20,cu}$  der Temperaturkoeffizient des Kupferleiters,  $\vartheta_{cu}$  die Wicklungstemperatur,  $\rho_{cu}$  der spezifische Widerstand von Kupfer,  $\overline{l_{w,str}}$  die mittlere Windungslänge (inklusive der Spulenenden),  $w_{sp}$  die Windungszahl pro Spule,  $z_s$  die Anzahl serieller Spulen und  $z_p$  die Anzahl paralleler Spulen. Aus der Formel geht hervor, dass der Wicklungswiderstand über eine Erhöhung des Kupferfüllfaktors, eine Reduzierung der mittleren Windungslänge sowie eine günstige Materialwahl bezüglich der elektrischen Leitfähigkeit reduziert werden kann. Vorgreifend auf Kapitel 3 sei an dieser Stelle angemerkt, dass daher ebenfalls geschlussfolgert werden kann, dass eine Erhöhung des Kupferfüllfaktors nur dann eine proportionale Reduzierung des Wicklungswiderstandes bewirkt, solange die anderen Parameter durch das Wickelverfahren unbeeinflusst bleiben.

Die zweite Verlustquelle sind die Eisenverluste. Bis Frequenzen um 400 Hz setzen sich diese im Allgemeinen aus den Hystereseverlusten  $P_{hyst}$  aufgrund der Ummagnetisierung und den induzierten Wirbelstromverlusten  $P_{wb}$  zusammen [25, 40]. Ab ca. 400 Hz müssen zudem die Excess-Verluste  $P_{exc}$ , die den Energiebedarf der Blochwandverschiebungen beschreiben, sowie Stromverdrängungseffekte der Wirbelstromverluste berücksichtigt werden [41]. Unter Vernachlässigung der Excess Verluste sowie der Stromverdrängung können die Eisenverluste nach [40] und [41] mit folgenden Formeln abgeschätzt werden

$$P_{fe} = P_{hyst} + P_{wb} = (k_{hyst} \cdot B^\alpha \cdot f + k_{wb} \cdot B^2 \cdot f^2) \cdot m \quad (2.40)$$

$$k_{wb} = \frac{\pi^2 \cdot d^2}{6 \cdot \rho \cdot \rho_e} \quad (2.41)$$

Generell steigen die spezifischen Eisenverluste mit der magnetischen Flussdichte  $B$  und der Frequenz  $f$ . Die k-Faktoren und auch der Exponent  $\alpha$  beschreiben Werkstoff- und Geometrieigenschaften des Blechpaketes, wie die Blechdicke  $d$ , den spezifischen elektrischen Widerstand  $\rho_e$ , und die Materialdichte  $\rho$ . Da Fertigungseinflüsse massive Einflüsse auf die Blechpaketqualität und damit die Eisenverluste

haben können, werden üblicherweise die k-Faktoren um Fertigungszuschläge ergänzt, die auf Erfahrungswerten basieren und eine genaue Berechnung nicht erlauben. Ein weichmagnetisches Material mit einer möglichst geringen Hystereseschleife ist optimal zur Begrenzung der Hystereseverluste, während die Blechdicke und die elektrische Leitfähigkeit entsprechend Formel (2.41) großen Einfluss auf die Wirbelstromverluste haben. Da bei Synchronmaschinen Drehfeld und Rotor synchron umlaufen, werden lediglich von den Oberwellen Wirbelströme in das Rotorblechpaket induziert. Entsprechend können die Eisenverluste vereinfachend komplett dem Stator zugerechnet werden, sofern der Stator keine Zahnspulenwicklung aufweist, bzw. die Oberwellenwirkung des Stator Drehfeldes gering ist. Bei der Asynchronmaschine erfolgen die Ummagnetisierung und die Wirbelstrominduktion mit Schlupffrequenz, die so niedrig ist, dass die Eisenverluste ebenfalls komplett auf den Stator bezogen werden können [42].

Die Gas- und Lagerreibungsverluste entstehen durch die Reibung der Rotorlager sowie der Gasreibung infolge von Luftverwirbelungen, die an der Mantelfläche des Rotors angreifen. Die Verluste können mit folgender Formel abgeschätzt werden [28]:

$$P_{vR} = k_{rb} \cdot D_2 \cdot (l_2 + 0,8^3 \cdot 0,6 \cdot \tau_P) \cdot v_2^2 \quad (2.42)$$

Dabei ist  $k_{rb}$  ein von der Kühlungsart abhängiger Erfahrungswert,  $D_2$  der Rotordurchmesser,  $l_2$  die Rotorlänge,  $\tau_P$  die Polteilung als Längenmaß und  $v_2$  die Rotorgeschwindigkeit.

Allgemein kann geschlussfolgert werden, dass bei niedrigen Drehzahlen die Wicklungsverluste dominant sind, während mit zunehmender Drehzahl die Eisen-, Gas- und Lagerreibungsverluste gegenüber den Wicklungsverlusten überwiegen. Gleichzeitig ist ersichtlich, dass der Wirkungsgrad einer Drehstrommaschine sich je nach Betriebspunkt unterscheidet. Für eine maximale Reichweite eines BEV ist nicht der Maximalwirkungsgrad entscheidend, sondern vielmehr sind die Betriebspunkte des Wirkungsgradkennfeldes von Bedeutung, die besonders häufig im Fahrprofil oder im Fahrzyklus frequentiert werden. Dies ist der Bereich niedriger Drehmomente über das komplette Drehzahlband. Da die ASM im Bereich niedriger Drehmomente Wirkungsgradvorteile gegenüber einer PSM bietet [32], zeigt eine Untersuchung der Firma ZF Friedrichshafen AG, dass ein ASM-Konzept trotz eines eigentlich geringeren Maximalwirkungsgrades durchaus konkurrenzfähig zu einem PSM-Konzept sein kann [43].

### Leistungsdichte

Die Leistungsdichte beschreibt das Verhältnis von Leistung zu Bauraum oder Masse der E-Maschine und dient als Ausnutzungskriterium. Da Bauraum im automobilen Antriebsstrang nur begrenzt zur Verfügung steht und die Fahrzeugmasse sich

negativ auf das Beschleunigungsverhalten und den Energieverbrauch auswirkt, ist die Leistungsdichte ein wichtiges Kriterium für den Antrieb. Aufgrund der Tatsache, dass das Drehmoment und damit die Leistung der Drehstrommaschinen typübergreifend linear von der aktiven Länge des Blechpaketes abhängt [13, 44],

$$M_i \sim l_{akt} \quad (2.43)$$

kann eine Bauraumreduzierung nur über eine Verringerung der Wickelkopfhöhe erfolgen, ohne das Drehmoment zu beeinträchtigen. Eine Wickelkopfreduzierung bei einer vorgegebenen maximalen Länge der E-Maschine kann alternativ zur Bauraumreduzierung auch zur Steigerung der Leistung entsprechend Formel (2.43) genutzt werden, indem die aktive Länge des Blechpaketes erhöht wird. Die Steigerung der Leistungsdichte hängt in beiden Fällen vom Grad der Wickelkopfreduzierung  $\Delta h_{wk}$  und vom Verhältnis der ursprünglichen Wickelkopfhöhe  $h_{wk}$  zur aktiven Länge  $l_{akt}$  ab (siehe Abbildung 2.10).

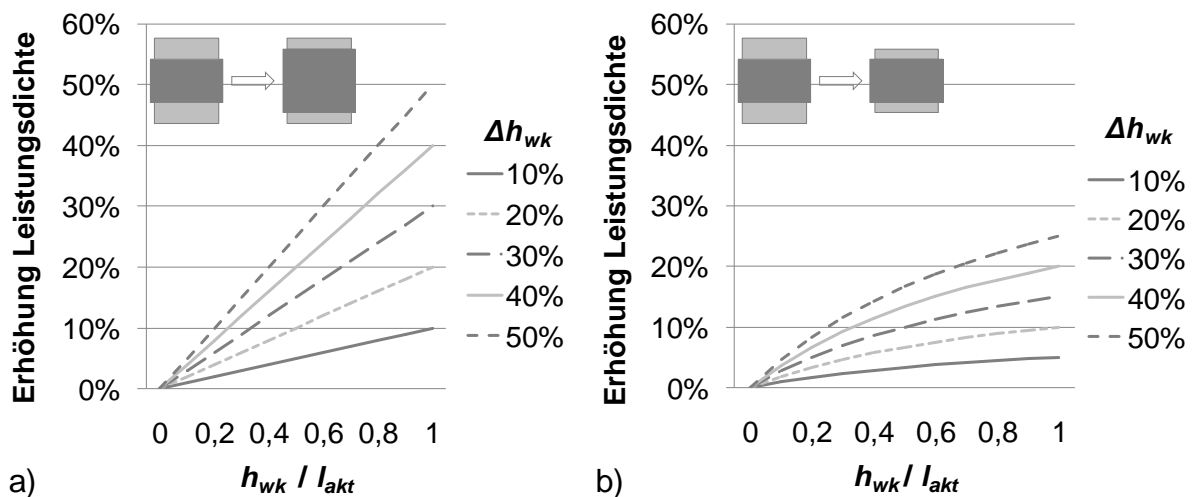


Abbildung 2.10: a) Erhöhung der Leistungsdichte durch Drehmomentsteigerung, b) Erhöhung der Leistungsdichte durch Bauraumreduzierung [36]

### Dauerleistung

Für den Betrieb der E-Maschine werden mehrere, genormte Betriebsarten nach Art und Dauer unterschieden [45]. Der S1-Betrieb beschreibt die kontinuierlich abrufbare Dauerleistung im thermischen Gleichgewichtszustand, sodass die Dauerleistung thermisch begrenzt ist [33]. Das begrenzende Element ist dabei üblicherweise die Statorwicklung, jedoch kann auch der Rotor begrenzend wirken. Aufgrund der schlechteren thermischen Anbindung des Wickelkopfes ist im ersten Fall im Grundstellbereich die Leistungsgrenze dann erreicht, wenn die maximal zulässige



Temperatur des Isolationssystems im Wickelkopf erreicht wird. Hierfür sind bei geringen Drehzahlen die Kupferverluste und damit die Strangwiderstände verantwortlich. Im Feldschwächebereich sinkt hingegen der Strangstrom mit zunehmender Drehzahl, da die Impedanzzunahme nicht mehr durch eine Erhöhung der Strangspannung kompensiert werden kann. Dadurch ist die Dauerleistungsgrenze im Feldschwächebereich durch die Strangimpedanz gegeben. Für geringe Drehzahlen werden nachfolgend die Wirkzusammenhänge erläutert sowie das Potenzial einer Reduzierung des Strangwiderstandes, ausgedrückt durch eine Erhöhung des Kupferfüllfaktors, aufgezeigt.

Für einen homogenen Festkörper gilt allgemein, dass die Verlustleistung  $P_v$  der Summe der über die Oberfläche des Körpers abgegebenen und der im Körper gespeicherten Wärmeleistung entspricht [13].

$$P_v = \alpha \cdot A_{of} \cdot \Delta\vartheta + c \cdot m \cdot \frac{\Delta\vartheta}{\Delta t} \quad (2.44)$$

Dabei hängt die über die Oberfläche abgegebene Leistung von der Wärmeübergangszahl  $\alpha$ , der Größe der Oberfläche  $A_{of}$  sowie der Temperaturdifferenz  $\Delta\vartheta$  zwischen dem Körper und dem umgebenden Medium ab. Die im Körper gespeicherte Wärmeleistung ist dabei umso größer je höher die spezifische Wärmekapazität  $c$  und je größer die Masse  $m$  des Körpers ist. Herrscht thermisches Gleichgewicht, so bleibt die Körpertemperatur konstant und die Verlustleistung entspricht der über die Oberfläche abgegebenen Leistung:

$$P_v = \alpha \cdot A_{of} \cdot \Delta\vartheta \quad (2.45)$$

Wendet man diesen Zusammenhang dazu an, um die Dauerleistung (bzw. den maximalen Strangstrom) in Abhängigkeit des Kupferfüllfaktors zu bestimmen, so muss zunächst zwischen den in den beiden Wickelköpfen und den in der Nut generierten Verlusten einer Phase differenziert werden:

$$P_{cu,1} = 2 \cdot P_{wk} + P_{Nut} \quad (2.46)$$

Die im Wickelkopf erzeugten Kupferverluste  $P_{wk}$  werden über die Oberfläche der (imprägnierten) Kupferleiter an die Umgebungsluft abgegeben, sodass in Verbindung mit Formel (2.39) Folgendes gilt:

$$P_{wk} = I_1^2 \cdot \frac{\rho_{cu} \cdot \overline{l}_{wk} \cdot w_{sp}^2}{k_{cu} \cdot A_{Nut}} \cdot \frac{z_s}{z_p} \cdot [1 + \alpha_{cu,20} \cdot (\vartheta_{wk} - \vartheta_{20})] \quad (2.47)$$

Dabei ist  $\overline{l}_{wk}$  die mittlere Wickelkopflänge und  $\vartheta_{wk}$  die Wickelkopftemperatur. Sofern die Wicklungsfläche thermisch begrenzend ist, gilt mit (2.45) und (2.47):

$$\begin{aligned}
 & A_{of,wk} \cdot \alpha_{Luft} \cdot (\vartheta_{wk} - \vartheta_{Luft}) \\
 &= I_1^2 \cdot \frac{\rho_{cu} \cdot \overline{l}_{wk} \cdot w_{sp}^2 \cdot z_s}{k_{cu} \cdot A_{Nut} \cdot z_p} \cdot [1 + \alpha_{cu,20} \cdot (\vartheta_{wk} - \vartheta_{20})] \quad (2.48)
 \end{aligned}$$

Wird nicht der Drahtdurchmesser  $D_{cu}$  bei einer Füllfaktorhöhung, sondern die Anzahl paralleler Leiter entsprechend geändert, so kann die Oberfläche eines Wickelkopfs einer Phase  $A_{of,wk}$  in Abhängigkeit des Kupferfüllfaktors  $k_{cu}$  (zur Vereinfachung unter Vernachlässigung der Spulenenden) wie folgt ausgedrückt werden:

$$A_{of,wk}(k_{cu}) = \frac{4 \cdot A_{Nut} \cdot k_{cu}}{D_{cu}} \cdot \overline{l}_{wk} \cdot z_s \cdot z_p \quad (2.49)$$

Damit gilt mit (2.48) und (2.49) für den Strangstrom:

$$I_1^2 = \frac{4 \cdot \alpha_{Luft} \cdot (k_{cu} \cdot A_{Nut})^2 \cdot (\vartheta_{wk} - \vartheta_{Luft})}{\rho_{cu} \cdot w_{sp}^2 \cdot D_{cu} \cdot [1 + \alpha_{cu,20} \cdot (\vartheta_{wk} - \vartheta_{20})]} \cdot z_p^2 \quad (2.50)$$

Da die Kupferverluste sich einerseits proportional zur Wickelkopflänge verhalten, andererseits die Wärme über die gesamte Länge abgestrahlt wird, ist der Strangstrom unabhängig von der Wickelkopflänge. Analog zum Wickelkopf gilt für die in der Nut erzeugten Kupferverluste, solange der Wärmeübergang zwischen Statorwicklung und umgebendem Medium  $U_{mg}$  der thermisch begrenzende Faktor ist:

$$P_{Nut} = I_1^2 \cdot \frac{\rho_{cu} \cdot 2 \cdot l_{akt} \cdot w_{sp}^2 \cdot z_s}{k_{cu} \cdot A_{Nut} \cdot z_p} \cdot [1 + \alpha_{cu,20} \cdot (\vartheta_{Nut} - \vartheta_{20})] \quad (2.51)$$

$$\begin{aligned}
 & A_{of,Nut} \cdot \alpha_{Umg} \cdot (\vartheta_{Nut} - \vartheta_{Umg}) \\
 &= I_1^2 \cdot \frac{\rho_{cu} \cdot 2 \cdot l_{akt} \cdot w_{sp}^2 \cdot z_s}{k_{cu} \cdot A_{Nut} \cdot z_p} \cdot [1 + \alpha_{cu,20} \cdot (\vartheta_{Nut} - \vartheta_{20})] \quad (2.52)
 \end{aligned}$$

$$A_{of,Nut}(k_{cu}) = \frac{4 \cdot A_{Nut} \cdot k_{cu}}{D_{cu}} \cdot z_s \cdot z_p \cdot 2 \cdot l_{akt} = \frac{4 \cdot A_{Nut} \cdot k_{cu}}{D_{cu}} \cdot \frac{N}{m} \cdot l_{akt} \quad (2.53)$$

$$I_1^2 = \frac{4 \cdot \alpha_{Umg} \cdot (k_{cu} \cdot A_{Nut})^2 \cdot (\vartheta_{Nut} - \vartheta_{Umg})}{\rho_{cu} \cdot w_{sp}^2 \cdot D_{cu} \cdot [1 + \alpha_{cu,20} \cdot (\vartheta_{Nut} - \vartheta_{20})]} \cdot z_p^2 \quad (2.54)$$

In den Formeln (2.51) und (2.53) geht die aktive Länge  $l_{akt}$  doppelt ein, da jeweils ein Hin- und ein Rückleiter eine Windung bilden. Der Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha_{Umg}$  setzt sich dabei aus mehreren an der Wärmeübertragung zur Senke beteiligten Komponenten zusammen, wie der Nutisolation und dem Imprägnierharz, aber auch Lufteinschlüssen und ist somit ein rechnerischer Ersatzwert. Aus (2.45) und (2.46) in Verbindung mit (2.48) und (2.52) ergibt sich:

$$\begin{aligned}
 & \alpha_{Umg} \cdot A_{of,Nut} \cdot (\vartheta_{Nut} - \vartheta_{Umg}) + 2 \cdot \alpha_{Luft} \cdot A_{of,wk} \cdot (\vartheta_{wk} - \vartheta_{Luft}) \\
 & = 2 \cdot I_1^2 \cdot \frac{\rho_{cu} \cdot W_{sp}^2}{k_{cu} \cdot A_{Nut}} \cdot \frac{z_s}{z_p} \cdot \overline{l_{wk}} \cdot [1 + \alpha_{cu,20} \cdot (\vartheta_{wk} - \vartheta_{20})] + \\
 & I_1^2 \cdot \frac{\rho_{cu} \cdot W_{sp}^2}{k_{cu} \cdot A_{Nut}} \cdot \frac{z_s}{z_p} \cdot 2 \cdot l_{akt} \cdot [1 + \alpha_{cu,20} \cdot (\vartheta_{Nut} - \vartheta_{20})]
 \end{aligned} \tag{2.55}$$

Bleibt die mittlere Windungslänge in Nut und Wickelkopf bei einer Füllfaktorhöhung von  $k_{cu}$  auf  $k_{cu}^*$  konstant und sollen die Temperaturen ebenfalls unverändert bleiben, sodass unter anderem  $\vartheta_{wk} = \vartheta_{wk}^*$  gilt, verhalten sich der Strangstrom und der Kupferfüllfaktor proportional:

$$\begin{aligned}
 & \frac{\alpha_{Umg} \cdot l_{akt} \cdot (\vartheta_{Nut}^* - \vartheta_{Umg}^*) + \overline{l_{wk}}^* \cdot \alpha_{Luft} \cdot (\vartheta_{wk}^* - \vartheta_{Luft}^*)}{\alpha_{Umg} \cdot l_{akt} \cdot (\vartheta_{Nut} - \vartheta_{Umg}) + \overline{l_{wk}} \cdot \alpha_{Luft} \cdot (\vartheta_{wk} - \vartheta_{Luft})} \\
 & = \left( \frac{\overline{l_{wk}}^* \cdot [1 + \alpha_{cu,20} \cdot (\vartheta_{wk}^* - \vartheta_{20})] + l_{akt} \cdot [1 + \alpha_{cu,20} \cdot (\vartheta_{Nut}^* - \vartheta_{20})]}{\overline{l_{wk}} \cdot [1 + \alpha_{cu,20} \cdot (\vartheta_{wk} - \vartheta_{20})] + l_{akt} \cdot [1 + \alpha_{cu,20} \cdot (\vartheta_{Nut} - \vartheta_{20})]} \right) \cdot \frac{I_1^{2*}}{I_1^2} \\
 & \cdot \frac{(k_{cu})^2}{(k_{cu}^*)^2}
 \end{aligned} \tag{2.56}$$

$$\rightarrow \frac{I_1^*}{I_1} = \frac{k_{cu}^*}{k_{cu}} \tag{2.57}$$

Ist jedoch in Nut und Wickelkopf eine Oberflächenvergrößerung infolge einer Füllfaktorhöhung für die Wärmeableitung nicht relevant, da beispielsweise in der Nut nicht der Wärmeübergang der Statorwicklung, sondern die Nutgrundisolation der thermisch begrenzende Faktor ist, gilt stattdessen Folgendes:

$$\begin{aligned}
 & \frac{A_{of,Nut}^* \cdot \alpha_{Umg} \cdot (\vartheta_{Nut}^* - \vartheta_{Umg}^*) + A_{of,wk}^* \cdot \alpha_{Luft} \cdot (\vartheta_{wk}^* - \vartheta_{Luft}^*)}{A_{of,Nut} \cdot \alpha_{Umg} \cdot (\vartheta_{Nut} - \vartheta_{Umg}) + A_{of,wk} \cdot \alpha_{Luft} \cdot (\vartheta_{wk} - \vartheta_{Luft})} \\
 & = \left( \frac{\overline{l_{wk}}^* \cdot [1 + \alpha_{cu,20} \cdot (\vartheta_{wk}^* - \vartheta_{20})] + l_{akt} \cdot [1 + \alpha_{cu,20} \cdot (\vartheta_{Nut}^* - \vartheta_{20})]}{\overline{l_{wk}} \cdot [1 + \alpha_{cu,20} \cdot (\vartheta_{wk} - \vartheta_{20})] + l_{akt} \cdot [1 + \alpha_{cu,20} \cdot (\vartheta_{Nut} - \vartheta_{20})]} \right) \cdot \frac{I_1^{2*}}{I_1^2} \\
 & \cdot \frac{k_{cu}}{k_{cu}^*}
 \end{aligned} \tag{2.58}$$

$$\rightarrow \frac{I_1^*}{I_1} = \sqrt{\frac{k_{cu}^*}{k_{cu}}} \tag{2.59}$$

Damit sich ein dem Strom proportionales inneres Drehmoment gemäß Formel (2.20) in Verbindung mit (2.15) für die PSM / HSM, bzw. gemäß (2.29) in Verbindung mit (2.25) und (2.26) für die ASM ergibt, darf das Blechpaket nicht in Sättigung gehen. Zudem ist darauf zu achten, dass die Strangstromerhöhung keine unzulässigen Temperaturwerte für den Rotor, den Stator oder andere Komponenten bewirkt.

Aus den Betrachtungen ist einerseits ersichtlich, dass das Dauerdrehmoment und damit die Leistung neben einer Reduzierung des Wicklungswiderstandes (ausgedrückt durch eine Erhöhung des Kupferfüllfaktors) auch über die materialabhängige Wärmeanbindung  $\alpha$  und die Kühlung (ausgedrückt durch  $\Delta\vartheta$ ) gesteigert werden kann. Andererseits zeigen die Betrachtungen, dass je nach Annahme, ob der Wärmeübergang der Wicklung oder ein anderes Element thermisch begrenzend wirkt, die Auswirkung auf den drehmomentbildenden Strangstrom enorm ist. Eine präzise Berechnung kann daher nur über ein thermisches Netzwerk und eine genaue Kenntnis der Materialeigenschaften erfolgen [46]. Bei zunehmender Drehzahl sind zudem die anderen Wärmequellen, wie die Gas- und Lagerreibungsverluste, die Eisenverluste und die maschinentypabhängigen Rotorverluste zu berücksichtigen.

### Maximalleistung

Neben dem S1-Betrieb ist der S2-Betrieb die zweite relevante Betriebsart zur Beurteilung des Maschinenverhaltens. Dieser beschreibt die kurzzeitig abrufbare Leistung, ohne dabei den thermischen Beharrungszustand zu erreichen [45]. Ein entscheidendes Kriterium neben der angegebenen maximalen Leistung ist im S2-Betrieb die Abrufdauer, die nach Norm zwingend anzugeben ist [45]. Da grundsätzlich ein Erwärmungsvorgang zulässig ist, spielen die spezifische Kapazität und die Masse der Wicklungen und umgebenden Medien (Imprägnierharz, Statorblechpaket) eine große Rolle (vgl. Formel (2.44)). Die Berechnung kann ebenfalls mittels thermischer Netzwerke erfolgen, wobei im Unterschied zur Modellierung des S1-Betriebs die thermischen Kapazitäten berücksichtigt werden müssen. Wirkt die Statorwicklung thermisch begrenzend, ist beispielsweise ein Statorverguss anstelle der Imprägnierung eine wirksame Maßnahme, wobei es auch möglich ist, lediglich die Wickelköpfe zu vergießen. In beiden Fällen führen die höhere Wärmeleitfähigkeit (vgl. [47, 48]) und die direkte Anbindung der Vergussmasse am Statorträger zu einer besseren Entwärmung der Wickelköpfe. Gleichzeitig erhöht sich durch die höhere Masse im Wickelkopfbereich die Wärmekapazität, was zu einer langsameren Erwärmung der Wicklungen führt und in Abbildung 2.11 gezeigt ist [49]. Die verschiedenen hohen Beharrungstemperaturen der Abbildung können auf Unterschiede in der Umgebungstemperatur zurückgeführt werden, welche im Versuch nicht konstant gehalten werden konnte. Dadurch können im Vergleich zu einer Imprägnierung entweder im gleichen Zeitfenster höhere Ströme oder identische Strangströme über einen längeren Zeitraum abgerufen werden. Dies bedeutet gleichzeitig, dass der Wicklungswiderstand für die Maximalleistung nicht den gleichen Stellenwert einnimmt wie für die Dauerleistung. Im Allgemeinen ist die Maximalleistung meist auf Systemebene aufgrund der geringen Überlastfähigkeit der Leistungselektronik beschränkt [33].

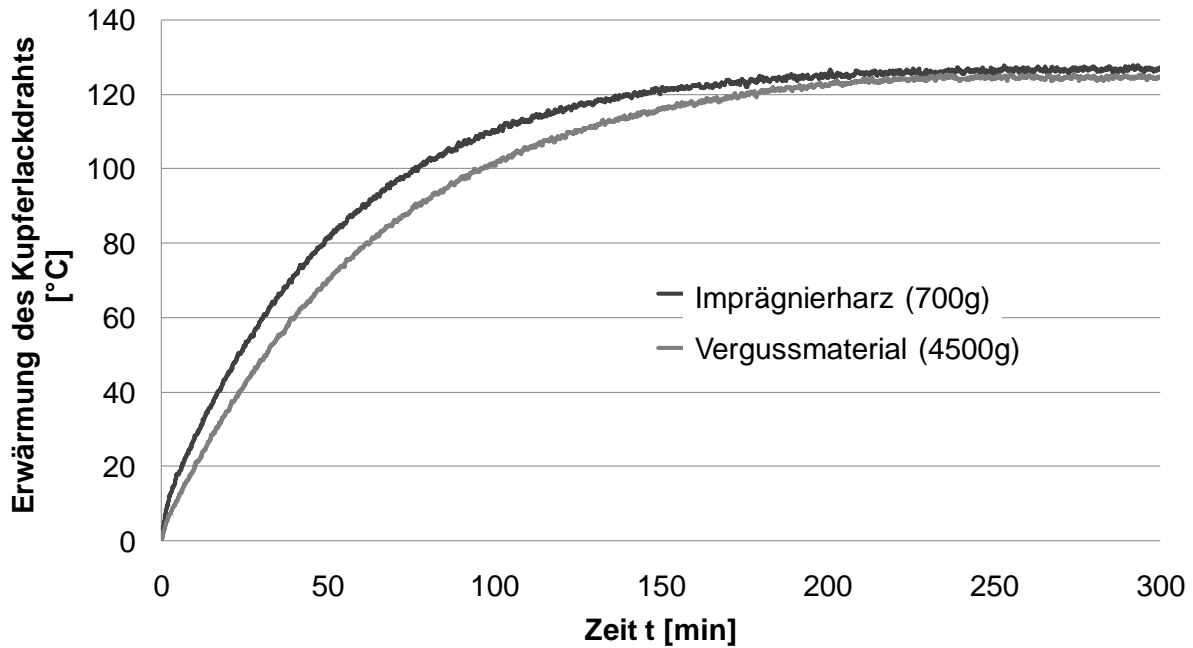


Abbildung 2.11: Vergleich der Erwärmung einer vergossenen und einer imprägnierten Statorwicklung bei einer konstanten Verlustleistung von  $P = 580 \text{ W}$  [49]

### Kosten

Die wirtschaftliche Herstellbarkeit elektrischer Traktionsmaschinen spielt neben den Produkteigenschaften eine ebenso große Rolle, da sie unmittelbar die Fahrzeugherstellkosten und damit schlussendlich den Fahrzeugpreis und auch im Extremfall die Fahrzeugnachfrage beeinflusst. Damit Traktionsmaschinen wirtschaftlich hergestellt werden können, muss zum einen in der Produktentwicklung darauf geachtet werden, dass die Materialkosten nicht zu hoch ausfallen (beispielsweise durch Verwendung vieler Norm- und Standardbauteile), zum anderen müssen Fertigungstechnologien mit hohem Automatisierungsgrad bereitstehen. Die Selbstkosten SK beschreiben die gesamten Kosten, die für den Hersteller pro Stück anfallen. Sie setzen sich in Anlehnung an [50] und [51] gemäß Abbildung 2.12 zusammen. Allgemein beschreiben Einzelkosten unmittelbar zuordenbare Kosten, während Gemeinkosten sich nur bedingt zurechnen lassen und mithilfe einer Kostenrechnung beanspruchungsgerecht verteilt werden. Da die Gemeinkosten, wie beispielsweise die EGK, die VwGK und die VGK, aber auch die FGK über die Gebäudekosten, bindungsfeste, von der Stückzahl unabhängige Kosten sind, sinken die SK pro Produkt bei steigender Stückzahl. Bieten sich für ein Produkt Fertigungsalternativen ohne Produkt- und Materialauswahlbeeinflussung, so hängen die SK nur noch von den FGK und den LEK über den Automationsgrad der Anlagen und die benötigten Mitarbeiter ab, sofern die Technologiealternativen sich nicht in den Ausschussraten unterscheiden. Dies bedeutet, dass ein höherer Automatisierungsgrad wirtschaftlich

ist, wenn die hierdurch bewirkte, absolute Steigerung der FGK die gleichzeitige Reduzierung der LEK nicht übersteigt.

Materialeinzelkosten (MEK)	Materialeinzelkosten	
Materialgemeinkosten (MGK)	Materialbeschaffungskosten Lagerkosten	
Fertigungslohneinzelkosten (LEK)	Lohneinzelkosten	
Fertigungsgemeinkosten (FGK)	Kalkulatorische Abschreibungen Kalkulatorische Zinsen Gebäudekosten Energiekosten Instandhaltungskosten Werkzeugkosten Restfertigungsgemeinkosten	
Ausschusskosten (AK)	Ausschusskosten	
Entwicklungsgemeinkosten (EGK)	Entwicklungsgemeinkosten	
Verwaltungsgemeinkosten (VwGK)	Verwaltungsgemeinkosten	
Vertriebsgemeinkosten (VGK)	Vertriebsgemeinkosten	

Abbildung 2.12: Bestimmung der Selbstkosten, in Anlehnung an [50, 51]

## 2.3 Wicklungen elektrischer Drehstrommaschinen

Die Betrachtungen zur Drehfeldentstehung in Abschnitt 2.2.2 haben bereits gezeigt, dass die Wicklungsausprägung einen großen Einfluss auf den Durchflutungsverlauf und damit auf das Oberwellenspektrum hat, welches wiederum das Betriebsverhalten der E-Maschine beeinflusst. Ausgehend von einer Erläuterung der Wicklungsbegriffe sowie der Anforderungen an Drehstromwicklungen werden die zwei Drehstromwicklungsarten der verteilten und der konzentrierten Wicklung vorgestellt und ihre spezifischen Vor- und Nachteile diskutiert.

### 2.3.1 Grundlagen und Einteilung der Drehstromwicklungen

Die Wicklung kann als das Herz einer Drehstrommaschine bezeichnet werden, da sie das Drehfeld erzeugt und damit maßgebliche Auswirkung auf das Betriebsverhalten hat. Eine Drehstromwicklung soll möglichst symmetrisch sein, ein annähernd sinusförmiges Luftspaltfeld erzeugen, eine geringe Wickelkopfhöhe sowie niedrige Wicklungswiderstände aufweisen und zudem einfach und kostengünstig produzierbar sein.

Allgemein besteht eine Wicklung aus einzelnen Elementen, wie Windungen  $w_i$ , Spulen, Spulengruppen und Strängen  $m_i$ , die hierarchisch aufeinander aufbauen. Die nachfolgenden Bezeichnungen sind im Wesentlichen [27] und [28] entnommen. Die kleinsten Wicklungseinheiten sind einzelne Drähte. Jede Windung  $w_{sp}$  besteht aus einem Hin- und einem Rückleiter, die je eine Windungsseite in zwei unterschiedlichen Nuten bezeichnen und aus einem Draht oder mehreren parallel geschalteten Drähten bestehen können. Eine Spule besteht aus mindestens einer Windung, wobei eine Windungszahl  $w_{sp} > 1$  impliziert, dass die Windungen innerhalb einer Spule seriell verschaltet sind. Analog der Windung besteht auch die Spule aus zwei Seiten, die jeweils (entsprechend der Windungsseiten) in zwei unterschiedlichen Nuten liegen. Dabei trägt nur der in der Nut liegende Teil einer Spulenseite zur Drehmomentgenerierung bei. Der außerhalb der Nut verlaufende Teil der Spule, der die beiden Nuten miteinander verbindet, wird Spulenkopf genannt, und der mittlere Abstand zweier Spulenseiten heißt Spulenweite. Direkt nebeneinander liegende Spulen desselben Stranges werden Spulengruppen genannt, wobei diese meist seriell verschaltet sind [28]. Der Bereich einer Spulengruppenseite wird als Zone bezeichnet. Jeder Strang wiederum besteht aus Spulengruppen, bzw. Spulen. Spulengruppen können dabei in Reihe oder parallel verschaltet sein. Eine Drehstromwicklung besteht bei Fahrzeugantrieben in der Regel aus  $m = 3$  Strängen. Alle für eine Wicklung relevanten Größen werden in einem Wickelschema erfasst. Dieses beinhaltet auch die geometrische Anordnung und Verschaltung der Spulen sowie die Drahtgeometrie. Eine Übersicht der wesentlichen Bezeichnungen ist in Abbildung 2.13 dargestellt.

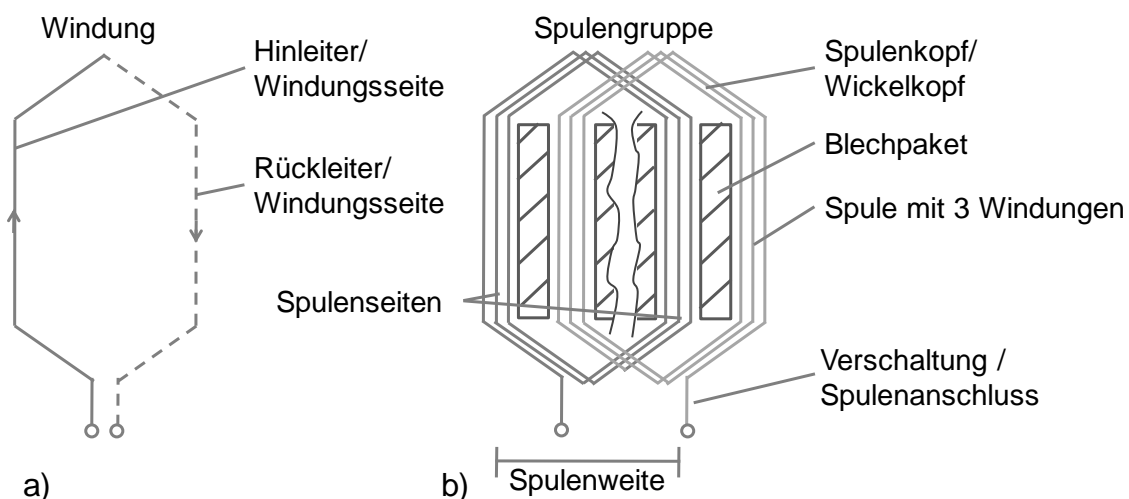


Abbildung 2.13: Bezeichnungen von Wicklungselementen: a) Windung, b) Spulengruppe, in Anlehnung an [28, 52]



Abbildung 2.14: Einteilung der Drehstromwicklungen, angelehnt an [28, 53]

Drehstromwicklungen lassen sich nach einer Vielzahl von Merkmalen einteilen, was in Abbildung 2.14 dargestellt ist: nach der Art der Wickelkopfausprägung, der Spulenweite  $W_S$ , der relativen Zonenweite  $W_Z / \tau_p$  als Verhältnis des mittleren Zonenabstandes  $W_Z$  zur Polteilung  $\tau_p$ , der Anzahl der Seitenschichten pro Nut, der Nutzahl  $N$  pro Zone (Lochzahl)  $q$  und der Anzahl der Windungen je Spule  $w_{sp}$ . Dabei werden verschiedene Spulenkopfformen unterschieden, von denen die gebräuchlichsten in Abbildung 2.15 schematisch dargestellt sind:

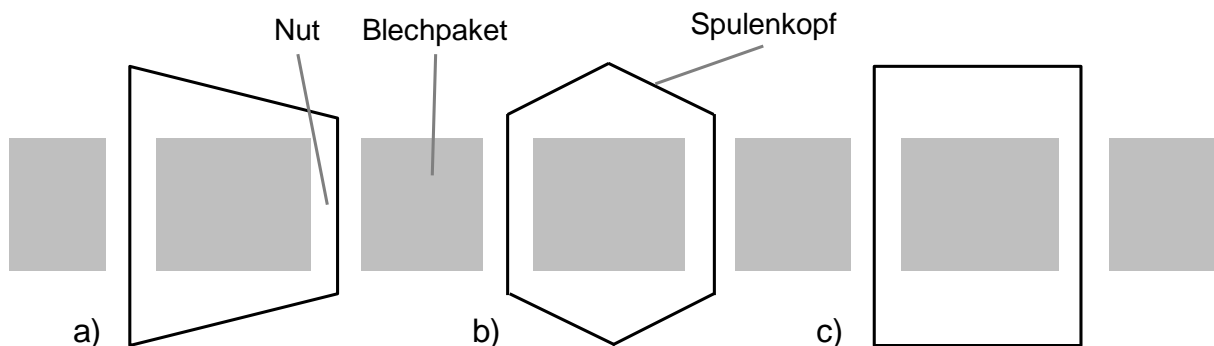


Abbildung 2.15: Schematische Darstellung der Spulenformen: a) Trapezspule, b) Kronen- oder Korbspule, c) Rechteckspule



Die Wickelkopfausprägung hängt dabei von der gewählten Fertigungstechnologie und der Merkmalskombination ab, wobei aus elektromagnetischen Gründen nicht jede Kombination möglich ist. Hierbei sei auf die Fachliteratur verwiesen [28].

Die Wickelkopfform beeinflusst maßgeblich den Strangwiderstand: je größer die Spulenweite desto länger die Spulenköpfe und damit entsprechend Formel (2.37) auch der Strangwiderstand. Die Spulenweite ist der Mittenabstand der zwei Spulenseiten einer Spule (bzw. Nuten) und wird häufig in Nutabständen angegeben [28, 53]. Beispielsweise ist die mittlere Spulenweite für die in Abbildung 2.18 a) dargestellte Wicklung  $W = 10$  (1:12, 2-11). Aus Formel (2.9) kann darüber hinaus abgeleitet werden, dass bei gegebener Nutzahl  $N$  die Wickelkopfhöhe mit abnehmender Polpaarzahl  $p$  steigen muss, da sich Polpaarzahl und Spulenweite reziprok verhalten.

Sehnungen, Strangüberlappungen und Zonenänderungen, eine "Verdopplung" der Nutzahl mittels Zweischichtwicklung sowie eine hohe Lochzahl  $q$  sind Maßnahmen zur Annäherung des Magnetfeldes, bzw. der Durchflutungsverteilung an eine Sinusform. Alle diese Maßnahmen zielen darauf ab, die Wirkung insbesondere der Oberwellen niedriger Ordnungszahl (aufgrund des reziproken Zusammenhangs zwischen Ordnungszahl der Harmonischen und ihrer Amplitude (vgl. Formel (2.11)) auf ein Minimum zu reduzieren. Dies geschieht über eine Beeinflussung des sogenannten Wicklungsfaktors  $\xi$ , der beschreibt, inwieweit die Statorwicklung in Bezug auf die induzierte Strangspannung an eine beliebige Feldwelle angepasst ist [13, 28]. Das Oberwellenspektrum ist bei Ganzlochwicklungen entsprechend Gleichung (2.12) fest vorgegeben. Für Bruchlochwicklungen gilt nach [28]:

$$v = \frac{6g}{n} + 1; g \in Z \quad (2.60)$$

Dabei beschreibt  $n$  den Nenner der Lochzahl der Bruchlochwicklung. Es ist ersichtlich, dass das Oberwellenspektrum einer Bruchlochwicklung sehr viel dichter besetzt ist als das einer Ganzlochwicklung.

Ausgehend von Abbildung 2.14 können zwei wesentliche Drehstromwicklungsarten unterschieden werden, die verteilte und die konzentrierte Wicklung, auch Zahnspulenwicklung genannt. Bereits in Abschnitt 2.2.2 wurde die Lochzahl  $q$  eingeführt, die den elementaren Zusammenhang zwischen Nutzahl  $N$ , Strangzahl  $m$  und der Polpaarzahl  $p$  liefert. Für Lochzahlen  $0 < q < 1$  liegt eine Zahnspulenwicklung vor [28, 54] und für Lochzahlen  $q \geq 1$  eine verteilte Wicklung.

### 2.3.2 Verteilte Wicklungen

Verteilte Wicklungen sind dadurch gekennzeichnet, dass die Spulenseiten einer Spule über den Statorumfang verteilt in Nuten liegen, sodass sich die Spulenköpfe mehrerer Spulen überlappen [27, 53].

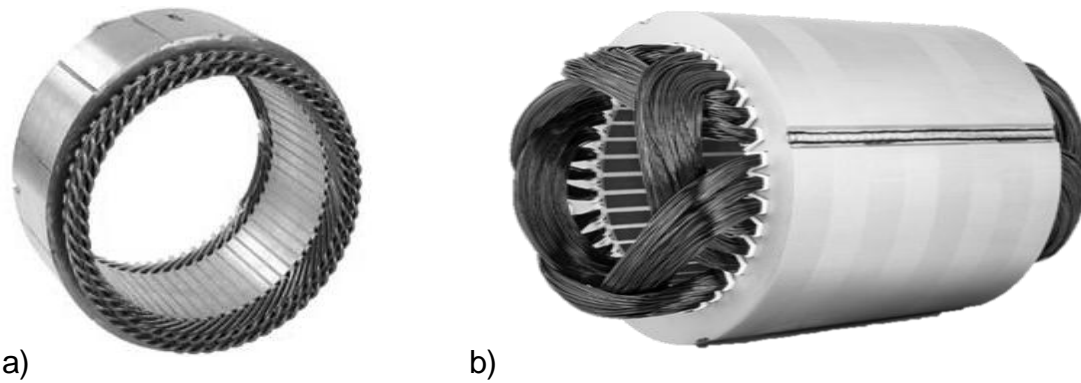


Abbildung 2.16: a) Wellenwicklung<sup>1</sup> und b) Schleifenwicklung, unkomprimiert<sup>2</sup>

Durch die Nutzung der im vorigen Abschnitt beschriebenen Gestaltungsmöglichkeiten weisen verteilte Wicklungen ein annähernd sinusförmiges Luftspaltfeld auf, was das Betriebsverhalten der Drehstrommaschinen positiv beeinflusst. Damit ist die verteilte Wicklung grundsätzlich für Synchron- als auch Asynchronmaschinen einsetzbar. Dieser Vorteil wird jedoch durch höhere Wickelköpfe, höhere Strangwiderstände und durch eine aufwendige Fertigungstechnologie erkauft, die in Abschnitt 3.1 beschrieben wird. Eine Möglichkeit zur Reduzierung des Wicklungswiderstandes ist die Anwendung von Rechteckdraht bei einer Wellenwicklung. Allerdings hat diese den Nachteil, dass sie anfällig für Stromverdrängung ist [9], sodass individuell geprüft werden muss, ob eine Wellenwicklung technisch sinnvoll ist. Gebräuchlicher ist die Runddraht-Schleifenwicklung. Trotz der vielen Gestaltungsmöglichkeiten zeigt eine Untersuchung<sup>3</sup> von am Markt erhältlichen elektrischen Traktionsantrieben, dass verteilte Runddrahtwicklungen fast ausschließlich als Einschicht-Ganzlochwicklungen ausgeführt werden und der Oberwellengehalt, ausgedrückt durch den Koeffizienten der Oberwellenstreuung  $\sigma_o$ <sup>4</sup>, nur durch die Zonenbreite, also die Lochzahl  $q$ , beeinflusst wird (siehe hierfür Abbildung 2.17). Das hat fertigungstechnische Gründe, da Zweischichtwicklungen mit Sehnung oder Zonenänderung oder auch Wicklungen mit Strangüberlappung aufwendiger und damit kostenintensiver herzustellen sind und die Wicklungsfaktoren der Oberwellen bereits durch Lochzahlen  $q > 1$  signifikant reduziert werden können [28].

<sup>1</sup> Bild: General Motors Corporation

<sup>2</sup> Bild: Thüringer Elektromotorenwerk Renke & Müller GmbH

<sup>3</sup> Durchgeführt von der AUDI AG

<sup>4</sup> Die Berechnung des Oberwellenstreuoeffizienten  $\sigma_o$  kann [28] entnommen werden.

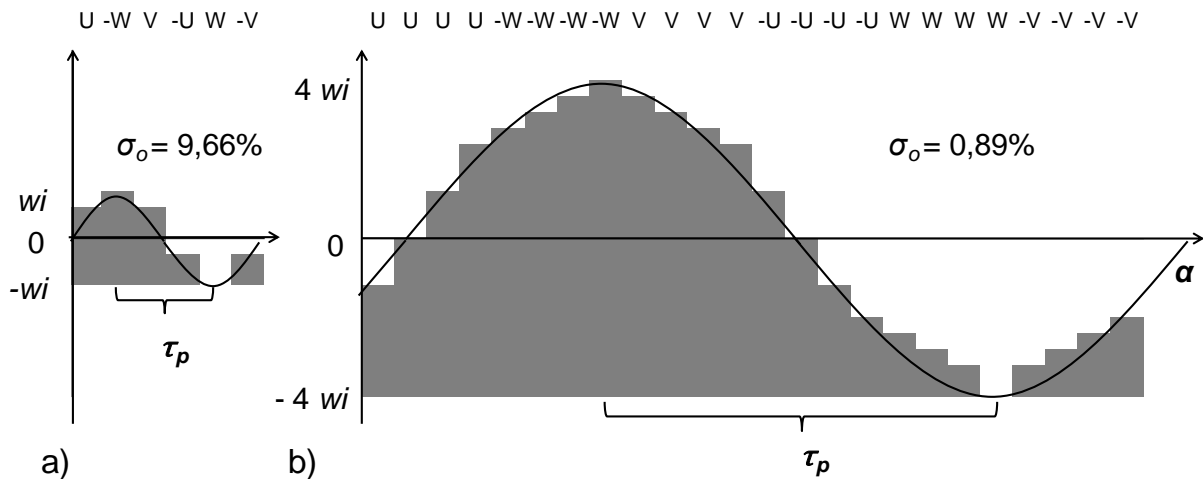


Abbildung 2.17: Durchflutungskurve und Oberwellenstreuung  $\sigma_o$  für Ganzlochwicklung mit a)  $q = 1$  und b)  $q = 4$

Die Forderung nach einer möglichst symmetrischen Wicklung bedeutet, dass die Induktivitäten und Wicklungswiderstände für alle drei Phasen sich nur im Rahmen der Fertigungstoleranz voneinander unterscheiden sollten. Dies bedingt, dass die drei Stränge dieselbe Länge und im Wickelkopf denselben Abstand zur Stirnseite des Blechpaketes aufweisen müssen. Hierbei spielt die Wickelkopfausprägung eine wichtige Rolle. Rechteckwicklungen, wie die Zwei- oder Dreietagenwicklung liefern keine vollständig symmetrische Wicklung, da die Anordnung in mehreren axialen Ebenen, bzw. Winkellagen, zu unterschiedlichen Spulenlängen innerhalb eines Strangs (Zweietagenwicklung) oder der Stränge (Dreietagenwicklung) führen. Dies ist in Abbildung 2.18 verdeutlicht, die Ausschnitte der Wickelschemata derselben Wicklung in Dreietagenwicklung und Zweietagenwicklung zeigt.

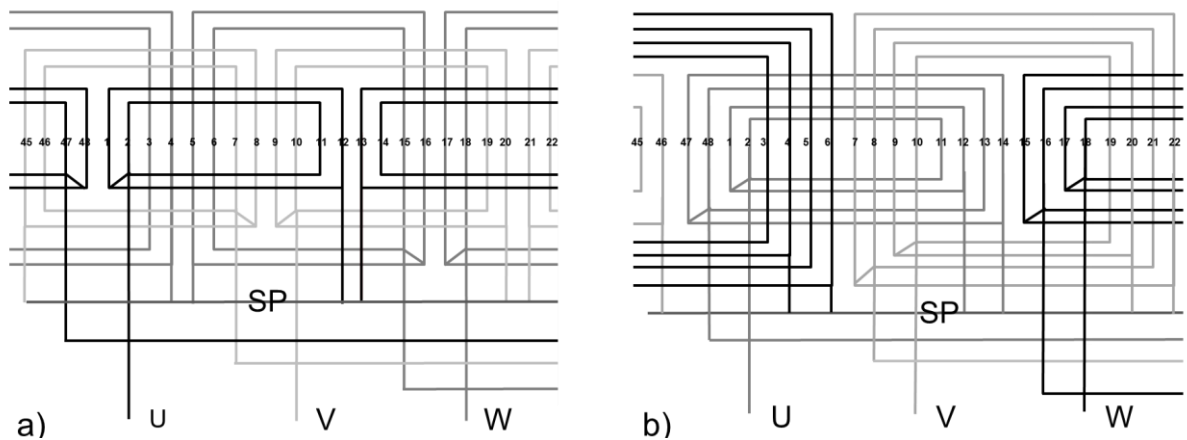


Abbildung 2.18: Wicklung mit  $q = 4$  und  $N = 48$  in Ausführung als a) Dreietagenwicklung und b) Zweietagenwicklung

### 2.3.3 Zahnspulenwicklung

Die Zahnspulenwicklung ist geometrisch betrachtet eine konzentrierte Wicklung (wie beispielsweise die umwickelten Pole einer Gleichstrommaschine). Technisch gesehen ist sie eine stark gesehnte Zweischichtbruchlochwicklung mit der Spulenweite  $W_S = 1$  [28, 54]. Allgemein können Zahnspulenwicklungen aus Rund- oder Flachdraht hergestellt werden, wie in Abbildung 2.19 dargestellt. Flachdraht führt gegenüber Runddraht zu höheren Kupferfüllfaktoren und somit zu geringeren Wicklungswiderständen sowie einer besseren thermischen Anbindung der Spule. Dadurch sind prinzipiell höhere Strangströme möglich. Allerdings unterliegen Flachdrahtspulen aufgrund des Drahtquerschnitts erhöhter Stromverdrängung, die effektiv eine Widerstandserhöhung bewirkt. Entsprechend muss bei der Auslegung über die Draht- und Maschinengeometrie darauf geachtet werden, dass die Nachteile die Vorteile nicht kompensieren [9, 55, 56].

Betrachtet man Vor- und Nachteile der Zahnspulenwicklung, so stellt man fest, dass sie konträre Eigenschaften zur verteilten Wicklung besitzt. Durch die geringe Spulenweite ergeben sich extrem kurze Wickelköpfe und dadurch auch geringere Strangwiderstände. Entsprechend eignet sie sich sehr gut in kurzen Ausführungen mit großem Durchmesser [57]. Da sich die Wickelköpfe nicht überlappen, ergibt sich eine Vielzahl von Fertigungsalternativen, die zumeist sehr gut automatisierbar sind [7, 9]. Zudem können für die Nutzelle je nach gewählter Lochzahl hohe Wicklungsfaktoren erreicht werden, vergleichbar zur verteilten Wicklung [58].

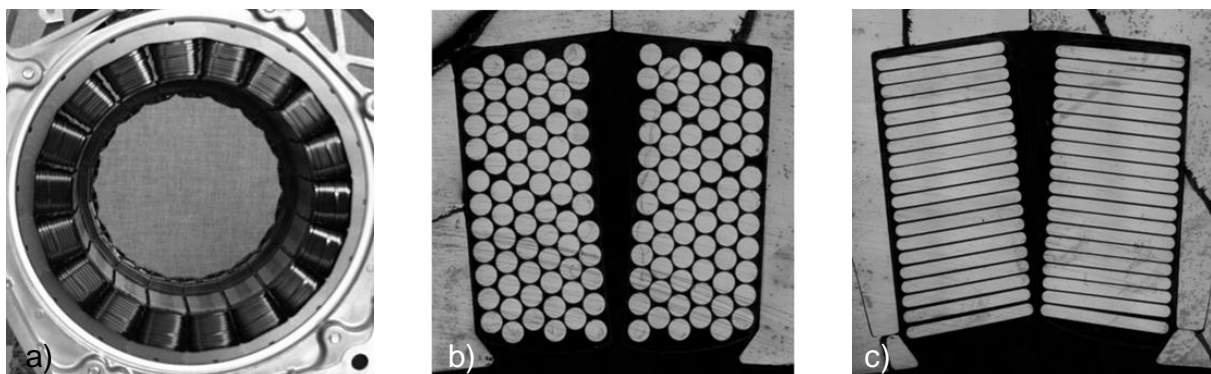


Abbildung 2.19: Zahnspulenwicklung: a) Stator in Zahnspulenausführung<sup>5</sup>, b) Schliffbild einer Nut mit Runddrahtzahnspulen [9], c) Schliffbild einer Nut mit Hochkantflachdrahtzahnspulen [9]

Als Nachteil erweist sich, dass die Zahnspulenwicklung als Bruchlochwicklung ein entsprechend Formel (2.60) dichter besetztes Oberwellenspektrum als die verteilte

<sup>5</sup> Bild: Universität der Bundeswehr München

Wicklung aufweist. Dazu kommt, dass aufgrund der festgelegten Spulenweite die Wicklungsfaktoren der Oberwellen nicht durch die klassischen Maßnahmen unterdrückt werden können, sodass eine starke Oberwellenstreuung besteht [28]. Bei Synchronmaschinen kann jedoch der Luftspalt in geringem Maß vergrößert werden, um einen höheren magnetischen Spannungsabfall im Luftspalt zu bewirken und so die Wirkung der Oberwellen auf den Rotor zu verringern. Dies funktioniert hingegen bei der ASM prinzipbedingt nicht, da für eine maximale Induktion ein möglichst geringer Luftspalt benötigt wird. Noch im Entwicklungsstadium befindliche Ansätze zielen darauf ab, durch Anwendung von Flussbarrieren im Stator oder unterschiedlichen Windungszahlen je Spulenseite einige der Harmonischen niederer Ordnung zu eliminieren oder zumindest zu reduzieren [26, 59, 60]. Ob damit ein Einsatz der Zahnspulen auch in ASM möglich ist, bleibt abzuwarten. In der Anwendung sind in ASM bisher ausschließlich verteilte Wicklungen eingesetzt worden. Da auch die Oberwellen Wirbelstromverluste im Blechpaket hervorrufen, welche quadratisch von der Frequenz abhängen, ist die Zahnspulentechnik für hochdrehende Achsantriebe allgemein ungünstig.

## 2.4 Zusammenfassung

In den vorigen Abschnitten wurde erläutert, dass sich ausschließlich Drehstrommaschinen als automobiler Traktionsantrieb eignen. Wesentliche Anforderungen an die Traktionsmaschine sind eine hohe Dauer- und Maximalleistungs-, bzw. Drehmomentdichte, ein hoher Wirkungsgrad über ein möglichst breites Drehmoment-Drehzahlband, ein geringes Einbauvolumen und eine kostengünstige Herstellung in der Großserie. Der Stator-Drehstromwicklung kommt dabei eine besondere Rolle zu, da sie über den Wicklungswiderstand, die Strangstreuinduktivität sowie die Oberwellenstreuung maßgeblich das Betriebsverhalten, jedoch durch ihre Ausprägungsform auch die Herstellbarkeit und damit die Kosten beeinflusst. Während die verteilte Wicklung als eine der zwei grundsätzlichen Ausprägungsformen universell einsetzbar ist, wurde die Zahnspulenwicklung aufgrund ihrer hohen Oberwellenstreuung bisher nicht in Asynchronmaschinen eingesetzt. Allerdings ist die Zahnspulenwicklung einfacher herstellbar als die verteilte Wicklung und führt darüber hinaus zu niedrigeren Wickelköpfen und Wicklungswiderständen.

### 3 Fertigungstechnische Optimierungsmöglichkeiten für verteilte Wicklungen

Die verteilte Wicklung ist universell einsetzbar, weit verbreitet und existiert in vielen Ausprägungsformen. Dennoch gibt es nur wenige fertigungstechnische Alternativen, die zumeist auch noch einen hohen Bedarf an manuellen Tätigkeiten benötigen. In diesem Kapitel werden zunächst die Wickel- und Montageverfahren für verteilte Wicklungen beschrieben. Anschließend werden prozess- und produkttechnische Optimierungsmöglichkeiten aufgezeigt. Dadurch leitet sich die Aufgabenstellung dieser Arbeit, die Weiterentwicklung der Nadelwickeltechnik für verteilte Wicklungen im Anwendungsfall der automobilen E-Traktionsantriebe, ab. Im letzten Abschnitt erfolgt die Produktfestlegung für die Entwicklungstätigkeiten.

#### 3.1 Fertigungsverfahren für verteilte Wicklungen

Die Fertigungsverfahren für verteilte Wicklungen können nach vier Kriterien unterschieden werden: nach der verwendeten Drahtgeometrie, der Art der Bewicklung, der Methode der Spuleneinbringung und dem Spulenerstellverfahren, was in Abbildung 3.1 veranschaulicht ist.

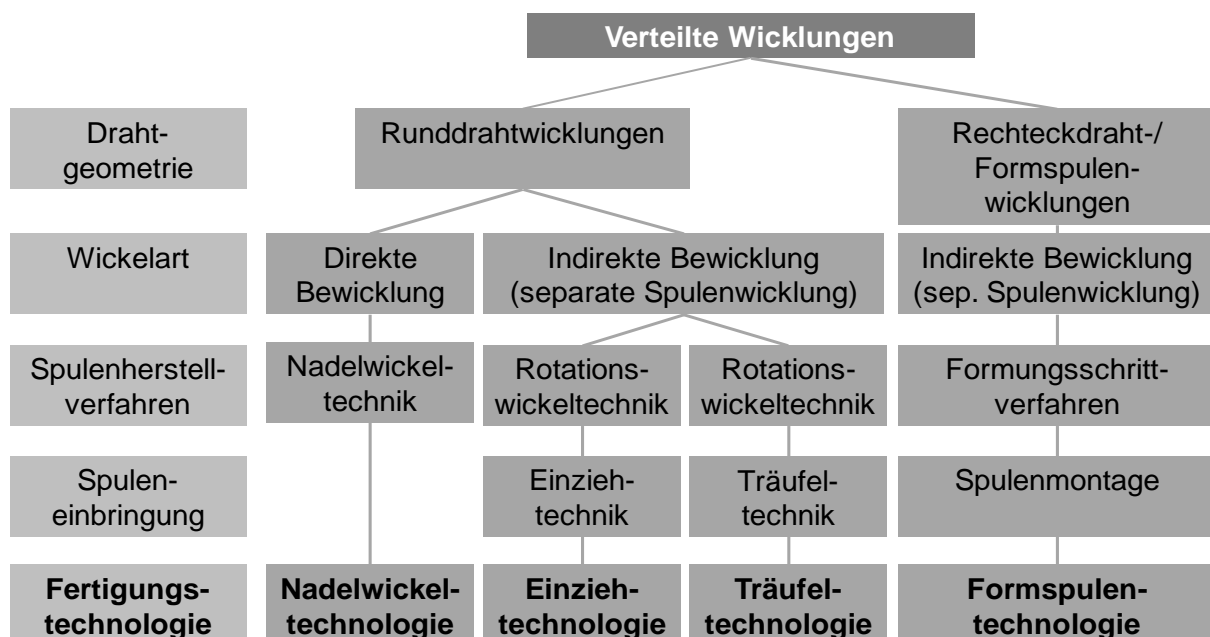


Abbildung 3.1: Einteilung der verteilten Wicklungen nach Art der Herstellung

Aus Abbildung 3.1 können insgesamt vier wesentliche Fertigungstechnologien abgeleitet werden. Für Runddrähte sind dies die Nadelwickel-, die Einzieh- und die

Träufeltechnologie. Für den Rechteckdraht existiert das Formspulenverfahren. Die Technologien können auch noch hinsichtlich einer manuellen oder automatisierten Spulenmontage unterschieden werden. Aufgrund der inhaltlichen Überschneidungen der Runddraht-Fertigungstechnologien sollen zunächst die Spulen-Wickelverfahren und anschließend die Technologien und Fertigungsabläufe zur Herstellung verteilter Wicklungen erläutert werden.

### 3.1.1 Grundlagen der Wickeltechnik

Wickeln ist nach DIN 8586 dem Fügen durch Umformen zugeordnet [61] und bedeutet, dass Wickeldraht gefördert und durch eine geeignete Relativbewegung zwischen dem Spulenkörper und dem Drahtführer um den Spulenkörper herum verlegt wird. Dabei erfährt der Draht eine überlagerte Zug-/ Biegebeanspruchung. Die kinematische Ausprägung der Relativbewegung ist verfahrensabhängig. Hingegen sind die grundsätzlichen Bestandteile einer Wickelmaschine bei allen Wickelverfahren gleich.

#### Komponenten von Wickelmaschinen

Die Grundbestandteile einer Wickelmaschine sind Drahtvorratsbehälter, Drahtzugbremse, Drahtführungssystem (Tänzerhebel und Umlenkrollen) sowie Drahtführer und die verfahrenstypische Kinematik.

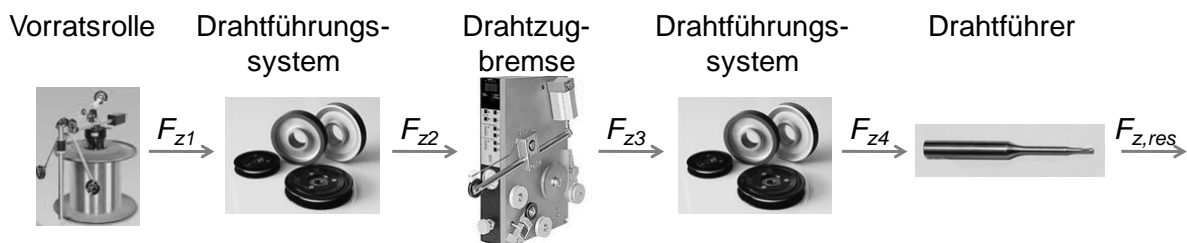


Abbildung 3.2: Komponenten einer Wickelmaschine<sup>6</sup>

Die Drahtbereitstellung erfolgt über Vorratsrollen, deren Größe und Geometrie nach DIN 60264 genormt sind [62]. Für kleine Drahtdurchmesser bis 0,1 mm wird der Draht auf konischen Spulen bereitgestellt, für größere Drahtdurchmesser auf zylindrischen Spulen, bzw. Langspulen. Das Füllgewicht variiert dabei zwischen 5 und 22 kg für konische und bis zu 720 kg für Langspulen [63]. Der Draht wird entweder im Axialabzug (Überkopfabzug) oder im Radialabzug gefördert. Eine

<sup>6</sup> Bilder: Mobac GmbH, Hofmann Ceramic GmbH, LJU Automatisierungstechnik GmbH, Hofmann Ceramic GmbH, Thomas Klein Eurotubes (von links nach rechts)

Verdrillung des Drahtes wie beim Axialabzug wird durch den Radialabzug vermieden. Allerdings wird für diese Variante ein externer Antrieb zur Rotation der Vorratsspule benötigt, damit der Draht beim Abzug nicht unzulässig beansprucht wird [64].

Die Drahtzugbremse hat die Aufgabe, dem Wickeldraht schonend eine möglichst konstante Zugkraft einzuprägen. Zu geringe Zugkräfte führen zu losen Windungen und damit einem unsauberem Wickelbild, was sich in einem reduzierten Kupferfüllfaktor niederschlägt. Überhöhte Zugkräfte können eine Querschnittreduzierung des Drahtes infolge von Querkontraktion und schlimmstenfalls einen Drahriss bewirken, was zu Ausschuss und Maschinenstillstandzeiten führt. Damit kommt der Drahtzugkraft beim Wickeln eine entscheidende Rolle zu. Drahtzugbremsen arbeiten nach unterschiedlichen Funktionsprinzipien. Eine Einteilung nach Art der Krafteinkopplung und des Wirkprinzips ist in Abbildung 3.3 enthalten.

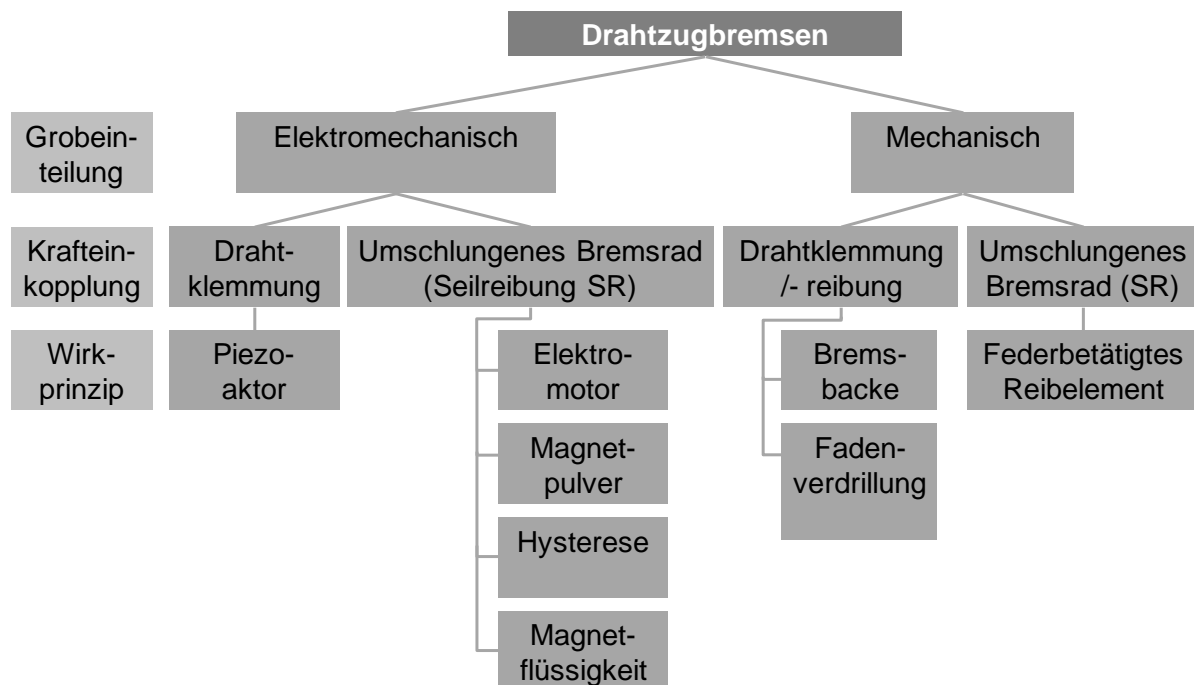


Abbildung 3.3: Einteilung der Drahtzugbremsen

Die Krafteinkopplung erfolgt entweder direkt über eine mechanische Klemmung des Drahtes und deren Reibwirkung gemäß

$$F_z = \mu_R \cdot F_{kl} \quad (3.1)$$

mit der Drahtzugkraft  $F_z$ , der Klemmkraft  $F_{kl}$  und dem materialabhängigen Reibkoeffizienten  $\mu_R$  oder indirekt über ein drehmomentbeaufschlagtes Bremsrad nach dem Seilreibungs- und Hebelgesetz. Mechanische Drahtklemmungen mit



Filzbackenbremsen werden im Drahtabzug angewendet (siehe Abbildung 3.4 a)). Eine Fadenverdrillung kommt beispielsweise bei einfachen Schablonenwicklern ohne besondere Anforderungen an die Konstanz der Drahtzugkraft zum Einsatz (siehe Abbildung 3.4 b)).

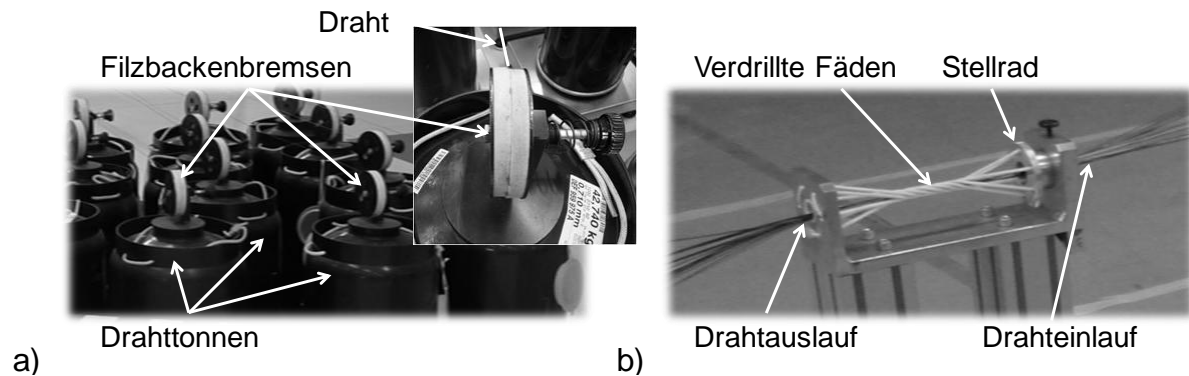


Abbildung 3.4: mechanische Drahtklemmsysteme<sup>7</sup> mit a) Filz-Backenbremse im Drahtabzug, b) Fadenbremse einer Schablonenwickelmaschine

In Wickelmaschinen sind Drahtzugbremsen mit Bremsrad üblich. Dabei wird das Bremsrad mehrfach vom Draht umschlungen, sodass idealerweise aufgrund der Seilhaftung kein Gleiten des Drahtes auftritt. Die Drahtzugkraft wird entsprechend des Hebelarmgesetzes

$$F_z = \frac{M_{Br}}{r_{Br}} \quad (3.2)$$

als Quotient aus Bremsmoment  $M_{Br}$  und Radius des Bremsrades  $r_{Br}$  generiert. Wie aus Abbildung 3.3 ersichtlich ist, existiert eine Vielzahl unterschiedlicher Möglichkeiten für die Erzeugung des Bremsmomentes. Der Aufbau einer Drahtzugbremse mit Bremsrad ist exemplarisch für das Wirkprinzip der Magnetpulverbremse in Abbildung 3.5 dargestellt. Die Bremse besteht aus zwei Rotoren, wobei der innere einen magnetischen Kern und der äußere eine Kupferspule aufweist. Innerhalb des Luftspaltes zwischen den beiden Rotoren befindet sich ein Magnetpulver. Das Funktionsprinzip besteht darin, dass sich beim Anlegen einer äußeren Spannung an die Spule die Pulverkörner im Luftspalt ausrichten und eine magnetische Kette bilden, sodass zwischen den zwei Rotoren ein Bremsmoment erzeugt wird, das proportional zum Magnetisierungsstrom ist. Das Bremsmoment wirkt auf den äußeren Rotor, der vom Draht umschlungen ist, sodass der Draht beim Nachziehen eine Zugkraft erfährt.

<sup>7</sup> Bilder: AUDI AG

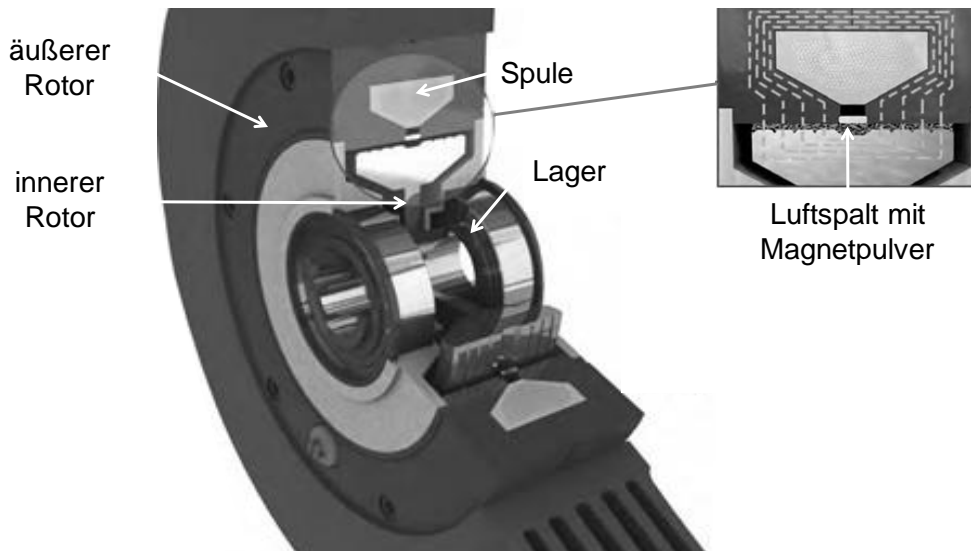


Abbildung 3.5: Aufbau einer Magnetpulver-Drahtzugbremse<sup>8</sup>

Vorteilhaft bei den Drahtzugbremsen mit Bremsrad ist, dass der Draht keine Oberflächenreibung durch direkte Klemmung erfährt, die die Lackschicht beeinträchtigen könnte. Neben der schonenden Drahtzugkrafteinkopplung ist eine weitere Anforderung an Drahtzugbremsen, die Drahtzugkraft möglichst konstant zu halten. Die Drahtzugkraft ergibt sich als resultierende Kraft  $F_{z,res}$  aus der überlagerten Zug-/ Biegebeanspruchung der einzelnen Teilsysteme des Wickelprozesses [64], wie in Abbildung 3.2 skizziert, sodass

$$F_{z1} < F_{z2} < F_{z3} < F_{z4} < F_{z,res} \quad (3.3)$$

gilt. Vor Wickelbeginn wird sie in der Regel statisch mithilfe einer Federwaage gemessen und entsprechend des gewünschten Wertes eingestellt [65]. Damit wird jedoch nur die statische Kraftkomponente berücksichtigt. Bereits in den 1960er Jahren wurden von Jordan [66] Untersuchungen zum Drahtzugkraftverlauf durchgeführt mit dem Ergebnis, dass die Drahtzugkraft bei kinematisch bedingten Beschleunigungs- und Verzögerungsvorgängen starken dynamischen Schwankungen unterworfen ist. Um die Drahtzugkraft dennoch in engen Grenzen zu halten, ist ein geschlossener Regelkreis erforderlich, was nur mit elektromechanischen Drahtzugbremsen möglich ist. Die Anforderungen hierbei sind eine hoch auflösende, hochfrequent abtastende Sensorik, eine schnell ansprechende Aktorik sowie eine optimale Messposition. Idealerweise ist diese dem Drahtführer nachgelagert, damit sämtliche Einflussgrößen auf die Drahtzugkraft erfasst werden. Für die Aktorik ist

<sup>8</sup> Bild: Mobac GmbH

entscheidend, dass die Massenträgheiten der Umlenkrollen und des Bremsrades so gering wie möglich gehalten werden. Aus diesem Grund wurde in [64, 67, 68] ein Drahtzugbremssystem unter Verwendung von Piezo-Aktoren entwickelt, bei dem das träge Bremsrad komplett entfällt. Gegenüber der Vielzahl an aktorischen Möglichkeiten zur Erzeugung der Drahtzugkraft existiert aktuell für die prozessbegleitende Erfassung der Drahtzugkraft nur ein Prinzip: aufgrund der in der Achsrichtung des Drahtes verlaufenden Kraft wird der Draht mithilfe von drei Rollen ausgelenkt, wobei die mittlere Rolle verschiebbar gelagert ist, sodass deren Auslenkung in ein der Drahtzugkraft proportionales Signal umgewandelt werden kann (siehe Abbildung 3.6). Als Signalgeber haben sich dabei aufgrund ihrer guten dynamischen Eigenschaften besonders kapazitive Sensoren bewährt [64, 68]. Aus dem Messprinzip ist ersichtlich, dass eine dem Drahtführer nachgelagerte Anordnung aufgrund des bereits verlegten Drahtes problematisch ist.

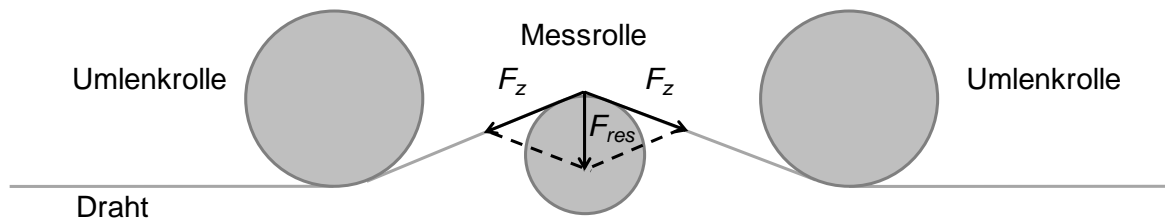


Abbildung 3.6: Prinzip zur Drahtzugkrafterfassung während des Wickelns

Das Drahtführungssystem hat die Aufgabe, den Draht bis zum Verlegeort zu führen und besteht aus Umlenkrollen und einem der Drahtzugbremse nachgelagerten Tänzerhebel. Dieser dient als Ausgleichselement, um bei überschüssigem Draht die Drahtspannung aufrechtzuerhalten und ist üblicherweise gesteuert. Die Einstellung erfordert dabei Prozess Erfahrung [66].

Der Drahtführer dient dem unmittelbaren Verlegen des Drahtes auf dem zu bewickelnden Körper. Nach [69] können drei Grundtypen von Drahtführern unterschieden werden: der Gleitdrahtführer, der Rollendrahtführer sowie der Röhrendrahtführer, die in Abbildung 3.7 dargestellt sind. Rollendrahtführer gewährleisten die schonendste Drahtverlegung, eignen sich jedoch nicht für komplizierte Abläufe, wie das Anwickeln oder Terminieren des Drahtes. Dies ist auch mit Gleitdrahtführern nicht möglich, weshalb beide Ausprägungen bei handbedienten Wickelarbeitsplätzen eingesetzt werden [51]. Röhrendrahtführer haben eine Innenbohrung, deren Durchmesser an den des zu wickelnden Drahtes angepasst ist. Aufgrund dieser engen Führung des Drahtes sind komplizierte Verlegebewegungen im Raum möglich. Röhrendrahtführer können aus Stahl oder gesintertem Hartmetall gefertigt sein, wobei Hartmetall höhere Festigkeiten und damit geringere

Wandstärken der Drahtführer erlaubt. Dies kann beispielsweise für die Direktbewicklung von Statoren mit schmalen Nutschlitzten nötig sein.

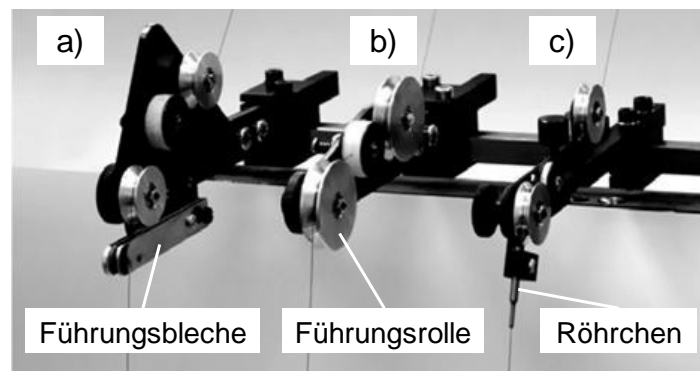


Abbildung 3.7: Grundtypen von Drahtführern: a) Gleitdrahtführer, b) Rollendrahtführer, c) Röhrendrahtführer [51]

### Rotationswickelverfahren

Das Rotationswickeln gliedert sich in die zwei Verfahrensvarianten Flyer- und Linearwickeln. Beim Flyerwickelverfahren wird Draht auf einen ortfesten Spulenkörper von einem um den Spulenkörper rotierenden Flyerarm gewickelt. Dabei wird mit jeder Umdrehung eine Windung erzeugt. Durch die Verlegebewegung wird kontinuierlich Draht von einer Vorratsrolle abgezogen. Der Draht durchläuft dabei die Drahtzugbremse zur Einkopplung der Drahtzugkraft, das Drahtführungssystem und wird schließlich durch eine Hohlwelle zum Flyerarm geleitet. Mit dem Flyerwickelverfahren sind sehr hohe Drehzahlen möglich [70], was gleichzusetzen ist mit einer hohen Verfahrenswirtschaftlichkeit. Nachteilig erweist sich, dass der Draht infolge der Rotation mit jeder Umdrehung des Flyers einmal um seine Achse verdrillt wird, was zu einer hohen Beanspruchung von Kupfer und Isolation führt [64]. Darüber hinaus ist eine exakte Drahtpositionierung aufgrund des großen Abstands zwischen Flyerdrahtführer und Verlegeort nur bedingt über Positionierhilfen / Führungselemente möglich, wie in Abbildung 3.8 a) dargestellt. Beim Linearwickeln rotiert das Werkstück, angetrieben von einer Wickelspindel, und der Drahtführer wird für die Drahtverlegung parallel zur Rotationsachse translatorisch bewegt (siehe Abbildung 3.8 b)). Ist eine Lage fertig gewickelt, erfolgt eine Richtungsumkehr des Drahtführers, sodass die nächste Lage in entgegengesetzter Richtung gewickelt wird. Hierfür kann eine Anpassung des Abstands zwischen Drahtführer und Spule nötig sein. Da dieser Abstand sehr gering sein darf, ermöglicht das Linearwickeln eine sehr exakte Positionierung des Drahtes, wie in [69] gezeigt. Bis auf den Flyerarm ist die Drahtführung prinzipiell ähnlich der des Flyerwickelns. Beim Spulnwickeln sind sehr hohe Drehzahlen bis zu 12.000 U/min möglich [70], was die

Wirtschaftlichkeit des Verfahrens unterstreicht. Eine direkte Bewicklung von innengenuteten Statorn ist mit den Rotationswickelverfahren nicht möglich. Entweder wird der Stator segmentiert für die Bewicklung (Zahnspulenwicklung) oder die Spulen werden separat vorgewickelt und in einem nachgelagerten Schritt montiert (verteilte Wicklung oder Zahnspulenwicklung). Für gewisse Größenverhältnisse ist eine direkte Bewicklung von außengenuteten Statorn mithilfe des Flyerwickelverfahrens denkbar. Hierbei muss darauf geachtet werden, dass die Spulenweite, die Nutbreite und die Blechpakethöhe die Zugänglichkeit für die Rotation des Flyerarms erlauben.

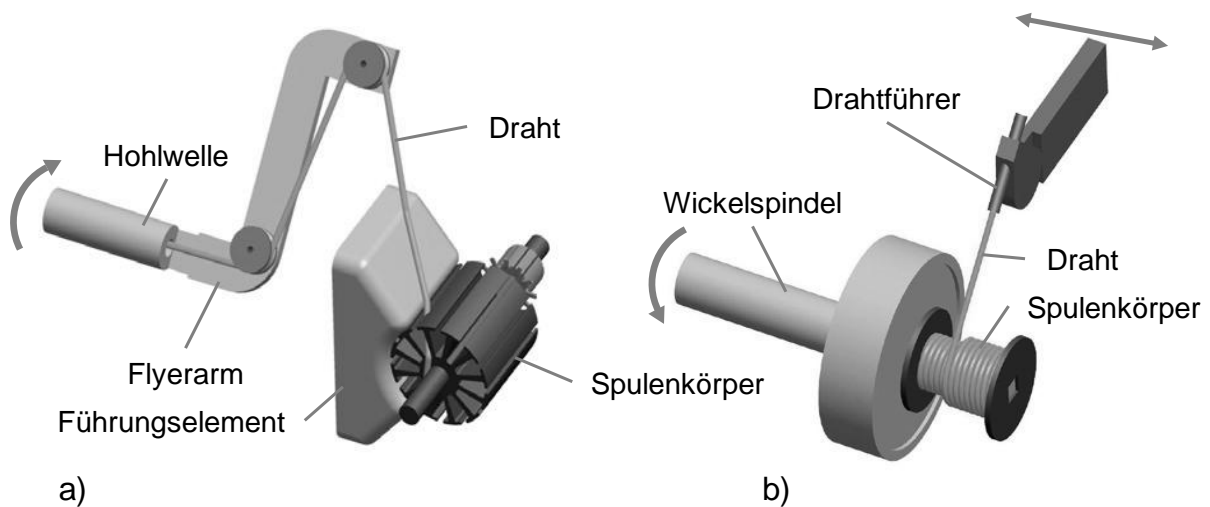


Abbildung 3.8: Rotationswickelverfahren: a) Flyerwickeln, b) Linearwickeln [51]

### Nadelwickeln

Das Nadelwickeln ist kinematisch betrachtet ein Hub-Schwenk-Verfahren mit bahngesteuertem Drahtführer, das speziell für die Bewicklung von Elektromotoren entwickelt wurde [70]. Der Draht wird dabei direkt unter Zug in die Statornuten gewickelt, indem der Drahtführer radial in die Statornut eintaucht und in einer vertikalen Hubbewegung den Draht in der Nut ablegt. Nach dem Nutaustritt erfolgt eine dem Wickelschritt entsprechende Schwenkbewegung zur Verlegung des Drahtes im Wickelkopfbereich. Anschließend wird dieselbe Bewegungsabfolge in entgegengesetzter Richtung durchgeführt, sodass eine Windung erzeugt wird. Der komplette Ablauf wird bis zum Erreichen der gewünschten Windungszahl wiederholt. Üblicherweise erfolgt die Hubbewegung durch den Nadelhalter, an dessen Ende der Drahtführer (auch Wickelnadel genannt) angebracht ist und die Schwenkbewegung durch einen Servomotor, der den Stator / Wickelkörper antreibt. Es sind jedoch auch andere kinematische Umsetzungen für die Hub-Schwenk-Bewegung denkbar. Für die Schwenkbewegung kann es, insbesondere im Fall verteilter Wicklungen,

notwendig sein, dass die Wickelnadel beim Nutaustritt ebenfalls geschwenkt wird, sodass die Austrittsdüse der Wickelnadel in Richtung der Stirnseite des Stators orientiert wird, um dadurch eine drahtschonendere Ausrichtung einzunehmen (vgl. Abbildung 3.10). Das kinematische Prinzip des Nadelwickelns sowie die daraus resultierende Wickeltrajektorie sind in Abbildung 3.9 dargestellt.

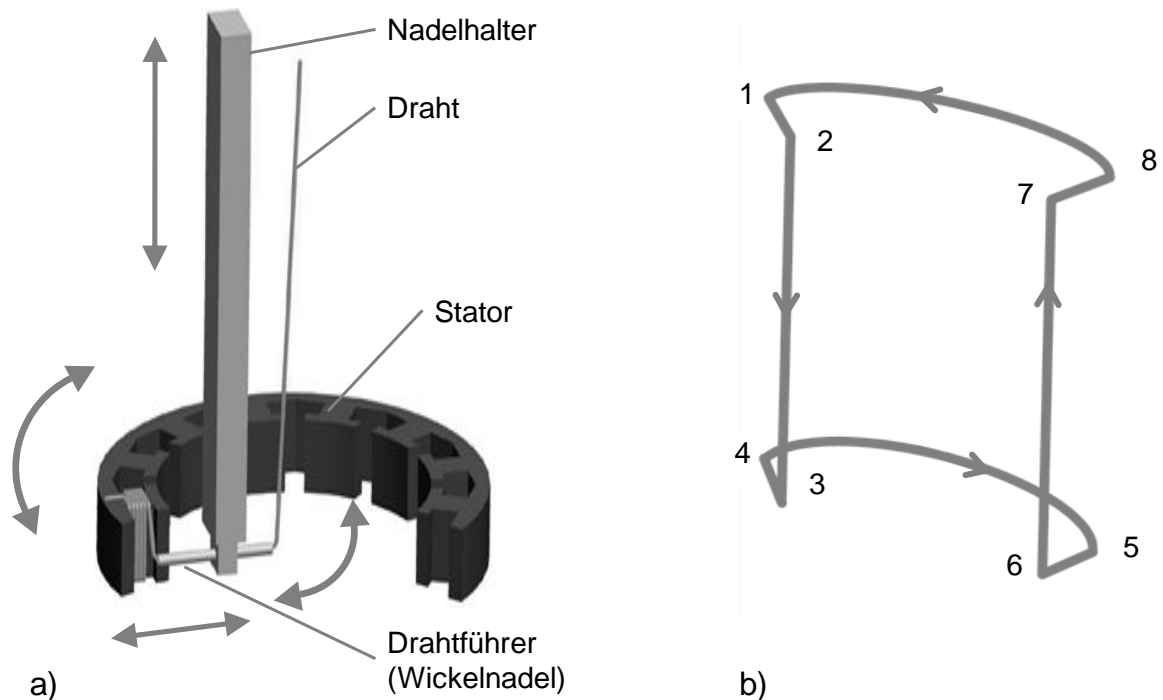


Abbildung 3.9: Nadelwickeln: a) kinematisches Prinzip des Nadelwickelns am Beispiel einer Zahnspulenwicklung [51], b) Wickeltrajektorie des Nadelwickelns bei einer verteilten Wicklung

Das Nadelwickeln ist ein sehr flexibles Wickelverfahren, das sich aufgrund seiner Kinematik für vielfältige Anwendungen und komplizierte Bewegungen im Raum eignet. Die häufigen Beschleunigungs- und Verzögerungsvorgänge führen zwar zu einer deutlich niedrigeren Hubzahl im Vergleich zu den Rotationswickelverfahren, jedoch können die theoretisch möglichen Drehzahlen dieser Verfahren bedingt durch die relativ niedrigen Spulenwindungszahlen von Traktionsmaschinen ohnehin nicht erreicht werden [70]. Die Wirtschaftlichkeit der Wickelverfahren muss entsprechend Abschnitt 2.2.4 über die Selbstkosten geprüft werden. Dabei sind der komplette Fertigungsablauf und die Auswirkungen auf die Lohneinzel- und ggf. auch auf die Materialkosten zu bewerten.

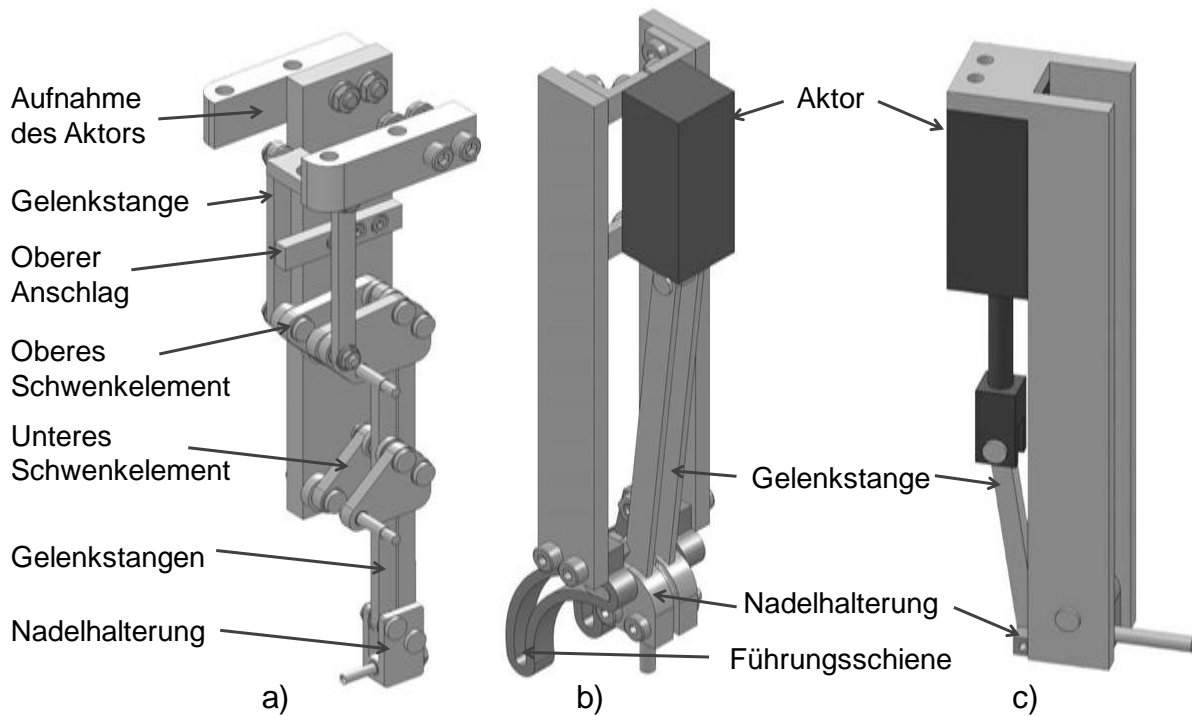


Abbildung 3.10: Unterschiedliche Kinematiken zur Verstellung des Nadelwinkels: a) Zweistab-Parallelkinematik, b) Hubstangenkonzept mit Führungsschiene, c) Hubstangenkonzept [71]

### 3.1.2 Träufeltechnologie

Die Träufeltechnologie ist eine Kombination aus maschineller und manueller Wicklungsherstellung für verteilte Runddrahtwicklungen. Dabei werden die Spulen zunächst maschinell gewickelt und anschließend die Spulenseiten von Hand mit zwirbelnden Fingerbewegungen in die halboffenen Nuten eingefädelt. Aufgrund des hohen Zeitaufwands für das Einträufeln der Spulen wird die Technologie beim Prototypenbau, in Kleinst- und Kleinserien sowie in der Reparatur von E-Maschinen angewendet. Für die Großserienproduktion ist sie zu unwirtschaftlich [27, 53, 65]. Die der Spulensmontage nachgelagerten Prozessschritte, wie die Montage der Phasenisolierung, das Wickelkopfformen, Verschalten und Bandagieren, erfolgen üblicherweise ebenfalls manuell, auch wenn eine maschinelle Ausführung prinzipiell möglich ist. Der allgemeine Prozessablauf zur Herstellung einer verteilten Wicklung mithilfe der Träufeltechnologie ist in Abbildung 3.11 dargestellt. Auf die einzelnen Technologien soll dabei nicht näher eingegangen werden. Hierbei sei auf die gängige Literatur zur Herstellung elektrischer Antriebe verwiesen, wie beispielsweise [27, 53, 65, 70]. Zunächst wird das Blechpaket hergestellt. Dabei werden die Einzelbleche aus Elektroband gestanzt oder gelasert, anschließend gestapelt und mittels eines Paketiervorgangs zu einem Blechpaket verbunden. In das Blechpaket werden

daraufhin die Nutgrundisolationen eingeschoben, um einen Spannungsdurchschlag zwischen der Wicklung und dem Blechpaket zu verhindern. Diese können aus einem Isolationspapier, einem Kunststoffformteil oder einer Beschichtung bestehen. Parallel zur Blechpaketvorbereitung erfolgt das Wickeln der Spulen mithilfe eines Schablonenwicklers, der nach dem Linearwickelprinzip funktioniert. Die Drahtenden der parallelen Leiter werden dabei an einer Wickelschablone befestigt. Die Wickelspindel rotiert die Schablone, sodass Draht auf die Schablone gewickelt wird. Eine translatorische Bewegung des Drahtführers relativ zur Schablone bewirkt, dass seriell verschaltete Spulen auf einzelne Kammern der Schablone gewickelt werden. Nach dem Wickelvorgang werden die Spulen / Spulengruppen von der Schablone entnommen und die Spulenseiten mit zwirbelnden Fingerbewegungen radial in die Nuten eingeträufelt. Nachdem eine Spulenseite in die entsprechende Nut eingebracht worden ist, wird diese mit einem Deckschieber zur Drahtfixierung und Isolierung verschlossen. Die Spulenköpfe müssen nach außen gebogen werden, damit sie nicht die Nuten nachfolgender Spulen verdecken. Die Schritte Träufeln, Montieren der Deckschieber und Formen der Spulenköpfe werden solange wiederholt bis alle Spulen eingebracht sind. Je nachdem ob eine Korbwicklung, eine Zweietagen- oder eine Dreietagenwicklung zu realisieren ist, unterscheidet sich die Träufelreihenfolge. Die fertigungstechnisch anspruchsvollste und zugleich symmetrischste Wicklung ist die Korbwicklung. Hierbei sind die Spulen derart angeordnet, dass zunächst je eine Seite pro Spule in die Nut eingeträufelt wird, während die andere Spulenseite in der Statorbohrung verbleibt. Anschließend werden auch die anderen Spulenseiten eingeträufelt, sodass alle Spulen ineinander verschachtelt angeordnet sind. Daraufhin erfolgt, falls vorgesehen, die Montage der Phasenisolierung. Diese wird zwischen die Spulenköpfe unterschiedlicher Phasen eingebracht, um einen Spannungsdurchschlag zu verhindern. Daraufhin werden die Spulenden verschlaucht (was auch vor dem Träufeln oder nach der Deckschiebermontage erfolgen kann) und zu einzelnen Strängen und Sternpunkten verschaltet. Diese werden in einem nachgelagerten Prozessschritt kontaktiert mittels eines Schweiß-, Löt- oder Crimpverfahrens. Um die Wickelköpfe zu festigen und zu komprimieren, werden diese bandagiert und gepresst. Die Montage der Temperatursensoren kann an unterschiedlicher Stelle erfolgen. Zum Schutz der Sensoren ist es optimal, diesen Schritt nach dem Pressen durchzuführen, sofern die Zugänglichkeit zum Wickelkopf dann noch gegeben ist. Das anschließende Imprägnieren dient zur Lebensdauererhöhung der durch thermische, elektrische und korrosive Alterung beanspruchten Wicklung sowie zur Verbesserung der thermischen Anbindung der Wicklung an den Kühlmantel [49].





Abbildung 3.11: Prozessablauf zur Herstellung einer verteilten Wicklung mittels Träufeltechnologie<sup>9</sup>

Die Träufeltechnologie zeichnet sich durch eine hohe Flexibilität bei vergleichsweise geringen Anlageninvestitionskosten (Schablonenwickler) aus. Darüber hinaus ist die Träufeltechnologie im Vergleich das drahtschonendste Verfahren aufgrund geringer statischer Drahtzugkräfte und Drehzahlen beim Spulnwickeln sowie niedriger auftretender Kräfte bei der manuellen Spulnmontage. Demgegenüber steht der

<sup>9</sup> Bilder: Partzsch Elektromotoren e.K. (1), AUDI AG (2-11, 14), TME Germany GmbH (12), Risomat Otto Rist GmbH & Co.KG (13, 15)

hohe Anteil an manuellen Tätigkeiten in einem Hochlohnland, der eine Nutzung in der Großserie unwirtschaftlich macht.

### 3.1.3 Einziehtechnologie

Die Einziehtechnologie existiert bereits seit mehreren Jahrzehnten und bildet den Stand der Technik bezüglich der Herstellung verteilter Runddrahtwicklungen [8]. Aufgrund der hohen Kosten der typspezifischen Werkzeuge wird die Einziehtechnik bei geringer Produktvielfalt und hoher Stückzahl in der Mittel- bis Großserie eingesetzt. Prozesstechnisch unterscheidet sich die Einziehtechnologie von der Trüfeltechnologie durch ein automatisiertes Einbringen der Spulen in die Nuten. Die Prozessreihenfolge bleibt zwar grundsätzlich gleich, jedoch werden, wenn möglich, die Prozessschritte in der Großserienfertigung zur Erhöhung der Wirtschaftlichkeit automatisiert. Da die Handhabung und Montage biegeschlaffer Teile schwierig zu automatisieren ist, werden das Anbringen der Phasenisolation, das Verschlauchen, das Verschalten und das Vorbereiten zum Kontaktieren wie beim Trüfeln manuell durchgeführt.

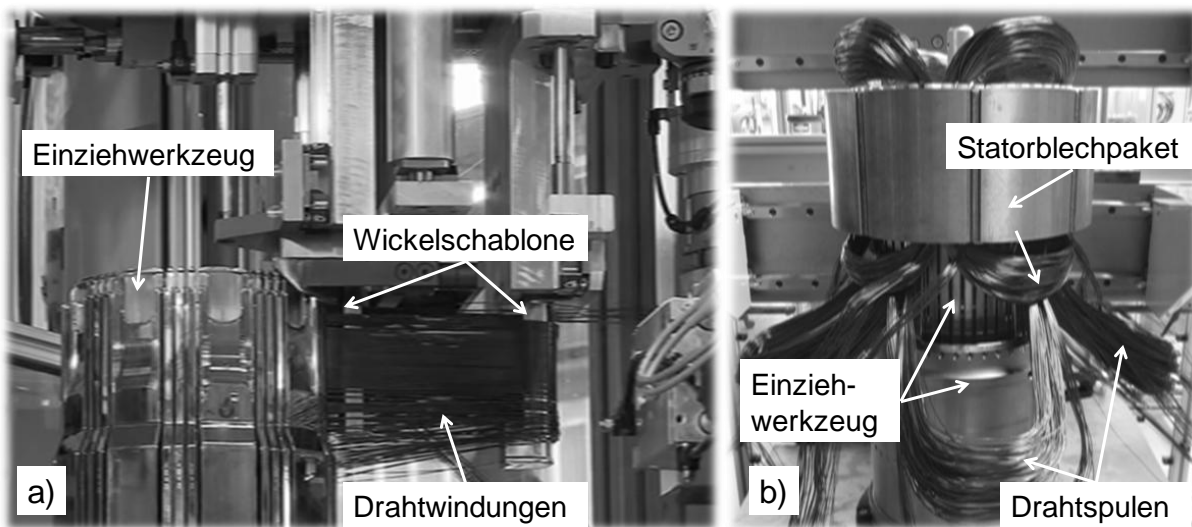


Abbildung 3.12: Einziehtechnologie: a) Vorwickeln und Übergabe der Spulen an Einziehwerkzeug<sup>10</sup>, b) Einziehvorgang<sup>11</sup>

Das Vorwickeln der Spulen erfolgt mithilfe eines Schablonenwicklers nach dem Rotationswickelprinzip. Dabei ist es entscheidend, dass möglichst kreuzungsfrei gewickelt wird, damit die Drähte beim Einziehen nicht verkleben und eine

<sup>10</sup> Bild: BMW AG

<sup>11</sup> Bild: AUDI AG

unzulässig hohe Drahtbelastung vermieden wird. In der Literatur wird angegeben, dass bis zu 30 parallele Leiter kreuzungsfrei gewickelt werden können [72]. Die vorgewickelten Spulen werden in der automatisierten Serienfertigung meist von der Schablone direkt in die Nuten des Einziehwerkzeugs abgestreift, sodass die Drähte idealerweise windungsweise übereinander gestapelt werden (siehe Abbildung 3.12a)). Daraufhin wird der Stator zentrisch über dem Einziehwerkzeug positioniert (siehe Abbildung 3.12b)). Durch die axiale Relativbewegung des Innenteils des Einziehwerkzeugs (auch Einziehpilz genannt, in Abbildung 3.12 nicht erkennbar) gegenüber dem Stator werden die Spulenköpfe, die in das Einziehwerkzeug ragen, in Bewegungsrichtung geschoben, sodass die Spulenseiten windungsweise in die jeweilige Nut gedrückt werden. Parallel zum Einziehvorgang der Spule werden ebenfalls die Deckschieber montiert, die in Taschen des Einziehwerkzeugs mitgeführt werden. Die in Abbildung 3.12 erkennbaren Lamellen des Einziehwerkzeugs haben seitliche Lippen, die die scharfen Nutschlitzkanten am Blechpaket verdecken und so den Draht vor Beschädigungen schützen. Dadurch ergibt sich die Forderung für den maximalen Drahtdurchmesser inklusive Isolation  $D_{Draht,max}$ , dass er entsprechend geringer als die effektive Nutschlitzbreite  $b_{Nutsch,eff}$  sein muss, sodass nach [70] empfohlen wird:

$$D_{Draht,max} \leq b_{Nutsch,eff} - 0,02 \text{ mm} = b_{Nutsch} - 2 \cdot b_{Lippe} - 0,02 \text{ mm} \quad (3.4)$$

Dabei ist  $b_{Nutsch}$  die Nutschlitzbreite des Blechpaketes und  $b_{Lippe}$  der Abstand zwischen Zahnkopf und Außenseite der Abdecklippe.

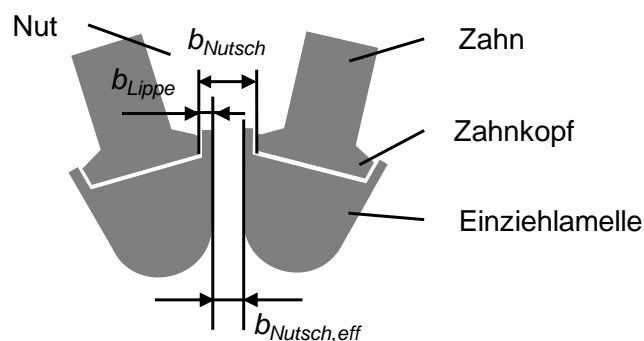


Abbildung 3.13: Nutzugänglichkeit beim Einziehen, in Anlehnung an [70]

Je nach Wickelschema werden die Stränge in ein bis drei Schritten eingezogen, wobei nur bei nicht überlappenden, kollisionsfreien Strängen in einem Vorgang eingezogen werden kann [65]. Wird in mehreren Schritten eingezogen, was bei Traktionsstatorn üblich ist, müssen die Spulenköpfe nach dem Einziehen zwischengeformt werden, um die benachbarten Nuten freizumachen. In diesem Fall

werden die Prozessschritte Spulwickeln, Einziehen und Zwischenformen entsprechend wiederholt. Da die Spulen nach aktuellem Stand nicht seitenweise in das Einziehwerkzeug übergeben werden, kann derzeit mit der Einziehtechnologie keine Korb- oder Trapezwicklung und damit auch keine vollständig symmetrische Wicklung erreicht werden. Der gesamte Prozessablauf ist in Abbildung 3.14 dargestellt.



Abbildung 3.14: Prozessablauf zur Herstellung einer verteilten Wicklung mittels Einziehtechnologie<sup>12</sup>

<sup>12</sup> Bilder: Partzsch Elektromotoren e.K. (1), AUDI AG (2, 4, 6-8, 13), BMW AG (3, 9), Risomat Otto Rist GmbH & Co.KG (5, 12, 14), Alliance Winding Equipment Inc. (10), TME Germany GmbH (11)

Die Vorteile der Einziehtechnologie sind eine hohe Wirtschaftlichkeit gegenüber dem Trüfeln, die Möglichkeit des kreuzungsfreien Wickelns vieler paralleler Drähte und die große Prozess Erfahrung, die eine ausgereifte Maschinenteknik ermöglicht. Nachteilig erweist sich die Tatsache, dass es bisher nicht gelungen ist, die komplette Prozesskette wirtschaftlich zu automatisieren. Zudem ist das Verfahren unflexibel, bewirkt höhere Wickelköpfe als die Trüfeltechnologie aufgrund höherer Spulenlängen und erlaubt prinzipbedingt keine lagegenaue Wicklungsstruktur, was in Abschnitt 3.2.1 behandelt wird.

### 3.1.4 Nadelwickeltechnologie

Die Nadelwickeltechnologie wird klassischerweise bei konzentrierten Wicklungen eingesetzt (wie beispielsweise in [70] beschrieben). Aufgrund des sehr hohen erreichbaren Automatisierungsgrades wurden in den letzten Jahren auch Konzepte zur Herstellung verteilter Wicklungen entworfen und patentiert [73–76]. Gemeinsames Merkmal dieser Entwicklungen ist der Einsatz von End- oder Stirnisolierscheiben, die stirnseitig an beiden Enden des Blechpaketes montiert werden und zur Drahtführung und Drahtzugkraftaufnahme beim Wickeln sowie zur Isolierung der Phasen dienen. Die Isolierscheiben sind derart ausgeprägt, dass radiale Öffnungen an den jeweiligen Nutpositionen vorgesehen sind, sodass die Drähte beim Nutaustritt radial nach außen und dann im Bogen an einer Führungsfläche entlang zur Rückleiter-Nut geführt werden, ohne dabei Spulen anderer Phasen berührend zu kreuzen. Verrippungen erhöhen die Festigkeit zur Aufnahme der Drahtzugkräfte. Je nach Konzept werden ein oder mehrere Endscheiben je Stirnseite verwendet (siehe Abbildung 3.15)).

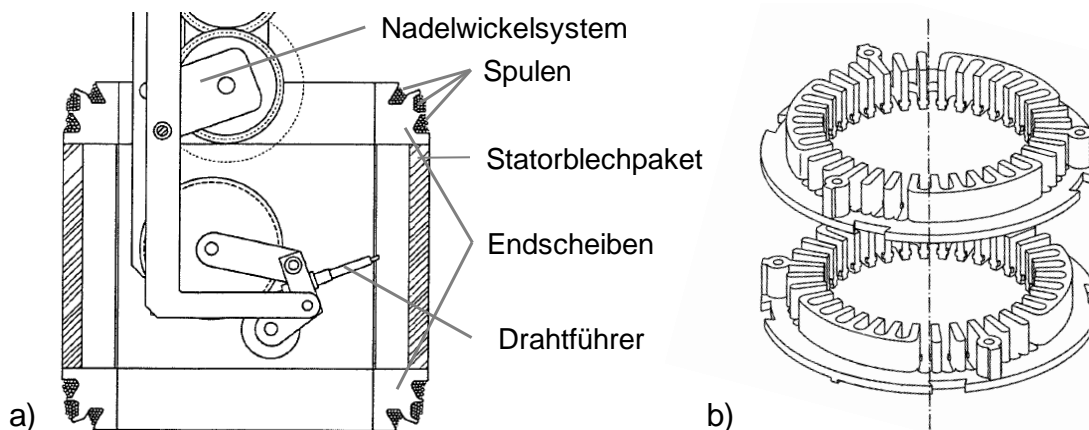


Abbildung 3.15: Herstellung einer verteilten Runddrahtwicklung mittels Nadelwickeltechnologie mit a) einer Endscheibe je Stirnseite [75] und b) mehreren Endscheiben je Stirnseite [76]

Die Scheiben werden vor dem Bewickeln der ersten Phase angebracht. Bei Verwendung von mehreren Isolierscheiben je Stirnseite wird vor jedem Wickelvorgang je eine Scheibe pro Stirnseite montiert. Da Hin- und Rückleiter einer Spule immer in einem Schritt hergestellt werden müssen, ist es mit der Nadelwickeltechnologie ebenfalls nicht möglich, eine symmetrische Wicklung in Trapez- oder Korbspulenausführung herzustellen. Analog der Einziehtechnologie ist der Wickelkopf in Rechteckform als Zwei- oder Dreietagenwicklung ausgeführt (vgl. Abbildung 2.18). Der Prozessablauf ist in Abbildung 3.16 dargestellt.



Abbildung 3.16: Prozessablauf zur Herstellung einer verteilten Wicklung mittels Nadelwickeltechnologie<sup>13</sup>

Nach der Blechpaketherstellung und der Isolierung der Nuten erfolgt die Montage der Endscheiben, die aufgeklebt oder aufgesteckt werden, sodass sie beim Wickeln nicht infolge der Wickelkräfte verrutschen können. Anschließend wird gewickelt. Der Draht wird dafür zunächst an einem Pin oder Halteelement des Statorträgers terminiert bevor der eigentliche Wickelvorgang beginnt. Um zusätzliche Verbindungsstellen zu

<sup>13</sup> Bilder: Partzsch Elektromotoren e.K. (1), AUDI AG (2, 5, 6, 9), Siemens AG (3), SMZ Wickel & Montagetechnik AG (4), TME Germany GmbH (7), Risomat Otto Rist GmbH & Co.KG (8, 10)

vermeiden, müssen alle seriellen Verbindungen eines parallelen Leiters in einem Durchgang gewickelt werden. Bei mehreren parallelen Leitern kann wahlweise jeder Draht neu terminiert werden oder es wird "durchgewickelt" und die überflüssigen Verbindungen werden im Nachgang aufgetrennt. Bei einer Dreietagenwicklung werden alle drei Phasen nacheinander gewickelt, während bei einer Zweietagenwicklung etagenweise Spulen unterschiedlicher Phasen gewickelt wird. Die Prozessschritte der Endscheibenmontage und des Wickelns werden entsprechend der Anzahl der Isolierscheiben je Stirnseite wiederholt. Anschließend erfolgt die Kontaktiervorbereitung, bei der die Drahtterminierung und überflüssige Verbindungen aufgetrennt und die Drahtenden in Position gebracht werden. Nach der Kontaktierung und der Montage der Temperatursensoren wird der Stator geprüft und imprägniert.

Im Vergleich zur Einziehtechnik fällt die deutliche Reduzierung an Prozessschritten auf: das Einziehen, das Verschlauchen und Bandagieren entfallen sowie das Zwischen- und Endformen, da die Verwendung von Endscheiben aus Zugänglichkeits- und Festigkeitsgründen keine Pressvorgänge erlaubt. Prozesstechnisch ist dies ein Vorteil, doch produkttechnisch bedeutet der Entfall der Pressvorgänge die Ausbildung sehr hoher Wickelköpfe. Damit einher gehen eine starke Strangasymmetrie bei einer Dreietagenwicklung, bzw. einer Asymmetrie parallelgeschalteter Spulengruppen bei einer Zweietagenwicklung und auch höhere Strangwiderstände bedingt durch größere Spulenlängen. Aufgrund dieser Produktnachteile wurde die Nadelwickeltechnologie im Anwendungsfall verteilter Wicklungen bisher nur bei Industriemotoren eingesetzt, die hinsichtlich Bauraumabmaßen und Asymmetrie niedrigere Anforderungen als Traktionsantriebe stellen.

### **3.1.5 Formspulentechnologie**

Formspulen werden nach dem Folgeschrittverfahren hergestellt, bei dem Flachdraht mehrfach in eine gewünschte Form gebogen wird [70, 77]. Die so geformten Leiter werden anschließend in die Statornuten eingeschoben und die beiden freien Enden derart geformt, dass sie entsprechend des Wickelschemas als Wellen- oder Schleifenwicklung mit den entsprechenden Enden anderer Leiter verbunden werden können. Die Herstellung lässt sich zwar sehr gut automatisieren, doch der hohe Verschalt- und Kontaktieraufwand führt zu hohen Investitionskosten [72] und auch zu einem Prozessrisiko, da die Positionstoleranzen der zu verschweißenden Enden für einen Laserschweißprozess sehr gering sein müssen. Die Formstäbe bewirken zwar eine gute Nutfüllung, jedoch führen große Leiterquerschnitte zu hoher Stromverdrängung und damit zu zusätzlichen Verlusten. Darüber hinaus ist die Formspulentechnologie bezüglich Änderungen des Wickelschemas in der Großserie unflexibel. Schlussendlich können die Wickelköpfe nicht komprimiert werden, sodass sich die Formspulentechnologie aufgrund der Abhängigkeit der Wickelkopfhöhe von

der Spulenweite nur für hochpolige Statorn mit niedriger Spulenweite eignet. Für weitere Informationen sei auf die Fachliteratur verwiesen, beispielsweise [27, 53, 65, 70].

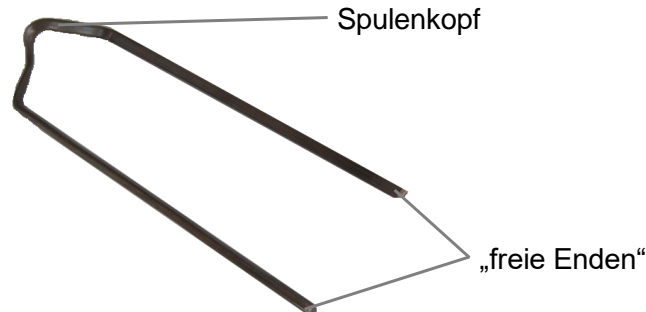


Abbildung 3.17: Formspule

## 3.2 Fertigungstechnische Beeinflussung verteilter Wicklungen

Die wesentlichen Anforderungen an automobiler Traktionsmaschinen sind eine hohe Dauer- und Maximalleistungs-, bzw. Drehmomentdichte, ein hoher Wirkungsgrad über ein möglichst breites Drehmoment-Drehzahlband, ein geringes Einbauvolumen und eine kostengünstige Herstellung in der Großserie. Diese Anforderungen können über die Statorfertigung beeinflusst werden. Für das Produkt existieren dabei aus dem Ersatzschaltbild und der Bauraumforderung drei Beeinflussungsparameter, deren fertigungstechnische Optimierung im Nachfolgenden diskutiert werden soll: der Strangwiderstand, die Strangstreuinduktivität und die Wickelkopfhöhe. Hinzu kommt als vierter Parameter die Entwärmung, welche für die Dauerleistung sowohl direkt als auch indirekt über den Strangwiderstand relevant ist.

### 3.2.1 Beeinflussung des Wicklungswiderstandes

Der Strangwiderstand hat, wie in Abschnitt 2.2.4 gezeigt, Einfluss auf die Kupferverluste und damit auf Drehmoment, Dauerleistung und Wirkungsgrad der E-Maschine und sollte dementsprechend minimiert werden. Nach (2.39) kann der Strangwiderstand  $R_1$  einer Einschichtwicklung wie folgt berechnet werden:

$$R_1 = \frac{\rho_{cu} \cdot \overline{l_{w, str}} \cdot w_{sp}^2}{k_{cu} \cdot A_{Nut}} \cdot \frac{z_s}{z_p} \cdot [1 + \alpha_{cu, 20} \cdot (\vartheta_{cu} - \vartheta_{20})] \quad (3.5)$$

Bei Vorgabe der Statorgeometrie, der Kühlung und des Wickelschemas hängt er nur noch von der mittleren Windungslänge  $\overline{l_{w, str}}$  und dem Kupferfüllfaktor  $k_{cu}$  ab. Dabei ist jedoch nicht die Zug-/Biegebeanspruchung des Wickelprozesses berücksichtigt, die ebenfalls eine Widerstandserhöhung bewirken kann. Beim Wickeln wird der Draht an



den Umlenkstellen gebogen und anschließend auf dem Weg zur nächsten Umlenkstelle wieder geradegerichtet. Durch die überlagerte Zug-/ Biegebeanspruchung werden im Draht Spannungen hervorgerufen, die nach den Stoffgesetzen elastische und plastische Dehnungen hervorrufen und in der Außenfaser ihr Maximum erreichen [65, 78].

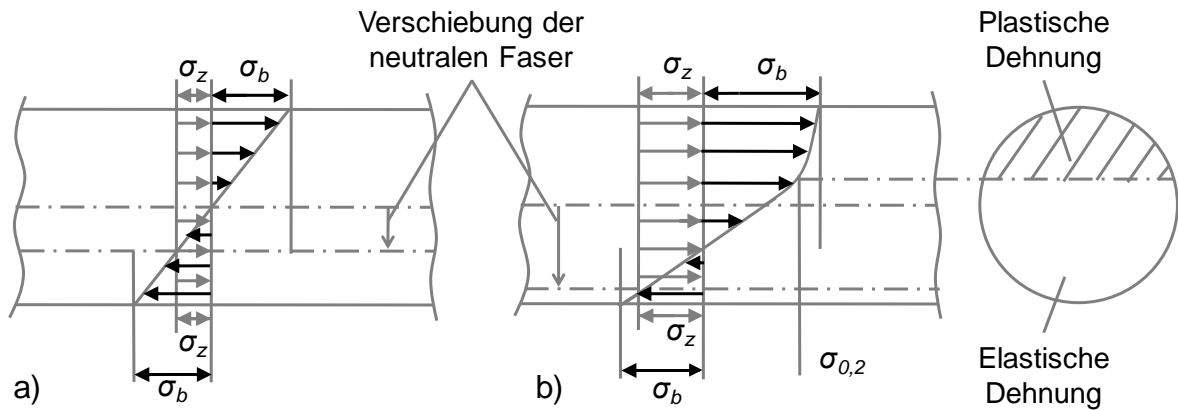


Abbildung 3.18: Zug- / Biegebeanspruchung des Drahtes beim Wickeln mit a) elastischer Dehnung, b) plastischer Dehnung [64, 65]

Dabei bewirken die Zugspannungen eine Längsdehnung  $\varepsilon$  des Drahtes, der bei Plastizität eine bleibende Veränderung der Länge, des Querschnitts sowie des spezifischen Widerstandes  $\rho_{cu}$  infolge von Materialänderungen erfährt. Da jedoch eine Längenänderung aufgrund der vorgegebenen Windungszahl und Statorgeometrie den Spulenwiderstand nicht beeinflusst und die Zunahme des spezifischen Widerstandes vernachlässigbar gering ist [66], hat lediglich die Drahtquerschnittminderung infolge der Querkontraktion  $\varepsilon_q$  einen spürbaren Einfluss. Nach [50] gilt für diese:

$$\varepsilon_q = \frac{\Delta d}{d_0} = \frac{d_1 - d_0}{d_0} = -\nu \cdot \varepsilon \quad (3.6)$$

$$d_1 = d_0 \cdot (1 - \nu \cdot \varepsilon) \quad (3.7)$$

Dabei ist  $\nu$  die materialabhängige Querkontraktionszahl, und  $\varepsilon$  ist eine Funktion der Drahtzugkraft  $F_z$  (bzw. der Zug- / Biegespannung  $\sigma_{zb}$ ) und des Elastizitätsmoduls  $E_{cu}$ , bzw. des Plastizitätsmoduls des Kupferlackdrahtes  $D_{cu}$ , wobei der Plastizitätsmodul dehnungsabhängig ist. Vernachlässigt man die Lackschicht, so gilt:

$$\varepsilon_{el}(F_z) = \frac{F_z}{A_{cu} \cdot E_{cu}} = \frac{\sigma_{zb}}{E_{cu}} \quad (3.8)$$

$$\varepsilon_{pl}(F_z) = \frac{F_z}{A_{cu} \cdot D_{cu}(\varepsilon)} = \frac{\sigma_{zb}}{D_{cu}(\varepsilon)} \quad (3.9)$$

Nimmt man vereinfachend und abweichend von Abbildung 3.18 an, dass die Spannungen über den Drahtquerschnitt konstant sind, errechnet sich der geminderte Drahtquerschnitt in Abhängigkeit des Kupferfüllfaktors ausgehend von (3.5) in Verbindung mit (2.36) und (3.7) zu:

$$k_{cu,1} = \frac{A_{cu,1}}{A_{Nut}} = \frac{z_L \cdot \pi \cdot D_{cu,1}^2}{4 \cdot A_{Nut}} = \frac{z_L \cdot \pi \cdot D_{cu}^2 \cdot (1 - \nu \cdot \varepsilon)^2}{4 \cdot A_{Nut}} = k_{cu} \cdot (1 - \nu \cdot \varepsilon)^2 \quad (3.10)$$

Und entsprechend gilt für den Strangwiderstand:

$$R_1 = \frac{\rho_{cu} \cdot \overline{l_{w, str}} \cdot w_{sp}^2}{k_{cu} \cdot A_{Nut} \cdot (1 - \nu \cdot \varepsilon(F_z))^2} \cdot \frac{z_s}{z_p} \cdot [1 + \alpha_{20} \cdot (\vartheta - \vartheta_{20})] \quad (3.11)$$

Somit hängt der Strangwiderstand bei vorgegebenem Wickelschema von der mittleren Windungslänge, vom Kupferfüllfaktor, von der Drahtzugkraft und von der Entwärmung ab. Da letztere nicht nur den Strangwiderstand beeinflusst, erfolgt die Beschreibung in Abschnitt 3.2.2.

### Drahtzugkraft

Die Drahtzugkraft ist die für die Drahtformung notwendige Kraft. Sie sollte in Wickelmaschinen so eingestellt sein, dass lose Windungen vermieden und der angestrebte Füllfaktor erreicht wird. Dabei hängt sie einerseits von der Drahtstärke und der Formkörpergeometrie, andererseits auch vom Drahtleitsystem der Wickelmaschine ab. Ist das Wickelprodukt vorgegeben, so kann theoretisch nur noch das Drahtleitsystem optimiert werden, so dass die Zugkraftzunahme infolge der Drahtumlenkungen und damit die resultierende Drahtzugkraft entsprechend Formel (3.3) reduziert wird. Größere Rollendurchmesser bedeuten zwar eine Verringerung der Drahtbiegung, jedoch auch eine Erhöhung der Massenträgheiten der Rollen. Insbesondere bei dynamischen Wickelprozessen, wie dem Nadelwickeln, würde dies zu einer Zunahme des dynamischen Zugkraftanteils führen, da der Draht die Massenbeschleunigungskräfte der Rollen aufnehmen muss. Allgemein verursacht die Nadelwickeltechnologie sowohl hohe statische als auch dynamische Zugkräfte. Erstere werden durch die eng am Stator verlaufende Drahtverlegung bedingt, letztere durch die Kinematik aufgrund permanenter periodischer Beschleunigungs- und Verzögerungsvorgänge infolge der dreidimensionalen Wickeltrajektorie hervorgerufen. Da sich der dynamische Zugkraftanteil aus dem Prozess ergibt und daher bei der statischen Drahtzugkräfteeinstellung zu Beginn des Wickelprozesses nicht berücksichtigt werden kann, ist eine geeignete Regelung notwendig. Andernfalls kann der dynamische Zugkraftanteil ein Überschreiten der maximal zulässigen

Drahtzugkraft mit den damit verbundenen Nachteilen bewirken. Für die Regelung wäre, wie bereits erwähnt, eine dem Drahtführer nachgelagerte Messposition ideal. Aufgrund der Drahtverlegung ist dies jedoch mit dem gängigen, in Abschnitt 3.1.1 beschriebenen Messprinzip nicht möglich. Die Messposition befindet sich bestenfalls unmittelbar vor dem Drahtführer. Da der Einfluss des Drahtführers nach aktuellem Stand nicht in einer Regelung berücksichtigt werden kann, kommt diesem eine besondere Bedeutung zu. Entsprechend wird in Kapitel 4 der Einfluss des Drahtführers auf die Drahtzugkraft untersucht.

### Kupferfüllfaktor

Der Kupferfüllfaktor  $k_{cu}$  hängt in erster Linie vom fertigungstechnisch erreichbaren mechanischen Füllfaktor  $k_{mech}$  ab. Dieser beschreibt das Verhältnis der gesamten Drahtquerschnittsfläche einer Nut zur effektiv verfügbaren Nutquerschnittsfläche [38, 69]:

$$k_{mech} = \frac{z_L \cdot \pi \cdot D_{Draht,max}^2}{4 \cdot (A_{Nut} - A_{iso})} = \frac{z_L \cdot \pi \cdot D_{Draht,max}^2}{4 \cdot A_{Nut,eff}} \quad (3.12)$$

Dabei ist  $z_L$  die Anzahl der Drähte pro Nut,  $D_{Draht,max}$  der maximale Außendurchmesser des Drahtes inklusive Isolation,  $A_{Nut}$  die Nutquerschnittsfläche und  $A_{iso}$  die Querschnittsfläche der Nutgrundisolation und des Deckschiebers. Damit lässt sich der Kupferfüllfaktor in Abhängigkeit des mechanischen Füllfaktors ausdrücken:

$$k_{cu} = k_{mech} \cdot \frac{D_{cu}^2}{D_{Draht,max}^2} \cdot \frac{A_{Nut,eff}}{A_{Nut}} \quad (3.13)$$

Der Unterschied zwischen mechanischem und elektrischem Füllfaktor (Kupferfüllfaktor) ist in Abbildung 3.19 veranschaulicht:

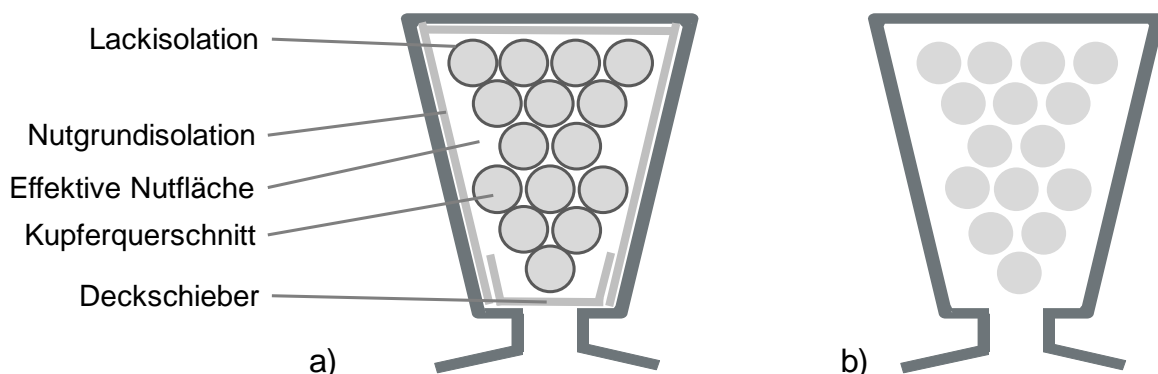


Abbildung 3.19: Füllfaktoren mit a) mechanischer Füllfaktor  $k_{mech}$ , b) elektrischer Füllfaktor (Kupferfüllfaktor)  $k_{cu}$

Allgemein ist der Kupferfüllfaktor umso höher je höher der mechanische Füllfaktor ausfällt und je geringer die Nutisolationdicke und der Anteil der Lackisolation am Drahtquerschnitt gewählt sind. Der erreichbare mechanische Füllfaktor hängt dabei von der fertigungstechnisch realisierbaren Wicklungsstruktur ab. Die höchstmögliche Packungsdichte bei Rundleitern wird durch eine lagegenaue Wicklungsstruktur erreicht (siehe Abbildung 3.20), bei der aufeinanderfolgende Lagen um den halben Drahtdurchmesser tangential gegeneinander versetzt sind. Im Grenzfall erreicht der mechanische Füllfaktor dabei 90,7 %. In der Praxis fällt er jedoch immer geringer aus aufgrund der nutgeometriebedingten Zwickelräume an den Nutwänden. Man unterscheidet darüber hinaus noch die Lagenwicklung und die Wildwicklung (siehe Abbildung 3.20). Aufgrund ihres ungeordneten Wickelaufbaus werden mit der Wildwicklung vergleichsweise geringe Füllfaktoren erreicht. Daher sollte zur Maximierung des Kupferfüllgrades eine möglichst lagegenaue Wicklung angestrebt werden.

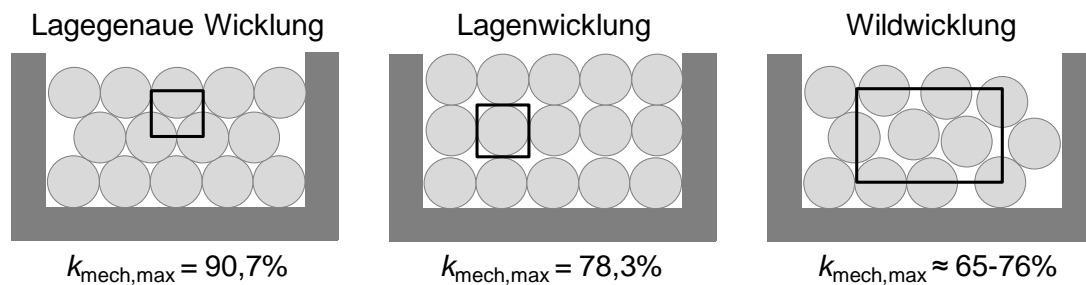


Abbildung 3.20: Wicklungsstrukturen [64, 69]

Bisher können mit den am Markt verfügbaren Technologien für verteilte Wicklungen nur Wildwicklungen realisiert werden, was mit entsprechend niedrigeren elektrischen Füllfaktoren einhergeht. Mit der Einzieh- und der Träufeltechnologie sind prinzipbedingt keine lagegenauen Wicklungen realisierbar, da sich die Drahtpositionen beim Einfädeln der Drähte durch den engen Nutschlitz infolge von Reibung ergeben und ein nachträgliches, definiertes Positionieren der Drähte innerhalb der Nut kaum möglich ist. Auch mit der Nadelwickeltechnologie sind bisher keine lagegenauen Wicklungsstrukturen bei verteilten Wicklungen erreicht worden. Dies liegt daran, dass mit den gängigen Kinematiken aufgrund der geringen Nutschlitzbreite nur eine Zugänglichkeit des Drahtführers in der Symmetrieebene der Nut gegeben und damit keine definierte Drahtablage über den gesamten Nutquerschnitt möglich ist. Jedoch bietet die Nadelwickeltechnologie im Gegensatz zur Einziehtechnik deutliches Optimierungspotenzial. Daher wird in Kapitel 5 ein Konzept zur Realisierung einer lagegenauen verteilten Wicklung unter Nutzung der Nadelwickeltechnologie vorgestellt und untersucht.

### Windungslänge

Aufgrund des proportionalen Zusammenhangs zwischen Blechpaketlänge und Drehmoment, kann die mittlere Windungslänge nur über eine Verringerung der Spulenkopflänge reduziert werden. Daher sind kurze, kompakte Spulenköpfe anzustreben. Im Fall einer Dreietagenwicklung bewirkt das Pressen der jeweiligen gewickelten Phase eine Reduzierung der Spulenkopflänge der nachfolgenden Phase. Bei unterschiedlichen Spulenlängen der drei Stränge ergibt sich eine unerwünschte Asymmetrie der Strangimpedanzen, die sich insbesondere bei niedrigen Frequenzen negativ auf das Betriebsverhalten auswirken kann [44]. Die Optimierung der Windungslänge sowie die Auswirkung einer Asymmetrie aufgrund einer Dreietagenwicklung sind unter anderem Gegenstand der Untersuchungen in Abschnitt 3.2.4 sowie in Kapitel 6 und 7.

### **3.2.2 Beeinflussung der Entwärmung**

Wie die Diskussion über die Dauerleistung in Abschnitt 2.2.4 zeigt, hat die Entwärmung des Stators über die abführbare Verlustleitung einen unmittelbaren und über den temperaturabhängigen Strangwiderstand einen indirekten Einfluss auf die Dauerleistung (vgl. Formeln (2.56) - (2.59)). Neben einer effektiven Kühlmethode und einer Isolationsmaterialauswahl mit möglichst hohen Wärmeleitfähigkeiten hat auch die Wicklung selbst einen Einfluss auf die Entwärmung. Zum einen bedeutet eine Erhöhung des Kupferfüllfaktors eine Vergrößerung der Wicklungsoberfläche, über die die Verlustwärme abgegeben werden kann (vgl. Formeln (2.49) und (2.53)), zum anderen eine gesteigerte Wärmeleitfähigkeit zur Senke. Letzteres hängt damit zusammen, dass alle Komponenten von der Quelle bis zur Senke als serielle thermische Widerstände zu betrachten sind und Kupfer mit  $\lambda_{Cu} = 393 \text{ W/m/K}$  eine wesentlich höhere Wärmeleitfähigkeit als Luft und Imprägnierharz hat mit  $\lambda_{Luft} = 0,0245 \text{ W/m/K}$ , bzw.  $\lambda_{Harz} = 0,23 \text{ W/m/K}$  [47, 50]. Da ein hoher Füllfaktor gleichzeitig eine Reduzierung des Harz- und Luftvolumens bewirkt, steigert er folglich die Wärmeleitfähigkeit. Optimalerweise sind dabei die Drähte einander berührend angeordnet, sodass der lagegenauen Wicklung auch im Hinblick auf die Optimierung der Entwärmung eine besondere Bedeutung zukommt. Eine Möglichkeit zur zusätzlichen Steigerung der Entwärmung bietet der Einsatz von verdrehten Litzedrähten, wie eine Untersuchung zeigt. Die Verdrehung bewirkt, dass die Verlustwärme direkt über die Kupferleiter von der Nutmitte an die Nutflanken geleitet wird, wodurch 20 - 30% höhere resultierende Wärmeleitfähigkeiten realisiert werden als bei parallel angeordneten Drähten [79].

### 3.2.3 Beeinflussung der Wickelkopfstreueinduktivität

Die Strangstreueinduktivität wirkt sich, wie in 2.2.3 gezeigt, auf das Drehmoment und die Blindleistung der Drehstrommaschine aus. Sie setzt sich aus der Oberwellen-, Zahnkopf-, Nut- und Wickelkopfstreuung zusammen, die vom Wickelschema und einem geometriebedingten, dimensionslosen Streuleitwert  $\lambda$  (Proportionalitätsfaktor zwischen Streufluss und zugeordnetem magnetischem Spannungsabfall) abhängen. Nur die Wickelkopfstreueinduktivität  $L_{\sigma wk}$  ist dabei wickeltechnisch beeinflussbar. Unter der Annahme, dass die Feldlinien komplett in Luft verlaufen, berechnet sie sich für eine Einschichtwicklung nach [28] zu:

$$L_{\sigma wk} = 2 \cdot \mu_0 \cdot \overline{l_{wk}} \cdot \left( \frac{p \cdot q \cdot w_{sp}}{z_p} \right)^2 \cdot \frac{\lambda_{wk}}{p} = 2 \cdot \mu_0 \cdot \overline{l_{wk}} \cdot \left( \frac{q \cdot w_{sp}}{z_p} \right)^2 \cdot p \cdot \lambda_{wk} \quad (3.14)$$

$$\lambda_{wk} \approx 0,3 \quad (3.15)$$

Dabei ist  $\mu_0$  näherungsweise die Permeabilität von Luft,  $p$  die Polpaarzahl,  $q$  die Lochzahl,  $w_{sp}$  die Windungszahl pro Spule,  $z_p$  die Anzahl paralleler Zweige und  $\lambda_{wk}$  der Wickelkopfstreuleitwert. Analog des Strangwiderstandes kann die Wickelkopfstreueinduktivität proportional über eine Reduzierung der Spulenkopflänge  $\overline{l_{wk}}$  verringert werden. Darüber hinaus impliziert  $\mu_0$ , dass die Feldlinien komplett in Luft verlaufen. Daher muss bei der Wickelkopfgestaltung darauf geachtet werden, dass der Wickelkopf axial ausreichenden Abstand zu den Blechpaketstirnseiten und radial ausreichenden Abstand zum Statorträger aufweist. Andernfalls schließen sich die Feldlinien teilweise über Eisen, sodass die Wickelkopfstreueinduktivität vergrößert wird. Weisen die Spulenköpfe der drei Stränge unterschiedliche Längen und Abstände zum Blechpaket, bzw. Statorträger auf, so ergibt sich eine unerwünschte Asymmetrie der Streueinduktivitäten und damit der Strangimpedanzen.

### 3.2.4 Beeinflussung der Wickelkopfhöhe

Die Spulenlänge hat einerseits Einfluss auf den Strangwiderstand, andererseits auf die Wickelkopfhöhe und damit die Leistungsdichte. Entsprechend sollte die Spulenlänge so gering wie möglich gestaltet werden. Hierfür müssen folgende Anforderungen bestmöglich erfüllt werden:

- Das in den Wickelkopf eingebrachte Drahtvolumen sollte so gering wie möglich sein.
- Das Drahtvolumen sollte gleichmäßig über dem Joch und den Nuten verteilt sein, sodass die für den Wickelkopf zur Verfügung stehende Fläche optimal ausgenutzt wird.
- Das Drahtvolumen sollte bestmöglich verdichtet sein, beispielsweise durch einen nachgelagerten Pressvorgang.

- Kreuzungen von einzelnen Drähten, insbesondere aber von Spulen sollten so weit wie möglich vermieden werden.

Prinzipiell kann das von einem Strang in den Wickelkopf eingebrachte Drahtvolumen für die Schalt- ( $V_{wk,SS}$ ) und Gegenschaltseite ( $V_{wk,GS}$ ) einer Wicklung mit konzentrischen Spulengruppen über folgende Formeln näherungsweise bestimmt werden:

$$V_{wk,GS} = \frac{z_L \cdot \pi \cdot D_{Draht}^2 \cdot \overline{l}_{wk} \cdot z_s \cdot z_p}{4} \quad (3.16)$$

$$\begin{aligned} V_{wk,SS} &= \frac{z_L \cdot \pi \cdot D_{Draht}^2 \cdot \overline{l}_{wk} \cdot z_p}{4} \left[ (z_s - 1) + \frac{w_{sp} - 1}{w_{sp}} \right] + \frac{z_L \cdot \pi \cdot D_{Draht}^2 \cdot \overline{l}_{SE} \cdot z_p}{2 \cdot w_{sp}} \\ &= \frac{z_L \cdot \pi \cdot D_{Draht}^2 \cdot z_p}{4} \cdot \left[ \overline{l}_{wk} \cdot \left( (z_s - 1) + \frac{w_{sp} - 1}{w_{sp}} \right) + \frac{2 \cdot \overline{l}_{SE}}{w_{sp}} \right] \end{aligned} \quad (3.17)$$

Dabei ist  $\overline{l}_{wk}$  die durchschnittliche mittlere Spulenkopflänge,  $z_L$  die Anzahl der Leiter pro Nut,  $D_{Draht}$  der Drahtdurchmesser inklusive Isolation,  $z_s$  die Anzahl seriell verschalteter Spulen in einem parallelen Zweig,  $z_p$  die Anzahl paralleler Zweige,  $w_{sp}$  die Windungszahl pro Spule und  $\overline{l}_{SE}$  die durchschnittliche Länge der 2  $z_p$  Anschlussenden der Spulen. Damit entspricht das Drahtvolumen auf der Gegenschaltseite dem Drahtquerschnitt pro Nut multipliziert mit der mittleren Windungslänge und der Anzahl an Spulen. Auf der Schaltseite ist berücksichtigt, dass aufgrund der Verteilung der Spulenenden am Umfang bei einer der  $z_s$  seriell verbundenen, konzentrisch angeordneten Spulen nicht  $w_{sp}$ , sondern  $w_{sp} - 1$  serielle Verbindungen in den Wickelkopf eingehen. Auch die Anbindung der Spulen an den Phasenanschluss und den Sternpunkt ist enthalten. Auch wenn aus praktischer Sicht eine hinreichend genaue Bestimmung der durchschnittlichen mittleren Spulenkopflänge  $\overline{l}_{wk}$  schwierig ist, da diese selbst vom gesamten Drahtquerschnitt, der mittleren Spulenweite  $W_S$ , der Anordnung auf dem Joch / der Nut sowie vom Verdichtungsverhältnis der Drähte abhängt, so ist dennoch ersichtlich, dass das Drahtvolumen nur über eine Reduzierung der Spulenkopflänge und der Länge der Anschlussenden minimiert werden kann. Die Gegenschaltseite ist bspw. ausschließlich über die Spulenkopflänge zu optimieren, da (vorgreifend) gemäß Formel (3.16) die Spulenanzahl  $z_s \cdot z_p$  konstant bleiben muss. Als Optimierungsparameter ergeben sich technologisch die Anordnung der Spulenköpfe und das Verdichtungsverhältnis sowie produktseitig die Spulenweite und die Verschaltung, die unter gewissen Umständen veränderbar sind.

### Produktseitige Optimierung der Wickelkopfhöhe

Eine Reduzierung der mittleren Spulenendenlänge ist bei gegebenem Wickelschema nur über eine Erhöhung der Anzahl der Sternpunkte möglich. Da die Phasen-

schlüsse normalerweise gebündelt aus dem Stator herausgeführt werden und die Spulenenendenpositionen über das Wickelschema vorgegeben sind, sind die Längen der Phasenanschlüsse ebenfalls vorgegeben. Hingegen bewirkt eine Erhöhung der Anzahl der Sternpunkte kürzere Wege der Spulenenenden zum nahegelegensten Sternpunkt. Die Anzahl kann dabei maximal  $z_p$  betragen, sodass jeder Sternpunkt aus dem Ende jeweils eines parallelen Zweigs pro Strang besteht.

Darüber hinaus besteht unter Umständen die Möglichkeit, über eine Modifikation der Verschaltung die Anzahl der Spulenenenden und damit deren Länge zu verändern. Das Wickelschema darf modifiziert werden, sofern das Betriebsverhalten davon nicht beeinflusst wird. Grundsätzlich müssen die Lochzahl  $q$ , die Polpaarzahl  $p$ , die Strangzahl  $m$  sowie die spannungführende Windungszahl  $w$  gemäß Formeln (2.1) und (2.9) erhalten bleiben. Entsprechend kann das Verhältnis der Anzahl der seriellen Spulen  $z_s$  zur Anzahl der parallelen Zweige  $z_p$  variiert werden, sofern folgende Bedingungen eingehalten werden, wobei gegenüber dem Ursprung veränderte Parameter mit \* gekennzeichnet sind:

$$z_s \cdot z_p = z_s^* \cdot z_p^* \rightarrow \frac{z_s}{z_s^*} = \frac{z_p^*}{z_p}; z_s^*, z_p^* \in N \quad (3.18)$$

$$w = z_s \cdot w_{sp} = z_s^* \cdot w_{sp}^* \rightarrow \frac{z_s}{z_s^*} = \frac{w_{sp}^*}{w_{sp}}; z_s^*, w_{sp}^* \in N \quad (3.19)$$

Die Formeln besagen, dass die Gesamtzahl der Spulen und die Windungszahl  $w$  konstant bleiben müssen und nur ganzzahlige Änderungen möglich sind. In Verbindung mit Formel (3.17) kann zudem abgeleitet werden, dass sich eine Reduzierung des Wickelkopfvolumens nur ergibt, wenn die Verschaltungsänderung eine Verringerung der Spulenenendenlänge  $\overline{l_{SE}}$  bewirkt.

Soll die mittlere Spulenweite zur Reduzierung der Spulenkopflänge verringert werden, so kann die Verschaltung der Spulenseiten in Grenzen beeinflusst werden. Die allgemeine Anzahl der Verschaltungsalternativen  $n_V$  hängt dabei von der Lochzahl  $q$  ab:

$$n_V = q! \quad (3.20)$$

Ist  $p > 1$ , so können die Spulengruppen geteilt werden, so dass sie sich nicht über zwei, sondern drei Nutgruppen erstrecken. Dadurch erhöht sich die Anzahl der Ausprägungsvarianten entsprechend. Dies ist für den einfachen Fall  $q = 2$  in Abbildung 3.21 veranschaulicht. Daraus ist ersichtlich, dass Variante 3 mit geteilten Spulengruppen die geringste mittlere Spulenweite  $W_S$  aufweist. Hingegen ist Variante 4 am ungünstigsten, da neben der höchsten Spulenweite die Überkreuzungen eine unnötige Verlängerung der Spulenköpfe und Volumenerhöhung des Wickelkopfes bewirken.



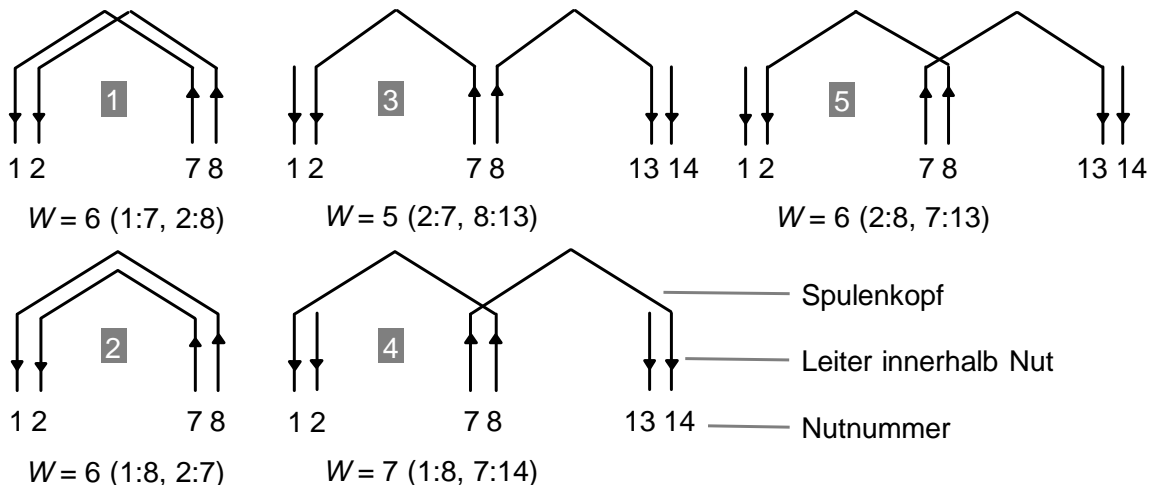


Abbildung 3.21: Verschaltungsalternativen für eine Ganzlochwicklung mit  $q = 2$ ,  $p = 2$ ,  $N = 24$ ,  $m = 3$ , in Anlehnung an [52]

Ob eine Variante zulässig ist, hängt dabei von der Verschaltung der Spulen untereinander ab. Sind die Spulen einer Spulengruppe seriell geschaltet, so sind alle dargestellten Varianten ausführbar. Bei Parallelschaltung ist wichtig, dass in allen parallelen Zweigen zu einem beliebigen Zeitpunkt dieselbe Spannung induziert wird. Nach [24] gilt für die in einer Spule mit  $w_{sp} = 1$  von einem beliebigen Drehfeld  $B_D$  induzierte Spannung:

$$U_{ind} = -\frac{d\Phi}{dt} = -\frac{d}{dt} \int_{-\pi/2p}^{\pi/2p} B_D(\alpha_1, t) \cdot l_{akt} \cdot \frac{D_i}{2} d\alpha_1 \quad (3.21)$$

mit

$$B_D = \hat{B}_D \cdot \cos(p \cdot \alpha_1 - \omega \cdot t - \varphi) \quad (3.22)$$

Dabei entspricht der Term  $l_{akt} \cdot \frac{D_i}{2} d\alpha_1$  der von der magnetischen Flussdichte  $B_D$  durchsetzten Umfangsfläche der zugehörigen Spulenseiten. In den Formeln ist  $\alpha_1$  der geometrische Winkel zwischen Statorcoordinate und Drehfeld,  $l_{akt}$  die Blechpaketlänge,  $D_i$  der Innendurchmesser,  $\omega$  die Kreisdrehzahl und  $\varphi$  der (beliebige) elektrische Phasenversatz. Wählt man die Position der Spulenseite 1 im Beispiel der Abbildung 3.21 so, dass ihre Achse mit dem Koordinatenursprung von  $\alpha_1$  zusammenfällt, so ergeben sich für  $\varphi = \omega t = 0$  folgende Drehfeldwerte an den Spulenseitenpositionen, was in Abbildung 3.22 grafisch veranschaulicht ist:

$$1: B_D = \hat{B}_D \cdot \cos(2 \cdot 0) = \hat{B}_D \quad (3.23)$$

$$2: B_D = \hat{B}_D \cdot \cos\left(2 \cdot \frac{2\pi}{24}\right) = \hat{B}_D \cos\left(\frac{\pi}{6}\right) \quad (3.24)$$

$$7: B_D = \hat{B}_D \cdot \cos\left(2 \cdot 6 \cdot \frac{2\pi}{24}\right) = \hat{B}_D \cos(\pi) = -\hat{B}_D \quad (3.25)$$

$$8: B_D = \hat{B}_D \cdot \cos\left(2 \cdot 7 \cdot \frac{2\pi}{24}\right) = \hat{B}_D \cos\left(\frac{7\pi}{6}\right) = -\hat{B}_D \cos\left(\frac{\pi}{6}\right) \quad (3.26)$$

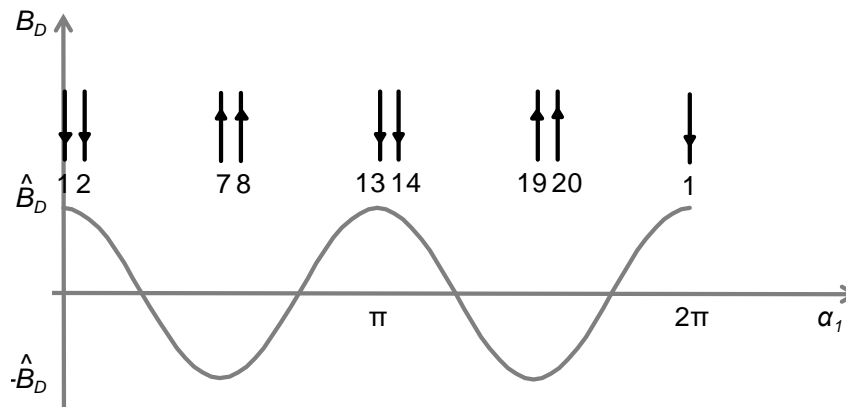


Abbildung 3.22: Zusammenhang zwischen den Positionen der Spulenseiten und dem Drehfeld für eine Ganzlochwicklung mit  $q = 2$ ,  $p = 2$ ,  $N = 24$ ,  $m = 3$

Daraus ist ersichtlich, dass sich die induzierten Spannungen von Spulenseite 1 und 7 sowie von 2 und 8 im Betrag entsprechen. Damit die Summe der in beiden Spulenseiten induzierten Spannung bei allen parallelen Zweigen identisch ist, müssen 1 und 8 sowie 2 und 7 miteinander verbunden sein, bzw. 7 und 14 und 8 und 13. Somit wären Varianten 1 und 5 nicht zulässig. Die Ausführungen zeigen, dass eine Teilung der Spulen, sofern nicht bereits im ursprünglichen Wickelschema vorgesehen, eine Reduzierung der mittleren Spulenweite und damit eine Verringerung der Wickelkopfhöhe bewirken würde.

### Prozesstechnische Optimierung der Wickelkopfhöhe

Ist das Wickelschema vorgegeben und optimiert, so kann die Wickelkopfhöhe nur noch fertigungstechnisch reduziert werden. Dabei existieren zwei wesentliche technologische Kriterien: eine optimale Anordnung der Spulenköpfe auf dem Joch und über den Nutzen zur Ausnutzung der Fläche sowie eine höchstmögliche Verdichtung des Drahtquerschnitts, was in einem erhöhten mechanischen Füllfaktor

des Wickelkopfes resultiert. Grundsätzlich können mehrere Spulenkopfformen, bzw. Wickelkopfgeometrien unterschieden werden, die in Abbildung 2.15 dargestellt sind. Die Verwendung der Einzieh-, bzw. der Nadelwickeltechnologie erlaubt jedoch nur eine Ausführung in Rechteckform als Zwei- oder Dreietagenwicklung. Entsprechend des vorigen Abschnitts gilt, dass geteilte Spulengruppen gegenüber konzentrisch angeordneten Spulen, wie bei einer Zweietagenwicklung gegeben, zu geringeren Spulenweiten führen. Daher soll im Folgenden lediglich auf die Dreietagenwicklung eingegangen werden.

Grundsätzlich und verfahrensunabhängig gilt für die Herstellung von Dreietagenwicklungen, dass jeder Strang auf einer Etage ausgeführt werden muss, da ansonsten zusätzliche Spulenkrenzungen auftreten, die die Bildung weiterer Etagen bedingen [52]. Daraus folgt, dass die Etagen in jeweils einem Arbeitsschritt hergestellt werden müssen. Entsprechend ergeben sich für die einzelnen Ebenen dieselben, verfahrensunabhängigen Zugänglichkeitsanforderungen. Dies bedeutet für die erste Etage, dass die Spulenköpfe nach dem Nutaustritt radial nach außen geführt und auf dem Joch verlaufen müssen, sodass die benachbarten Nuten der anderen Phasen nicht verdeckt werden. Beim Nadelwickeln ist der Spulenkopfverlauf durch die Endscheibe vorgegeben, beim Einziehen müssen die eingezogenen Spulen durch den Zwischenformprozess nach außen gebogen werden. Dadurch weisen die Spulenköpfe eine leicht winklige Anordnung gegenüber der Blechpaketstirnseite auf. Dies ist in Abbildung 3.23 a) und Abbildung 3.26 a) veranschaulicht. Die Spulenkopfverläufe für das Wickeln der drei Phasen sind in Abbildung 3.23 bis Abbildung 3.26 dargestellt.

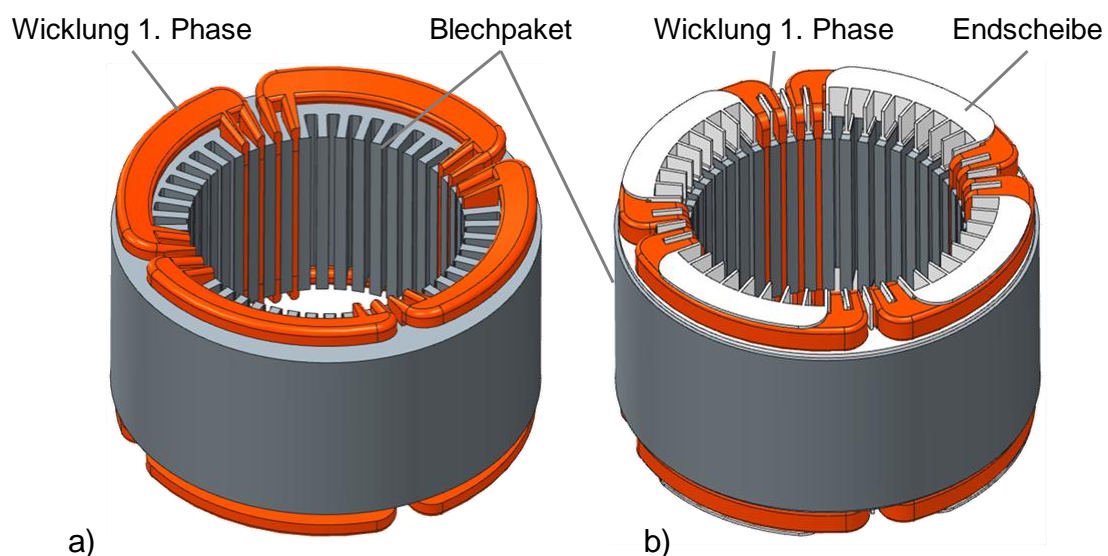


Abbildung 3.23: Spulenkopfverlauf der ersten Phase einer Dreietagenwicklung mit  $N = 48$ ,  $p = 2$ ,  $q = 4$  für a) Einziehtechnologie, b) Nadelwickeltechnologie mit Endscheiben

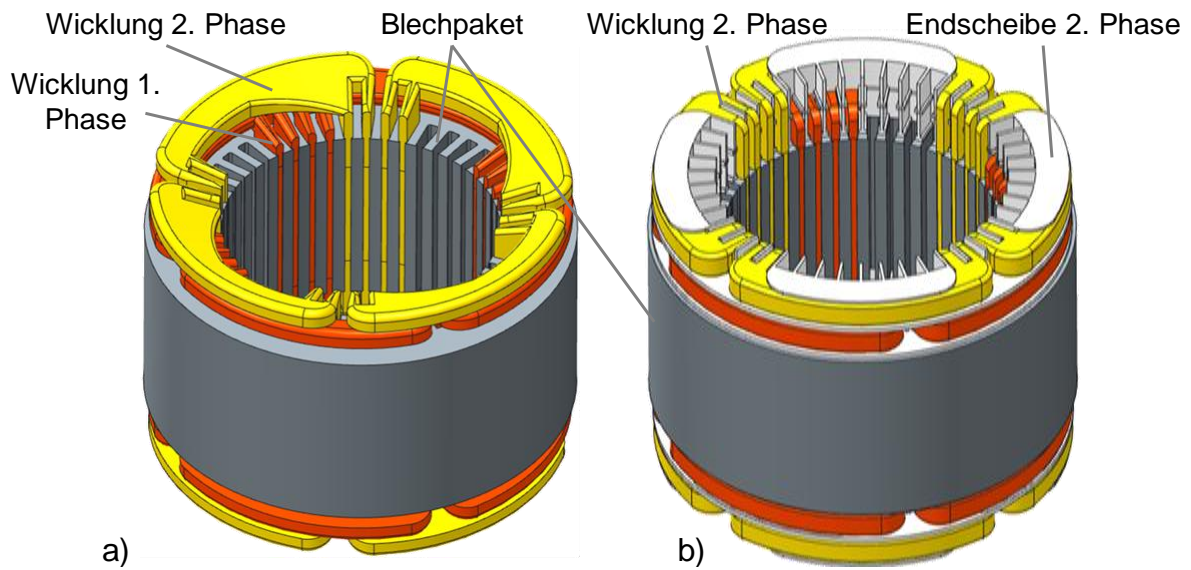


Abbildung 3.24: Spulenkopfverlauf der zweiten Phase einer Dreietagenwicklung mit  $N = 48$ ,  $p = 2$ ,  $q = 4$  für a) Einziehtechnologie, b) Nadelwickeltechnologie mit Endscheiben

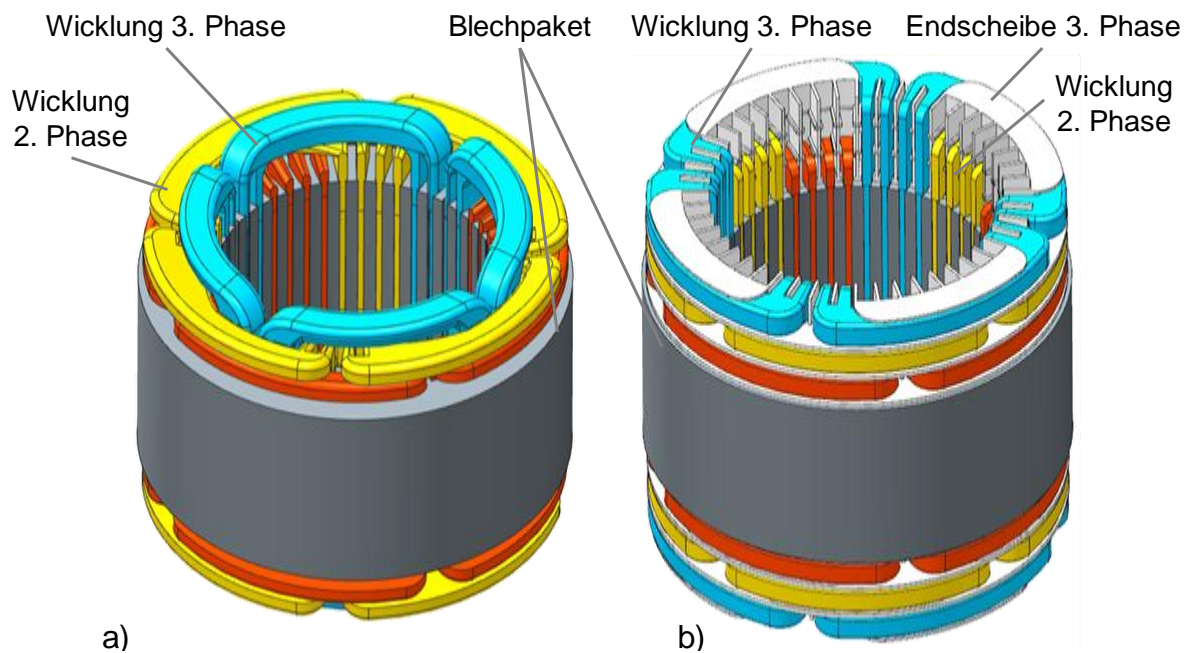


Abbildung 3.25: Spulenkopfverlauf der dritten Phase einer Dreietagenwicklung mit  $N = 48$ ,  $p = 2$ ,  $q = 4$  für a) Einziehtechnologie (vor dem Endformen), b) Nadelwickeltechnologie mit Endscheiben

In der zweiten Phase dürfen die Spulenköpfe die bereits gefüllten Nuten überdecken. Dies ist jedoch bei der Nadelwickeltechnologie nicht ohne weitere Hilfsmittel

ausnutzbar, da die Drähte aufgrund des Drahtzugs radial nach außen geführt und auf dem Joch verlaufen müssen. Andernfalls bewirkt die Drahtzugkraft einen "gesehnten" Verlauf, sodass keine vollständige Nutfüllung erreicht wird. In der Einziehtechnologie werden die Spulenköpfe der zweiten Phase nur noch derart zwischengeformt, dass die Nuten der dritten Phase zugänglich bleiben (siehe Abbildung 3.24 a)). Dadurch können die Spulen auch gegenüber der ersten Phase leicht verkürzt werden, während beim Nadelwickeln die Spulenwindungen der zweiten Phase aufgrund der axialen Anordnung der Spulenköpfe um die vierfache Wickelkopfhöhe der ersten Phase  $h_{wk1}$  länger werden.

In der dritten Ebene ist die gesamte Fläche des Jochs und über den Nuten nutzbar. Entsprechend können die Spulen bei Verwendung der Einziehtechnologie abermals verkürzt werden, da ein radiales Formen nicht notwendig ist. Die Wickelköpfe werden im Nachgang beim sogenannten Endformen gepresst, um die Drahtbündel zu verdichten und die Wickelkopfhöhe auf ein Minimum zu reduzieren. Beim Nadelwickeln mit Endscheiben hingegen wiederholt sich der Vorgang analog der vorigen Phasen. Ein Endformen ist aufgrund der Endscheiben nicht möglich, sodass weder die Fläche über den Nuten ausgenutzt noch die Wicklung verdichtet werden kann. Dadurch ergeben sich wesentlich höhere Wickelköpfe als mit der Einziehtechnologie, was in Abbildung 3.26 dargestellt ist.

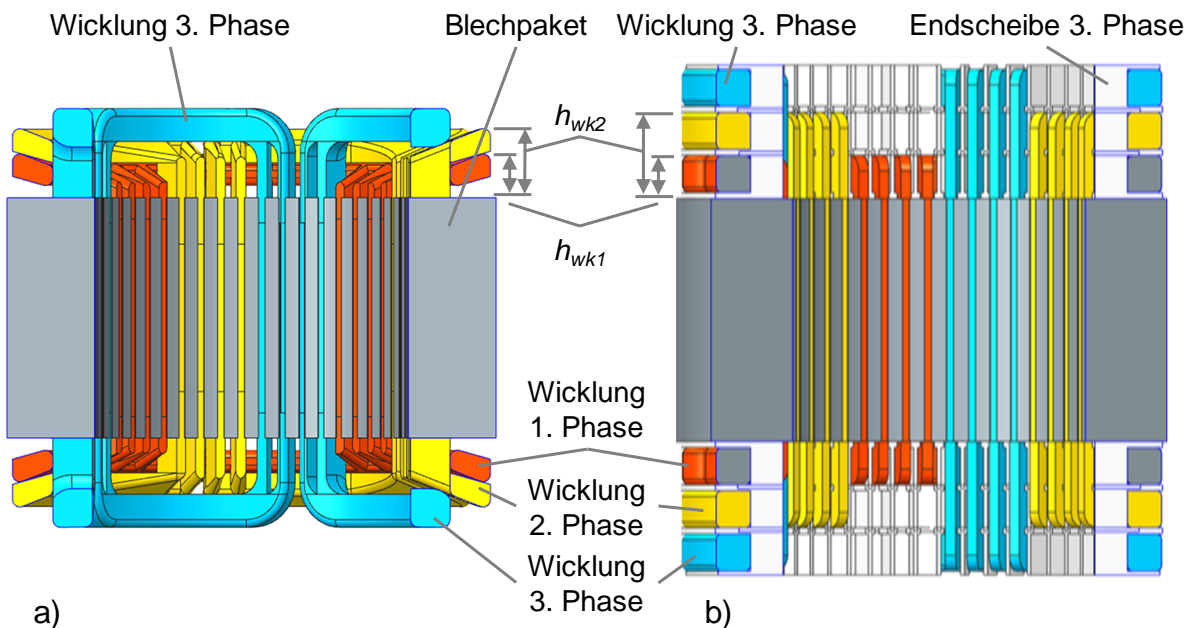


Abbildung 3.26: Schnittdarstellung eines Stators mit Dreietagenwicklung mit  $N = 48$ ,  $p = 2$ ,  $q = 4$  für a) Einziehtechnologie (vor dem Endformen), b) Nadelwickeltechnologie mit Endscheiben

Allgemein kann geschlussfolgert werden, dass die Einziehtechnologie zwar bereits relativ gut die Anforderungen einer gleichmäßigen Flächenausnutzung und Verdichtung erfüllt, allerdings werden die Flächen über den Nuten von der jeweiligen nächsten Phase nicht vollständig ausgenutzt, was in Abbildung 3.24 a) und Abbildung 3.25 a) angedeutet ist. Diese werden erst durch den Pressvorgang gefüllt, bei dem die oberen Spulenköpfe in die unteren Lücken gedrückt werden. Nachteilig erweist sich zudem, dass das Formen der ersten Ebene zu relativ hohen Abständen zum Blechpaket führt (siehe Abbildung 3.26 a)). Auch wenn die Wickelkopfausformung damit nicht optimal ist, bietet die Einziehtechnologie insgesamt nur geringes Optimierungspotenzial. Hingegen weist die Nadelwickeltechnologie großes Optimierungspotenzial auf: die Flächenausnutzung ist ungünstig, und ein Komprimieren der Spulenköpfe ist bei Verwendung von Endscheiben derzeit nicht möglich. Entsprechend ergibt sich das Ziel, diese beiden Nachteile durch ein neues Wickelkonzept zu eliminieren. Ein entscheidender Vorteil der Nadelwickeltechnologie ist die Möglichkeit, Drähte nah an der Blechpaketstirnseite abzulegen, sodass über dem Joch axial keine ungewollten Lücken entstehen. Die Ausführungen über die technologische Gestaltung des Wickelkopfes zeigen, dass eine Prognose der Wickelkopfhöhe generell schwierig und mit hoher Unsicherheit behaftet ist. In Kapitel 6 werden im Zuge der Entwicklung des Ansatzes zur Wickelkopfrezidierung konkrete Werte für einen untersuchten Stator genannt.

### 3.3 Bewertung der Fertigungstechnologien

Die Bewertung der Fertigungstechnologien zur Herstellung verteilter Runddrahtwicklungen kann Tabelle 3.1 entnommen werden. Da verteilte Wicklungen im allgemeinen hohe Wickelköpfe aufweisen, wird die Wickelkopfhöhe technologieübergreifend bestenfalls als durchschnittlich (o) bewertet. Insgesamt weist die manuelle Träufeltechnologie die besten Produkteigenschaften auf, da der Mensch komplizierte Montageaufgaben besser als eine maschinelle Anwendung löst. Jedoch ist die Träufeltechnologie aufgrund des hohen manuellen Zeitaufwands und den damit verbundenen Kosten sehr unwirtschaftlich und eignet sich daher nicht für die Großserienfertigung. Der wesentliche Optimierungsfaktor ist bei dieser Technologie der Mensch. Ausgehend von erfahrenen Werkern ist das Optimierungspotenzial gering.

Die Einziehtechnologie als Stand der Technik in der industriellen Herstellung verteilter Wicklungen erhält eine durchschnittliche Bewertung. Lediglich die Wickelkopfhöhe fällt ungünstig aus und scheint nicht nennenswert optimierbar. Hingegen existiert leichtes Optimierungspotenzial zur Erhöhung des Kupferfüllfaktors durch die Verwendung von gleitoptimiertem Draht. Zudem könnte der Automatisierungsgrad gesteigert werden, falls es gelingt, die Phasenisolationsmontage zu automatisieren oder die Drahtenden zu klemmen und definiert für die Verschaltvor-

gänge zu übergeben. Eine vollständige Automation wird jedoch aufgrund der Komplexität als zu ambitioniert betrachtet, zumal die Einziehtechnologie seit mehreren Jahrzehnten für die Großserienfertigung eingesetzt wird und keine nennenswerten Fortschritte bezüglich der nachgelagerten Prozesse bekannt sind.

Die Nadelwickeltechnik mit Endscheiben weist Nachteile in den Produkteigenschaften auf und besticht einzig durch ihren hohen Automatisierungsgrad. Da bei Industriemotoren hohe Stückzahlen produziert werden und die Leistungsdichte nur eine untergeordnete Rolle spielt, wird die hochautomatisierte Nadelwickeltechnik mit Endscheiben bisher ausschließlich für diese Anwendung eingesetzt. Allerdings bietet die Nadelwickeltechnik hohes Potenzial zur Optimierung verschiedener Produkteigenschaften, wie Wickelkopfhöhe und Kupferfüllfaktor, durch die Möglichkeit, Draht gezielt zu platzieren, sodass sie die mit der Einziehtechnologie erreichbaren Produkteigenschaften übertreffen könnte. Ein Risikofaktor stellt jedoch der Einfluss der Drahtzugkraft dar, der sich negativ auf den Wicklungswiderstand auswirken könnte.

*Tabelle 3.1: Bewertung der Fertigungstechnologien zur Herstellung verteilter Runddrahtwicklungen*

<b>Merkmal</b>	<b>Träufel- technologie<sup>14</sup></b>	<b>Einzieh- technologie</b>	<b>Nadelwickel- technologie<sup>15</sup></b>
Kupferfüllfaktor Ist / Potenzial	+ / +	o / +	o / ++
Wickelkopfhöhe, Windungslänge Ist / Potenzial	o / o	- / -	-- / o
Wicklungssymmetrie Ist / Potenzial	++ / ++	+ / +	-- / +
Wickelkopfstreuinduktivität Ist / Potenzial	+ / +	o / o	-- / +
Einfluss der Drahtzugkraft Ist / Potenzial	++ / ++	+ / +	-- / o
Automationsgrad Ist / Potenzial	-- / --	o / +	++ / ++

<sup>14</sup> Bei der Träufeltechnologie wird stets von manueller Montage ausgegangen, auch bei der Bewertung des Automatisierungspotenzials, da eine automatisierte Einbringung zwar denkbar ist, diese jedoch nicht dieselben Produkteigenschaften erzielen würde wie bei manueller Montage.

<sup>15</sup> Bei der Bewertung der Ist-Situation wird von der Nadelwickeltechnologie mit Endscheiben für Industrieantriebe ausgegangen.

### 3.4 Wickeltechnische Entwicklungsziele

Vor diesem Hintergrund ergibt sich die Aufgabenstellung dieser Arbeit: die Nadelwickeltechnologie soll zur Optimierung der Produkteigenschaften weiterentwickelt werden unter Beibehaltung des hohen Automatisierungsgrades. Daraus resultieren die folgenden, konkreten Aufgabenstellungen:

- Ermittlung der Auswirkung der Drahtzugkraft beim Nadelwickeln auf den Wicklungswiderstand sowie Untersuchung des Einflusses des Drahtführers auf die Drahtzugkraft (Kapitel 4)
- Entwicklung und Validierung eines Lösungsansatzes zur Erhöhung des Kupferfüllfaktors (Kapitel 5)
- Entwicklung und Validierung eines Lösungsansatzes zur Reduzierung der Wickelkopfhöhe und der Spulenlänge (Kapitel 6)
- Untersuchung der Auswirkung der Asymmetrie der Stranginduktivitäten auf das Betriebsverhalten der E-Maschine (Kapitel 7)
- Allgemeine Quantifizierung des Einflusses der weiterentwickelten Wickeltechnologie auf das Betriebsverhalten der E-Maschine (Kapitel 7)
- Überprüfung der Wirtschaftlichkeit der weiterentwickelten Nadelwickeltechnologie im Vergleich zur Einziehtechnologie (Kapitel 8)

### 3.5 Produktfestlegung für die Prozessentwicklung

Als Grundlage für die Umsetzung der in Abschnitt 3.4 formulierten Entwicklungsziele dient eine Asynchronmaschine mit den in Tabelle 3.2 aufgeführten Statoreigenschaften. Das Wickelschema entspricht dem in Abbildung 2.18 a) aufgeführten mit je 4 parallelen Pfaden pro Strang und einer Ausführung mit geteilten Spulengruppen.

Tabelle 3.2: Eigenschaften des Asynchronstators

Polpaarzahl $p$	2
Nutzahl $N$	48
Lochzahl $q$	4
Windungszahl $w_{sp}$	9
Drahtanzahl und Drahtdurchmesser $D_{cu}$	8 x 0,75 mm; 9 x 0,71 mm (gem. DIN ISO 60317, Isoliergrad 2)
Statorlänge $l_{akt}$	124 mm
Statoraußendurchmesser $D_a$	266 mm



Statorinnendurchmesser $D_i$	170,8 mm
Maximale Wickelkopfhöhe Schaltseite $h_{wk,SS}$	45 mm
Maximale Wickelkopfhöhe Gegenschaltseite $h_{wk,GS}$	35 mm
Nutquerschnittsfläche (unisoliert) $A_{Nut}$	145 mm <sup>2</sup>
Kupferfüllfaktor $k_{Cu}$	44 %

## 4 Experimentelle Untersuchung der Nadelwickeltechnik

Der Strangwiderstand ist für das Betriebsverhalten einer E-Maschine ein wichtiger Parameter. Er hängt dabei unter anderem von der Drahtzugkraft ab. Daher soll in diesem Kapitel der Einfluss der Drahtzugkraft auf den Strangwiderstand experimentell ermittelt werden. Da zudem, wie im vorigen Kapitel aufgezeigt, mit aktuellen Drahtzugregelmethoden der Einfluss des Drahtführers auf die Drahtzugkraft nicht berücksichtigt werden kann, ist diese Thematik Gegenstand der Untersuchungen im zweiten Teil des Kapitels.

### 4.1 Ermittlung des Einflusses der Drahtzugkraft auf den elektrischen Widerstand

Aufgrund der Komplexität der Nachbildung der Dynamik des Wickelprozesses und in Ermangelung einer allgemeinen Übertragbarkeit der experimentellen Ergebnisse soll die Untersuchung der Auswirkung der Drahtzugkraft auf die statische Komponente beschränkt werden. Dementsprechend muss ein Versuchsaufbau realisiert werden, der eine konstante Drahtzugkraft ermöglicht.

#### 4.1.1 Versuchsvorbereitung und -aufbau

Die Untersuchung des Einflusses der Drahtzugkraft auf den Wicklungswiderstand soll neben der Variation der Drahtzugkraft eine Variation des Drahtdurchmessers sowie des Biegeradius  $r$ , um den der Draht gewickelt wird, beinhalten. Tabelle 4.1 zeigt die Versuchsübersicht der in [80] durchgeführten Versuche.

*Tabelle 4.1: Versuchsplanung zur Ermittlung des Einflusses der Drahtzugkraft auf den Strangwiderstand*

Drahtdurchmesser $D_{cu}$ [mm]	0,71	1,0	1,25	-	-	-
Biegeverhältnis $r / D_{cu}$	0,5	1	2	4	8	16
Drahtzugkraft $F_z$ [%] <sup>16</sup>	80	90	100	110	120	-
Max. Drahtspannung $\sigma_{max}$ [N/mm <sup>2</sup> ], in Abhängigkeit von $D_{cu}$ [81]	65,41 ( $D_{cu} =$ 0,71 mm)		58,95 ( $D_{cu} =$ 1,0 mm)		55,41 ( $D_{cu} =$ 1,25 mm)	

<sup>16</sup> bezogen auf die zulässige Drahtzugkraft nach [81]

Die Versuche werden mit einer Flexmotion Parallelkinematik der Firma Faude Automatisierungstechnik GmbH durchgeführt. Die Parallelkinematik wurde hierfür um ein Drahtführungssystem, eine Drahtzugbremse sowie eine Wickeleinheit erweitert, um die Maschine zum Wickeln zu befähigen [71]. Der Aufbau der Kinematik sowie der Wickeleinheit sind in Abbildung 4.1 dargestellt. Da der Draht von oben zugeführt wird, wird eine Wickeleinheit mit einer vertikal eingespannten Wickelnadel verwendet, wobei die Zentrierung der Wickelnadel mithilfe eines Drei-Backen-Futters erfolgt. Die Wickeleinheit ist über eine Halterung mit der Gelenkplatte der Kinematik verbunden. Durch die Anordnung wird sichergestellt, dass selbst bei einer Bewegung der Wickeleinheit in der Ebene aufgrund des großen vertikalen Abstands zwischen Drahtführungssystem und Wickeleinheit der Eintrittswinkel des Drahtes in die Führungsbuchse annähernd konstant bleibt, sodass ein Einfluss der Wickelnadelposition auf die Drahtzugkraft ausgeschlossen werden kann.

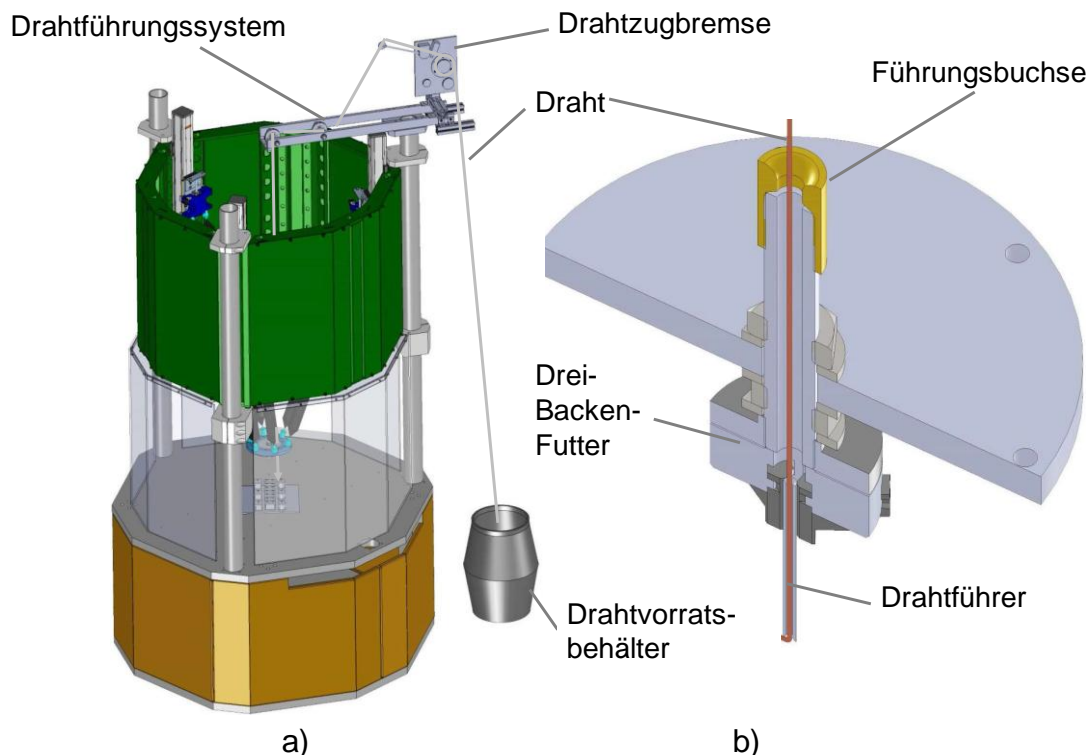


Abbildung 4.1: Versuchsaufbau mit a) Parallelkinematik Flexmotion der Firma Faude, b) Wickeleinheit [71]

Pro Drahtdurchmesser und Biegeverhältnis wird je ein Wickelelement benötigt. Eine Auswahl ist Abbildung 4.2 zu entnehmen. Die Wickelelemente werden mittig im Arbeitsraum positioniert und verschraubt. Die Bewicklung erfolgt, indem der Draht geklemmt und neun Windungen spiralförmig um das jeweilige Element gewickelt werden. Für die Messung der elektrischen Widerstände wird das Messgerät

METRAHIT 27M der Firma Gossen Metrawatt verwendet [82]. Da sich für jedes Wickelement aufgrund der Biegeradien unterschiedliche Spulenlängen ergeben, werden die gemessenen Widerstandswerte für die Vergleichbarkeit auf eine Referenzlänge umgerechnet. Für alle Versuche wird dieselbe Wickelnadel mit einem Innendurchmesser von 2 mm und elliptischem Austritt verwendet. Etwaige Reibungsunterschiede werden dadurch kompensiert, dass die Drahtzugkraft nach dem Nadelaustritt gemessen und die Bremskraft iterativ eingestellt wird, bis am Nadelaustritt die gewünschte Zugkraft anliegt.



Abbildung 4.2: Auswahl an Wickelementen mit unterschiedlichen Biegeradien

Die Drahtzugkraft wird zwischen 80 und 120 % variiert, bezogen auf die maximal vom Drahthersteller empfohlene Kraft [81]. Die Kräfte sind durchmesserabhängig, wobei für dünnere Drähte insgesamt höhere Spannungen zulässig sind. Aus den Durchmessertoleranzen des Kupferlackdrahtes gemäß [19] ergeben sich insbesondere für geringe Drahtdurchmesser < 0,5 mm große Querschnitts- und damit tolerierte Spannungsschwankungen (Delta Drahtspannung  $\sigma$ ), was in Abbildung 4.3 b) gezeigt ist. Auch der elektrische Widerstand schwankt proportional zur Querschnittsfläche.

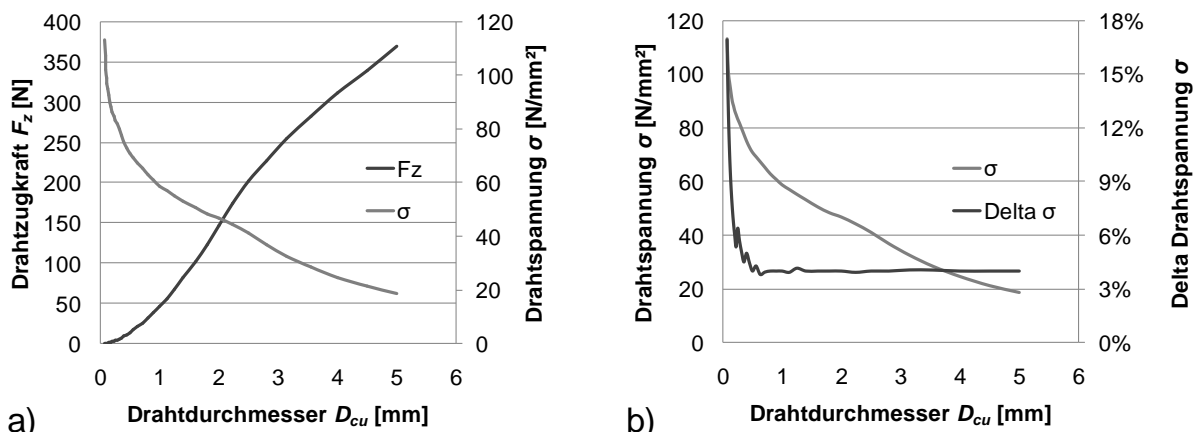


Abbildung 4.3: Zulässige Drahtzugkräfte und Spannungen in Abhängigkeit des Drahtdurchmessers gemäß [19, 81]

### 4.1.2 Versuchsergebnisse

Die Ergebnisse des Versuchs sind in Abbildung 4.4 dargestellt. Die relative Widerstandszunahme gegenüber dem unverwickelten Draht beträgt bei Drahtdurchmesser 0,71 mm zwischen 2,2 % und 7,3 %, bei Drahtdurchmesser 1,0 mm zwischen 3,6 % und 10 % (nicht abgebildet) sowie bei 1,25 mm zwischen 7,1 % und 10,5 %. Bei allen Versuchsreihen ist eine deutliche Abhängigkeit des ohmschen Widerstandes von der Drahtzugkraft zu erkennen, was primär auf Querkontraktionseffekte infolge der Drahtzugkraft zurückzuführen ist. Dabei nimmt der mit einer Bügelmessschraube gemessene Außendurchmesser um bis zu 0,03 mm für  $D_{Cu} = 1,0$  mm, bzw. 0,04 mm für  $D_{Cu} = 1,25$  mm ab. Diese Werte sind jedoch für den tatsächlichen Querkontraktionsverlauf nur bedingt aussagekräftig, da sich auch die Querschnittsform des Drahtes infolge der inkonstanten Spannung verändert. Dies kann insbesondere an der Isolationsschichtdicke des Drahtes in Abbildung 4.4 c) erkannt werden, die im äußeren Zugbereich sichtbar geringer ist als im Druckbereich.

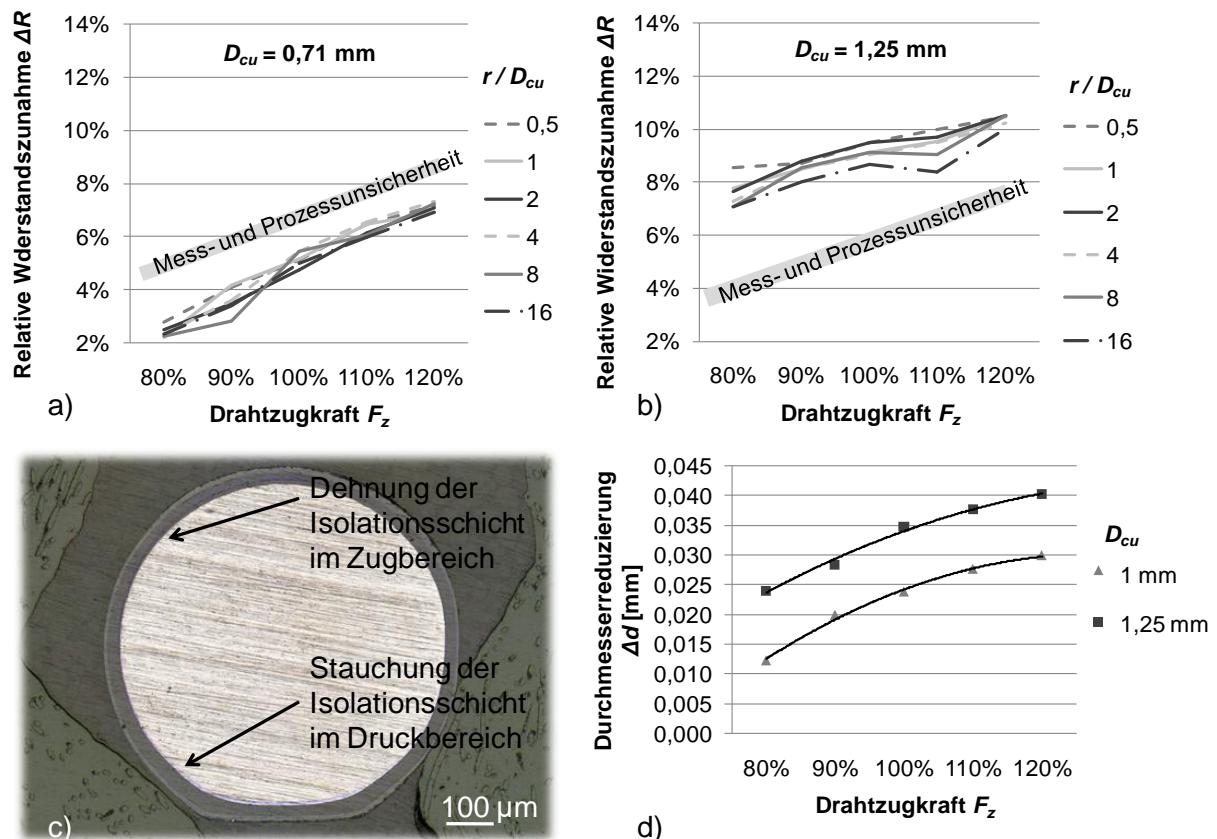


Abbildung 4.4: Versuchsergebnisse zur Ermittlung des Einflusses der Drahtzugkraft auf den elektrischen Widerstand: a) relative Widerstandszunahme  $\Delta R$  für  $D_{Cu} = 0,71$  mm, b) relative Widerstandszunahme  $\Delta R$  für  $D_{Cu} = 1,00$  mm, c) Schliffbild für  $D_{Cu} = 0,71$  mm mit  $F_z = 100\%$  und  $r / D_{Cu} = 0,5$ , d) Durchmesserreduzierung  $\Delta d$  für  $D_{Cu} = 1,00$  mm und für  $D_{Cu} = 1,25$  mm [80]

Die Längskontraktion geht nicht in das Wickelerggebnis ein aufgrund der durch die Windungszahl fest vorgegebenen Drahtlänge. Gering ausgeprägt ist die Abhängigkeit des Widerstands vom Biegeverhältnis  $r / D_{cu}$ . Tendenziell führt das größte, also drahtschonendste Biegeverhältnis von 16, zu den geringsten Widerstandszunahmen. Jedoch bleiben die Unterschiede in der Widerstandszunahme in der Größenordnung der Mess- und Prozessunsicherheit, sodass diesem Effekt eine untergeordnete Rolle zugemessen werden muss. Die drahtabhängige Prozess- und Messunsicherheit wurde in einem Vorversuch ermittelt und beträgt  $\pm 0,3$  % für den Drahtdurchmesser 0,71 mm und  $\pm 0,45$  % für den Durchmesser 1,25 mm, was mit einem hellgrauen parallelverschobenen Streifen in Abbildung 4.4 gekennzeichnet ist. Dass die Widerstandszunahme recht unterschiedlich ausfällt, kann teilweise damit erklärt werden, dass die vom Hersteller angegebenen drahtabhängigen, zulässigen Drahtzugkräfte nicht dem tatsächlichen mechanischen Materialverhalten gerecht werden. Dabei spielt auch die Toleranz des Drahtdurchmessers eine Rolle, die ebenfalls Einfluss auf das Spannungs-Dehnungs-Verhalten des Drahtes hat. Insgesamt zeigt sich, dass eine Überschreitung der zulässigen Drahtzugkraft von 20 % bereits eine deutliche Widerstandserhöhung von ca. 7 - 10 % bewirkt. Damit belegen die Ergebnisse, dass die Drahtzugkraft geregelt und in engen Grenzen gehalten werden muss, um die Widerstandszunahme und dadurch die Kupferverluste zu begrenzen.

## 4.2 Ermittlung des Einflusses der Nadelgeometrie auf die Drahtzugkraft

Die Geometrie und Ausrichtung des Drahtführers haben einen großen Einfluss auf die Drahtzugkraft, die, wie bereits in 3.1.1 erläutert, in einer gängigen Regelung aufgrund der Messposition aktuell nicht berücksichtigt werden kann. Daher sollen nachfolgend der Zusammenhang zwischen Drahtführergeometrie und Drahtzugkraft untersucht und Optimierungsmaßnahmen abgeleitet werden. Da in der Nadelwickeltechnik ausschließlich Röhrendrahtführer, auch Wickelnadeln genannt, verwendet werden, beschränkt sich die Untersuchung auf diesen Drahtführertyp. Des Weiteren wird von einer innen und außen rotationssymmetrischen Geometrie der Wickelnadel ausgegangen.

### 4.2.1 Versuchsplanung und -aufbau

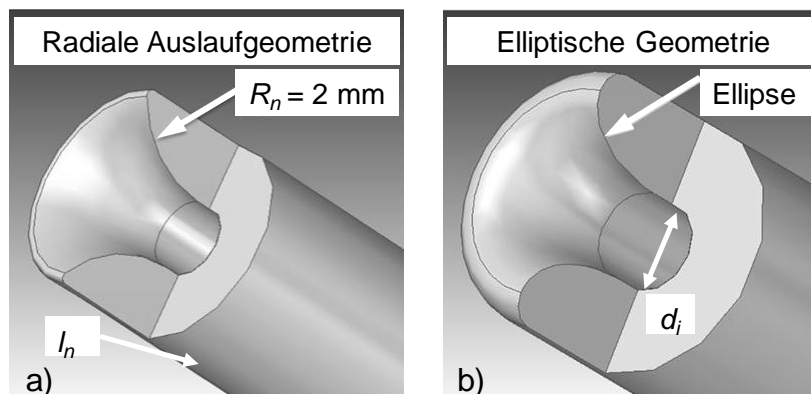
Als Haupteinflussfaktoren der Drahtführergeometrie auf die Drahtzugkraft  $F_z$  werden der Innendurchmesser  $d_i$  sowie der Nadelauslaufradius  $R_n$  vermutet. Darüber hinaus soll auch der Einfluss der Nadellänge  $l_n$  untersucht werden. Die Versuche werden für mehrere Drahtdurchmesser  $D_{cu}$ , Bremskräfte  $F_{br}$  und Austrittswinkel  $\alpha$  durchgeführt. Der Außendurchmesser der Wickelnadel von  $d_a = 3,5$  mm ist für alle Versuche

konstant, da dieser allgemein durch die Nutschlitzbreite des Stators begrenzt wird. Tabelle 4.2 zeigt die Parametervariation für das Versuchsprogramm der in [83–85] durchgeführten Untersuchungen.

*Tabelle 4.2: Parameterübersicht zur Ermittlung des Einflusses der Nadelgeometrie auf die Drahtzugkraft*

Drahtdurchmesser $D_{cu}$ [mm]	0,71	0,8	0,9	1,0			
Bremskraft der Drahtzugbremse $F_{br}$ [N]	2,5	5	7,5	10	12,5	15	17,5
Austrittswinkel $\alpha$ [°]	30	60	75	90	105	120	
Auslaufradius ( /-geometrie) $R_n$ [mm]	1	2	3	4	5	Ellipse	
Wickelnadellänge $l_n$ [mm]	35	40	45	50	55	60	65
Wickelnadelinnendurchmesser $d_i$ [mm]	1,0	1,1	1,2	1,3	...	1,9	2,0
Wickelnadelaußendurchmesser $d_a$ [mm]	3,5						

Die Wickelnadel mit ihren drei wesentlichen geometrischen Merkmalen Nadellänge  $l_n$ , Auslaufgeometrie und Innendurchmesser  $d_i$  ist nachfolgend dargestellt:



*Abbildung 4.5: CAD-Modelle des Drahtführers mit a) radialer Auslaufgeometrie, b) elliptischer Auslaufgeometrie [84]*

Da unter anderem der Austrittswinkel ein relevanter Parameter ist, muss der Versuchsaufbau geändert werden. Die in Abbildung 4.6 gezeigte Wickelvorrichtung substituiert dabei die Vorrichtung mit der vertikalen Wickelnadel und wird ebenfalls am Roboterflansch montiert, der zusätzlich um eine rotatorische Achse (C-Achse) erweitert wird. Durch die horizontale Nadelanordnung kann dadurch ein beliebiger

Nadelaustrittswinkel eingestellt werden. Für die Messung der Drahtzugkraft wird der elektronische Zugspannungsmesser DTMB-10K der Firma Schmidt control instruments mit einem Messbereich von 10 N bis 100 N bei einer Auflösung von 0,1 N verwendet [86]. Der Draht wird über die Umlenkrolle zentrisch in den Drahtführer gelenkt, tritt aus dem Drahtführer aus, wird durch die drei Messrollen des Messgeräts geführt und anschließend geklemmt. Dabei ist die mittlere Rolle beweglich gelagert und kann maximal 0,2 mm ausgelenkt werden. Die Auslenkung wird mittels Dehnungsmessstreifen (DMS) erfasst, deren proportionales Spannungssignal in die entsprechende Zugkraft umgerechnet wird. Für eine präzise Messung ist entscheidend, dass das Wickelwerkzeug eine Relativbewegung gegenüber dem Messgerät vollführt, sodass Draht nachgezogen wird, ohne dass sich dabei der Winkel zwischen Drahtführer und Führungsrollen verändert. Darüber hinaus darf die Messwertaufnahme erst gestartet werden, wenn sich die Drahtzugkraft stabilisiert hat, um das Aufnehmen von Losbrechkräften zu vermeiden. Anschließend nimmt das Messgerät kontinuierlich 62 Messwerte pro Sekunde auf. Der gemittelte Maximalwert wird ausgegeben.

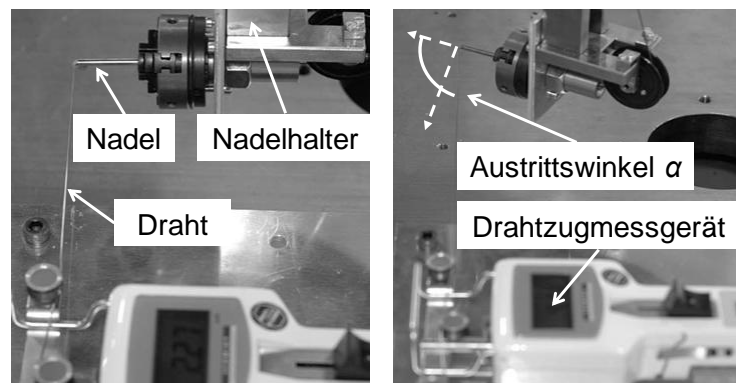


Abbildung 4.6: Versuchsaufbau zur Ermittlung des Einflusses des Drahtführers auf die Drahtzugkraft [83]

#### 4.2.2 Versuchsergebnisse

Aufgrund des großen Umfangs der Versuche wird im folgenden Abschnitt eine Auswahl der wesentlichen Ergebnisse und Erkenntnisse für die Drahtdurchmesser 0,71 mm und 1,0 mm präsentiert. Dabei erfolgt zunächst die Vorstellung der Ergebnisse und am Ende die Interpretation, da die Kraftausprägung von der geometrischen Merkmalskombination abhängt. Die Messunsicherheit des Drahtzugkraftmessgeräts wurde in einem Vorversuch ermittelt und beträgt  $\pm 0,8$  N.

In Abbildung 4.7 ist der Einfluss von Bremskraft  $F_{br}$  und Austrittswinkel  $\alpha$  dargestellt. Die graue, gestrichelte Linie markiert die nach [81] maximal empfohlene Drahtzug-



kraft. Allgemein nimmt die Drahtzugkraft mit steigender Bremskraft und steigenden Austrittswinkeln zu. Für hoch eingestellte Bremskräfte wird die maximal empfohlene Drahtzugkraft bereits bei sehr geringen Austrittswinkeln überschritten. Prinzipiell können die Kurvenverläufe in zwei Bereiche unterschieden werden: zunächst nimmt die Drahtzugkraft in etwa linear mit steigendem Winkel zu (Bereich I). Ab einem bestimmten Winkel steigt die Drahtzugkraft jedoch exponentiell an (Bereich II). Der Winkel, ab welchem der exponentielle Kraftanstieg beginnt, wird als maximaler Austrittswinkel  $\alpha_{max}$  definiert, der nicht überschritten werden soll. Der grundsätzliche Kurvenverlauf konnte in allen Versuchsreihen beobachtet werden. Dabei ist der Winkelbereich für die Phase I umso breiter, je niedriger die Bremskraft eingestellt ist.

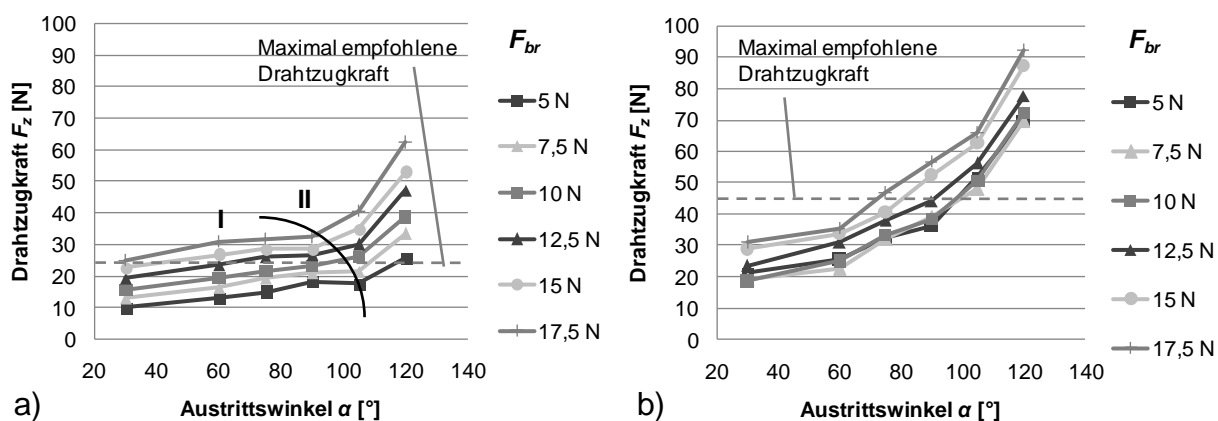


Abbildung 4.7: Einfluss der Bremskraft und des Austrittswinkels auf die Drahtzugkraft für a) Drahtdurchmesser  $D_{cu} = 0,71$  mm (mit  $d_i = 1,2$  mm,  $R_n = 3$  mm,  $l_n = 45$  mm), b) Drahtdurchmesser  $D_{cu} = 1,0$  mm (mit  $d_i = 2$  mm,  $R_n = 3$  mm,  $l_n = 45$  mm) [83]

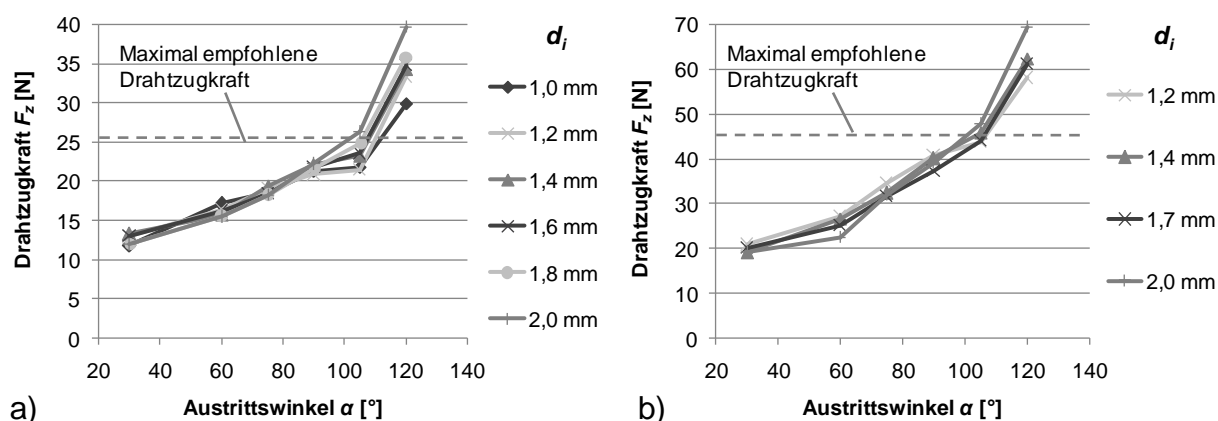


Abbildung 4.8: Einfluss des Innendurchmessers und des Austrittswinkels auf die Drahtzugkraft für a) Drahtdurchmesser  $D_{cu} = 0,71$  mm (mit  $F_{br} = 7,5$  N,  $R_n = 3$  mm,  $l_n = 45$  mm), b) Drahtdurchmesser  $D_{cu} = 1,0$  mm (mit  $F_{br} = 7,5$  N,  $R_n = 3$  mm,  $l_n = 45$  mm) [83]

Die Abhängigkeit der Drahtzugkraft von Austrittswinkel und Innendurchmesser des Drahtführers ist in Abbildung 4.8 gezeigt. Die insgesamt geringeren Absolutwerte der Kräfte im Vergleich zu den in Abbildung 4.7 gezeigten Kraftverläufen resultieren aus einer verminderten Bremskraft von 7,5 N. Bis zu einem Austrittswinkel von etwa 90°, bzw. 105°, ist kein wesentlicher Einfluss des Innendurchmessers auf den Kraftverlauf erkennbar. Anschließend beginnt der exponentielle Verlauf, wobei die Drahtzugkraft umso stärker ansteigt je größer der Innendurchmesser der Nadel gewählt ist.

In Abbildung 4.9 ist der Einfluss unterschiedlicher Nadellängen dargestellt. Es zeigt sich, dass eine Variation dieser Größe keinen nennenswerten Einfluss auf die Drahtzugkraft ausübt. Da das aus der Drahtzugkraft resultierende, auf den Drahtführer wirkende Biegemoment proportional mit der Nadellänge zunimmt, sollten aus Festigkeitsgründen die Wickelnadeln dennoch nicht länger als nötig ausgeführt werden.

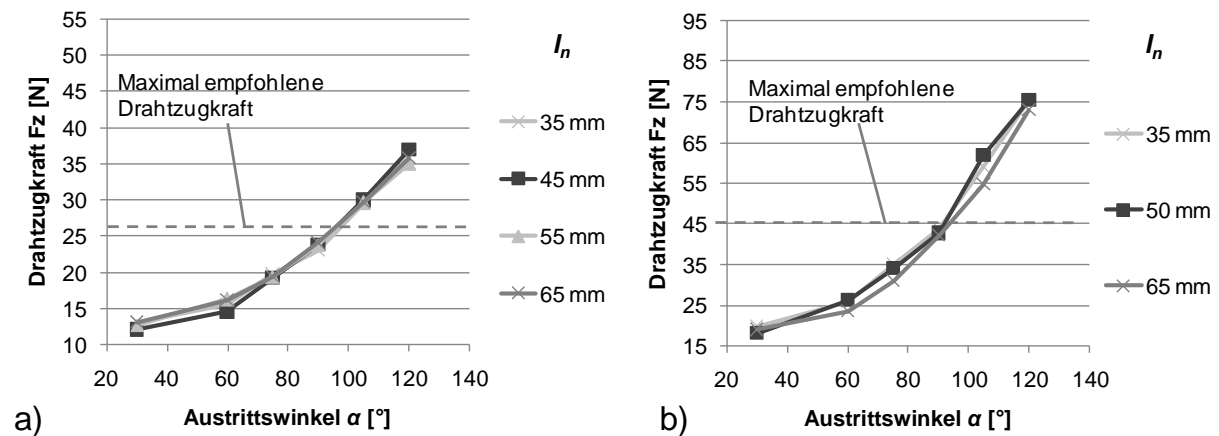


Abbildung 4.9: Einfluss der Nadellänge und des Austrittswinkels auf die Drahtzugkraft für a) Drahtdurchmesser  $D_{cu} = 0,71$  mm (mit  $F_{br} = 7,5$  N,  $R_n = 3$  mm,  $d_i = 1,2$  mm), b) Drahtdurchmesser  $D_{cu} = 1,0$  mm (mit  $F_{br} = 7,5$  N,  $R_n = 3$  mm,  $d_i = 1,65$  mm) [83]

In Abbildung 4.10 sind die Drahtzugkraftwerte für unterschiedliche Austrittsgeometrien dargestellt. Die Kraftverläufe implizieren, dass die optimale Auslaufgeometrie vom Austrittswinkel abhängt, sodass für verschiedene Winkelbereiche jeweils unterschiedliche Auslaufradien zu bevorzugen sind. In dem gezeigten Beispiel a) ist für den Winkelbereich bis 90° der größte Radius  $R_n = 5$  mm optimal, wobei  $R_n = 4$  mm und  $R_n = 5$  mm im Allgemeinen sehr ähnliche Werte aufweisen. Bei 120° ist die Drahtzugkraft jedoch so hoch, dass der Draht bei Verwendung von  $R_n = 5$  mm reißt und bei  $R_n = 4$  mm sichtbare Beschädigungen zeigt. Im Winkelbereich von 90° bis 105° weist  $R_n = 3$  mm die niedrigsten Kraftwerte auf, bei größeren Austrittswinkeln Radius  $R_n = 2$  mm. Es wäre zu erwarten, dass bei fortgesetzter

Messreihe irgendwann  $R_n = 1$  mm die niedrigsten Kraftwerte aufweisen würde. Die Radienreihenfolge  $R_n$  5 mm > 4 mm > 3 mm > 2 mm (> 1 mm) legt die Vermutung einer Gesetzmäßigkeit nahe. Die Ellipse fällt hierbei aus dem Rahmen, da die Drahtzugkraftwerte im Wertemittelbereich liegen und durchgehend lineares Verhalten zeigen. Dieses Ergebnis wiederholt sich qualitativ bei allen Drahtstärken und allen Bremskraftvariationen.

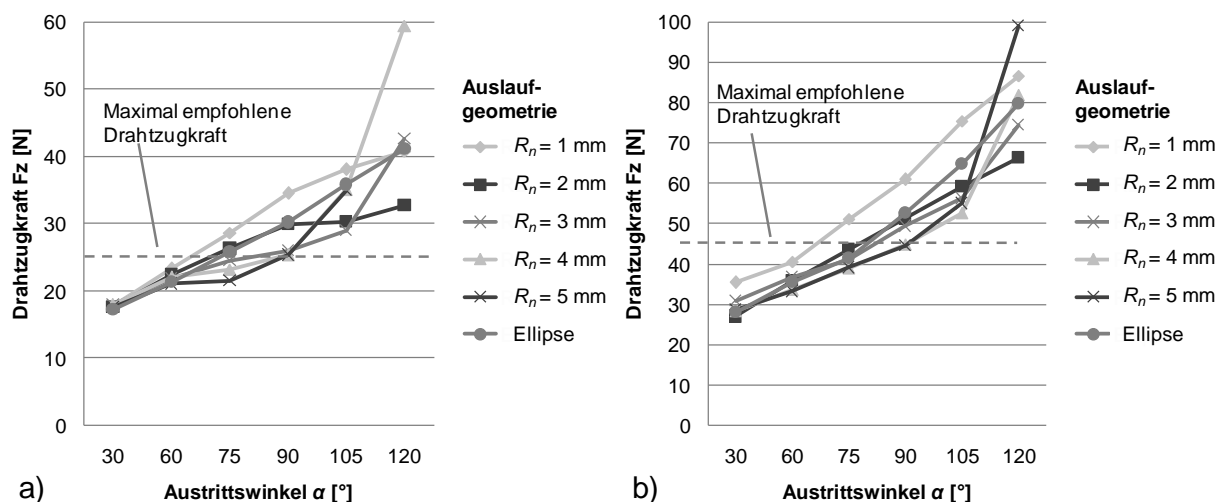


Abbildung 4.10: Einfluss der Nadellänge und der Auslaufgeometrie auf die Drahtzugkraft für a) Drahtdurchmesser  $D_{cu} = 0,71$  mm (mit  $F_{br} = 10$  N,  $l_n = 45$  mm,  $d_i = 1,2$  mm), b) Drahtdurchmesser  $D_{cu} = 1,0$  mm (mit  $F_{br} = 10$  N,  $l_n = 45$  mm,  $d_i = 1,65$  mm) [84]

Allerdings ist nicht diejenige Geometrie zu bevorzugen, die die niedrigsten Absolutwerte aufweist, sondern diejenige, die die geringste Steigung über den relevanten Winkelbereich zeigt. Dies hängt damit zusammen, dass die Drahtzugkraft bei einem Austrittswinkel von  $90^\circ$  vor Wickelbeginn über die Bremskraft eingestellt wird und der winkelabhängige Kraftverlauf der jeweiligen Bremskraft entsprechend als Arbeitskennlinie des Drahtführers betrachtet werden kann. Ein möglichst lineares Verhalten mit einem niedrigen Gradienten resultiert in einer möglichst gleichbleibenden Drahtzugkraft und ist daher vorteilhaft. In Tabelle 4.3 sind die Spannweiten der Kraftverläufe als Prozentwert der maximal empfohlenen Drahtzugkraft für die unterschiedlichen Auslaufgeometrien und Drahtdurchmesser aufgelistet. Die Sterne \* indizieren Drahttrisse. Dabei zeigt  $R_n = 2$  mm durchgehend die niedrigste Spannweite. Insgesamt sind die Spannweiten sehr groß und belegen, dass der Drahtführer massiven Einfluss auf die Drahtzugkraft hat. Aus Platzgründen sind die Auslaufradien verkürzt angegeben, sodass beispielsweise  $R_1$  dem Wert von  $R_n = 1$  mm entspricht.

Tabelle 4.3: Spannweite der Kraftverläufe für  $30^\circ \leq \alpha \leq 120^\circ$ , bei Variation der Auslaufgeometrie, ausgedrückt als Prozentwert der maximal empfohlenen Drahtzugkraft gemäß [81]

$D_{cu}$	$F_{br}$	$l_n$	$d_i$	$R_1$	$R_2$	$R_3$	$R_4$	$R_5$	Ellipse
0,71 mm	5 N	45 mm	1,2 mm	85,7 %	<b>53,3 %</b>	68,7 %	119,7 %	201,2 %	83,8 %
	10 N	45 mm	1,2 mm	88,8 %	<b>58,7 %</b>	95,4 %	160,6 %	*	92,7 %
	15 N	45 mm	1,2 mm	83,0 %	<b>69,9 %</b>	123,9 %	*	*	95,4 %
1,0 mm	5 N	45 mm	1,65 mm	111,7 %	<b>84,2 %</b>	101,9 %	120,7 %	150,3 %	119,7 %
	10 N	45 mm	1,65 mm	110,8 %	<b>85,1 %</b>	94,0 %	115,6 %	151,6 %	111,4 %
	15 N	45 mm	1,65 mm	114,5 %	<b>92,0 %</b>	96,1 %	143,2 %	165,7 %	119,7 %

### 4.2.3 Ergebnisinterpretation

Das Zusammenwirken der geometrischen Einflussparameter soll nachfolgend interpretiert werden. Im Wesentlichen sind alle Ergebnisse auf zwei Effekte zurückzuführen, die von den geometrischen Ausprägungen der Wickelnadel und dem Austrittswinkel beeinflusst werden. Der Austrittswinkel ist verantwortlich für das Maß der Reibung an der Auslaufgeometrie des Drahtführers. Die Zugkrafteerhöhung infolge der Reibung kann mit der Euler'schen Seilreibungsformel berechnet werden, wobei die Kraft  $F_{z,n-1}$  die vor dem Drahtführer anliegende Drahtzugkraft beschreibt und  $\mu_r$  den Reibkoeffizienten der Materialpaarung:

$$F_{z,n} = F_{z,n-1} \cdot e^{\mu_r \cdot \gamma} \approx F_{z,n-1} \cdot e^{\mu_r \cdot \alpha} \quad (4.1)$$

Dabei wird vorausgesetzt, dass der Draht zentrisch in den Drahtführer eingeführt wird und die Drahtzugkraft ausreichend hoch ist, sodass sich der Draht über den kompletten Winkel  $\alpha$  an den Drahtführer anschmiegt. In diesem Fall entspricht der Umschlingungswinkel  $\gamma$  näherungsweise dem Austrittswinkel  $\alpha$ , da die Länge des Drahtführers im Allgemeinen sehr viel größer ist als das Spiel zwischen Draht und Innendurchmesser, sodass der tangentielle Anlagepunkt des Drahtes  $T$  am Auslaufradius ohne nennenswerte Auswirkung auf den Radienbeginn gelegt werden kann (vgl. Abbildung 4.11 a)). Aus Formel (4.1) ist ersichtlich, dass die Reibung an der Auslaufgeometrie proportional zur Bremskraft  $F_{br}$  (die die Kraft  $F_{z,n-1}$  beeinflusst) und exponentiell mit steigendem Austrittswinkel  $\alpha$  zunimmt.

Der zweite Einflussfaktor ist die Biegung des Drahtes, die wesentlich von der Nadelgeometrie abhängt. Da die für die Biegung erforderliche Kraft aufgrund der Plastizität (vgl. Formel (3.9)) nicht ohne Weiteres analytisch ermittelbar ist, soll anhand der Außenfaserdehnung der Zusammenhang zwischen Nadelauslauf-

geometrie und Biegekraft qualitativ beschrieben werden. Die Auslaufgeometrie der Wickelnadel sowie die wirkenden Kräfte und Spannungen sind in Abbildung 4.11 dargestellt, wobei die Reibspannung  $\sigma_R$  aus Gründen der Übersichtlichkeit vereinfachend als konstant über den Drahtquerschnitt abgebildet ist. Dabei ist  $F_{z,n}$  die hinter dem Drahtführer anliegende Drahtzugkraft,  $F_R$  die Reibkraft,  $F_N$  die Normalkraft sowie  $\sigma_b$ ,  $\sigma_R$ ,  $\sigma_z$ , die zugehörigen Biege-, Reib- und Zugspannungen.

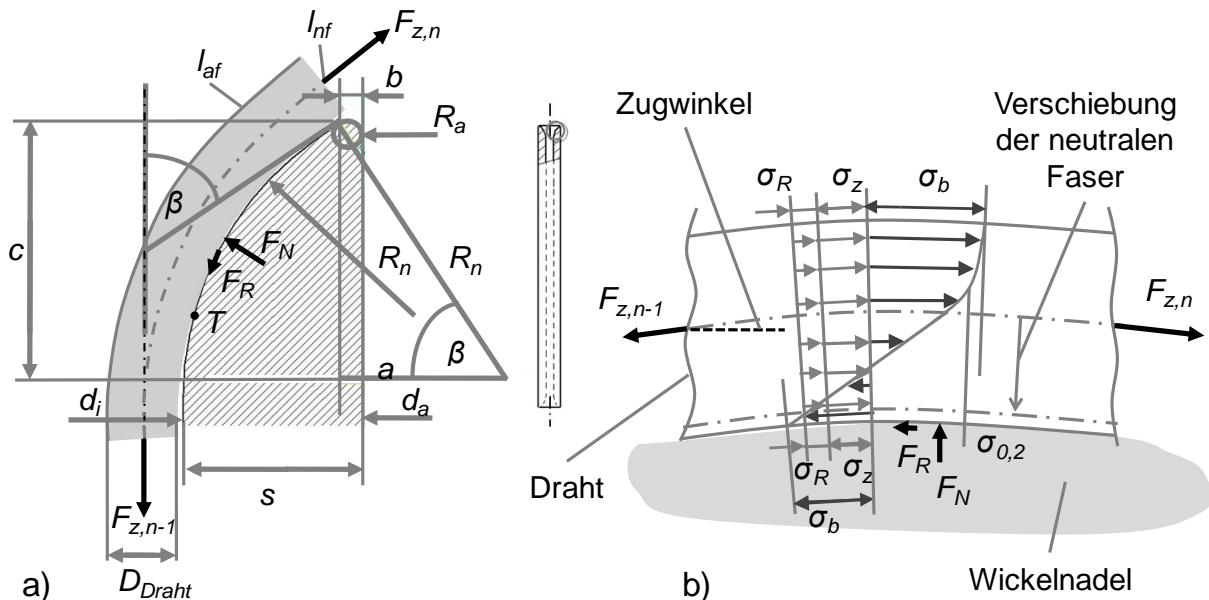


Abbildung 4.11: a) Prinzipielle Darstellung der Auslaufgeometrie einer Wickelnadel [84], b) Ausschnitt eines Drahtstücks an der Auslaufgeometrie einer Wickelnadel mit qualitativer Darstellung der Kräfte und Spannungen (als Erweiterung der Abbildung 3.18)

Da die Wandstärke  $s$  aufgrund schmaler Nutschlitzes sehr viel geringer als der Auslaufradius ausfällt (siehe Abbildung 4.11 a), wird zur Vermeidung scharfer Kanten die Auslaufkontur meist aus zwei Radien (oder Ellipsen) gebildet, einem inneren Auslaufradius  $R_n$  und einem äußeren Radius  $R_a$ . Damit ein kantenfreier Übergang zur Außenkontur der Wickelnadel gewährleistet ist, gilt zudem:

$$\frac{d_a - d_i}{4} < R_n \quad (4.2)$$

$$0 < R_a \leq \frac{s}{2} = \frac{d_a - d_i}{4} \quad (4.3)$$

Der Übergang von  $R_n$  zu  $R_a$  kann über den Winkel  $\beta$  beschrieben werden, der eine Funktion beider Radien und der Wandstärke  $s$  ist:

$$s = \frac{d_a - d_i}{2} \quad (4.4)$$

$$a = R_n - s + b = R_n - \frac{d_a - d_i}{2} + b \quad (4.5)$$

$$b = R_a + R_a \cdot \cos(\beta) = R_a \cdot [1 + \cos(\beta)] \quad (4.6)$$

$$\beta = \arccos\left(\frac{a}{R_n}\right) = \arccos\left(\frac{R_n + R_a - s}{R_n - R_a}\right) \quad (4.7)$$

$$\beta = \begin{cases} \beta \leq \frac{\pi}{2} \text{ für } R_n \geq s - R_a \\ \beta > \frac{\pi}{2} \text{ für } R_n < s - R_a \end{cases} \quad (4.8)$$

Der Winkel  $\beta$  steigt mit zunehmender Wandstärke  $s$  und mit abnehmenden Radien. Je größer  $\beta$  ausfällt, desto größer ist der Winkelbereich, über den der Draht über den großen Radius  $R_n$  geführt wird. Im Fall  $\alpha > \beta$  wird der Draht zunächst um  $R_n$  im Winkelbereich  $\beta$  gebogen und anschließend um  $R_a$  um den Winkel  $\alpha - \beta$ . Dies ist für die Außenfaserdehnung  $\varepsilon_{AF}$  relevant. Bei reiner Biegung kann die Außenfaserdehnung  $\varepsilon_{AF}$  in Abhängigkeit der Länge der neutralen Faser  $l_{NF}$  wie folgt beschrieben werden:

$$l_{AF} = (D_{Draht} + R) \cdot \alpha \quad (4.9)$$

$$l_{NF} = \left(\frac{D_{Draht}}{2} + R\right) \cdot \alpha \quad (4.10)$$

$$\varepsilon_{AF} = \frac{l_{AF} - l_{NF}}{l_{NF}} = \frac{l_{AF}}{l_{NF}} - 1 = \frac{(D_{Draht} + R)}{\left(\frac{D_{Draht}}{2} + R\right)} - 1 \quad (4.11)$$

$$\varepsilon_{AF,max} = \begin{cases} \frac{(D_{Draht} + R_n)}{\left(\frac{D_{Draht}}{2} + R_n\right)} - 1 \text{ für } \beta \geq \alpha \\ \frac{(D_{Draht} + R_a)}{\left(\frac{D_{Draht}}{2} + R_a\right)} - 1 \text{ für } \beta < \alpha \end{cases} \quad (4.12)$$

Da in der Regel  $R_a \ll R_n$  gilt, folgt aus den Betrachtungen, dass die Außenfaserdehnung und damit die Biegekraft signifikant ansteigt, wenn der Austrittswinkel  $\alpha$  den

Übergangswinkel  $\beta$  übersteigt, vorausgesetzt, dass sich der Draht über den kompletten Winkel  $\alpha$  an den Drahtführer anschmiegt. Anders ausgedrückt bedeutet dies, dass die Biegekraft bedeutsam zunimmt, wenn der Austrittswinkel  $\alpha$  so groß gewählt wird, dass der Draht auch über den kleinen Außenradius  $R_a$  geführt wird.

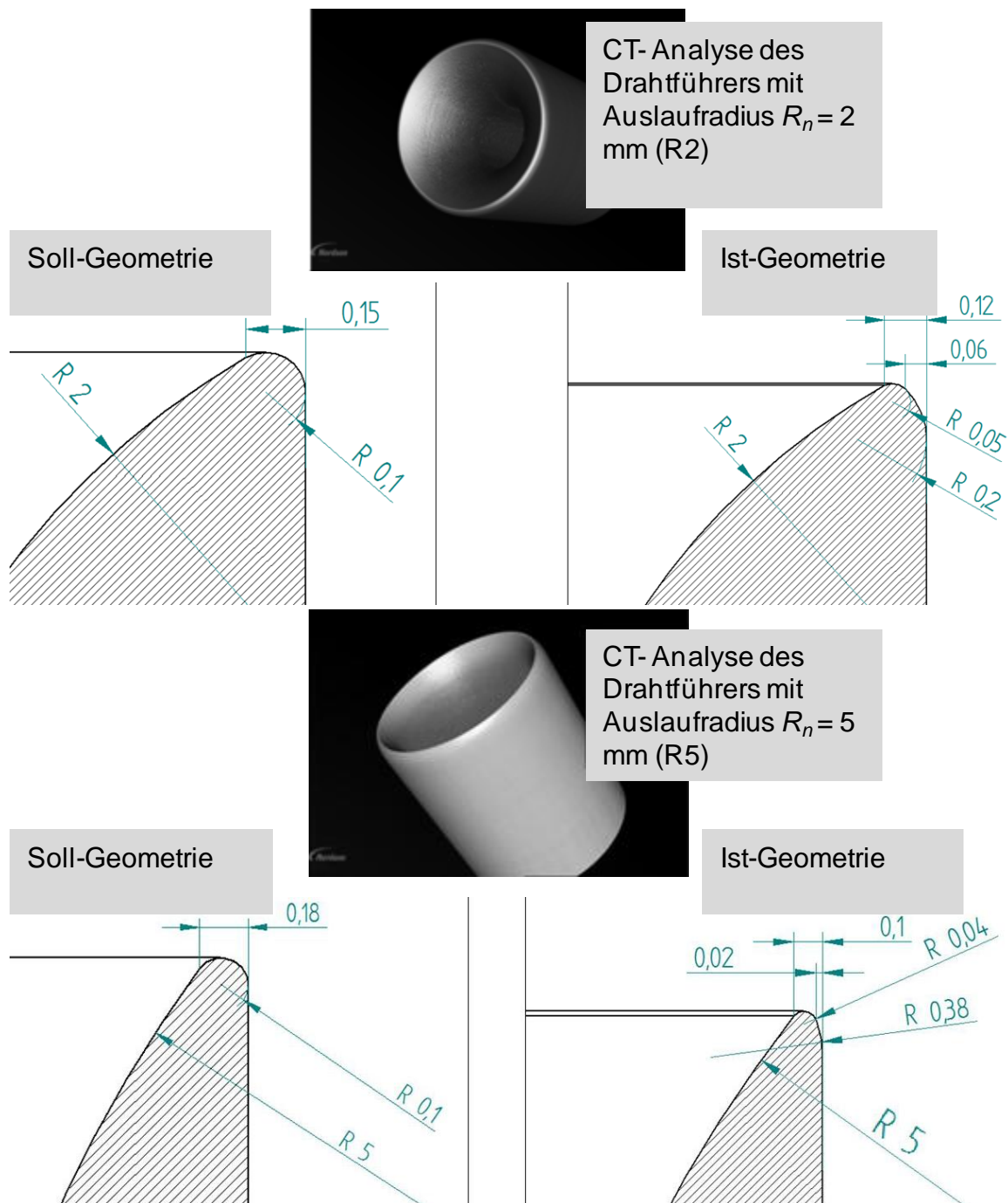


Abbildung 4.12: Soll-Ist-Vergleich der Auslaufgeometrie mittels Computer-Tomographie (Nordson DAGE, Modell XD7600NT) [84]

Ein Soll-Ist-Vergleich der Auslaufgeometrie mittels Computer-Tomographie zeigt zudem, dass geringe Radien an der Auslaufgeometrie, wie  $R_a$ , schwierig zu fertigen sind, sodass im Prinzip an der Nadelspitze "scharfe Kanten" entstehen, die das Problem der Außenfaserdehnung verstärken (siehe Abbildung 4.12). Somit hat die Radienausprägung bei gegebener Wandstärke eine konträre Auswirkung: einerseits bewirkt ein großer Radius  $R_n$  eine geringe Drahtdehnung und damit Biegekraft, andererseits einen geringen Winkel  $\beta$ , wodurch der exponentielle Drahtzugkraftanstieg bei einem geringeren Austrittswinkel  $\alpha$  beginnt. Dies erklärt die Verläufe aus Abbildung 4.10.

Allgemein nehmen die Kraftverläufe mit steigendem Austrittswinkel zu, da die Reibung vom Umschlingungswinkel abhängt. In Abbildung 4.7 a) sind die Kraftverläufe im linearen Bereich aufgrund der unterschiedlichen Bremskraft - und folglich unterschiedlichen Zug- und Reibkraft - bei gleichen Austrittswinkeln entsprechend Formel (4.1) parallelverschoben. Der exponentielle Bereich beginnt bei hohen Bremskräften schon ab geringeren Austrittswinkeln, da der Draht bei geringen Bremskräften nicht vollständig der Auslaufkontur folgt und sich damit eine geringere Dehnung und Reibung einstellen. Die Variation des Innendurchmessers in Abbildung 4.8 bewirkt eine Variation der Wandstärke und damit des Übergangswinkels  $\beta$ , sodass bei gegebenen Radien ein hoher Innendurchmesser eine entsprechend geringere Wandstärke und somit Radienausprägung bedingt. Daher sind die Kraftverläufe bis zum Überschreiten des Winkels  $\beta$  konstant. Dass die Länge der Nadel in Abbildung 4.9 keinen messbaren Einfluss auf die Drahtzugkraft zeigt, hängt damit zusammen, dass die Auslaufkonturen und somit auch die Auslaufwinkel aller Nadeln konstant waren. Zwar verschiebt sich der Kontaktpunkt des Drahtes am Auslaufradius, dies aber nur in einem vernachlässigbaren Rahmen, weil das Verhältnis von Nadellänge zu Nadelinnendurchmesser sehr groß ist. Da der Draht zentrisch in den Drahtführer eingefädelt wird, bedeutet die Nadellänge keine Variation der Reibstrecke.

### **4.3 Ableitung von zukünftigen Optimierungsmaßnahmen und Fazit**

Aus den Untersuchungen der Drahtführergeometrie geht hervor, dass diese in Verbindung mit dem Austrittswinkel einen erheblichen Einfluss auf die Drahtzugkraft hat. Da der Austrittswinkel während des Wickelvorgangs nicht konstant ist, bewirkt die Auslaufgeometrie der Wickelnadel, dass die Drahtzugkraft wie auf einer Arbeitskennlinie variiert. Entsprechend ist es entscheidend, den Wickelprozess so zu gestalten, dass der Austrittswinkel nur in einer geringen Spannweite verändert wird. Darüber hinaus kann die Drahtzugkraftvariation auch über die Gestaltung der Auslaufgeometrie reduziert werden. Da die maximale Wandstärke der Wickelnadel durch die effektive Nutschlitzbreite und den Drahtdurchmesser beschränkt ist, kann



die Nadelgeometrie dabei nur über die Radienausprägung optimiert werden. Hierbei ist entscheidend, welche Austrittswinkel im Wickelprozess maximal erreicht werden. Generell ist ein Übergangswinkel  $\beta > \alpha$  wünschenswert, aber nicht unbedingt notwendig. Ist die Drahtzugkraft zu gering, um ein komplettes Anschmiegen des Drahtes an die Drahtführergeometrie zu bewirken, kann unter Umständen auch ein Übergangswinkel  $\beta < \alpha$  zugelassen werden, ohne dabei einen exponentiellen Anstieg der Drahtzugkraft zu bedingen. Hierfür fehlen jedoch geeignete Rechenmodelle, die die Plastizität des Wickeldrahtes berücksichtigen. Dabei ist eine generelle Herausforderung, dass die vor dem Drahtführer anliegende und aus der Wickelmaschine resultierende Drahtzugkraft bekannt sein muss. Somit kann der Drahtführer rechnerisch nicht ohne die Wickelmaschine optimiert werden. Da die Drahtzugkraft einen signifikanten Einfluss auf den Wicklungswiderstand hat, kann die Drahtführeroptimierung eine Drahtzugregelung, die den Einfluss des Drahtführers berücksichtigt, ohnehin nicht ersetzen. Entsprechend sollten zukünftige Forschungstätigkeiten darauf abzielen, geeignete Methoden und Sensorlösungen zu entwickeln, um den Einfluss des Drahtführers auf die Drahtzugkraft prozessbegleitend zu erfassen und aktiv in die Regelstrategie mit einzubeziehen.

## 5 Ansatz zur Erhöhung des elektrischen Füllfaktors unter Nutzung der Nadelwickeltechnik

Der elektrische Füllfaktor ist, wie in Kapitel 3 gezeigt, ein wesentlicher wickeltechnischer Beeinflussungsparameter zur Erhöhung des Wirkungsgrades und der Dauerleistung elektrischer Maschinen. Der erreichbare Füllfaktor hängt dabei einerseits von Produktparametern wie Kupferdurchmesser und Lackschichtdicke, Nutgröße und -form sowie der verwendeten Materialstärke der Isolierelemente und andererseits vom Wickelaufbau ab. Während erstgenannte Parameter wickelunabhängige Größen sind, ist das verwendete Wickelverfahren entscheidend dafür, in welchem Maß ein geordneter Lagenaufbau möglich ist, um den zur Verfügung stehenden Nutraum optimal auszunutzen. Aktuell werden sowohl mit der Einzieh- als auch mit der Nadelwickeltechnik lediglich Wildwicklungen realisiert, was eine Reduzierung des erreichbaren elektrischen Füllfaktors bewirkt. Für eine signifikante Steigerung des Füllfaktors muss daher eine lagegenaue Wicklung erzeugt werden. Ausgehend von einer Potenzialanalyse wird ein Lösungsansatz für eine lagegenaue, verteilte Wicklung unter Nutzung der Nadelwickeltechnik entworfen und prototypisch an einer Parallelkinematik erprobt. Den Abschluss des Kapitels bildet der Ausblick einer Implementierung in eine industrielle Nadelwickelmaschine.

### 5.1 Potenzialanalyse einer lagegenauen verteilten Wicklung

Eine Analyse von serienfertigten, eingezogenen Traktionsstatorn zeigt, dass in Abhängigkeit des Drahtdurchmessers, der Nutgröße und der gewählten Isolationsstärken derzeit mechanische Füllfaktoren von ca. 62-69 % und elektrische Füllfaktoren von ca. 42-49 % für verteilte Wicklungen erreicht werden (siehe Abbildung 5.1). Dabei handelt es sich um Ist- und nicht um nominelle Werte.

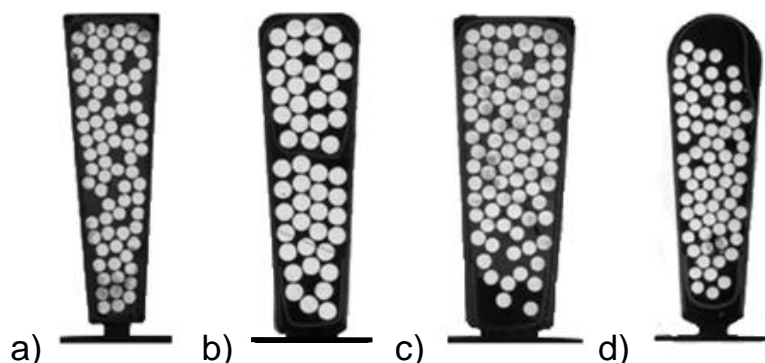
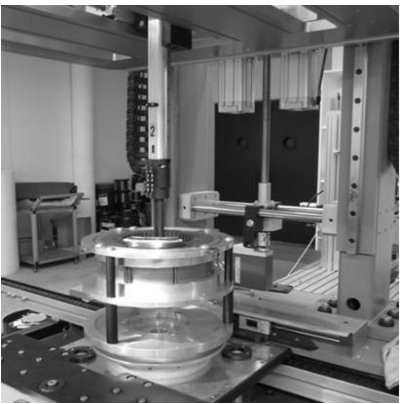


Abbildung 5.1: Nutschliffbilder eingezogener Traktionsstatorn mit verteilter Wicklung mit a) Renault Fluence, b) Tesla Model S, c) Smart Fortwo, d) Mitsubishi i-MIEV (Nutgrößen aus optischen Gründen vereinheitlicht)

Optimierungsmaßnahmen zielen darauf ab, mithilfe von gleitoptimiertem Draht, die Drahtreibung zu minimieren, sodass beim Einziehvorgang die Drähte durch den Druck nachfolgender Windungen möglichst in einen lagegenauen Aufbau gepresst werden [87, 88].

Da für die Nadelwickeltechnik und die Träufeltechnik keine Serienerfahrungswerte bezüglich erreichbarer Füllfaktoren wie bei der Einziehtechnik existieren, bzw. bekannt sind, wird ein Wickelversuch zur Abschätzung erreichbarer Füllfaktoren durchgeführt. Dabei wird ein Traktionsstator mit den in Tabelle 3.2 aufgeführten Eigenschaften mit unterschiedlichen Drahtstärken nacheinander bewickelt, wobei die Montierbarkeit des Deckschiebers als objektives Kriterium für das Erreichen eines Füllfaktors gilt. Für den Drahtdurchmesser  $D_{Cu} = 0,71$  mm wird neben konventionellem auch gleitoptimierter Draht gemäß [87] verwendet. Der Nadelwickelversuch erfolgt mit einem Nadelwickler der Firma SMZ in Würenlos, der Träufelversuch bei Audi Hungaria in Győr.

Tabelle 5.1: Parameter für Wickelversuch, Versuchsnadelwickler der Firma SMZ

Nutgrundisulationsmaterial [-]	Nomex-Kapton-Nomex (NKN)						
Nutgrundisulationsdicke $b_{iso}$ [mm]	0,23						
Deckschiebermaterial [-]	NKN						
Deckschieberdicke [mm]	0,36						
Drahtdurchmesser $D_{Cu}$ [mm]	0,5	0,6	0,71	0,8	0,9	1,0	1,12

Die Ergebnisse der Versuche sind in Abbildung 5.2 dargestellt, wobei die erzielten Füllfaktoren dem errechneten, theoretisch möglichen Füllfaktor einer lagegenauen Wicklung gegenübergestellt werden. Für die lagegenaue Wicklung liegt bei kleinen Drahtdurchmessern der theoretisch erreichbare Wert für den mechanischen Füllfaktor mit 82 % bereits nahe am Maximalwert der Packungsdichte von 90,7 %. Mit zunehmender Drahtstärke sinkt der mechanische Füllfaktor, da die Zwickelräume am Nutrand entsprechend größer werden. Der theoretisch erreichbare elektrische Füllfaktor bleibt hingegen annähernd konstant und sinkt erst für Durchmesser  $D_{Cu} > 0,9$  mm merklich. Das ist darauf zurückzuführen, dass der Anteil der Isolation an der Drahtquerschnittsfläche mit zunehmendem Drahtdurchmesser abnimmt, wodurch das Sinken des mechanischen Füllfaktors teilweise kompensiert wird.

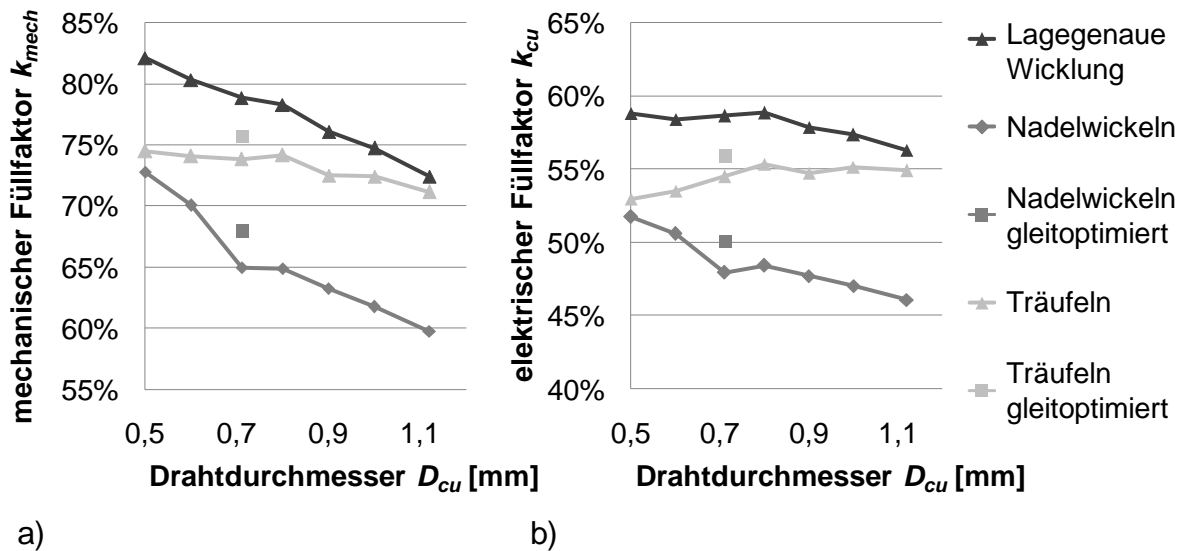


Abbildung 5.2: Füllfaktorvergleich unterschiedlicher Technologien für Teststator mit a) Betrachtung mechanischer Füllfaktor  $k_{mech}$  und b) Betrachtung elektrischer Füllfaktor  $k_{cu}$

Die mit der Nadelwickel- und Träufeltechnik erreichten Werte für den mechanischen und elektrischen Füllfaktor liegen teilweise deutlich unter denen einer theoretisch erreichbaren, lagegenauen Wicklung. Während die Füllfaktoren beider Technologien bei kleinen Drahtdurchmessern ähnliche Werte aufweisen, sinkt der mechanische Füllfaktor der Nadelwickeltechnik mit zunehmender Drahtstärke stärker ab als bei der Träufeltechnologie. Dies ist darauf zurückzuführen, dass dicke Drähte schwieriger mit der Nadelwickeltechnik zu verarbeiten sind und das Ausbauchen der Drähte aufgrund der Rückfederung eine Füllfaktorreduzierung bewirkt. Damit fällt auch der elektrische Füllfaktor bei der Nadelwickeltechnik entsprechend niedriger aus. Spulen mit großem Drahtdurchmesser lassen sich aufgrund der Steifigkeit mit der Träufeltechnologie gut montieren, sodass sich mechanischer und elektrischer Füllfaktor mit zunehmendem Drahtdurchmesser den theoretischen Werten einer lagegenauen Wicklung annähern. Der Einsatz von reiboptimiertem Draht bewirkt für das Träufeln eine relative Füllfaktorsteigerung von 2,5 % und 4,5 % für das Nadelwickeln. Insgesamt ist der mit der lagegenauen Wicklung theoretisch erzielbare elektrische Füllfaktor bei relativer Betrachtung zwischen ca. 2 und 11 % höher als der der Träufeltechnik und zwischen 14 und 22 % höher als der der Nadelwickeltechnik. Insbesondere die Füllfaktorwerte der maschinellen Verfahren belegen, dass in der automatisierten Serienfertigung großes Optimierungspotenzial bezüglich des Füllfaktors besteht. Aufgrund der konstanten Parameter Isolationsmaterialdicke und Nutgröße, bzw. -form sind die Ergebnisse jedoch lediglich qualitativ auf andere Anwendungen übertragbar.

## 5.2 Randbedingungen zur Realisierung einer lagegenauen verteilten Wicklung

Für die Realisierung einer lagegenauen Wicklung ist die Einhaltung von zwei wesentlichen Randbedingungen erforderlich: die Drahtwindungen müssen definiert in der Nut abgelegt werden, um so eine lagegenaue Wicklungsstruktur zu erzeugen, und sie müssen an der jeweiligen Position während des weiteren Bewicklungsprozesses gehalten werden, ohne dass sie durch nachfolgende Windungen abrutschen.

### 5.2.1 Definierte Drahtablage

Für die definierte Drahtablage muss die Nutquerschnittsfläche für die Nadel möglichst komplett zugänglich sein. Dies ist mit konventionellen Nadelwicklern nicht möglich, da aufgrund des schmalen Nutschlitzes ausschließlich eine radiale und axiale Bewegung der Wickelnadel in der Symmetrieebene der Nut möglich ist. Dadurch kann der Draht nur in einem schmalen Bereich definiert abgelegt werden, was in Abbildung 5.3 a) dargestellt ist.

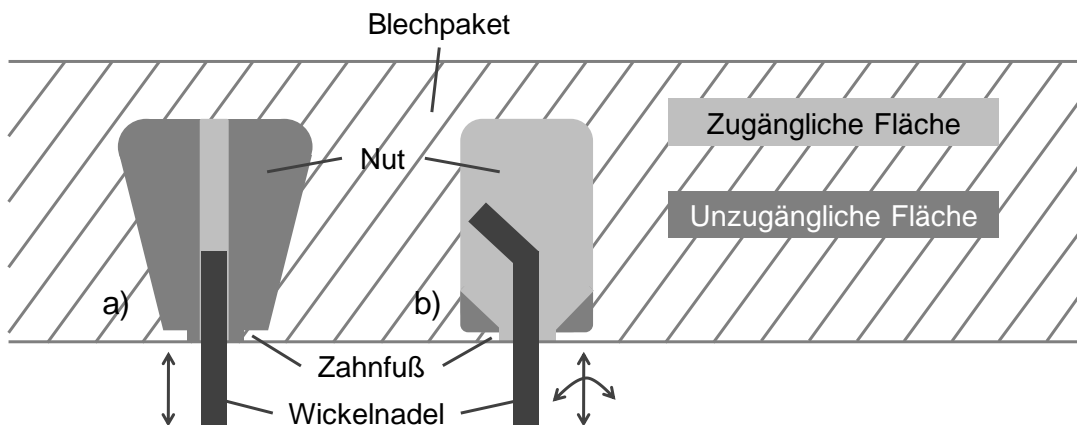


Abbildung 5.3: a) konventionelles Nadelwickeln, b) innovatives Nadelwickeln unter Verwendung einer gebogenen Wickelnadel

Dieses geometrische Problem kann gelöst werden durch die Kombination einer speziellen Wickelnadel mit gebogener Spitze und einer zusätzlichen Rotationsachse an der Wickelnadel [39, 89]. Durch eine Rotation der Wickelnadel um die eigene Mittelachse wird die Nadelspitze entsprechend der anvisierten Ablageposition ausgerichtet (siehe Abbildung 5.3 b). Dadurch wird eine maximale Nutzugänglichkeit und somit eine definierte Drahtablage ermöglicht.

### 5.2.2 Vermeidung des Abrutschens gewickelter Windungen

Für die Vermeidung des Abrutschens gewickelter Windungen sind sowohl prozess- als auch produkttechnische Maßnahmen erforderlich. So muss die Nutgeometrie zwingend eine ebene Nutgrundfläche aufweisen, da andernfalls eine lagegenaue Wicklungsstruktur nicht möglich ist. Darüber hinaus ist es, wie bereits in Abbildung 5.3 b) angedeutet, für die beschriebene Methode zweckmäßig, die Nut parallelflankig auszuführen, da sonst Zwickelräume entstehen, die unkontrolliertes Drahtabrutschen bewirken können. Dadurch entstehen trapezförmige Zähne, die vor den Zahnköpfen die geringste Breite aufweisen. Aus der Änderung der Nutgeometrie ergeben sich andere theoretische maximale Füllfaktoren, wie aus Abbildung 5.4 zu entnehmen ist. Die Füllfaktorverläufe der trapezförmigen Nut sind bereits aus den Wickelversuchen bekannt. Der Vergleich der Nutgeometrie zeigt, dass die parallelflankigen Nuten aufgrund ihrer konstanten Breite auf einige Drahtdurchmesser besser zugeschnitten sind als auf andere, wodurch sich drahtabhängig Füllfaktorvor-, bzw. -nachteile ergeben. Dabei sind zwei unterschiedliche Ausprägungen einer parallelflankigen Nut dargestellt, wobei einmal die Länge und einmal die maximale Breite der trapezförmigen Nut beibehalten wird. Aufgrund der Vergleichbarkeit ist die Querschnittsfläche aller Nutvarianten identisch.

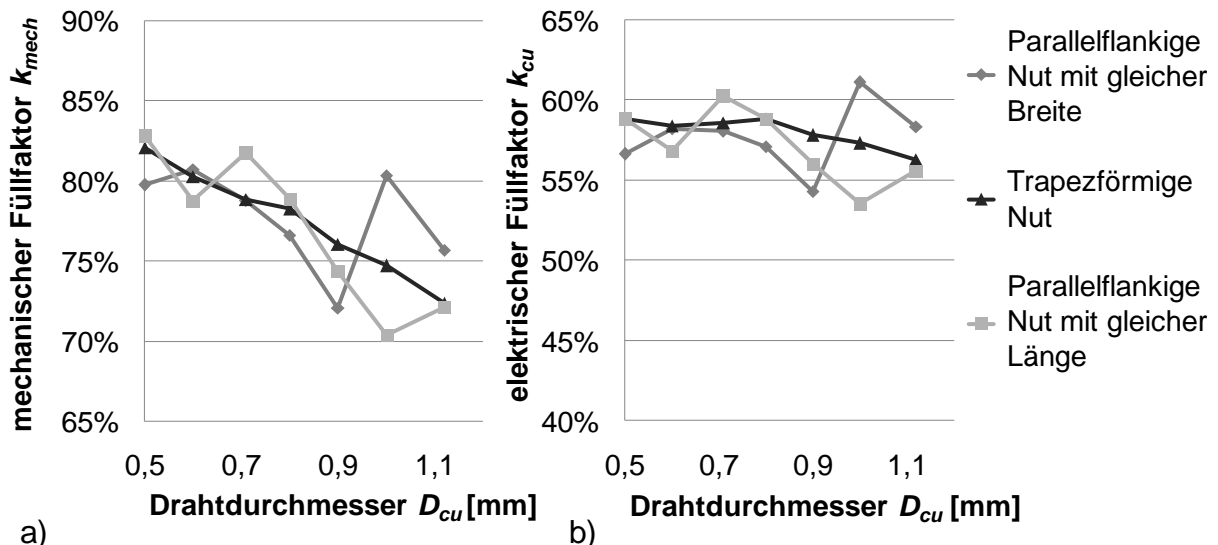


Abbildung 5.4: Vergleich maximal möglicher Füllfaktoren in Abhängigkeit von Nutgeometrie und Drahtdurchmesser mit a) Betrachtung mechanischer Füllfaktor  $k_{mech}$  und b) Betrachtung elektrischer Füllfaktor  $k_{cu}$

Die prozesstechnischen Wirkzusammenhänge, die ein Drahtabrutschen ermöglichen, werden nachfolgend erläutert. Entscheidend für die Realisierung einer lagegenauen Wicklung ist eine lückenfreie Positionierung und eine hohe Positionstreuung der Drähte

der ersten Lage [69], da nachfolgende Lagen aufgrund des Tangentialversatzes durch die Rillen der vorherigen Lage gestützt werden. Dies ist zugleich die größte Herausforderung, da zum einen die erste Lage normalerweise nicht rillengestützt ist und sie zudem geringere Drahtzugwinkel aufweist als die höheren Lagen, was ungünstig für das Abrutschverhalten der Drähte ist. Dieser Sachverhalt ist in Abbildung 5.5 verdeutlicht: die Drähte werden beim Austritt aus der Nut in Richtung des zur Aufnahme der Drahtzugkräfte erforderlichen Wickelwerkzeugs gezogen. Der zwischen Nutgrundfläche und Zugrichtung des Drahtes aufgespannte Drahtzugwinkel  $\alpha_{gh}$  nimmt mit zunehmender Windung pro Lage ab und mit zunehmender Lage zu, sodass die letzte Windung der ersten Lage den geringsten und die erste Windung der letzten Lage den größten Winkel aufweist.

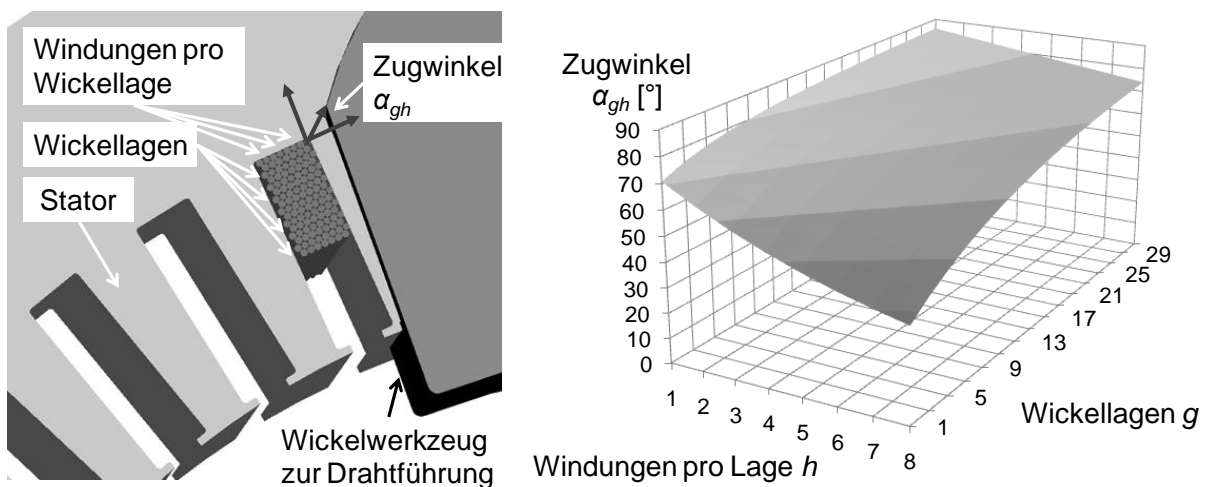


Abbildung 5.5: Drahtzugwinkel in Abhängigkeit der Windungszahl pro Lage  $h$  und der Lagenzahl  $g$  für parallelfankige Nut

Nimmt man vereinfachend an, dass alle Windungen denselben tangentialen Anlagepunkt am Wickelwerkzeug besitzen, errechnen sich die Zugwinkel  $\alpha_{gh}$  dabei für jeden Draht gemäß Abbildung 5.6 in Abhängigkeit von Wickellagenzahl  $g$  und Windungszahl pro Lage  $h$  zu:

$$\alpha_{gh} = \beta_{gh} + \gamma_{gh} \quad (5.1)$$

$$\beta_{gh} = \arctan\left(\frac{a_g}{b_h}\right) \quad (5.2)$$

$$\gamma_{gh} = \arcsin\left(\frac{r_{\text{Draht}} + r_{\text{tang}}}{\sqrt{a_g^2 + b_h^2}}\right) \quad (5.3)$$

$$\alpha_{gh} = \arctan\left(\frac{a_g}{b_h}\right) + \arcsin\left(\frac{r_{\text{Draht}} + r_{\text{tang}}}{\sqrt{a_g^2 + b_h^2}}\right) \quad (5.4)$$

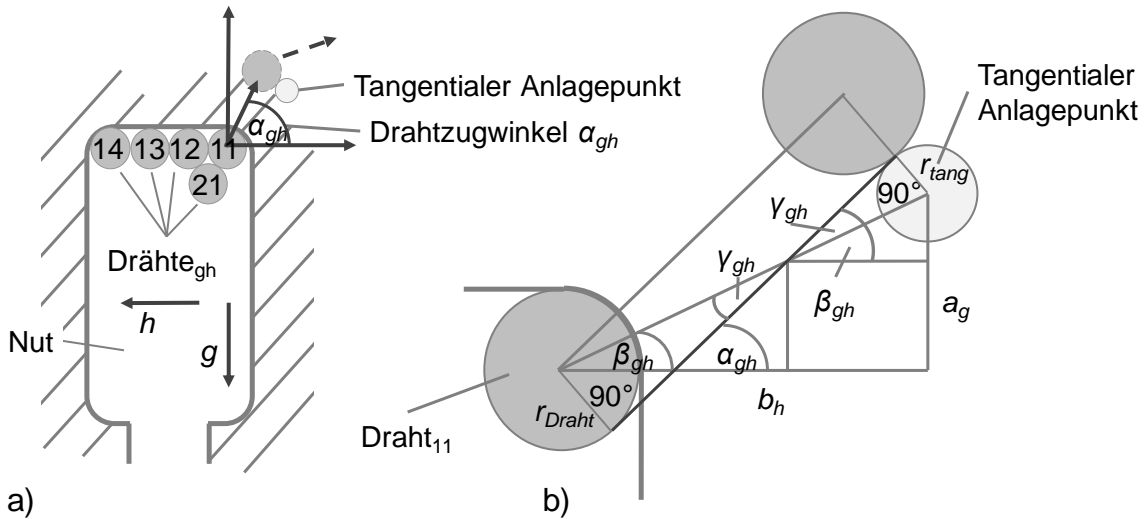


Abbildung 5.6: a) Windungspositionen innerhalb der Nut, b) Berechnung des Drahtzugwinkels  $\alpha_{gh}$

Da die erste Wickellage am abrutschgefährdetsten ist, da sie nicht durch die Rillen einer vorherigen Lage gestützt wird, sollen nachfolgend die Wirkkräfte beschrieben werden. Das übergeordnete Ziel dabei ist, die Wirkzusammenhänge, die zu einem Abrutschen eines Drahtes führen können, herzuleiten und zu erörtern. Hierzu ist es zweckmäßig, die Kräfte in einer sehr allgemeinen Form entsprechend Abbildung 5.7 darzustellen. Dabei ist die Drahtzugkraft  $F_z$  die einzige äußere Krafteinwirkung, die aufgrund der zwei Stirnseiten bei Voraussetzung identischer Zugrichtung doppelt einwirkt und die unter dem Drahtzugwinkel  $\alpha_h$  angreift. Für die Berechnung wird idealisiert angenommen, dass alle Drähte auch während der weiteren Bewicklung die Drahtzugspannung vollständig halten. Alle anderen Kräfte sind Reaktionskräfte der Drähte zueinander und mit der Nutbegrenzung. Ein beliebiger Draht  $h$  berührt benachbarte Drähte in den Kontaktpunkten  $P_h$  und  $P_{h+1}$ , wobei die Drähte  $h_1$  und  $h_n$  Sonderfälle darstellen, da der erste Draht in Punkt  $P_h$  anstatt eines Drahtes die Nutisolation berührt und der letzte Draht logischerweise keine Berührung im Punkt  $P_{h+1}$  aufweist. In den Berührungspunkten wirken die Kontaktkräfte  $F_{k,h}$  (Normalkraft) und  $F_{kr,h}$  entsprechend des Kontaktwinkels  $\delta_h$ . Am Nutgrund wirken zudem die



Abrutschkraft  $F_{A,h}$  und die Haftkraft  $F_{H,h}$  mit dem Haftkoeffizienten  $\mu_{H,iso}$ . Die Winkel sind dabei über die Drahtpositionen gegeben.

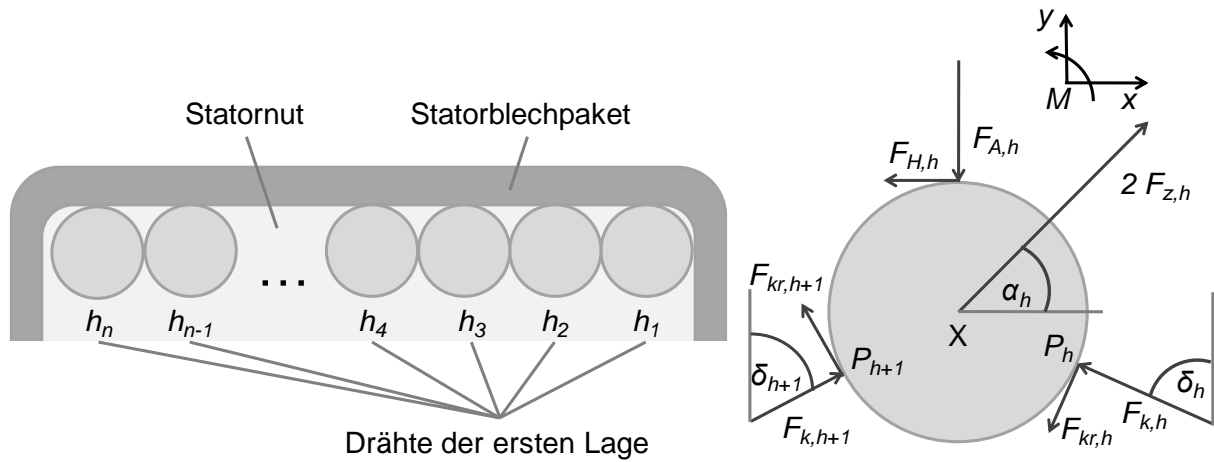


Abbildung 5.7: auf einen beliebigen Draht  $h$  wirkende Kräfte

Da auf den letzten Draht  $h_n$  im Punkt  $P_{n+1}$  keine Kräfte wirken und die Kräfte im Punkt  $P_n$  für Draht  $h_n$  und  $h_{n-1}$  sich im Betrag entsprechen, existieren für jeden Draht  $h$  die vier unbekanntenen Größen  $F_{A,h}$ ,  $F_{H,h}$ ,  $F_{k,h}$  und  $F_{kr,h}$ . Entsprechend ist ersichtlich, dass eine Kraftberechnung aller Drähte immer mit dem letzten Draht beginnen muss. Das Bilden der Kraftsummen in  $x$ - und  $y$ -Richtung, der Momentensumme mit dem Bezugspunkt A sowie der Haftbedingung ergibt:

$$F_{H,h} = F_{A,h} \cdot \mu_{H,iso} \quad (5.5)$$

$$\sum F_x: 0 = F_{k,h+1} \cdot \sin \delta_{h+1} - F_{kr,h+1} \cdot \cos \delta_{h+1} - F_{H,h} + 2 \cdot F_{z,h} \cdot \cos \alpha_h - F_{k,h} \cdot \sin \delta_h - F_{kr,h} \cdot \cos \delta_h \quad (5.6)$$

$$\sum y: 0 = F_{k,h+1} \cdot \cos \delta_{h+1} + F_{kr,h+1} \cdot \sin \delta_{h+1} - F_{A,h} + 2 \cdot F_{z,h} \cdot \sin \alpha_h + F_{k,h} \cdot \cos \delta_h - F_{kr,h} \cdot \sin \delta_h \quad (5.7)$$

$$\begin{aligned} \sum M^{(A)}: 0 &= F_{H,h} \cdot r_{Draht} - F_{kr,h+1} \cdot r_{Draht} - F_{kr,h} \cdot r_{Draht} \\ &= F_{H,h} - F_{kr,h+1} - F_{kr,h} \end{aligned} \quad (5.8)$$

Aufgelöst liefert das Gleichungssystem die gesuchten Parameter. Dabei werden  $F_{k,h}$  und  $F_{kr,h}$  aus Übersichtlichkeitsgründen nicht vollständig ausmultipliziert, sondern in Abhängigkeit von  $F_{A,h}$  angegeben:

$$F_{kr,h}(F_{A,h}) = F_{A,h} \cdot \mu_{H,iso} - F_{kr,h+1} \quad (5.9)$$

$$F_{k,h}(F_{A,h}) = \frac{1}{\sin \delta_h} (F_{k,h+1} \cdot \sin \delta_{h+1} - F_{kr,h+1} \cdot (\cos \delta_{h+1} - \cos \delta_h) - F_{A,h} \cdot \mu_{H,iso} \cdot (1 + \cos \delta_h) + 2 \cdot F_{z,h} \cdot \cos \alpha_h) \quad (5.10)$$

$$F_{A,h} = \frac{F_{k,h+1} \cdot \left( \cos \delta_{h+1} + \frac{\sin \delta_{h+1} \cdot \cos \delta_h}{\sin \delta_h} \right)}{1 + \mu_{H,iso} \cdot \left( \frac{\cos \delta_h}{\sin \delta_h} (1 + \cos \delta_h) + \sin \delta_h \right)} + \frac{F_{kr,h+1} \cdot \left( \sin \delta_{h+1} - \frac{\cos \delta_h}{\sin \delta_h} \cdot (\cos \delta_{h+1} - \cos \delta_h) + \sin \delta_h \right)}{1 + \mu_{H,iso} \cdot \left( \frac{\cos \delta_h}{\sin \delta_h} (1 + \cos \delta_h) + \sin \delta_h \right)} + \frac{2 \cdot F_{z,h} \cdot \left( \sin \alpha_h + \frac{\cos \alpha_h \cdot \cos \delta_h}{\sin \delta_h} \right)}{1 + \mu_{H,iso} \cdot \left( \frac{\cos \delta_h}{\sin \delta_h} (1 + \cos \delta_h) + \sin \delta_h \right)} \quad (5.11)$$

Liegen alle Drahtmittelpunkte auf einer zum Nutgrund parallelen Geraden, wie in Abbildung 5.7 dargestellt, so betragen die Winkel  $\delta_h$  und  $\delta_{h+1}$  für jeden Draht  $h$   $90^\circ$  und die Gleichungen vereinfachen sich stark zu:

$$F_{kr,h}(F_{A,h}) = F_{A,h} \cdot \mu_{H,iso} - F_{kr,h+1} \quad (5.12)$$

$$F_{k,h}(F_{A,h}) = F_{k,h+1} - F_{A,h} \cdot \mu_{H,iso} + 2 \cdot F_{z,h} \cdot \cos \alpha_h \quad (5.13)$$

$$F_{A,h} = \frac{2 \cdot F_{kr,h+1} + 2 \cdot F_{z,h} \cdot \sin \alpha_h}{1 + \mu_{H,iso}} \quad (5.14)$$

Die grundlegenden Wirkzusammenhänge sind in Abbildung 5.8 anhand eines Beispiels veranschaulicht. Dargestellt sind der Einfluss des Haftkoeffizienten  $\mu_{H,iso}$  auf die tangential wirkende Kontaktkraft  $F_{K,h}$  sowie der Verlauf der Abrutschkraft  $F_{A,h}$  für  $h = 8$  Drähte. Erwartungsgemäß beeinflusst der Haftkoeffizient signifikant die Kontaktkraft. Der Kraftverlauf flacht für die ersten gewickelten Windungen aufgrund der größeren Drahtzugwinkel ab und erreicht seinen Maximalwert in der Regel in der auf die erste Windung wirkenden Kraft. Bei sehr hohen Haftkoeffizienten ( $\mu_{H,iso} > 0,3$ ) bildet sich jedoch ein Scheitelpunkt aus, sodass die Kontaktkraft der ersten Windung geringer ist als die der nachfolgenden. Das hängt damit zusammen, dass die Haftkraft der ersten Windung größer ist als die entsprechende Tangentialkomponente der Drahtzugkraft. Der im Versuch für Kupferlackdraht und dem Isolationspapier NKN ermittelte Haftkoeffizient  $\mu_{H,iso} = 0,384$  stellt die in [84] ermittelte, realistische Ausprägungsvariante dar.

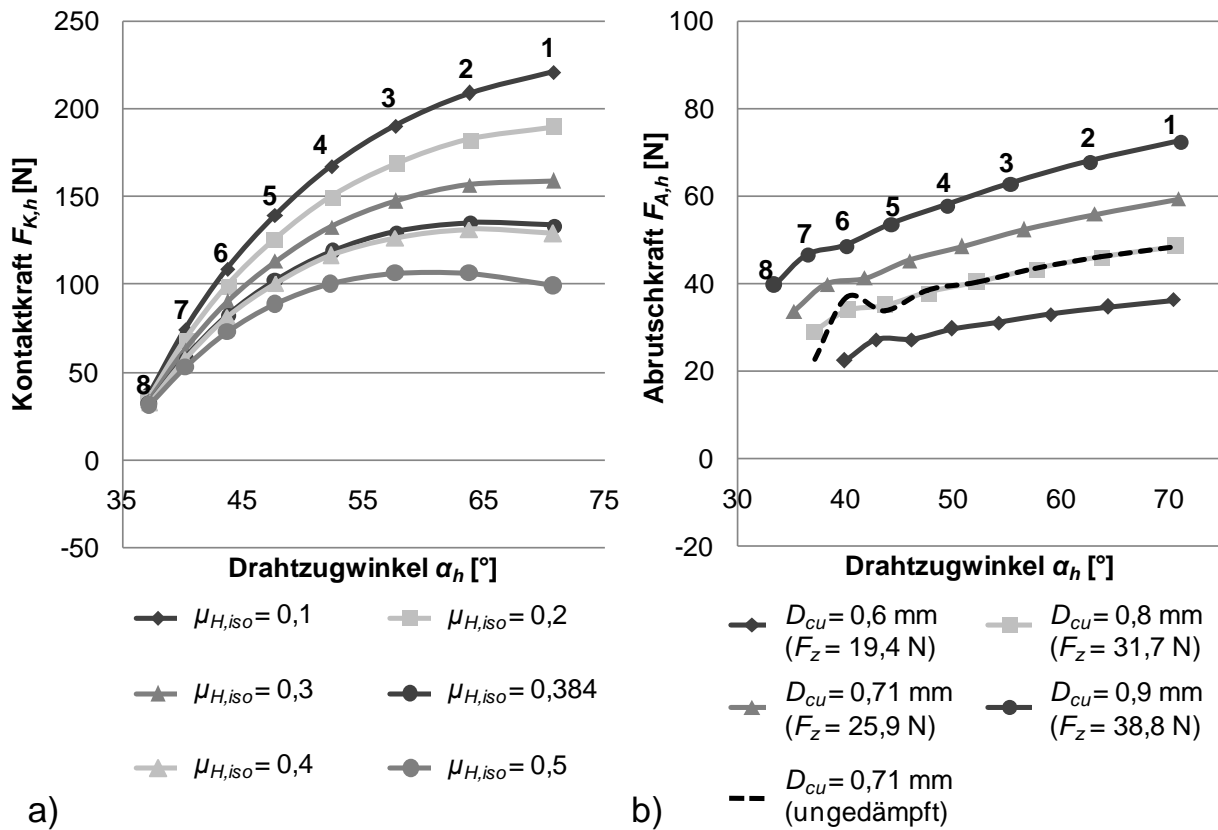


Abbildung 5.8: a) Einfluss des Haftkoeffizienten  $\mu_{H,iso}$  auf die Kontaktkraft  $F_{K,h}$  der Drähte  $h = 1 - 8$  mit  $D_{cu} = 0,71$  mm,  $a_g = 5,16$  mm,  $b_h = 2,75$  mm, b) Verlauf der Abrutschkraft  $F_{A,h}$  für unterschiedliche Drahtdurchmesser  $D_{cu}$  mit  $\mu_{H,iso} = 0,384$

Aus der Darstellung der Abrutschkraft  $F_{A,h}$  in Abbildung 5.8 b) ist ersichtlich, dass diese durchgehend positiv ist, also die Drähte gegen den Nutgrund gedrückt werden und dass sie wesentlich geringere Werte aufweist als die Kontaktkraft. Beides war zu erwarten, da der Radialteil der Drahtzugkraft hauptsächlich gegen den Nutgrund wirkt. Auffällig ist hingegen das Überschwingverhalten des jeweils 7. Drahtes. Dies ist auf die fehlende Kraft  $F_{kr,h+1}$  des Drahts  $h = 8$  zurückzuführen. Werden weitere Drähte gewickelt, verlagert sich dieses "Anfangswertproblem", sodass auch die Kraft für Draht  $h = 7$  geglättet wird. Da die Auswirkung normalerweise noch deutlicher ausfällt, wie die ungedämpfte, gestrichelte Kurve in Abbildung 5.8 b) zeigt, werden für alle Kurven Werte für  $F_{kr,9}$  zur Glättung angenommen, welche weitere nachfolgende Drähte simulieren. Die wichtigste Erkenntnis aus Abbildung 5.8 (sowie auch aus den Formeln (5.12) bis (5.14) ist, dass im Trivialfall, wenn alle Drähte parallel am Nutgrund liegen, es nicht möglich ist, dass die Drähte ausgepresst werden, da  $F_{A,h}$  aufgrund der rein tangentialen Wirkrichtung von  $F_{K,h}$  nicht negativ werden kann. Ein Abrutschen ist erst möglich, wenn die Drähte nicht gleichmäßig am Nutgrund liegen. Dies kann durch Toleranzen des Drahtdurchmessers hervorgerufen werden, durch

eine schlechte Trajektorienprogrammierung beim Wickeln oder infolge eines Spannungsverlustes in der Windung [84]. Dabei können zwei generelle Fälle unterschieden werden, was in Abbildung 5.9 dargestellt wird: ein exponierter Draht mit (Fall 1)) und ohne (Fall 2)) Anlage am Nutgrund, wobei  $aw_h$  den Abstand beschreibt.

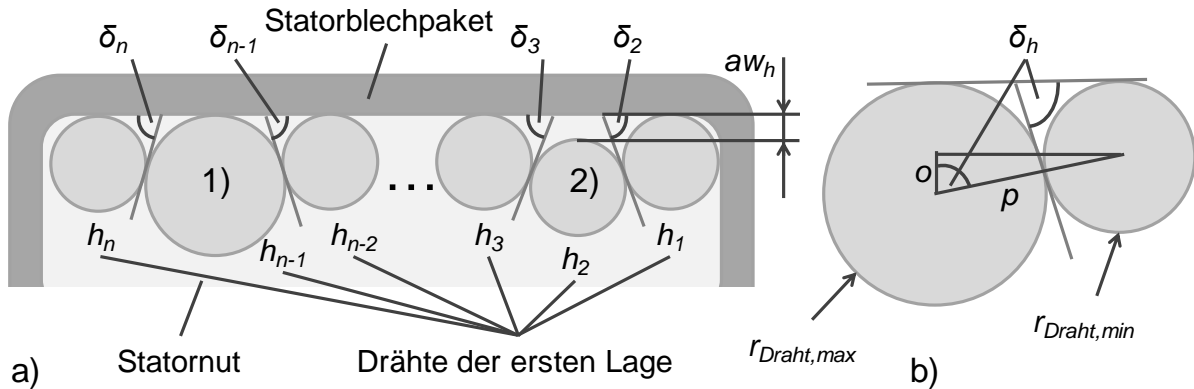


Abbildung 5.9: a) Ungleichmäßige Anlage der Drähte am Nutgrund mit Fall 1): exponierter Draht mit Anlage am Nutgrund, Fall 2): exponierter Draht ohne Anlage am Nutgrund, b) Berechnung des Kontaktwinkels  $\delta_h$

Der sich ergebende Kontaktwinkel  $\delta_h$  zwischen dem exponierten und dem Nachbardraht berechnet sich entsprechend Abbildung 5.9 b) zu:

$$\delta_h = \arccos\left(\frac{o}{p}\right) = \arccos\left(\frac{r_{Draht,max} - r_{Draht,min}}{r_{Draht,max} + r_{Draht,min}}\right) = \arccos\left(\frac{aw_h}{d_{Draht}}\right) \quad (5.15)$$

Für einen exponierten Draht, auf den einer der beiden genannten Fälle zutrifft, gelten nicht mehr dieselben Kraftverhältnisse, sondern, die in Abbildung 5.10 dargestellt:

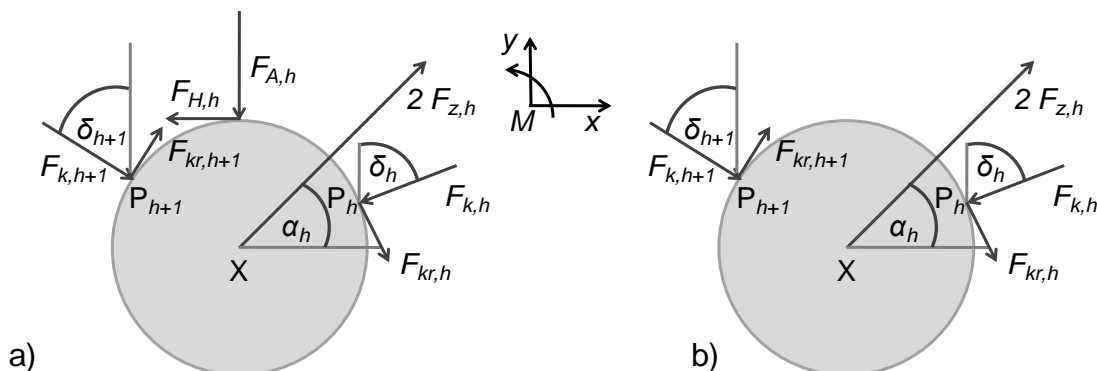


Abbildung 5.10: a) Kraftverhältnisse für Fall 1): Draht mit größerem Durchmesser als die Nachbardrähte und Anlage am Nutgrund, b) Kraftverhältnisse für Fall 2): exponierter Draht ohne Anlage am Nutgrund

Die Vorgehensweise zur Ermittlung der Parameter erfolgt analog der Herleitung für den allgemeinen Fall der nicht exponierten Drähte. Auf das Aufstellen der Gleichgewichtsbedingungen soll daher verzichtet werden. Für Fall 1) berechnen sich die Parameter wie folgt:

$$F_{kr,h}(F_{A,h}) = F_{A,h} \cdot \mu_{H,iso} - F_{kr,h+1} \quad (5.16)$$

$$F_{k,h}(F_{A,h}) = \frac{1}{\sin \delta_h} (F_{k,h+1} \cdot \sin \delta_{h+1} + F_{kr,h+1} \cdot (\cos \delta_{h+1} - \cos \delta_h) + F_{A,h} \cdot \mu_{H,iso} \cdot (\cos \delta_h - 1) + 2 \cdot F_{z,h} \cdot \cos \alpha_h) \quad (5.17)$$

$$F_{A,h} = \frac{-F_{k,h+1} \cdot \left( \cos \delta_{h+1} + \frac{\sin \delta_{h+1} \cdot \cos \delta_h}{\sin \delta_h} \right)}{1 + \mu_{H,iso} \cdot \left( \frac{\cos \delta_h}{\sin \delta_h} (\cos \delta_h - 1) + \sin \delta_h \right)} + \frac{F_{kr,h+1} \cdot \left( \sin \delta_{h+1} - \frac{\cos \delta_h}{\sin \delta_h} \cdot (\cos \delta_{h+1} - \cos \delta_h) + \sin \delta_h \right)}{1 + \mu_{H,iso} \cdot \left( \frac{\cos \delta_h}{\sin \delta_h} (\cos \delta_h - 1) + \sin \delta_h \right)} + \frac{2 \cdot F_{z,h} \cdot \left( \sin \alpha_h - \frac{\cos \alpha_h \cdot \cos \delta_h}{\sin \delta_h} \right)}{1 + \mu_{H,iso} \cdot \left( \frac{\cos \delta_h}{\sin \delta_h} (\cos \delta_h - 1) + \sin \delta_h \right)} \quad (5.18)$$

Für Fall 2) entfallen die Haftbedingung und die Kraft  $F_{A,h}$  als Wirkkraft des Nutgrunds für den exponierten Draht, sodass Folgendes gilt:

$$F_{k,h}(F_{A,h}) = \frac{1}{\sin \delta_h} (F_{k,h+1} \cdot \sin \delta_{h+1} + F_{kr,h+1} \cdot (\cos \delta_{h+1} - \cos \delta_h) + 2 \cdot F_{z,h} \cdot \cos \alpha_h) \quad (5.19)$$

$$F_{A,h} = - \sum F_y = F_{k,h+1} \cdot \left( \cos \delta_{h+1} + \frac{\sin \delta_{h+1} \cdot \cos \delta_h}{\sin \delta_h} \right) - F_{kr,h+1} \cdot \left( \sin \delta_{h+1} - \frac{\cos \delta_h}{\sin \delta_h} \cdot (\cos \delta_{h+1} - \cos \delta_h) + \sin \delta_h \right) - 2 \cdot F_{z,h} \cdot \left( \sin \alpha_h - \frac{\cos \alpha_h \cdot \cos \delta_h}{\sin \delta_h} \right) \quad (5.20)$$

Damit kann der Einfluss der Drahtdurchmessertoleranz auf die Abrutschkraft  $F_{A,h}$  untersucht werden. Wird die Kraft  $F_{A,h}$  für einen der Drähte negativ, besteht die Gefahr eines Abrutschens. In diesem Fall müssen die Haftbedingungen der Drähte an beiden Kontaktstellen  $P_h$  und  $P_{h+1}$  überprüft werden. Dabei müssen beide Bedingungen erfüllt sein, damit der Draht nicht abgleitet. Für Draht  $h$  gilt:

$$|F_{kr,h+1}| \leq \mu_{H,Draht} \cdot F_{k,h+1} \quad (5.21)$$

$$|F_{kr,h}| \leq \mu_{H,Draht} \cdot F_{k,h} \quad (5.22)$$

Dabei ist  $\mu_{H,Draht}$  der Haftkoeffizient zwischen zwei Drähten. Für die in Abbildung 5.8 gewählten geometrischen Verhältnisse ergeben sich für Fall 1) die in Abbildung 5.11 dargestellten Abrutschkräfte  $F_{A,h}$ . Da der Winkel  $\delta_h$  bei maximaler Toleranzausnutzung bei allen untersuchten Drähten zwischen  $89,0^\circ$  und  $89,15^\circ$  beträgt, ist die Auswirkung äußerst gering, was die Kurvenverläufe in Abbildung 5.11 a) belegen. Entsprechend kann die Durchmesser-toleranz als ausschließliche Ursache für ein mögliches Abrutschen ausgeschlossen werden, zumal sich mit minimaler und maximaler Drahtstärke abwechselnde Windungen ohnehin in der Praxis nicht auftreten. Selbst ein vollständiger Spannungsverlust bewirkt kein Abrutschen, wenn der Draht weiterhin am Nutgrund anliegt (vgl. Abbildung 5.11 b). Eine maximale Drahtdehnung eines einzelnen Drahtes von  $\varepsilon = 40\%$  führt durch die entsprechende Querkontraktion zu einem Winkel von  $84,7^\circ$ . Da sich im untersuchten Beispiel theoretisch erst ab  $\delta_3 = \delta_4 < 71,4^\circ$  negative Abrutschkräfte ergeben, was einem Abstand zum Nutgrund von  $aw_h = 0,25\text{ mm}$  entspricht, scheidet auch die Querkontraktion als ausschließliche Ursache für ein Abrutschverhalten aus.

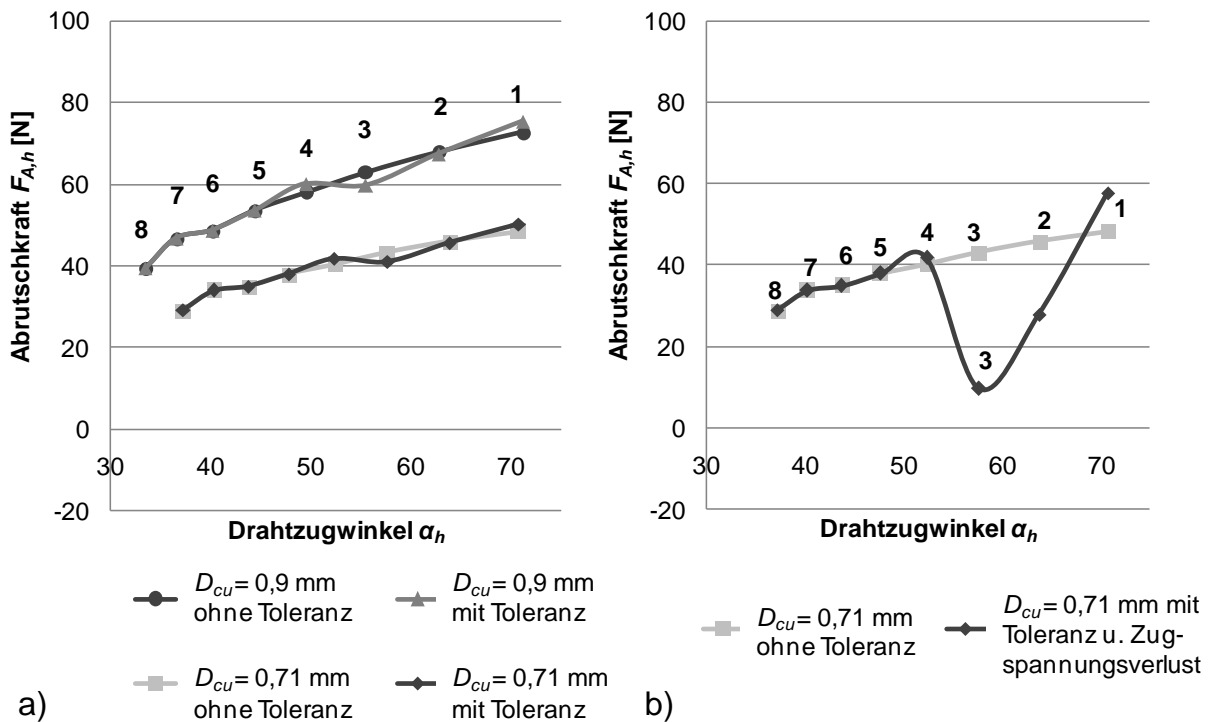


Abbildung 5.11: Untersuchung des Abrutschverhaltens des Falls 1) für Draht  $h = 3$  mit  $\mu_{H,iso} = 0,384$ ,  $a_g = 5,16\text{ mm}$ ,  $b_h = 2,75\text{ mm}$ , Drahtzugkräfte gemäß [81], Drahtdurchmesser gemäß [19] für a) Einfluss der Drahtdurchmessertoleranz, b) Einfluss der Drahtdurchmessertoleranz bei Zugspannungsverlust  $F_{z,3} = 0\text{ N}$

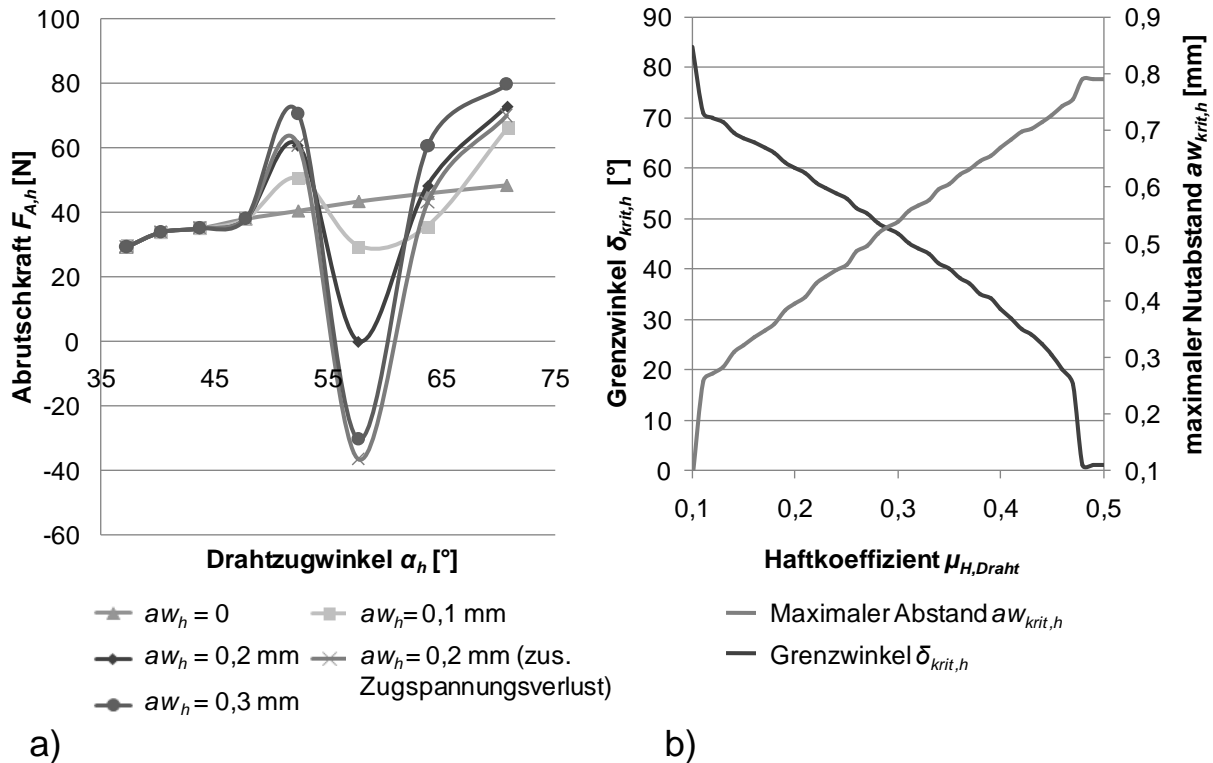


Abbildung 5.12: Untersuchung des Abrutschverhaltens des Falls 2) für Draht  $h = 3$  mit  $D_{Cu} = 0,71$  mm,  $\mu_{H,iso} = 0,384$ ,  $a_g = 5,16$  mm,  $b_h = 2,75$  mm,  $2F_z = 51,8$  N mit a) Darstellung des Abrutschkraftverlaufs  $F_{A,h}$  für unterschiedliche Drahtabstände zur Nut  $aw$ , b) Darstellung des Grenzwinkels  $\delta_{krit,h}$  und des Grenzabstands  $aw_{krit,h}$  in Abhängigkeit des Haftkoeffizienten für Draht  $\mu_{H,Draht}$  (ohne zusätzlichen Zugspannungsverlust)

In Abbildung 5.12 sind die Ergebnisse für einen exponierten Draht ohne Kontakt zum Nutgrund dargestellt (Fall 2)). Wie bereits zu erwarten war, geht daraus hervor, dass die Abrutschkraft ab einem gewissen Abstand zwischen Draht und Nutgrund  $aw_h$  negativ wird und so theoretisch ein Abrutschen des Drahtes ermöglicht (Abstand  $aw_h$  ist dabei über die Formel (5.15) als äquivalent zum Kontaktwinkel  $\delta_h$  zu betrachten). Ein zusätzlicher Zugspannungsverlust in der entsprechenden Windung wirkt dabei verstärkend, da der betroffene Draht  $h$  seine eigene Zugkraft in Richtung Nutgrund verliert. Ob der Draht bei einer negativen Kraft  $F_{A,h}$  abgleitet, hängt, wie erwähnt, von den Haftbedingungen des Drahtes  $h$  gemäß Formel (5.21) und (5.22) ab. In Abbildung 5.12 b) ist für einen konkreten Fall dargestellt, ab welchen Kombinationen von  $aw_h$  (bzw.  $\delta_h$ ) und  $\mu_{H,Draht}$  ein Abrutschen des Drahtes beginnt. Je geringer der Haftkoeffizient  $\mu_{H,Draht}$  ausfällt, desto eher beginnt der Draht zu gleiten. Für einen Wert  $\mu_{H,Draht} = 0,1$  genügt bereits ein Abstand von  $aw_{krit,h} = 0,1$  mm. Entsprechend

ungünstig ist die Verwendung von gleitoptimiertem Draht zur Realisierung einer lagegenauen Wicklung.

Allgemein kann geschlussfolgert werden, dass das Abrutschverhalten wesentlich davon abhängt, wie nahe am Nutgrund der Draht im Wickelprozess platziert und wie nahe er dort bei einem Spannungsverlust gehalten werden kann. Da die Drahtzugkraft für die Ausprägung der Abrutschkräfte lediglich als Proportionalitätsfaktor wirkt (vgl. Abbildung 5.8 b)) und der Draht prinzipiell mit höherer Zugkraft eher die Geometrie einer Führungskontur annimmt, ist eine hohe Drahtzugkraft zur Vermeidung des Drahtabrutschens empfehlenswert. Dies steht jedoch im Widerspruch zu den Ausführungen des vorangegangenen Kapitels. Um zu große Widerstandszunahmen durch Querkontraktion zu vermeiden, sollte die Drahtzugkraft auf einem minimalen Wert gehalten werden, der noch prozesssicher ein Abrutschen verhindert. Darüber hinaus muss der Wickelprozess so gestaltet werden, dass mögliche Zugspannungsverluste minimiert werden. Hierbei ist die Führung und Ausrichtung der Wickelnadel von entscheidender Bedeutung, um einen möglichst kontinuierlichen Drahtvorschub zu gewährleisten. Totpunkte bewirken ein Einbrechen der Drahtzugkraft. Darüber hinaus kann auch ein Abrutschen eines Drahtabschnitts im Wickelkopfbereich dazu führen, dass eine Windung die Spannung verliert. Dies ist entsprechend ebenfalls zu vermeiden. Die wesentlichen theoretischen Erkenntnisse aus den vorangegangenen Abschnitten werden für den Versuchsaufbau verwendet.

### **5.3 Konstruktion und Versuchsaufbau**

Der folgende Abschnitt beschäftigt sich mit der Entwicklung und Konstruktion eines Wickelsystems mit gebogener Wickelnadel zur Realisierung einer lagegenauen verteilten Wicklung. Das entwickelte System soll anschließend an einem Versuchsstator prototypisch erprobt werden.

#### **5.3.1 Versuchsumgebung**

Als Versuchsumgebung steht die zum Wickeln umgerüstete Parallelkinematik Flexmotion der Firma Faude zur Verfügung, die bereits für die Wickelversuche in Kapitel 4 verwendet wurde (siehe Abbildung 4.1). Laut Spezifikation weist sie einen Arbeitsraum von 600 (x) x 600 (y) x 400 (z) mm und eine Positionierunsicherheit  $PU$  von 0,3 mm auf. Weitere technische Daten können [90, 91] entnommen werden.

#### **5.3.2 Anforderungen an die Wickelvorrichtung und die Versuchsumgebung**

Die Anforderungen werden wesentlich von dem zu bewickelnden Produkt bestimmt. Dieses sollte eine paralleleflankige Nut aufweisen und ansonsten an die Geometrie



des Referenzprodukts aus Tabelle 3.2 angelehnt sein. Da in diesem Versuch nur die Machbarkeit nachgewiesen werden soll, wird auf ein Wickelschema verzichtet, sodass lediglich ein Nutpaar mit der Spulenweite 1-11 zu bewickeln ist. Die Eigenschaften des Versuchsstators sind in Tabelle 5.2 aufgeführt:

Tabelle 5.2: Eigenschaften des Versuchsstators mit parallelfankiger Nut

Nutzahl $N$	48
Statorlänge $l_{akt}$	124 mm
Statoraußendurchmesser $D_a$	266 mm
Statorinnendurchmesser $D_i$	171 mm
Nutslitzbreite $b_{Nutsch}$	3,5 mm
Drahtnendurchmesser $D_{Cu}$ mit Isoliergrad 2 gemäß [19]	0,71 mm
Maximal empfohlene Drahtzugkraft $F_{z,max}$ gemäß [81]	25,9 N
Maximal auftretende Drahtzugkraft $F_{z,max,ist}$	51,8 N
Windungen pro Lage $h$	8 (1. Lage)
Nutisulationsdicke $b_{iso}$ gemäß [92]	0,2 mm (NKN)

Nach [69] soll die Nutbreitentoleranz idealerweise 20 % des Drahtdurchmessers nicht überschreiten, sodass für den vorliegenden Fall Folgendes gilt:

$$T_{b_{Nut}} \leq 0,2 \cdot D_{Draht_{min}} = 0,2 \cdot 0,763 \text{ mm} \quad (5.23)$$

$$\rightarrow T_{b_{Nut}} \leq 0,153 \text{ mm} \quad (5.24)$$

Nimmt man für das Nutisulationspapier eine übliche Toleranz von  $\pm 15\%$  an [92], so ergibt sich für die Nutbreite folgendes Toleranzband:

$$T_{b_{Nut}} = b_{Nut_{max}} - b_{Nut_{min}} = 2 \cdot (b_{iso_{max}} - b_{iso_{min}}) + 8 \cdot (D_{Draht_{max}} - D_{Draht_{min}}) = 0,328 \text{ mm} \quad (5.25)$$

Damit ist das tatsächliche Toleranzband doppelt so groß wie das in [69] geforderte, was auf mögliche Probleme bei der Bewicklung hindeutet. Ebenso werden hohe Anforderungen an die Drahttoleranz  $T_{D,Draht}$  gestellt [69]:

$$T_{D_{Draht}} \leq \pm 0,2 \cdot \frac{D_{Draht}}{h} \quad (5.26)$$

$$\rightarrow T_{D_{Draht}} = 0,789 \text{ mm} - 0,763 \text{ mm} \leq 0,4 \cdot \frac{0,763 \text{ mm}}{8} \quad (5.27)$$

$$\rightarrow T_{D_{Draht}} = 0,026 \text{ mm} \leq 0,038 \text{ mm} \quad (5.28)$$

Damit sollte die Drahtdurchmessertoleranz ausreichend klein für die Realisierung einer lagegenauen Wicklung sein. Aus den Produkteigenschaften lassen sich die Anforderungen an das Wickelsystem ableiten:

- Um eine verteilte Wicklung unter Nutzung einer servogetriebenen gebogenen Wickelnadel zu realisieren, werden mindestens zwei translatorische Achsen (X und Z) und zwei rotatorische Achsen (A und C) benötigt, wobei eine zusätzliche rotatorische Achse, die ein Schwenken der Wickelvorrichtung um Y erlaubt, zur Drahtverlegung im Wickelkopfbereich wünschenswert wäre (siehe nachfolgende Abbildung). Im Versuch erfolgt die Drahtverlegung im Wickelkopf über die gebogene Wickelnadel, die den Draht hinter ein Führungselement legt (vgl. Abbildung 5.17, bzw. Abbildung 5.19 b). Dabei bewirkt die A-Achse die Verdrehung der Wickelnadel um die eigene Mittelachse für das positionsgenaue Ablegen des Drahtes in der Nut und die C-Achse die Verdrehung der Vorrichtung um die Vertikalachse Z zur Realisierung des Wickelschritts. Da die Parallelkinematik lediglich über drei translatorische Achsen verfügt, müssen die zwei rotatorischen Achsen nachgerüstet werden.

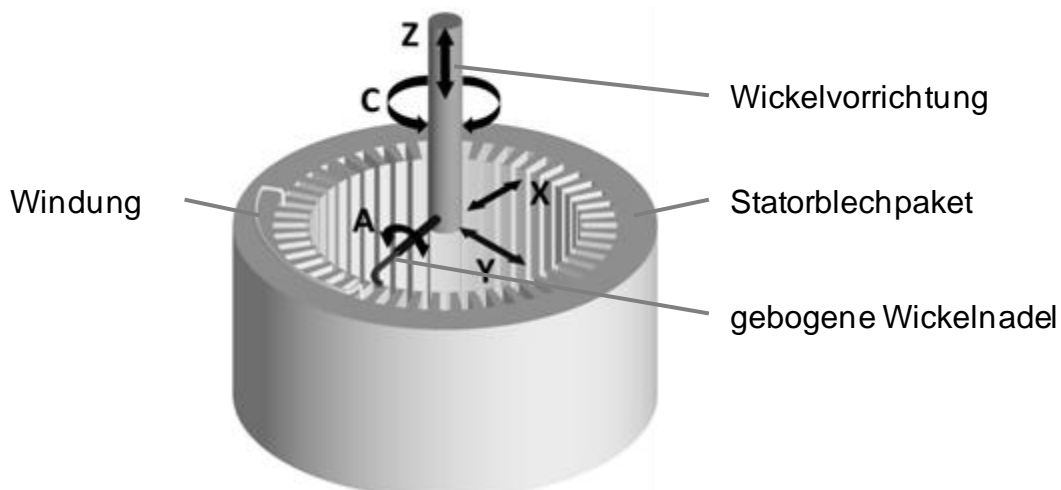


Abbildung 5.13: Benötigte Achsen zur Realisierung einer verteilten Wicklung mittels servogetriebener gebogener Wickelnadel [91]

- Die Versuchsumgebung muss über einen ausreichend großen Arbeitsraum für die Bewicklung des Versuchsstators verfügen. Dabei ist insbesondere bei der vertikalen Achse auf ausreichende Zugänglichkeit unterhalb und oberhalb des Stators zur Verlegung des Drahtes im Wickelkopfbereich zu achten. Der Bedarf  $L_z$  kann folgendermaßen abgeschätzt werden:

$$L_z \geq [l_{akt} + 2 \cdot (h_{wv} + h_{wk})] \cdot SF \quad (5.29)$$

Dabei ist  $h_{wv}$  die Höhe der zu konstruierenden Wickelvorrichtung,  $h_{wk}$  die Wickelkopfhöhe an beiden Stirnseiten und  $SF$  ein Sicherheitsfaktor, der auch den Sicherheitsabstand zum Arbeitstisch berücksichtigt. Da die Versuchsumgebung vorgegeben ist, ergibt sich für die maximale Wickelkopf- und die Wickelvorrichtungshöhe bei einem Sicherheitsfaktor von 1,2:

$$h_{wv} + h_{wk} \leq \frac{1}{2} \cdot \left( \frac{L_z}{SF} - l_{akt} \right) = \frac{1}{2} \cdot \left( \frac{400 \text{ mm}}{1,2} - 124 \text{ mm} \right) = 104,7 \text{ mm} \quad (5.30)$$

$$\rightarrow h_{wv} + h_{wk} \leq 104,7 \text{ mm} \quad (5.31)$$

- Die Wickelvorrichtung sollte möglichst leicht und kompakt sein, wobei sich die maximale Dimensionierung in der Länge und Breite am Statorinnendurchmesser  $D_i$  orientieren muss.
- Die kombinierte tangentielle Positionierungsunsicherheit von Versuchsumgebung, Wickelvorrichtung (Rotationsachse A der Nadel) und der C-Achse  $PU_{A,VU,C}$  muss geringer als der halbe Mindestdrahtdurchmesser  $D_{Draht,min}$  sein, damit der Draht in die Rille der vorigen Lage rutscht:

$$PU_{A,VU,C} = PU_A + PU_{VU} + PU_C < \frac{D_{Draht,min}}{2 \cdot SF} \quad (5.32)$$

Aufgrund der Vorgabe der Versuchsumgebung ergibt sich für die Positionierungsunsicherheit des Servoantriebs der Wickelnadel sowie der C-Achse bei Verwendung eines Sicherheitsfaktors von  $SF = 2$  in Summe eine maximale Unsicherheit von:

$$PU_A + PU_C < \frac{D_{Draht,min}}{2 \cdot SF} - PU_{VU} = \frac{0,763 \text{ mm}}{4} - 0,03 \text{ mm} = 0,161 \text{ mm} \quad (5.33)$$

$$\rightarrow PU_A + PU_C < 0,161 \text{ mm} \quad (5.34)$$

- Die Positionierungsunsicherheit der Versuchsumgebung  $PU_{VU}$  sowie der C-Achse

$PU_C$  muss geringer als die Differenz zwischen minimaler Nutschlitzbreite und maximalem Außendurchmesser der Wickelnadel  $d_{a,max}$  sein, um eine Kollision zu vermeiden:

$$PU_{VU} + PU_C < \frac{b_{Nutsch_{min}} - d_{a,max}}{SF} \quad (5.35)$$

Damit ergibt sich für den Außendurchmesser der Wickelnadel und der Positionierungsunsicherheit der C-Achse bei Verwendung eines Sicherheitsfaktors von  $SF = 2$  und einer Nutschlitzmindestbreite von  $b_{Nutsch,min} = 3,4 \text{ mm}$ :

$$\begin{aligned} d_{a,max} + SF \cdot PU_C &< b_{Nutsch_{min}} - PU_{VU} \cdot SF = 3,4 \text{ mm} - 0,03 \text{ mm} \cdot 2 \\ &= 3,34 \text{ mm} \end{aligned} \quad (5.36)$$

$$\rightarrow d_{a,max} + 2 \cdot PU_C < 3,34 \text{ mm} \quad (5.37)$$

- Die Versuchsumgebung muss über eine ausreichend große Kraft verfügen, um die Drahtzugkraft und die Masse der Wickelvorrichtung aufnehmen und beschleunigen zu können.
- Der Servoantrieb der gebogenen Wickelnadel (A-Achse) muss ein ausreichend großes Haltemoment entwickeln können in Abhängigkeit der Drahtzugkraft  $F_z$  und des Hebelarms, der sich aus dem Abstand  $a_{NS}$  der Nadelspitze von der Mittelachse der Nadel ergibt (vgl. Abbildung 5.14):

$$M_A \geq F_{z,max,ist} \cdot \left( a_{NS} + \frac{D_{Draht_{max}}}{2} \right) \cdot SF \quad (5.38)$$

- Ebenso muss die C-Achse ein ausreichend großes Haltemoment entwickeln können. Der Abstand  $a_{NC}$  entspricht dem Abstand der Nadelspitze von der Drehachse C (vgl. Abbildung 5.15 b)):

$$M_C \geq F_{z,max,ist} \cdot \left( a_{NC} + \frac{D_{Draht_{max}}}{2} \right) \cdot SF \quad (5.39)$$

### 5.3.3 Konstruktion der gebogenen Wickelnadel

Die konstruktive Auslegung der gebogenen Wickelnadel ist in Abbildung 5.14 dargestellt und orientiert sich an den geometrischen Produkthanforderungen. So hängt der Innendurchmesser  $d_i$  vom verwendeten Wickeldraht, der Außendurchmesser  $d_a$  von der Nutschlitzbreite und der Positionierungsunsicherheit des Wickelsystems sowie die Einführlänge  $l_n - l_a$  von der Nuttiefe ab. Der außerhalb der Nut verlaufende Abschnitt  $l_a$  der Wickelnadel kann im Durchmesser größer als die Nutschlitzbreite ausgeführt werden, um die Biegesteifigkeit der Nadel zu erhöhen. Wesentlicher Freiheitsgrad in

der Gestaltung ist das gebogene Nadelende. Dabei ist der Biegewinkel  $\varphi$  das entscheidende Merkmal. Dieser ist als Kompromiss aus den Forderungen nach minimaler Drahtbiegung (optimal:  $\varphi = 0^\circ$ ), maximaler Nutzugänglichkeit (optimal:  $\varphi = 90^\circ$ ) und Kollisionsvermeidung mit bereits gewickelten Windungen beim Ablegen des Drahtes ( $\varphi \ll 90^\circ$ ) zu wählen, sodass ein Biegewinkel von  $\varphi = 45^\circ$  als geeignet erscheint. Die geometrischen Eigenschaften sind in Tabelle 5.3 aufgelistet.

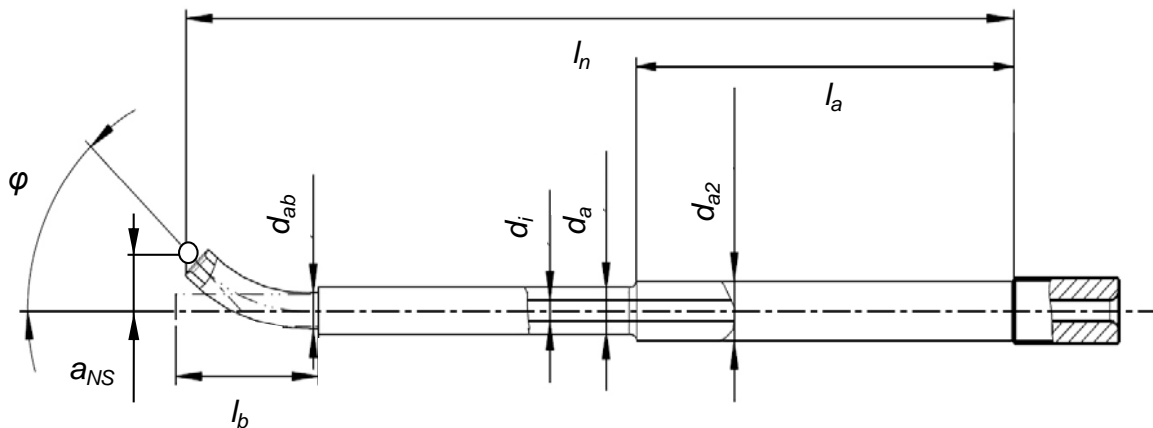


Abbildung 5.14: Konstruktive Auslegung der gebogenen Wickelnadel [83]

Tabelle 5.3: Geometrische Eigenschaften der verwendeten gebogenen Wickelnadel

Nadellänge (ohne Schaft) $l_n$	55 mm
Länge $l_a$	30 mm
Länge der Nadelspitze $l_b$	8 mm
Außendurchmesser $d_{a2}$	3,6 mm
Außendurchmesser $d_a$	$2,8 \pm 0,05$ mm
Außendurchmesser $d_{ab}$	2,2 mm
Innendurchmesser $d_i$	1,3 mm
Biegewinkel $\varphi$	$45^\circ$
Abstand der Nadelspitze von der Mittelachse $a_{NS}$	3,7 mm

Aus der Nadelauslegung und den allgemeinen Anforderungen ergeben sich für die Positionierungsunsicherheit der C-Achse und das Haltemoment der A-Achse folgende

Maximal-, bzw. Minimalwerte:

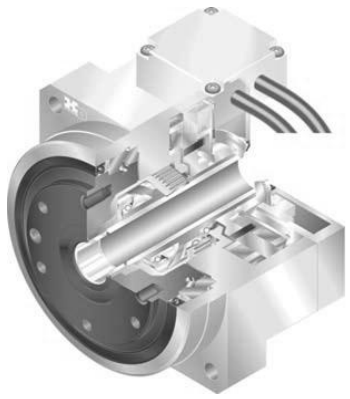
$$PU_C < \frac{3,34 \text{ mm} - d_{a_{max}}}{2} = \frac{3,34 \text{ mm} - 2,85 \text{ mm}}{2} = 0,245 \text{ mm} \quad (5.40)$$

$$M_A \geq F_{z_{max,ist}} \cdot \left( a_{NS} + \frac{D_{Draht_{max}}}{2} \right) \cdot SF = 51,8 \text{ N} \cdot 4,095 \text{ mm} \cdot 2 = 0,424 \text{ Nm} \quad (5.41)$$

### 5.3.4 Konstruktion der Wickelvorrichtung und Versuchsaufbau

Aufgrund der Forderung nach einem kompakten, präzisen Wickelsystem erweist sich die Verwendung von AC-Hohlwellenantrieben mit hoher Untersetzung durch ein Gleitkeilgetriebe der Firma Harmonic Drive AG als geeignet. Für die A-Achse wird der Antrieb FHA-8C-30 ausgewählt, der mithilfe einer 30-fachen Untersetzung ein Mindest-Haltemoment von 0,75 Nm bei geringer Baugröße und Masse aufweist. Die technischen Daten des Antriebs sind in der Tabelle 5.4 aufgeführt:

Tabelle 5.4: Technische Daten der ausgewählten A-Achse FHA-8C-30 [93]

Untersetzung	30	
Maximales Drehmoment	1,8 Nm	
Maximale Drehzahl	200 min <sup>-1</sup>	
Stillstandsmoment	0,75 Nm	
Gewicht	0,4 kg	
Übertragungsgenauigkeit $\psi$	150 arcsec ( $\approx 0,0417^\circ$ )	
Zulässige Axiallast	1163 N	
Zulässige Radiallast	200 N	

Die zulässigen Lasten übersteigen die maximale Drahtzugkraft von 51,8 N deutlich, und auch das Haltemoment übersteigt mit 0,75 Nm die Mindestforderung von 0,424 Nm und ist damit ebenfalls ausreichend. Der Zusammenhang zwischen der Winkelübertragungsgenauigkeit und der tangentialen Positionierunsicherheit der A-Achse ist entsprechend Abbildung 5.15 a) gegeben, sodass die Positionierunsicherheit wie folgt berechnet werden kann:

$$PU_A = a_{NS} \cdot \sin \psi = 0,0027 \text{ mm} \quad (5.42)$$

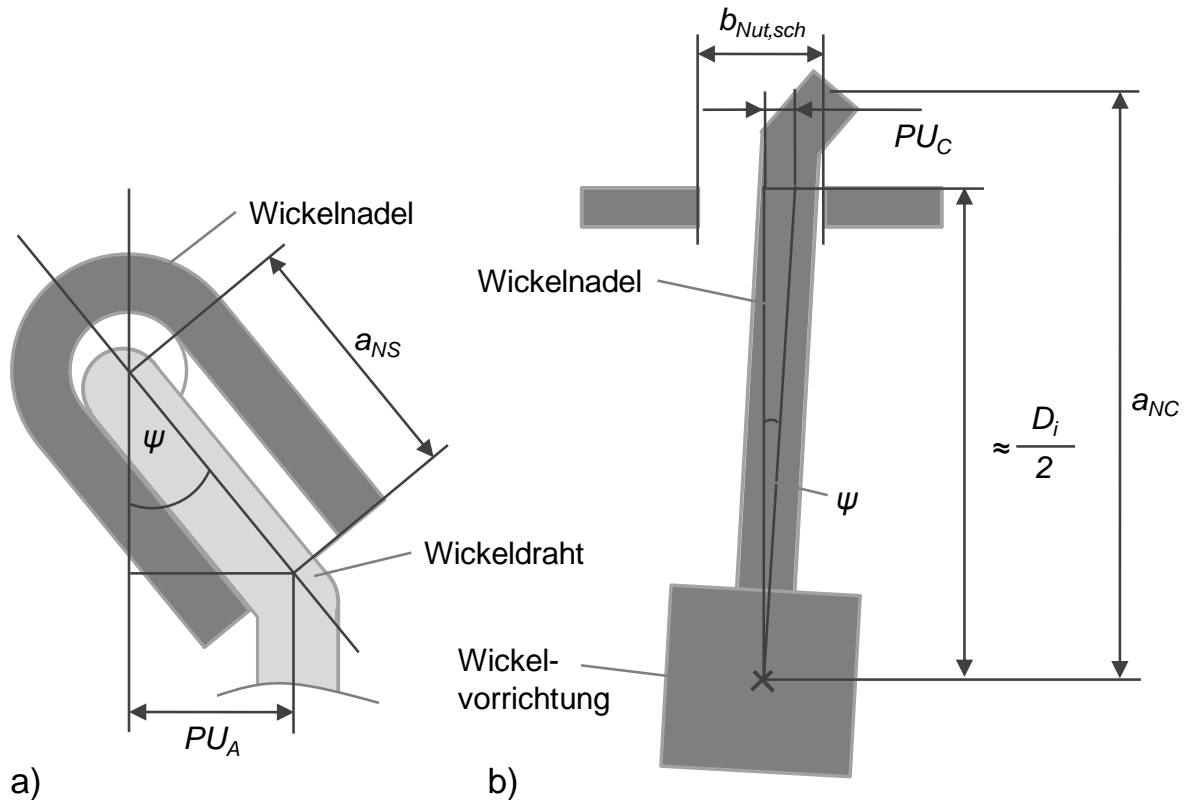


Abbildung 5.15: Zusammenhang zwischen Übertragungsgenauigkeit  $\psi$  und a) tangentialer Positionierunsicherheit der A-Achse, b) tangentialer Positionierunsicherheit der C-Achse

Für die C-Achse wird ebenfalls ein Hohlwellenantrieb der Firma Harmonic Drive verwendet, dessen Eigenschaften in Tabelle 5.5 aufgeführt sind. Nimmt man in erster Näherung an, dass die Position der C-Achse mit der Statorachse zusammenfällt, so kann die tangentiale Positionierunsicherheit entsprechend Abbildung 5.15 b) abgeschätzt werden.


$$PU_C \approx \frac{D_i}{2} \cdot \tan \psi = 0,0249 \text{ mm} \quad (5.43)$$

Damit ist die Forderung  $PU_C + PU_A < 0,161 \text{ mm}$  nach (5.34) erfüllt. Für das bei maximaler Drahtzugkraft auftretende Moment gilt nach (5.39) bei Verwendung eines Sicherheitsfaktors von  $SF = 2$  in guter Näherung:

$$32 \text{ Nm} \geq 51,8 \text{ N} \cdot \left( \frac{170,8}{2} + 21,6 + \frac{0,789}{2} \right) \text{ mm} \cdot 2 = 11,13 \text{ Nm} \quad (5.44)$$

Somit ist auch das Stillstandsmoment der C-Achse gemäß Formel (5.39) ausreichend für die Anwendung.

Tabelle 5.5: Technische Daten der ausgewählten C-Achse CHA-20-A-50 [94]

Untersetzung	50	
Maximales Drehmoment	56 Nm	
Maximale Drehzahl	120 min <sup>-1</sup>	
Stillstandsmoment	32 Nm	
Gewicht (ohne Bremse)	3,2 kg	
Übertragungsgenauigkeit $\psi$	60 arcsec ( $\approx 0,0167^\circ$ )	
Zulässige Axiallast	15800 N	
Zulässige Radiallast	8600 N	

Die Konstruktion der Wickelvorrichtung ist in der nachfolgenden Abbildung dargestellt.

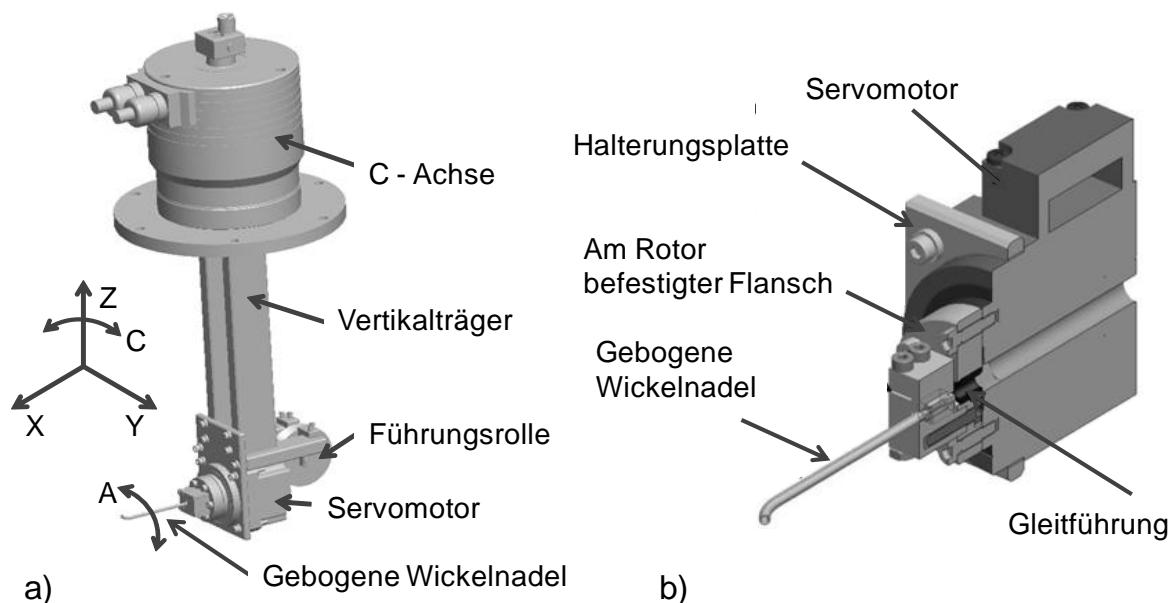


Abbildung 5.16: Aufbau der Wickelvorrichtung mit gebogener Wickelnadel: a) Gesamtaufbau, b) Schnittdarstellung der Nadelbefestigung [91]

Zwei vertikale Träger verbinden die mit der Parallelkinematik (nicht dargestellt) gekoppelte C-Achse mit der Wickelvorrichtung. Diese besteht aus dem Servomotor für die Verstellung der A-Achse, der am Abtriebsflansch des Servomotors befestigten gebogenen Wickelnadel, einer Umlenkrolle für die Drahtführung sowie einiger



Halterungselemente. Der Servoantrieb ist mithilfe einer Halterungsplatte an den beiden vertikalen Trägern befestigt. Der Draht wird mittels des in Kapitel 4 beschriebenen Drahtführungssystems von oben zugeführt und durch die Umlenkrolle an der Rückseite der Wickelvorrichtung zentrisch durch die Rotor-Hohlwelle des Servoantriebs in die gebogene Wickelnadel geführt. Für die Bewicklung des Versuchsstators sind eine Statorspannvorrichtung sowie ein Wickelhilfselement zur Drahtführung und Drahtzugkraftaufnahme im Wickelkopfbereich erforderlich. Der vollständige Versuchsaufbau ist in Abbildung 5.17 dargestellt.

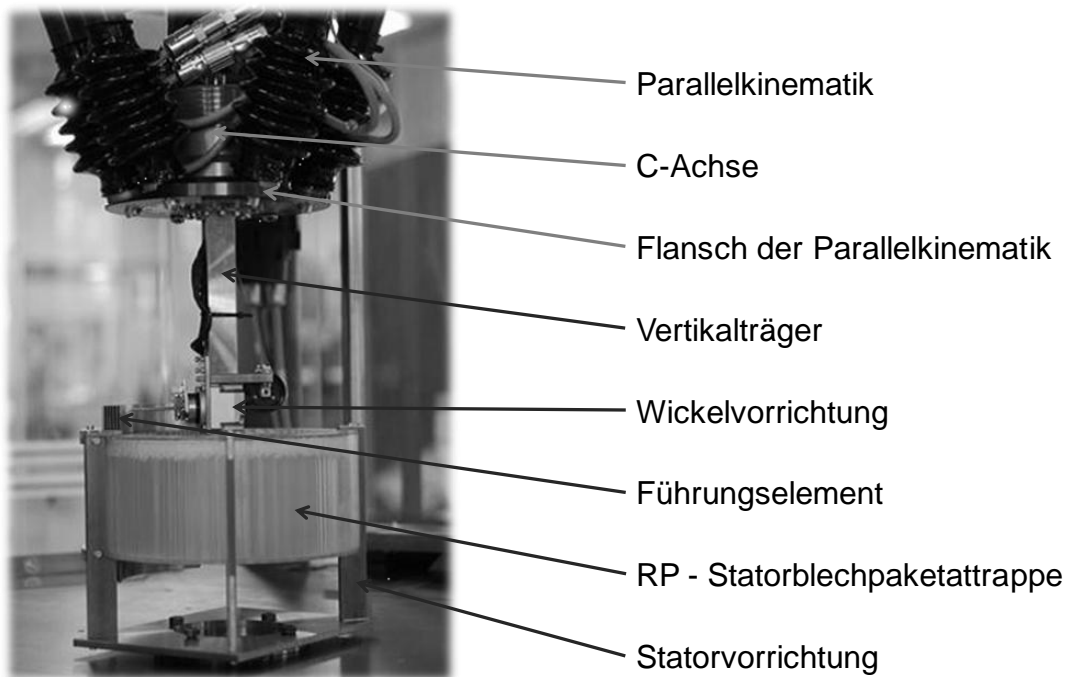


Abbildung 5.17: Vollständiger Versuchsaufbau

### 5.3.5 Versuchsdurchführung

Zur Erprobung der konstruierten Wickelvorrichtung ist vorgesehen, ein Nutpaar einer mittels Rapid-Prototyping-Technologie gefertigten Statorblechpaketattrappe mit den in Tabelle 5.2 angegebenen Eigenschaften entsprechend des in Abbildung 5.17 aufgeführten Versuchsaufbaus zu bewickeln. Darüber hinaus wird auch eine aus Stahl gefertigte, maßhaltigere Nutattrappe bewickelt, deren Aufbau nachfolgend abgebildet ist. Die Nutattrappe weist auf der linken Seite drei Nuten auf, je eine für minimale Toleranzausnutzung, Nennmaß und maximale Toleranzausnutzung von Kupferlackdraht und Nutisolationpapier. Die rechte Nut dient der Drahrückführung. Die Stifte sorgen für eine reiboptimierte Drahtführung im Wickelkopfbereich.

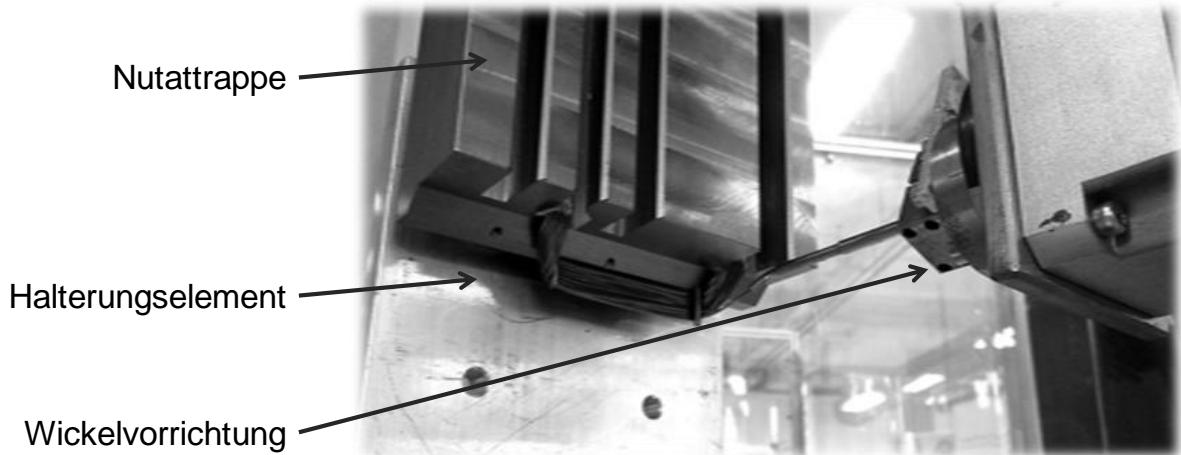


Abbildung 5.18: Bewicklung der Nutattrappe, ausgelegt für 7 Windungen des Drahtdurchmessers  $D_{Cu} = 0,71 \text{ mm}$

Die größten Herausforderungen in der Realisierung einer lagegenauen verteilten Wicklung sind eine konstante Drahtzugkraft und eine gleichmäßige Anlage der Drähte der ersten Lage am Nutgrund, wie die theoretischen Betrachtungen des vorangegangenen Abschnitts gezeigt haben. Eine durchgehende Drahtanlage am Nutgrund wird neben einer exakten Positionierung durch eine ausreichend hohe Drahtzugkraft erreicht, sodass Drahtbauchungen vermieden und enge Biegeradien an den Nutaustritten ermöglicht werden. Die Drahtzugkraft sollte dabei jedoch zur Vorbeugung von übermäßiger Querkontraktion so gering wie möglich gehalten werden. Da die gebogene Wickelnadel aufgrund ihrer Krümmung bei gleicher Bremskraft höhere Drahtzugkräfte als eine vergleichbare konventionelle, rotationssymmetrisch ausgeprägte Wickelnadel bewirkt, sollte der Austrittswinkel des Drahtes aus der Wickelnadel möglichst gering sein. Aufgrund der gewählten Biegelänge muss die A-Achse der gebogenen Wickelnadel innerhalb der Nut lediglich in einem Winkelbereich von  $\pm 30^\circ$  verstellt werden (siehe Abbildung 5.19 a)), was sich entsprechend positiv auf die Drahtzugkraft auswirkt.

Damit die Wicklung in Position bleibt, muss die Drahtspannung während der Bewicklung gehalten werden. Entsprechend ist in der Programmierung darauf zu achten, eine möglichst gleichmäßige, synchronisierte Bewegung aller Achsen zu erreichen, was einen hohen Programmieraufwand erfordert. Dies ist besonders beim Austritt der Nadel aus der Nut herausfordernd, da die Nadel entsprechend der Wickelrichtung geschwenkt werden muss. Hier tritt auch der ungünstigste Drahtaustrittswinkel  $\alpha_{kr}$  auf, der ein Drahtzugkraftmaximum bewirkt (vgl. Abbildung 5.19 b)).

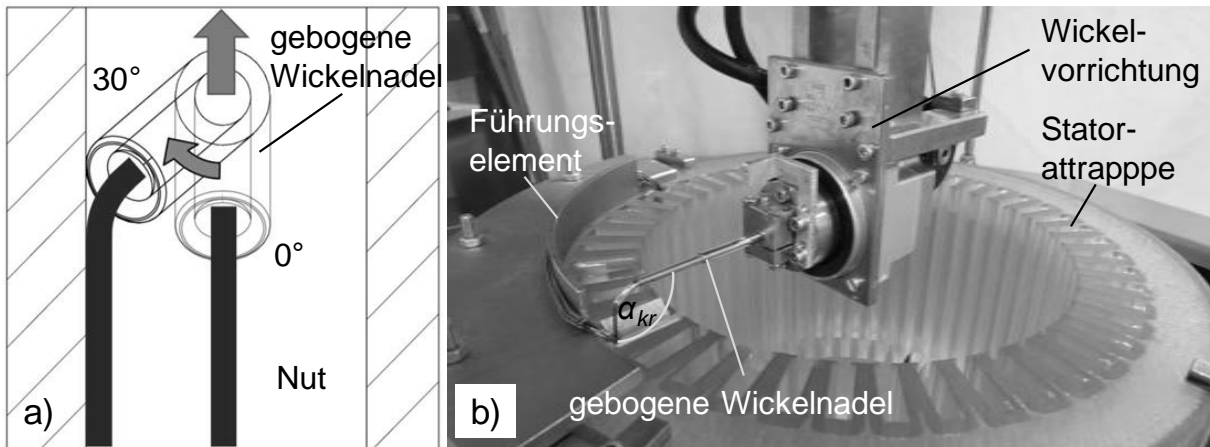


Abbildung 5.19: a) Winkelverstellung der A-Achse innerhalb der Nut [91], b) Wickelversuch mit Statorattrappe [83]

## 5.4 Versuchsergebnisse und Fazit

Insgesamt zeichnen die Versuchsergebnisse ein differenziertes Bild. Einerseits beweisen sie die grundsätzliche Prinzipauglichkeit der definierten Drahtablage zur Realisierung einer lagegenauen verteilten Wicklung, was die Schlibfbilder in Abbildung 5.20 belegen. Andererseits legen sie aus mehreren Gründen nahe, dass die Implementierung in eine industrielle Nadelwickelmaschine nicht ratsam ist.

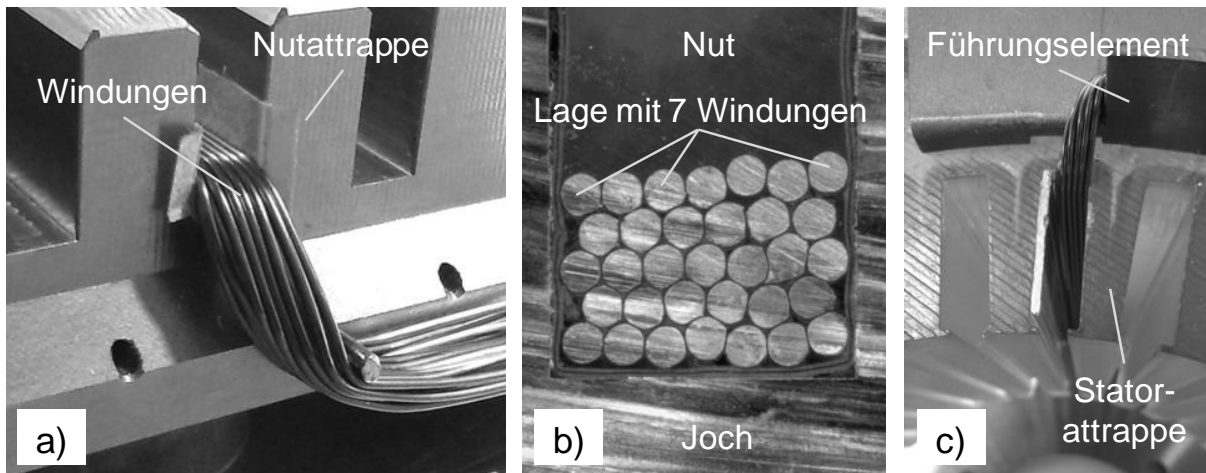


Abbildung 5.20: Ergebnisse der Wickelversuche: a) Nutattrappe mit 5 Lagen zu je 7 Windungen, b) Schlibfbild Nutattrappe mit 5 Lagen zu je 7 Windungen, c) Statorattrappe mit 3 Lagen zu je 6 Windungen

In Abbildung 5.20 ist das Ergebnis der Wickelversuche dargestellt. Das Wickelbild entspricht prinzipiell dem einer lagegenauen Wicklung, auch wenn die letzte Windung der ersten Lage (der Draht unten rechts im Schlifffbild) bedingt durch die verfügbare Breite nicht am Nutgrund anliegt. Die Diskrepanz zwischen geforderter und tatsächlicher Toleranzbandbreite der Nut ist bereits aus den Anforderungen bekannt. Abhilfe schafft eine Einschränkung der Toleranzen von Drahtdurchmesser und Nutisolationdicke, so dass mit diesen Maßnahmen eine durchgängige Drahtanlage realisierbar erscheint.

Systemtechnisch erweist sich die fehlende rotatorische Achse zur Vertikalstellung der Wickelnadel im Wickelkopfbereich als sehr ungünstig. Die kurze Nadelspitze reicht nicht aus, um eine definierte Drahtablage im Wickelkopf zu gewährleisten, was bereits in Abbildung 5.19 b) erkennbar ist. Bedingt durch die große Reibfläche des Führungselementes gleitet der Draht bei der Bewicklung der Statorattrappe nicht komplett nach unten, was in Abbildung 5.21 veranschaulicht ist. Dadurch können nachfolgende Windungen bereits verlegte Drähte verschieben und so ein Abrutschen derselben bewirken. Dieses Problem wird jedoch bei der Nutattrappe durch die Verwendung verkürzter Pins umgangen.

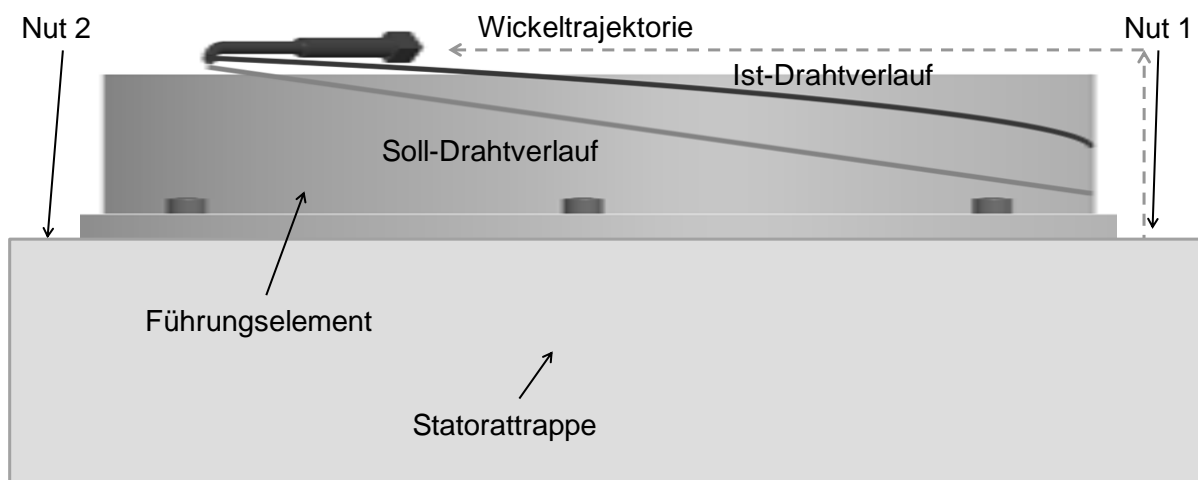


Abbildung 5.21: Vergleich zwischen Soll- und Ist-Drahtverlauf, Frontansicht des Versuchsaufbaus [91]

Darüber hinaus ergeben sich beim Nutaustritt der Nadel hohe Drahtaustrittswinkel, die eine Drahtzugkraftüberschreitung selbst bei einer Mindestbremskraft von 5 N hervorrufen, was aus Abbildung 5.22 a) hervorgeht. Dabei markiert die hellgraue, horizontale Linie die maximal empfohlene Drahtzugkraft. Beide Probleme könnten zwar durch die Implementierung einer rotatorischen Achse zur Vertikalstellung der Wickelnadel gelöst werden, doch würden zwei weitere systemtechnische Nachteile

der gebogenen Wickelnadel verbleiben. Zum einen führt die Verwendung einer gebogenen Wickelnadel im Vergleich zu einer konventionellen, rotationssymmetrisch ausgeprägten Wickelnadel bei identischer Bremskraft grundsätzlich zu einer deutlich höheren Drahtzugkraft, wie aus Abbildung 5.22 entnommen werden kann, zum anderen ist die vorgestellte Wickelvorrichtung in eine industrielle Nadelwickelmaschine schwierig zu implementieren. Dies liegt daran, dass moderne Nadelwickelmaschinen bereits Mechanismen zur Nadelverstellung aufweisen, sodass eine Implementierung einer zusätzlichen Achse eine komplette Überarbeitung des Wickelarms nach sich ziehen würde (vgl. Abbildung 3.10). Zudem würde eine Implementierung der Wickelvorrichtung eine deutliche Erhöhung der Massenträgheit des Wickelarms bewirken, was sich negativ auf die Dynamik und die erreichbare Hubzahl des Systems und schlussendlich auf die Wirtschaftlichkeit des Verfahrens auswirken würde.

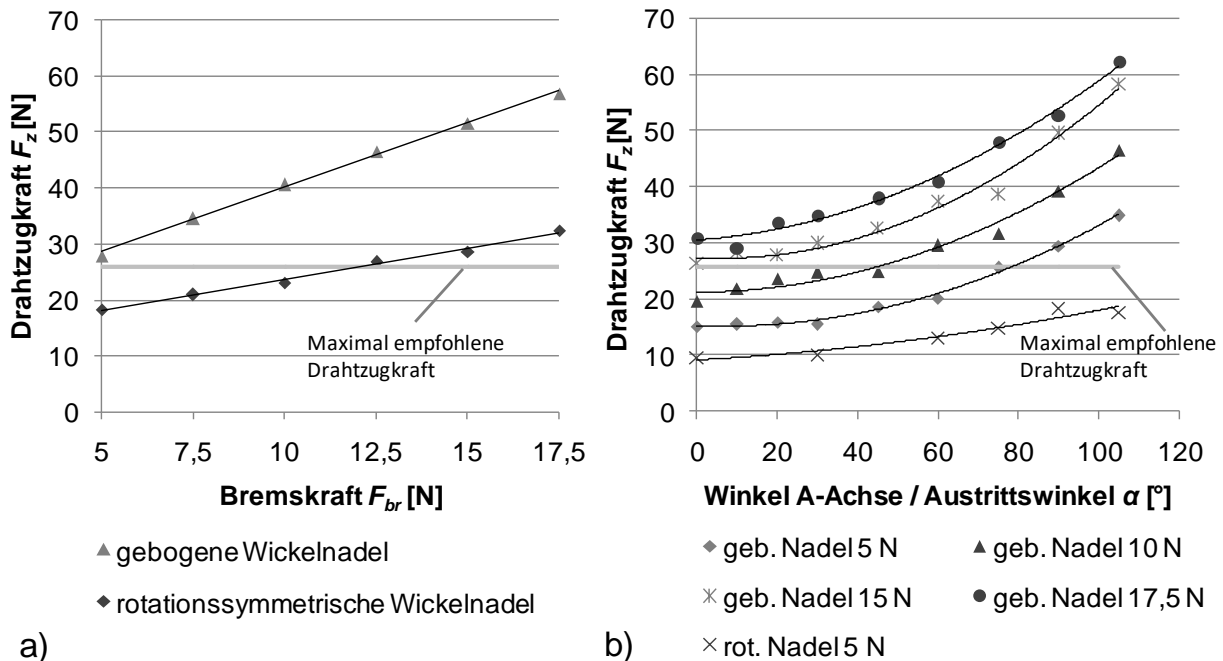


Abbildung 5.22: Vergleich der resultierenden Drahtzugkraft: a) bei Variation der Bremskraft und einem Austrittswinkel  $\alpha = 90^\circ$ , b) bei Variation des Austrittswinkels  $\alpha$  (bei der gebogenen Wickelnadel bewirkt durch die Verstellung der A-Achse)

Somit kann geschlussfolgert werden, dass die Realisierung einer lagegenauen verteilten Wicklung möglich ist, sofern die beschriebenen Randbedingungen eingehalten werden und insbesondere ein Abreißen der Drahtzugspannung vermieden wird. Die Implementierung der vorgestellten Wickelvorrichtung mit gebogener Wickelnadel in eine Serienanlage ist aufgrund erhöhter Drahtzugkräfte und einer erhöhten Massenträgheit nicht empfehlenswert.

## 5.5 Kinematisch optimiertes Konzept zur Implementierung in eine konventionelle Nadelwickelmaschine

Aufgrund der Erkenntnisse der vorherigen Abschnitte wird nachfolgend eine optimierte Lösung erarbeitet mit der Maßgabe, die Nachteile des Konzepts mit gebogener Wickelnadel zu vermeiden.

### 5.5.1 Konzeptentwicklung

Da die Hubzahl des Wickelsystems unter anderem von der Massenträgheit des Wickelarms abhängt, ist es ratsam, keine zusätzlichen Komponenten am Wickelarm zu montieren. Darüber hinaus sollte eine konventionelle Wickelnadel verwendet werden, da die gebogene Wickelnadel zu einer deutlich erhöhten Drahtzugkraft und damit einhergehend zu einem erhöhten Verschleiß führt und höhere Wicklungswiderstände bewirkt. Eine hohe Nutzugänglichkeit ist mit einer konventionellen Wickelnadel jedoch nur dann gegeben, wenn eine Schrägstellung der Wickelnadel gegenüber der Nut möglich ist. Daraus ergeben sich die zwei wesentlichen Anforderungen:

- Die Nutschlitzgeometrie und der Außendurchmesser der Wickelnadel müssen derart aufeinander abgestimmt sein, dass die Wickelnadel innerhalb des Nutschlitzes um den für die Drahtablage erforderlichen Winkelbereich gedreht werden kann.
- Das Wickelsystem muss eine exzentrische Relativbewegung (Verdrehung) zwischen Wickelnadel und Nut ermöglichen, wobei die Drehachse durch die Mittelachse des Nutschlitzes verläuft.

Der maximale Verstellwinkel  $\alpha_{max}$  hängt dabei von der Nutschlitzbreite  $b_{Nutsch}$ , der Zahnkopfdicke  $b_{ZK}$ , dem Außendurchmesser der Wickelnadel  $d_a$  sowie von einem Sicherheitsabstand  $S$  zwischen Wickelnadel und Zahnkopf aufgrund der Positionierungsunsicherheit und der Toleranz des Blechpaketes ab. Dieser Sachverhalt ist in Abbildung 5.23 dargestellt. Aus den geometrischen Verhältnissen ergibt sich mit der Hilfsvariablen  $c$ :

$$c = \frac{\frac{d_a}{2} + S}{\sin \alpha_{max}} \quad (5.45)$$

$$c = \frac{b_{Nutsch}}{2} - \frac{b_{ZK}}{2 \cdot \tan \alpha_{max}} \quad (5.46)$$

Nach Gleichsetzen der beiden Terme und einigen Umformungen kann der maximale Verstellwinkel  $\alpha_{max}$  wie folgt berechnet werden:

$$\alpha_{max} = \arcsin \left( \sqrt{\frac{b_{ZK}^2 - (d_a + 2 \cdot S)^2}{b_{Nutsch}^2 + b_{ZK}^2}} + \left( \frac{b_{Nutsch} \cdot (d_a + 2 \cdot S)}{b_{Nutsch}^2 + b_{ZK}^2} \right)^2} \right. \\ \left. + \left( \frac{b_{Nutsch} \cdot (d_a + 2 \cdot S)}{b_{Nutsch}^2 + b_{ZK}^2} \right) \right) \quad (5.47)$$

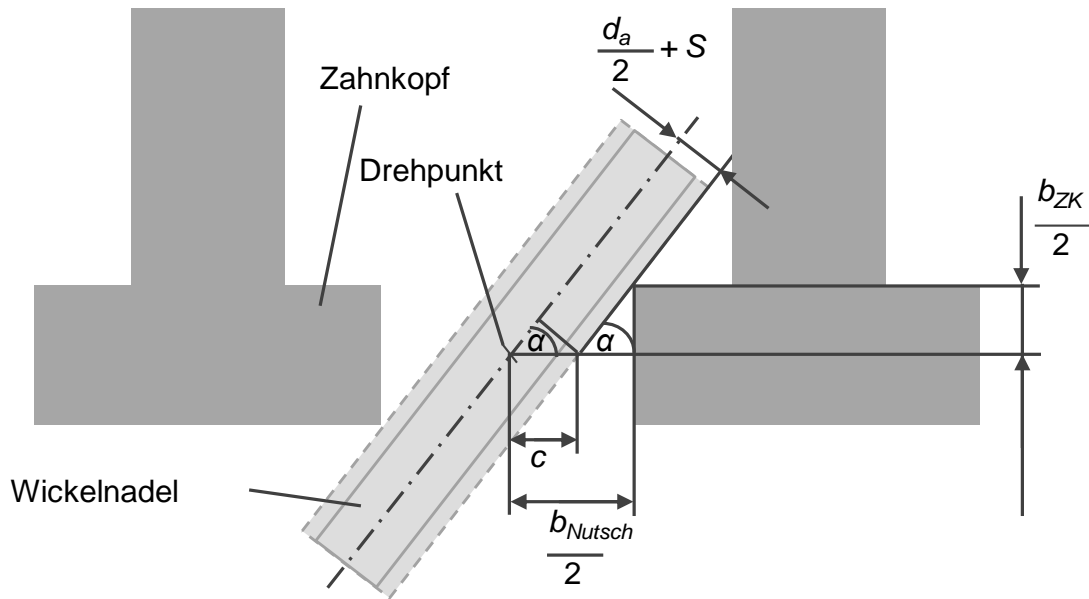


Abbildung 5.23: geometrische Abhängigkeit des maximalen Verstellwinkels

Erfolgt die Drehung nicht in der Mitte des Nutschlitzes, sondern um einen radialen Offset  $O_{ff}$  versetzt, so errechnet sich der maximale Verstellwinkel folgendermaßen:

$$\alpha_{max} \\ = \arcsin \left( \sqrt{\frac{(b_{ZK} + 2 \cdot O_{ff})^2 - (d_a + 2 \cdot S)^2}{b_{Nutsch}^2 + (b_{ZK} + 2 \cdot O_{ff})^2}} + \left( \frac{b_{Nutsch} \cdot (d_a + 2 \cdot S)}{b_{Nutsch}^2 + (b_{ZK} + 2 \cdot O_{ff})^2} \right)^2} \right) \\ + \left( \frac{b_{Nutsch} \cdot (d_a + 2 \cdot S)}{b_{Nutsch}^2 + (b_{ZK} + 2 \cdot O_{ff})^2} \right) \quad (5.48)$$

Die zugehörige geometrische Darstellung ist nachfolgend abgebildet:

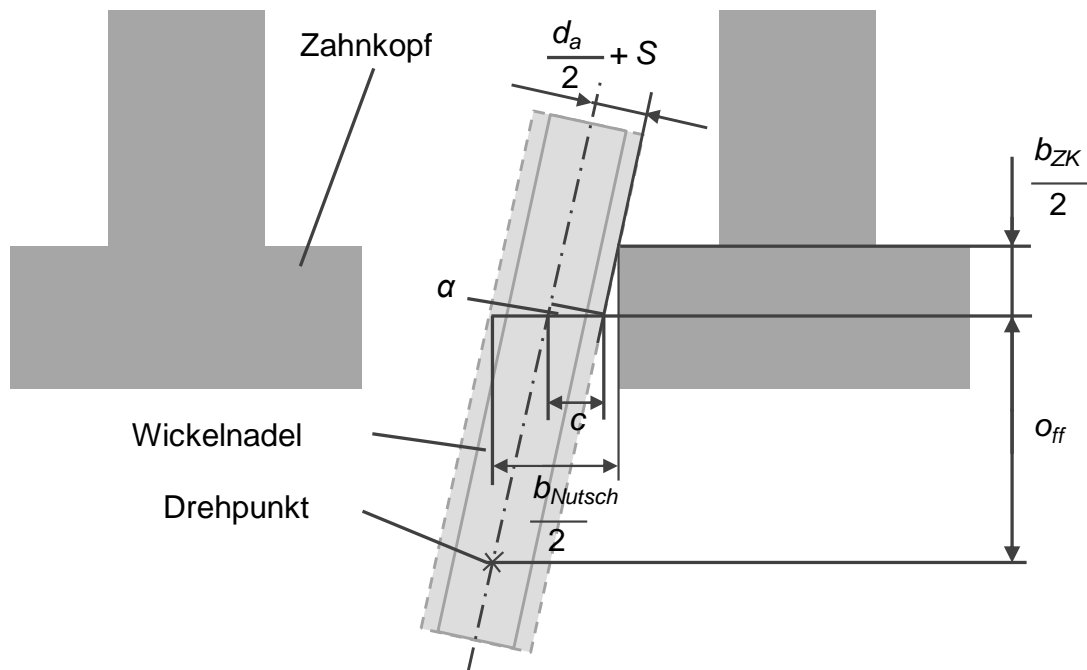


Abbildung 5.24: geometrische Abhängigkeit des maximalen Verstellwinkels bei einem Offset der Drehachse

### 5.5.2 Realisierungsmöglichkeiten einer exzentrischen Drehachse

Die Erzeugung einer exzentrischen Drehung im Bereich des Nutschlitzes kann generell auf zwei Arten realisiert werden: entweder wird eine zusätzliche rotatorische Achse ins Wickelsystem implementiert, die unmittelbar eine exzentrische Drehung ermöglicht, unabhängig davon, ob dabei der Wickelarm oder der Stator gedreht wird, oder die exzentrische Drehung erfolgt durch eine zentrische Statorrotation, die von einer translatorischen Bewegung überlagert wird, unabhängig davon, ob der Stator oder der Wickelarm dabei translatorisch bewegt wird [95]. Erstgenannte Variante soll im Folgenden als rotatorisches und die andere Variante als translatorisches Konzept bezeichnet werden.

Geht man von der in Abbildung 5.25 a) dargestellten, gängigen kinematischen Ausprägungsform einer Nadelwickelmaschine aus, empfiehlt es sich, für das rotatorische Konzept die exzentrische Drehachse unterhalb der C-Achse zu platzieren. Durch diese Anordnung ist der Implementierungsaufwand äußerst gering. Alternativ kann auch der Wickelarm die exzentrische Relativbewegung ausführen, was jedoch mit einem höheren Aufwand verbunden wäre. Dies ist darauf zurückzuführen, dass der Wickelarm bereits drei Achsen aufweist. Damit keine Kollision des Stators mit der Wickelnadel auftritt, müssen die Bewegungen der exzentrischen und der C-Achse synchronisiert werden, sodass sich eine überlagerte Bewegung für den Verfahrensweg der Wickelnadel im Wickelkopfbereich ergibt. Durch



die Rotation um die exzentrische Achse wird der Stator aus seiner mittigen Lage "herausgeschwenkt". Das Statorzentrum wandert dabei auf einer Kreisbahn, deren Zentrum die exzentrische Achse ist und deren Radius durch den Abstand der beiden Drehachsen gebildet wird.

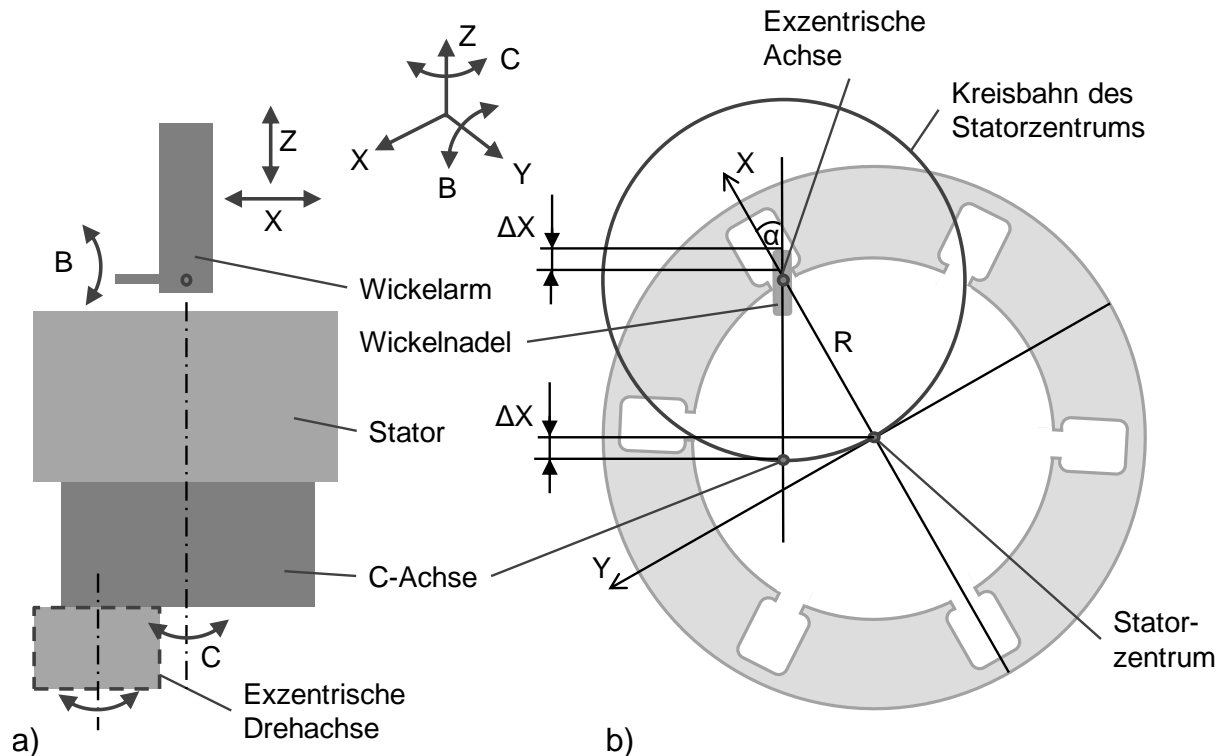


Abbildung 5.25: a) Kinematik einer konventionellen Nadelwickelmaschine, erweitert um eine exzentrische, rotatorische Drehachse b) Kinematische Darstellung des rotatorischen Konzepts

Aus der Schwenkbewegung resultiert ein winkelabhängiger Versatz in X-Richtung, der für die Eintauchtiefe der Wickelnadel berücksichtigt werden muss:

$$\Delta x = R \cdot (1 - \cos \alpha) \quad (5.49)$$

Für das translatorische Konzept empfiehlt sich aus denselben genannten Gründen ebenfalls eine Einbauposition unterhalb der C-Achse. Hierbei wird die zentrische Drehung des Stators um die C-Achse einer Bewegung der translatorischen Achse, die rechtwinklig zur Wickelnadel ausgerichtet ist, überlagert. Zum Verständnis wird der Bewegungsablauf in Abbildung 5.26 in zwei sequentiellen Schritten dargestellt. Dabei wird der Stator zunächst zentrisch um den Winkel  $\alpha$  rotiert. Anschließend

erfolgt die translatorische Relativbewegung zwischen Stator und Wickelnadel um den Wert  $\Delta Y$ . Dieser kann wie folgt berechnet werden:

$$\Delta y = R \cdot \sin \alpha \quad (5.50)$$

Für die Eintauchtiefe der Nadel muss analog des rotatorischen Konzepts ebenfalls der Versatz in X-Richtung berücksichtigt werden.

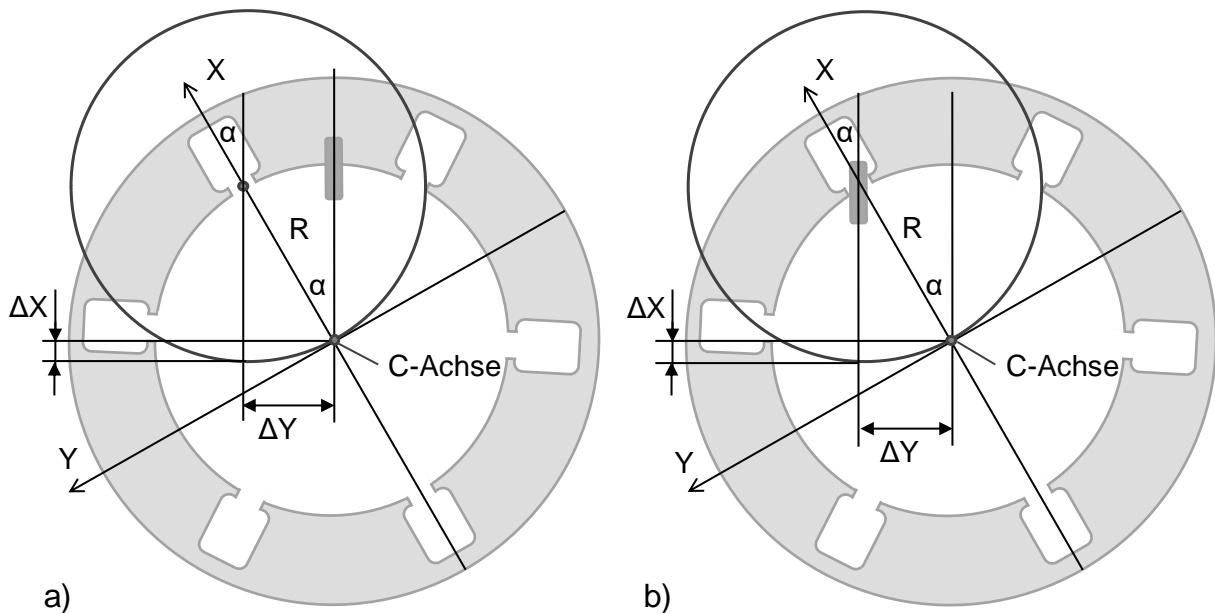


Abbildung 5.26: Kinematische Darstellung des translatorischen Konzepts mit a) zentrische Statorrotation um die C-Achse, b) Bewegung der translatorischen Achse um  $\Delta Y$

### 5.5.3 Konzeptvergleich

Obwohl prinzipiell beide Konzepte umsetzbar sind, bietet das translatorische Konzept den Vorteil einer höheren Flexibilität, da die Position der (virtuellen) exzentrischen Drehachse unabhängig vom Statorinnendurchmesser ist. Für das rotatorische Konzept ist diese fest durch den Abstand der beiden Drehachsen vorgegeben, sofern dieser Abstand nicht durch einen zusätzlichen Aufwand veränderbar gestaltet ist. Ändert sich der Statorinnendurchmesser, so verläuft beim rotatorischen Konzept die exzentrische Drehachse nicht mehr durch die Mittelachse des Nutschlitzes, was mit einer Einschränkung der Nutzugänglichkeit einhergeht (vgl. Abbildung 5.24). Die Nutzugänglichkeit wird nachfolgend für den Versuchsstator mit den in Tabelle 5.2 angegebenen Eigenschaften entsprechend der Formel (5.47), bzw. (5.48) berechnet, was in Abbildung 5.27 dargestellt ist. Für die gebogene Wickelnadel ergibt sich

aufgrund der Auslaufgeometrie ein konstanter Winkel von  $45^\circ$  und für das translatorische Konzept ein konstanter Winkel von  $37,3^\circ$ . Existiert kein Versatz, besitzen das translatorische und das rotatorische Konzept dieselbe Nutz­zugänglichkeit. Bei einem Versatz von nur  $O_{ff} = 2 \text{ mm}$  sinkt der maximale Verstellwinkel des rotatorischen Konzepts jedoch bereits auf  $\alpha_{max} = 13,1^\circ$ , was die Sensibilität des Verstellwinkels von der Position der Drehachse unterstreicht. Für beide Konzepte sinken die Zugänglichkeiten, wenn sich die Positionierungsunsicherheit, die Zahnkopfbreite oder der Nadelaußendurchmesser erhöhen, bzw. die Nutschlitzbreite sinkt, was exemplarisch für eine Variation der Nutschlitzbreite und des Drahtdurchmessers in Abbildung 5.27 b) gezeigt ist. Daraus geht auch hervor, dass bei entsprechend gewählter Nutschlitzbreite eine höhere Zugänglichkeit als mit der gebogenen Wickelnadel möglich ist.

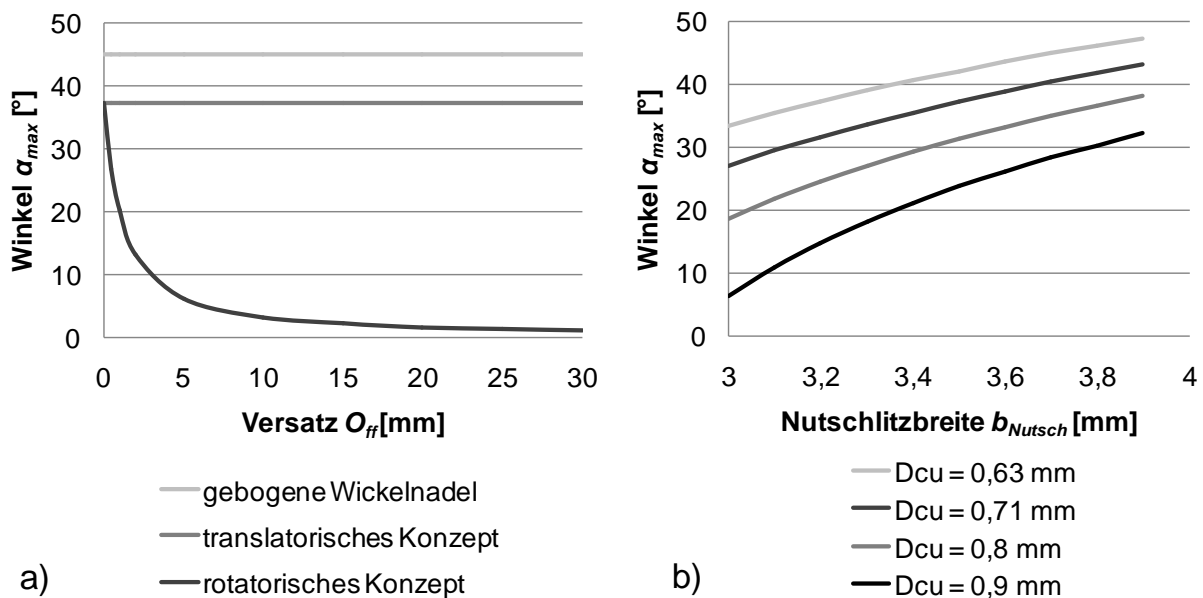


Abbildung 5.27: Berechnung des maximalen Verstellwinkels (bzw. Zugänglichkeitswinkels)  $\alpha_{max}$  für den Versuchsstator: a) für die unterschiedlichen Konzepte in Abhängigkeit des Versatzes mit  $S = 0,1 \text{ mm}$ ,  $b_{Nutsch} = 3,5 \text{ mm}$ ,  $b_{ZF} = 0,75 \text{ mm}$  und  $d_a = 3 \cdot D_{Cu} = 2,13 \text{ mm}$ , b) für die Konzepte mit exzentrischer Drehachse in Abhängigkeit der Nutschlitzbreite  $b_{Nutsch}$  und des Drahtdurchmessers mit  $S = 0,1 \text{ mm}$ ,  $b_{ZF} = 0,75 \text{ mm}$  und  $d_a = 3 D_{Cu}$

Auch wenn die Zugänglichkeit gegenüber der gebogenen Wickelnadel allgemein niedriger ausfällt, überwiegen doch die Vorteile des translatorischen Konzepts. Zudem wirkt sich der Winkelunterschied im Beispiel a) aufgrund des hohen Verhältnisses von Nuttiefe zu Nutbreite nur geringfügig aus. Die Betrachtungen

zeigen jedoch deutlich, dass die Anwendungsmöglichkeit des rotatorischen und des translatorischen Konzepts stark von der Produktgeometrie abhängen.

## 5.6 Zusammenfassung und Ausblick

Im vorangegangenen Kapitel wurde ein Konzept zur Realisierung einer lagegenauen verteilten Wicklung entwickelt und prototypisch getestet. Der Ansatz des Konzepts besteht darin, durch die Verwendung einer gebogenen Wickelnadel in Kombination mit einem Servoantrieb die Nutzugänglichkeit zu erhöhen, sodass die Drahtwindungen definiert platziert werden können. Die Ergebnisse der prototypischen Versuche belegen die grundsätzliche Prinziptauglichkeit der Methode, offenbaren jedoch auch die Herausforderung, die Drahtspannung unbedingt halten zu müssen. Dies bedeutet einen sehr hohen Programmieraufwand, da jede Windung individuell programmiert und eine enge Wickeltrajektorie eingehalten werden muss. Dies bedingt zudem eine sequentielle Ansteuerung der Wickelachsen, was sich negativ auf die Wickelgeschwindigkeit auswirkt. Entsprechend ist mit einer reduzierten Verfahrenswirtschaftlichkeit zu rechnen. Inwieweit erhöhte Kosten einen höheren Kundennutzen durch eine Füllfaktorsteigerung rechtfertigen, ist individuell zu beurteilen und kann erst nach Ermittlung der tatsächlichen Wickelgeschwindigkeiten bewertet werden. Darüber hinaus führt die Verwendung einer gebogenen Wickelnadel bei gleicher Bremskraft zu höheren Drahtzugkräften als eine konventionelle Wickelnadel, was sich sowohl negativ auf die Produkteigenschaften als auch auf die Prozessgestaltung auswirkt. Die Implementierung der entwickelten Wickelvorrichtung in eine industrielle Nadelwickelmaschine würde eine Erhöhung der Massenträgheit des Wickelarms bewirken, was eine verschlechterte Dynamik und eine entsprechende weitere Reduzierung der Hubzahl nach sich ziehen würde. Aus diesen Gründen wurde ein alternatives Konzept entworfen, das auf eine Verwendung der gebogenen Wickelnadel und eine Anpassung des Wickelarms verzichtet. Dabei wird eine konventionelle Wickelnadel relativ zur Nut verstellt durch eine durch die Nutschlitzmitte verlaufende exzentrische Achse. Die theoretischen Betrachtungen zeigen jedoch, dass eine vergleichbare Nutzugänglichkeit wie die der gebogenen Wickelnadel nur durch entsprechende Produktanpassungen zu erreichen ist. Zudem bedeutet die Aufrechterhaltung der Drahtspannung, dass auch für die alternative Methode eine geringere Verfahrenswirtschaftlichkeit als bei einem konventionellen Nadelwickelverfahren zu erwarten ist. Dennoch bietet das neue Konzept viel Produktpotenzial, sodass im nächsten Schritt eine Nadelwickelmaschine mit entsprechender Kinematik ausgerüstet werden sollte, um die Methode weiterzuentwickeln und anwendbar zu machen.

## 6 Ansatz zur Optimierung des Wickelkopfes unter Nutzung der Nadelwickeltechnik

Da Wickelköpfe nicht zur Drehmomentenerzeugung beitragen, sollte die Spulenkopflänge so kurz und die Wickelkopfhöhe so niedrig wie möglich ausgeführt werden, um die im Wickelkopf generierten Kupferverluste und den axialen Bauraumbedarf zu minimieren. Insbesondere der Bauraum ist für Traktionsantriebe knapp bemessen, sodass der Wickelkopf-Reduzierung eine hohe Bedeutung zukommt. In der Wickeltechnik stellt das Nadelwickelverfahren eine interessante Technologie dar, die einen hohen Automatisierungsgrad erlaubt. Aufgrund der Tatsache, dass bei verteilten Wicklungen Endscheiben verwendet werden, die ein Komprimieren der Wickelköpfe nicht ermöglichen, ist die Wickelkopfhöhe nadelgewickelter Statoren im Vergleich zu eingezogenen sehr hoch (vgl. Abbildung 3.26), sodass das Nadelwickelverfahren bisher keine Anwendung in Traktionsapplikationen findet. Daher soll im folgenden Kapitel die Nadelwickeltechnologie für verteilte Wicklungen weiterentwickelt werden mit dem Ziel, eine deutliche Wickelkopf-Reduzierung zu erreichen. Dafür werden mehrere Lösungsansätze entwickelt, bewertet und die Methode mit dem höchsten Potenzial prototypisch umgesetzt. Die Validierung erfolgt auf Basis des Referenzstators (gemäß Tabelle 3.2) über einen Festigkeitsnachweis sowie den prototypischen Aufbau eines Stators.

### 6.1 Konzeptentwicklung zur Wickelkopf-Reduzierung

Um eine signifikante Reduzierung der Wickelkopfhöhe zu erreichen, müssen die Endscheiben entfallen, da die Wickelkopfhöhe selbst bei einer möglichen Komprimierung der Wickelköpfe von der Höhe der Endscheiben abhängen würde aufgrund der Tatsache, dass diese im Stator verbleiben. Dieser Sachverhalt ist nachfolgend schematisch dargestellt:

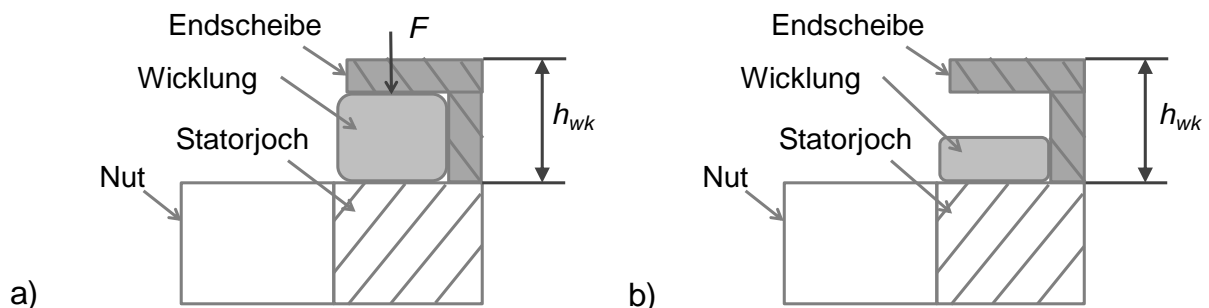


Abbildung 6.1: Einfluss der Endscheibe auf die Wickelkopfhöhe  $h_{wk}$ : a) Wickelkopfhöhe vor dem Komprimieren der Wicklung durch die Kraft  $F$ , b) Wickelkopfhöhe nach dem Komprimieren der Spulenköpfe

Demzufolge müssen die drei Hauptfunktionen der Endscheibe - Drahtführung im Wickelkopfbereich, Aufnahme der Drahtzugkräfte (in radialer und axialer Richtung) und Isolierung der Phasen - substituiert werden. Dazu kommen die Nebenfunktionen der Art und der Position der Abstützung. Die Abstützung kann entweder über den Stator, die Statorvorrichtung oder durch eine externe Einrichtung erfolgen. Die Funktionsstruktur des Nadelwickelprozesses kann daher entsprechend Abbildung 6.2 beschrieben werden. Auf dieser Basis ergeben sich für die einzelnen Funktionen alternative Ausprägungsmöglichkeiten, deren unterschiedliche Kombinationen verschiedene Lösungsmöglichkeiten ergeben. Fünf Lösungsansätze werden nachfolgend beschrieben und bewertet.

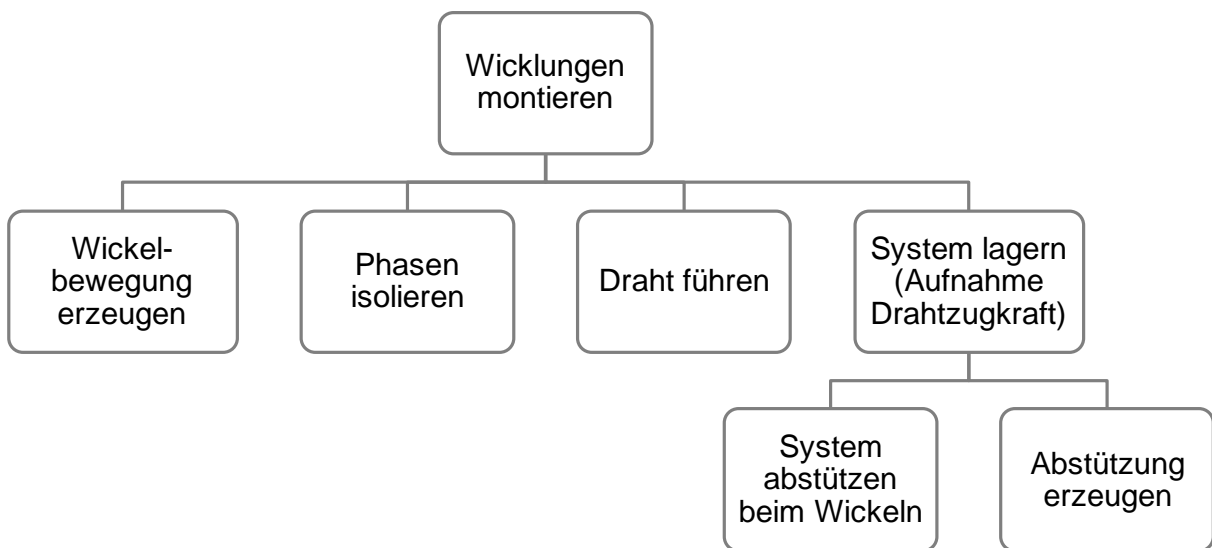


Abbildung 6.2: Funktionsstruktur des Nadelwickelprozesses [96]

### 6.1.1 Variante 1: Wickelhilfsvorrichtung

In der Variante 1 wird eine Wickelhilfsvorrichtung bewickelt, die nach der Bewicklung wieder entfernt wird, sodass die Wicklung anschließend frei zugänglich komprimiert werden kann.

Pro Spulengruppe wird jeweils eine Vorrichtung oberhalb und unterhalb der beiden Statorstirnseiten platziert und während des gesamten Wickelprozesses in der Aufnahme A von außen durch ein Führungssystem, beispielsweise durch einen Roboter, gehalten. Die Erzeugung der Abstützung kann auf vielfältige Weise realisiert werden, beispielsweise pneumatisch, durch einen Spanndorn o.ä. Damit das Führungssystem nicht ebenfalls eine oszillierende Schwenkbewegung ausführen muss, sollte die Wickelbewegung ausschließlich durch die Wickelnadel erfolgen, sodass der Stator während der Bewicklung ortsfest bleibt. Nach der Bewicklung müssen die Wickelhilfsvorrichtungen zur Entfernung radial in Richtung des

Statorzentrums bewegt und axial entnommen werden, was in Abbildung 6.3 dargestellt ist. Hierfür ist ein Umgreifen des Führungssystems auf die Andockposition B notwendig. Anschließend kann die Wicklung komprimiert werden und die Hilfsvorrichtungen werden wieder in Position A angedockt und für die Bewicklung der zweiten Phase entsprechend positioniert. Für die Phasenisolierung kann vor der Bewicklung ein Isolierformteil in die Vorrichtung eingelegt werden. Alternativ kann auch nach Entfernen der Vorrichtung ein Isolierpapier auf die Wicklung geklebt werden.

Nachteilig erweist sich hierbei vor allem die hohe Prozesskomplexität aufgrund des Umgreifens der Wickelhilfsvorrichtung. Darüber hinaus bedeutet eine ausschließliche Wickelbewegung durch die Nadel eine verminderte Hubzahl. Abstand  $a$  sollte so gering wie möglich ausgeführt werden, da er vierfach in die Länge jeder Windung eingeht und neben einer Erhöhung des Strangwiderstandes eine Wickelkopfvergrößerung bewirkt.

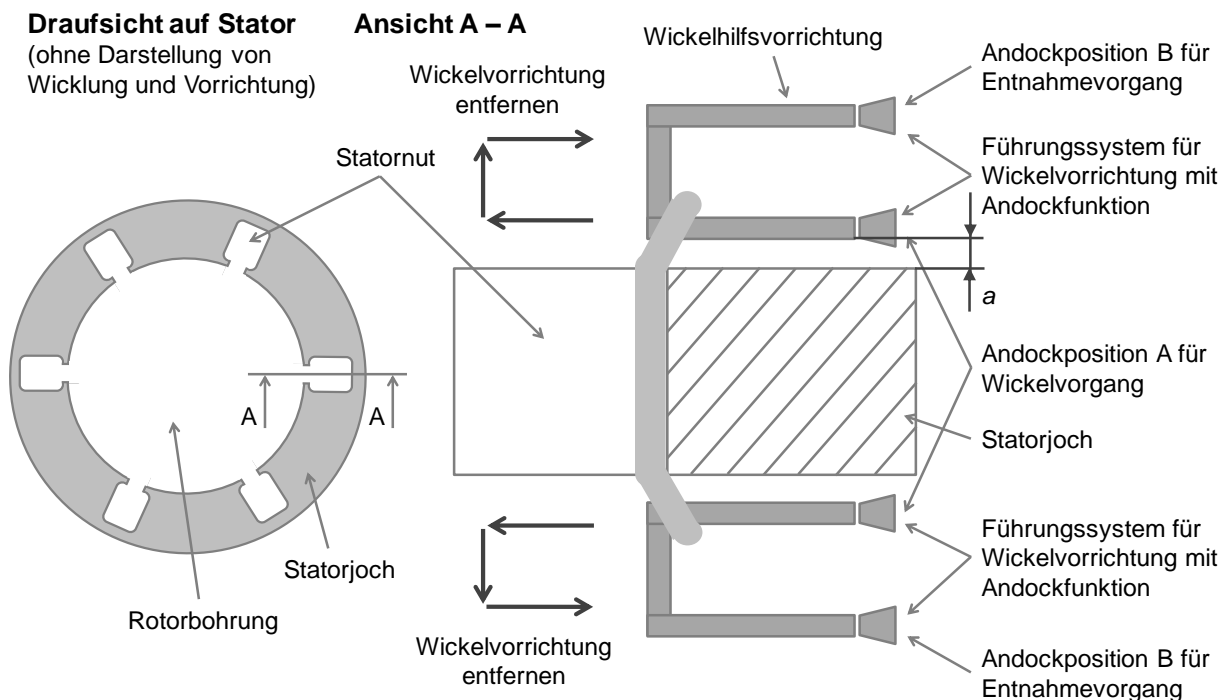


Abbildung 6.3: Variante 1: Wickelhilfsvorrichtung [97]

### 6.1.2 Variante 2: Haken

Die Hakenvariante ist eine Abwandlung des ersten Lösungsansatzes. Da bei einem Hakenwerkzeug die obere axiale Begrenzung fehlt, ist für den Entnahmevergang kein Umgreifen erforderlich, was die Prozesskomplexität gegenüber Variante 1 reduziert. Die Entnahmebewegung setzt sich dabei ebenfalls aus einer Abfolge von

Bewegungen zusammen, was in Abbildung 6.4 veranschaulicht ist. Dabei wird der Haken radial nach innen bewegt und  $90^\circ$  um seine Achse gedreht, sodass er unter der Wicklung nach außen gezogen werden kann. Die Isolation wird nach erfolgter Komprimierung aufgebracht. Darüber hinaus ergeben sich im Wesentlichen dieselben Vor- und Nachteile der Variante 1.

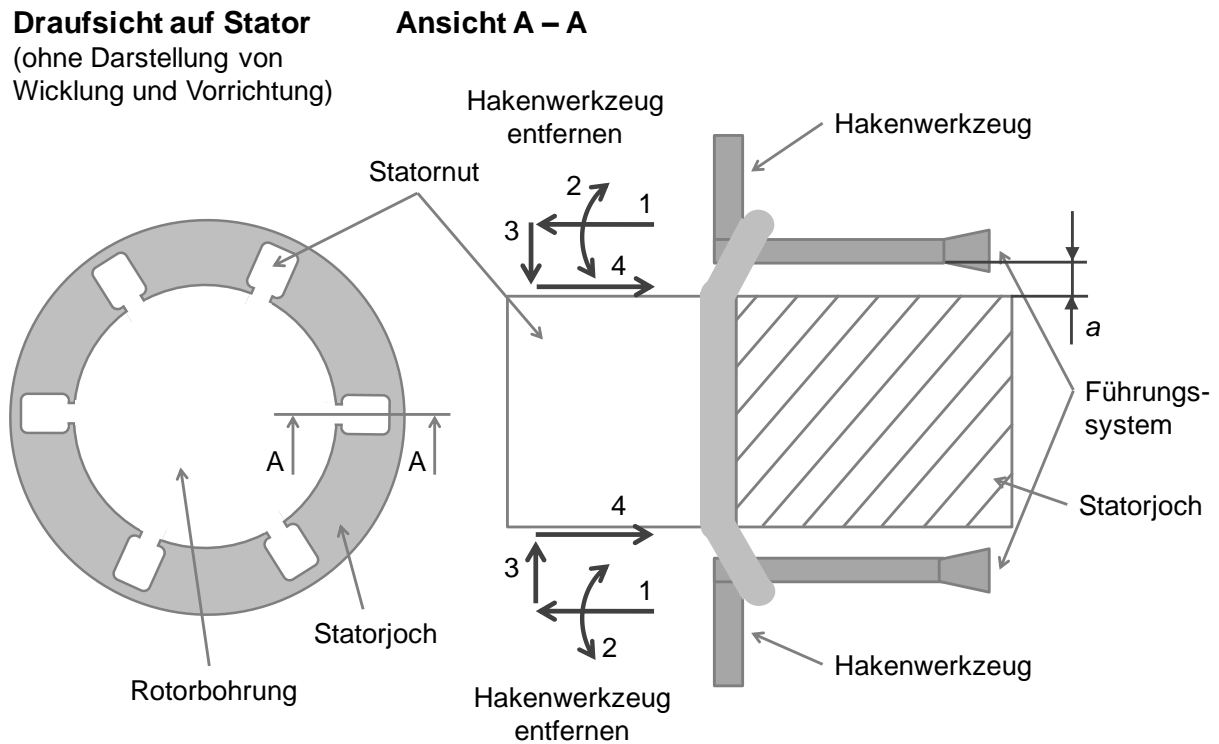


Abbildung 6.4: Variante 2: Haken

### 6.1.3 Variante 3: Stegelement

Bei diesem Lösungsansatz wird vor der Bewicklung auf jede Statorstirnseite ein im Stator verbleibendes Element mit radialen Führungsstegen ohne axiale Begrenzungselemente aufgeklebt (siehe Abbildung 6.5). Das Element muss robust ausgeführt sein, da es die Kräfte des Wickel- und des anschließenden Pressvorgangs aufnehmen muss. Der folgende Isolierarbeitsschritt kann entweder durch Aufkleben von Flächenisolierelementen oder durch ein Beschichtungsverfahren realisiert werden. Letztere Variante bietet den Vorteil einer besseren Anbindung der Isolierung an die Endscheibe. Prozesstechnisch entspricht Variante 3 der gängigen Nadelwickelpraxis für verteilte Wicklungen, sodass die Prozesskomplexität gegenüber Variante 1 deutlich geringer ist. Nachteilig für die industrielle Anwendung ist, dass das benötigte Stegelement bereits patentiert ist. Darüber hinaus ist eine Bandagierung nicht möglich, sodass die Rückfederung der Drahtbündel die



Wickelkopfhöhe vergrößert. Des Weiteren müssen die Stege so hoch ausgeführt sein, dass der Draht während der Bewicklung nicht über die Stege abgleiten kann. Somit wird bei dieser Variante die Wickelkopfhöhe durch die Steghöhe bestimmt, wenngleich diese aufgrund des Entfalls der axial begrenzenden Elemente gegenüber den Endscheibenvarianten geringer ausfällt. Ebenfalls nachteilig ist, dass die Wickelnadel an die Höhe der Führungsstege angepasst und damit sehr lang ausgeführt werden muss, wodurch die Nadelbelastung steigt.

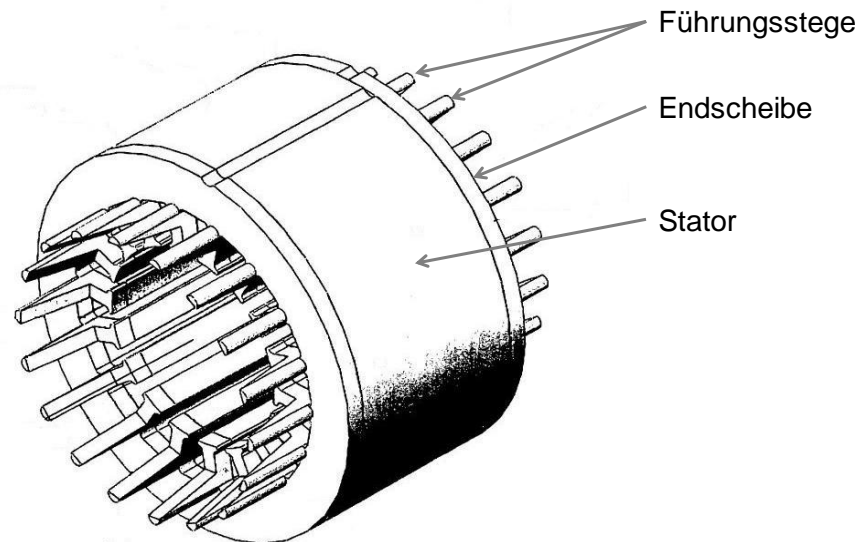


Abbildung 6.5: Variante 3: Stegelement mit axialen Führungsstegen ohne axial begrenzende Elemente [98]

#### 6.1.4 Variante 4: Gabelklemme

Bei der vierten Variante werden gabelähnliche Klemmelemente ("Gabelklemmen") verwendet, die radial von innen vor der Bewicklung montiert werden (siehe Abbildung 6.6 a). Die Fixierung erfolgt außen über die Statoraufnahme, beispielsweise über Bolzen, eine Klemmung oder eine Verschraubung. Die Anzahl der Gabelklemmen entspricht der Anzahl der Spulengruppen, wobei jeder Phase dabei ein axiales "Fenster" der Gabelklemmen zugeordnet ist. Dadurch werden die Phasen, wie auch bei den anderen Lösungsansätzen, axial übereinander angeordnet. Vor der Bewicklung können für die Phasenisolierung Papierelemente in die Fenster geklemmt werden. Die Gabeln verbleiben während der gesamten Bewicklung im Stator und werden nach Beendigung des Wickelvorgangs entfernt. Anschließend werden alle drei Phasen in einem Pressvorgang gemeinsam komprimiert. Diese Variante hat mehrere Nachteile: zum einen ist durch die geschlitzte Isolierpapierform keine durchgängige Isolierung gewährleistet (vgl. Abbildung 6.6 b) und zum anderen

darf bezweifelt werden, dass die Papiere während des Wickelvorgangs in Position bleiben. Dies könnte zwar prinzipiell durch einen dem Wickelprozess nachgelagerten Isolierarbeitsschritt gelöst werden, jedoch ist die Zugänglichkeit zwischen den Phasen eingeschränkt. Darüber hinaus führt die Verwendung der Gabelklemmen gegenüber den vorherigen Varianten zu höheren Spulenlängen und damit auch Wickelköpfen. Dies liegt daran, dass die Wicklung erst nach Beendigung des kompletten Wickelvorgangs komprimiert wird, wodurch sich höhere axiale Abstände der Spulenköpfe zueinander ergeben als bei den vorherigen Varianten. Gleichzeitig ergibt sich dadurch jedoch der Vorteil, dass der Stator vollständig in einem Schritt gewickelt werden kann.

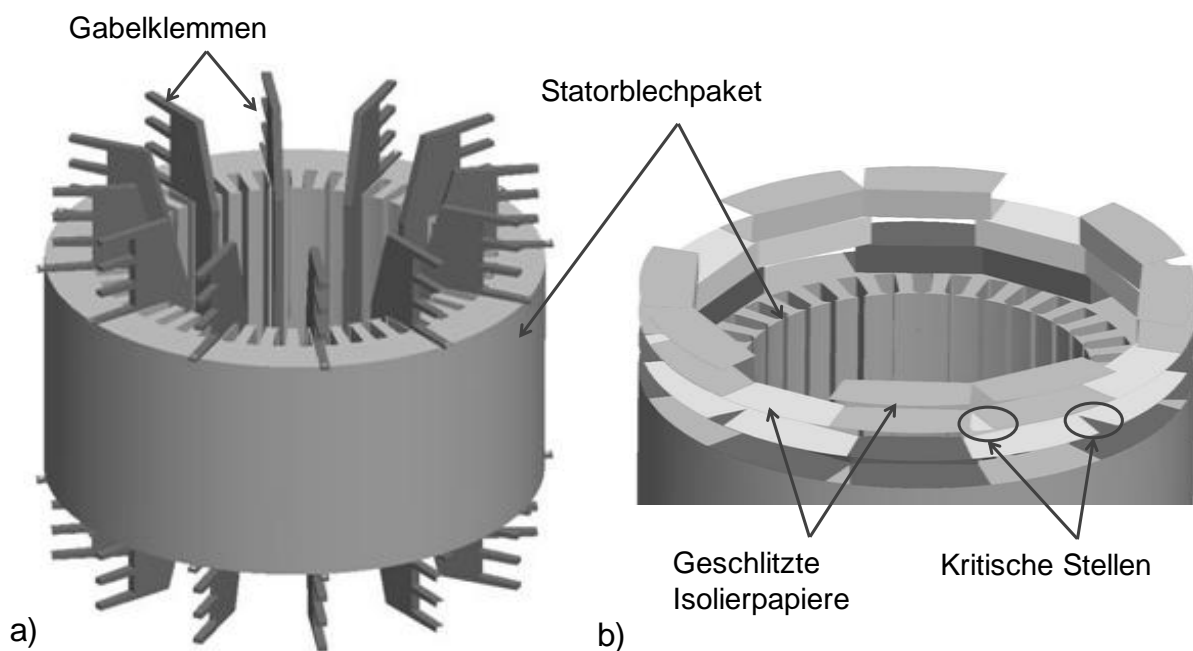


Abbildung 6.6: Variante 4: a) Stator mit Gabelklemmen, b) Anordnung der Isolierpapiere ohne Darstellung der Gabelklemmen [96]

### 6.1.5 Variante 5: Wickelement

Bei dem fünften Lösungsansatz werden temporär gefügte Wickelemente verwendet, die die Funktionen der Drahtführung und der Drahtzugkraftaufnahme übernehmen und nach erfolgter Bewicklung wieder entfernt werden. Vor der Bewicklung werden an beiden Stirnseiten entsprechend der Spulengruppenanzahl der Phase Wickelemente montiert. Die Abstützung erfolgt dabei über die Zahnköpfe des Stators (siehe Abbildung 6.7 b) und muss rein mechanisch realisiert werden, da aufgrund der Wickeltrajektorie keine Zugänglichkeit für eine externe Energiezufuhr besteht.

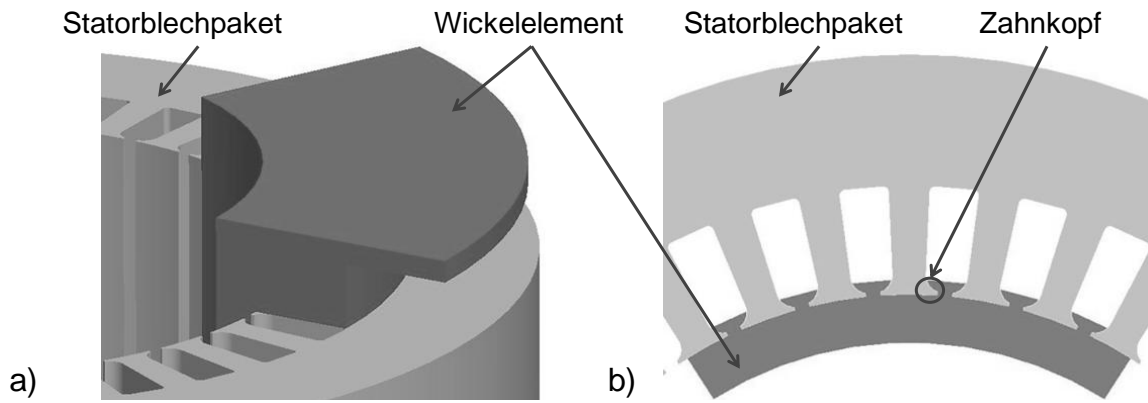


Abbildung 6.7: Variante 5: a) Wickelelement im Stator, b) Schnittdarstellung des montierten Wickelelementes mit Abstützung an den Zahnköpfen [96]

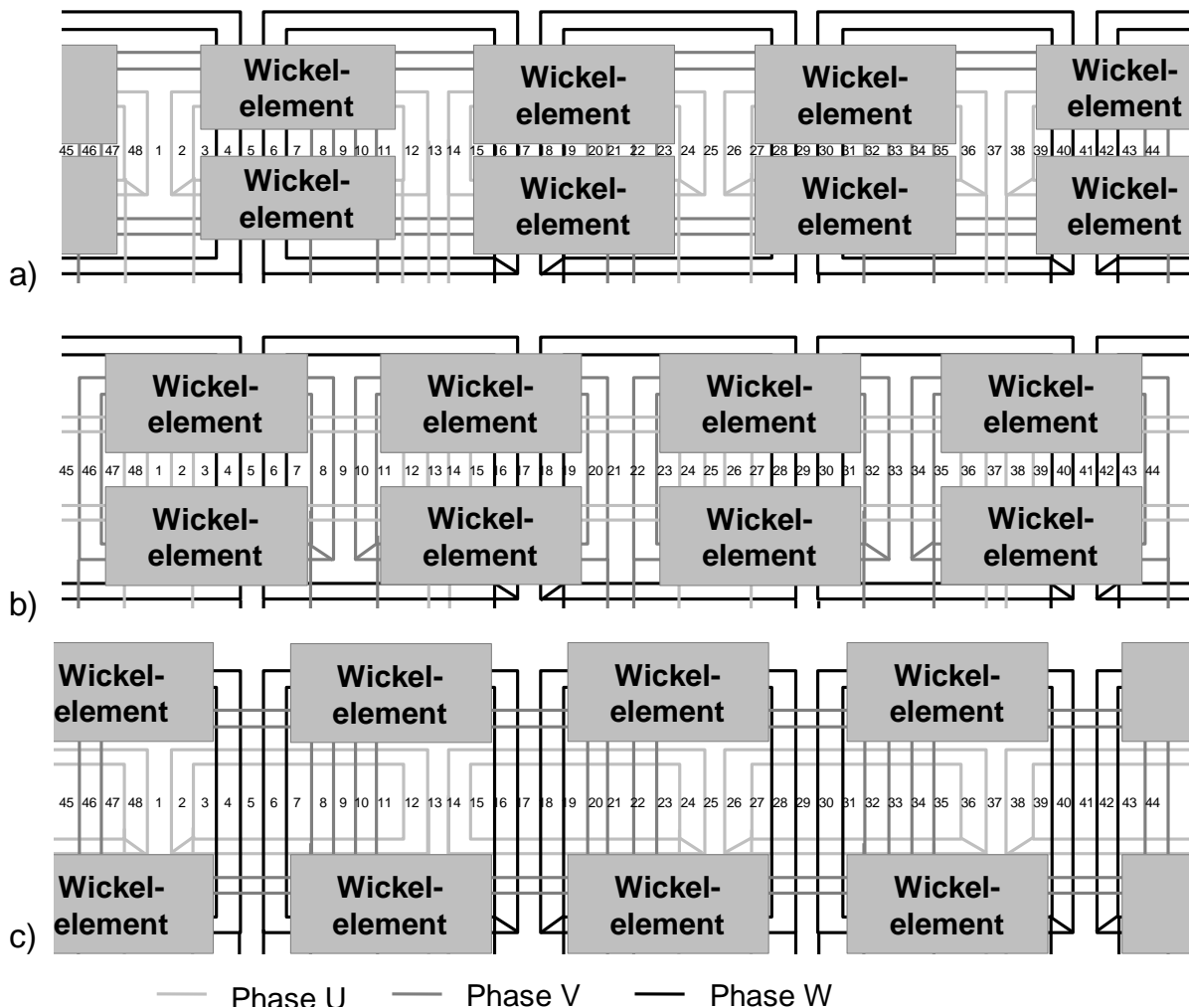


Abbildung 6.8: Positionen der Wickelelemente während der phasenweisen Bewicklung, dargestellt anhand des Wickelschemas: a) Wickeln der ersten Phase U, b) Wickeln der zweiten Phase V, c) Wickeln der dritten Phase W

Damit die erste Phase einen hochvoltsicherheitsbedingten Mindestabstand zum Blechpaket aufweist, ist entweder eine Stirninsolationsscheibe aufzukleben oder es müssen radial von außen Laschen zugeführt werden, die auf dem Statorjoch aufliegen und während des Pressvorgangs verbleiben. Nachdem eine Phase gewickelt ist, werden die Wickelemente wieder entfernt, sodass die Phase gepresst und die Phaseninsolation montiert werden kann, beispielsweise durch Aufkleben eines Isolationspapiers oder auch durch ein Beschichtungsverfahren. Der Ablauf wird für die zweite und dritte Phase wiederholt. Dabei wandern die Elemente sowohl am Umfang als auch in axialer Position, was in Abbildung 6.8 dargestellt ist.

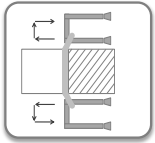
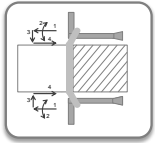

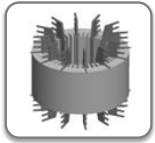

Mit dieser Variante können die geringste Spulenlänge und Wickelkopfhöhe erreicht werden. Da die Phasen individuell gepresst werden, ergibt sich eine sehr gute Zugänglichkeit für die Montage der Phaseninsolation, sodass eine Automatisierung des Prozesses möglich erscheint. Herausforderungen können sich beim automatisierten Einbringen und Spannen der Wickelemente ergeben. Zudem ist diese Variante aufgrund der in einer Serienfertigung benötigten hohen Anzahl an komplexen Werkzeugen teuer.

#### **6.1.6 Variantenvergleich und -bewertung**

Neben den Produktkriterien Wickelkopfhöhe und Spulenlänge werden als Bewertungskriterien die Funktionen entsprechend Abbildung 6.2, die Möglichkeit der Bandagierung zur Wickelkopfkomprimierung und -fixierung, die allgemeine Prozesskomplexität sowie die Patentsituation verwendet. Auf eine Kostenbewertung wird an dieser Stelle aufgrund der Vielzahl an Einflussfaktoren und der daraus resultierenden Komplexität verzichtet. Bei der Drahtführung wird die Polygonstruktur der Windung bewertet. Je kleiner die Führungsfläche für den Draht, desto schlechter fällt die Bewertung aus. Bei der Systemlagerung überzeugt kein Konzept, da entweder die Festigkeit kritisch zu bewerten ist oder der Prozess in der Umsetzung zu aufwändig ist.

Die Variantenbewertung kann Tabelle 6.1 entnommen werden. Die Produkt- und Prozessbewertung erfolgt durch Punktvergabe für die Symbole von null (für "-") bis zwei Punkten (für "+"), sodass ein Durchschnittswert gebildet werden kann. Insgesamt zeigt das Wickelement (Variante 5) das größte Produkt- und Umsetzungspotenzial. Die wesentlichen Herausforderungen dabei sind die Aufnahme der Drahtzugkräfte über die filigranen Zahnköpfe des Statorblechpaketes sowie die Prozesskomplexität.

Tabelle 6.1: Bewertung der Prozessvarianten zur Wickelkopfproduzierung

	Variante 1	Variante 2	Variante 3	Variante 4	Variante 5
					
Wickelkopfhöhe	0	0	-	-	+
Spulenlänge	0	0	+	-	+
Wickelbewegung	-	-	+	+	+
Phasen- isolierung (Zugänglichkeit)	+	+	-	-	+
Drahtführung	+	-	0	-	+
Systemlagerung (Aufnahme der Drahtzugkräfte)	0	0	-	-	0
Bandagier- möglichkeit	+	+	-	+	+
Prozess- komplexität	-	0	+	-	-
Patentsituation	+	-	-	+	+
<b>Ø Produkt- bewertung</b>	<b>1</b>	<b>1</b>	<b>1</b>	<b>0</b>	<b>2,0</b>
<b>Ø Prozess- bewertung</b>	<b>1,3</b>	<b>0,9</b>	<b>0,7</b>	<b>0,9</b>	<b>1,6</b>

## 6.2 Konstruktion des Wickelwerkzeugs

Die konstruktive Umsetzung der präferierten Variante erfolgt anhand des Referenzstators gemäß der Vorgaben in Tabelle 3.2. Dabei müssen ein Mechanismus zum Klemmen des Wickelwerkzeugs in der Nut sowie eine Maßnahme zur Verhinderung der Spulenentspannung nach Entfernen des Wickelwerkzeugs entwickelt werden.

### 6.2.1 Entwicklung des Klemmechanismus

Aufgrund der dreidimensionalen Wickeltrajektorie ist die Zugänglichkeit zum Wickelwerkzeug nicht durchgehend gewährleistet. Daher muss der Klemmechanismus rein mechanisch ausgeführt werden und ohne äußere Energieversorgung funktionieren. Für eine automatisierte Montage der Wickelelemente ist zudem eine definierte Spann-/ Entspannbewegung der Klemmelemente essentiell. Auf dieser Basis wird ein Mechanismus entwickelt, dessen Funktionsprinzip in Abbildung 6.9 dargestellt ist.

Das Funktionsprinzip besteht darin, dass in eine verdrehbar gelagerte Schiene (Innenteil) schräg verlaufende Verstellnuten eingelassen sind, sodass eine Bewegung der Schiene eine radiale Verstellung der über Bolzen in den Verstellnuten gelagerten Klemmelemente bewirkt [99]. Die Schienenverstellung erfolgt dabei über einen im Grundkörper gelagerten Exzenter. Durch die Rotation des Exzenters drückt der Exzenternocken auf ein Federelement, das die Kraft auf das Innenteil überträgt und somit eine Relativbewegung zwischen Grundkörper und Innenteil realisiert (siehe Abbildung 6.10).

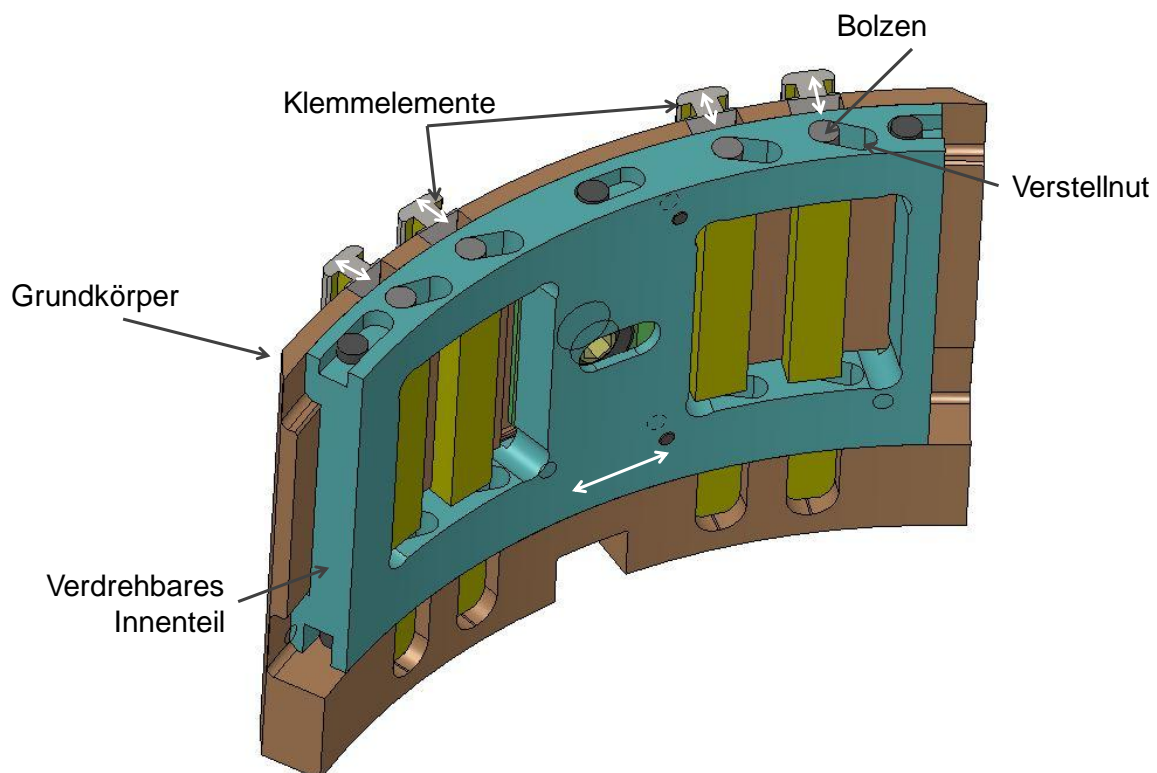


Abbildung 6.9: Klemmechanismus [36, 99]

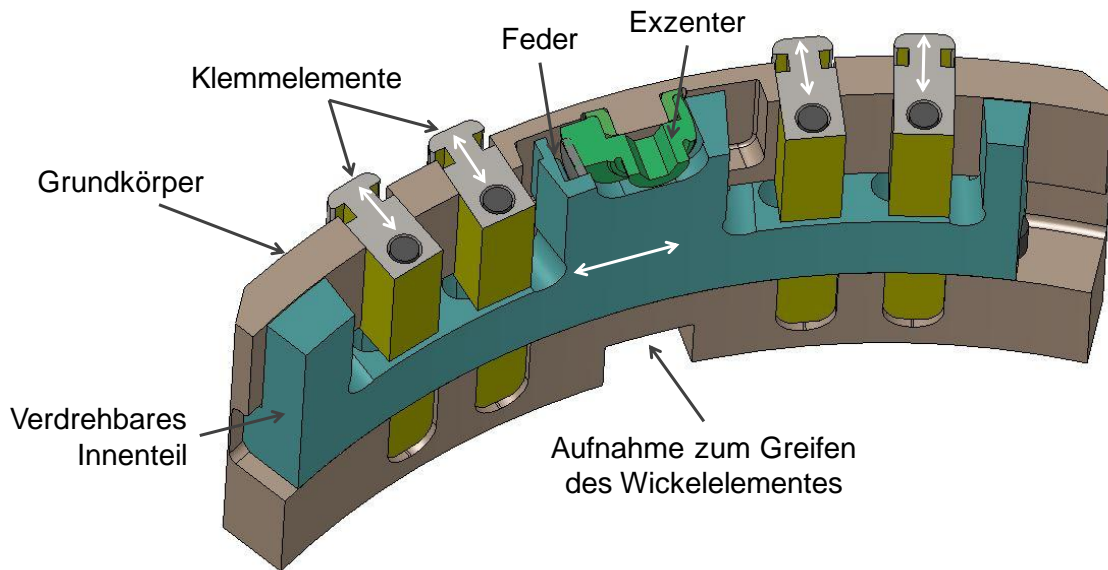


Abbildung 6.10: Verschiebung des verdrehbaren Innenteils mittels eines Exzenters

### 6.2.2 Verhinderung der Spulenentspannung

In der Nadelwickeltechnik wird der Draht unter Drahtzug gewickelt. Daher stehen die Spulen nach dem Wickeln unter mechanischer Spannung. Wenn die Wickelwerkzeuge ohne Vorkehrungen entfernt werden, können sich die Spulen entspannen und nebenliegende Nuten verdecken, wie der Vorversuch in Abbildung 6.11 zeigt.

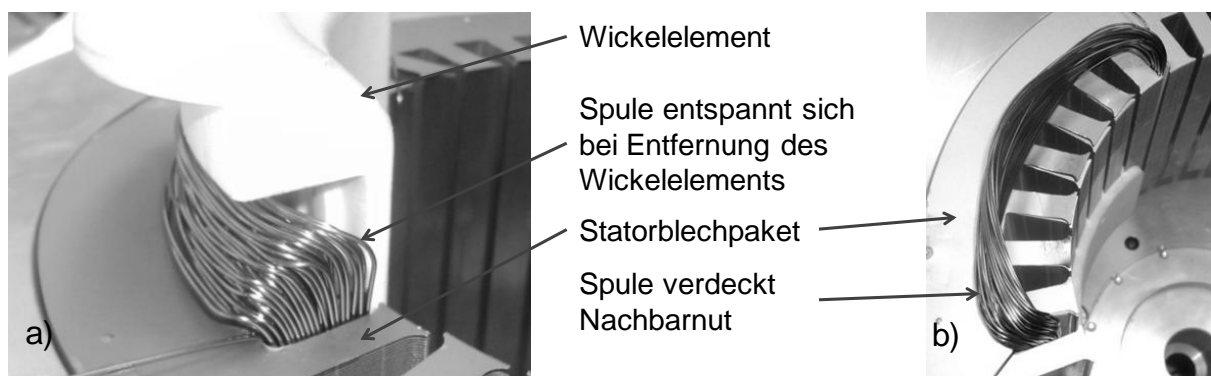


Abbildung 6.11: Nutverdeckung infolge Spulenentspannung bei Entfernung des Wickelementes [96]

Dies kann jedoch aufgrund des Wickelschemas des Referenzstators (vgl. Abbildung 2.18 und Abbildung 6.8) ohne maschinenbaulichen Mehraufwand vermieden werden,

indem nur die Hälfte der Nuten zum Klemmen verwendet wird. Dadurch kann die andere Hälfte, die nach der jeweiligen Bewicklung mit Deckschiebern verschlossen wird, die Spulengruppe stützen.

Aufgrund der Lochzahl  $q = 4$  ergibt sich für die konzentrischen Spulen der Wickelschritt 2-11, 1-12. Dies bedeutet, dass in jeder Phase jeweils acht Nuten übersprungen werden, in denen das Wickelwerkzeug geklemmt werden kann (für Phase U unter anderem die Nuten 3-10). In Abbildung 6.12 sind die jeweiligen Phasenbelegungen innerhalb der Nuten markiert. In der Rotorbohrung sind die Klemmpunkte dargestellt, die markieren, in welchen Nuten die Wickelelemente während der Bewicklung der entsprechenden Phase geklemmt sind. Insgesamt wird in nur vier der jeweils acht verfügbaren Nuten geklemmt. Durch eine intelligente Anordnung der Klemmelemente am Wickelwerkzeug können die Klemmpunkte so positioniert werden, dass eine Hälfte der Nuten doppelt genutzt wird, während die andere Hälfte nicht zum Klemmen verwendet wird. Dadurch können die nicht genutzten Nuten nach dem Wickeln direkt mit Deckschiebern verschlossen werden, sodass die inneren Spulen (z.B. Spule 2-11) die äußeren Spulen abstützen und sich keine Spule in Richtung Zentrum entspannt.

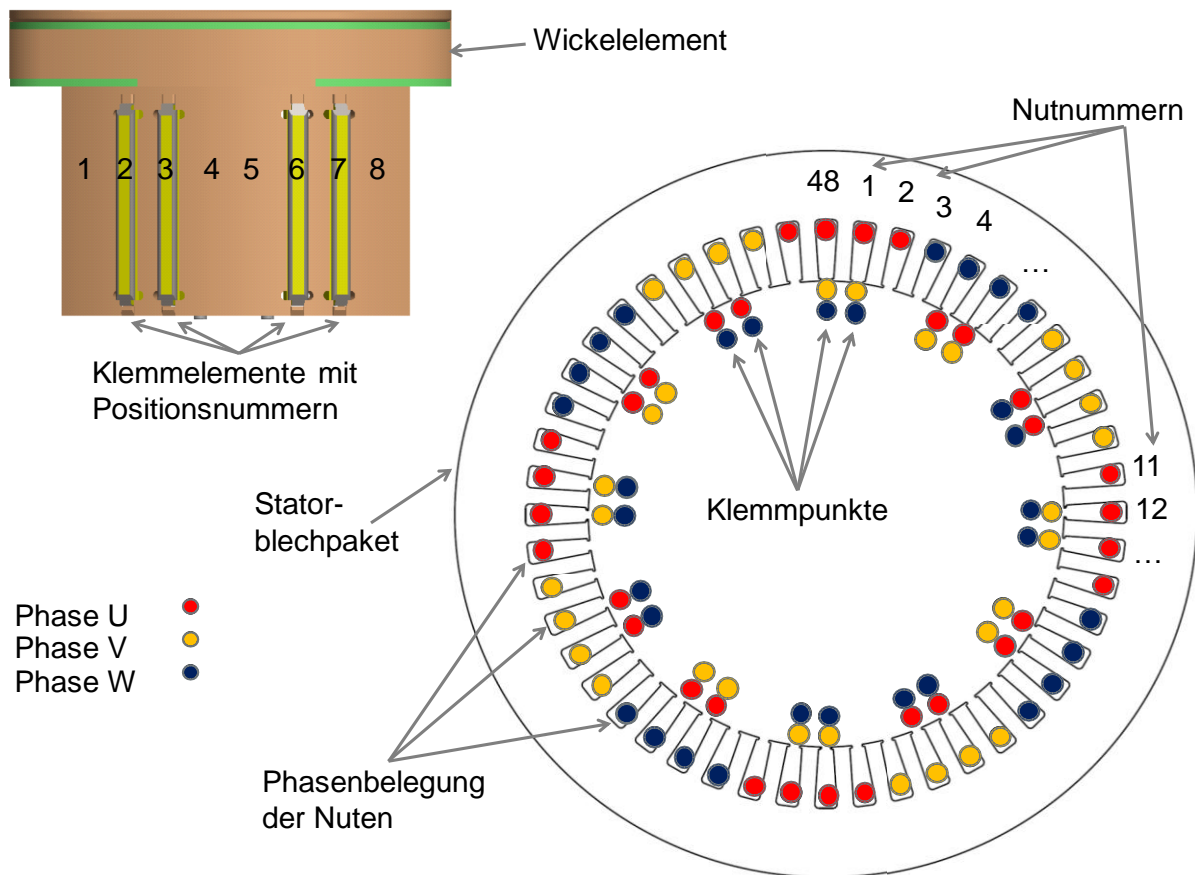


Abbildung 6.12: Klemmpunktdiagramm [36]



### 6.3 Überprüfung der Festigkeit des Wickelwerkzeugs

Für die Dimensionierung des Wickelelementes ist aufgrund hoher wirkender Drahtzugkräfte ein Festigkeitsnachweis erforderlich. Hierfür muss zunächst die radial auf das Wickelelement wirkende Wickelkraft experimentell ermittelt werden. Diese dient als Eingangsgröße für die rechnerische Überprüfung der Bauteilfestigkeit mittels der FE-Methode. Zur Plausibilisierung der Ergebnisse wird das FE-Modell experimentell validiert. Auf eine Überprüfung der Statorfestigkeit wird aufgrund der sehr aufwändigen Modellierung des Statorblechpaketes (vgl. [100–102]) verzichtet. Darüber hinaus sind die Statorzähne zu filigran für die Montage einer DMS-Rosette, sodass eine experimentelle Validierung nicht ohne Weiteres möglich wäre.

#### 6.3.1 Ermittlung der Eingangsparameter für die Simulation

Für den Festigkeitsnachweis müssen zunächst die Eingangsparameter ermittelt werden. Dies sind im Wesentlichen die auf das Wickelelement wirkende Wickelkraft  $F_W$  und die Einspannlänge des Wickelelementes  $h_{Esp}$ . Für die zulässige Vorspannkraft des Wickelelementes  $F_V$  werden Werte von 50, 100 und 150 N überprüft.

#### Ermittlung der geometrischen Eingangsparameter

Der Festigkeitsnachweis erfolgt für die Bewicklung der dritten Phase, da diese aufgrund der Einspannlänge  $h_{Esp}$  und des Hebelarms  $h_{FW}$  am kritischsten ist. Dieser Sachverhalt ist in Abbildung 6.13 veranschaulicht:

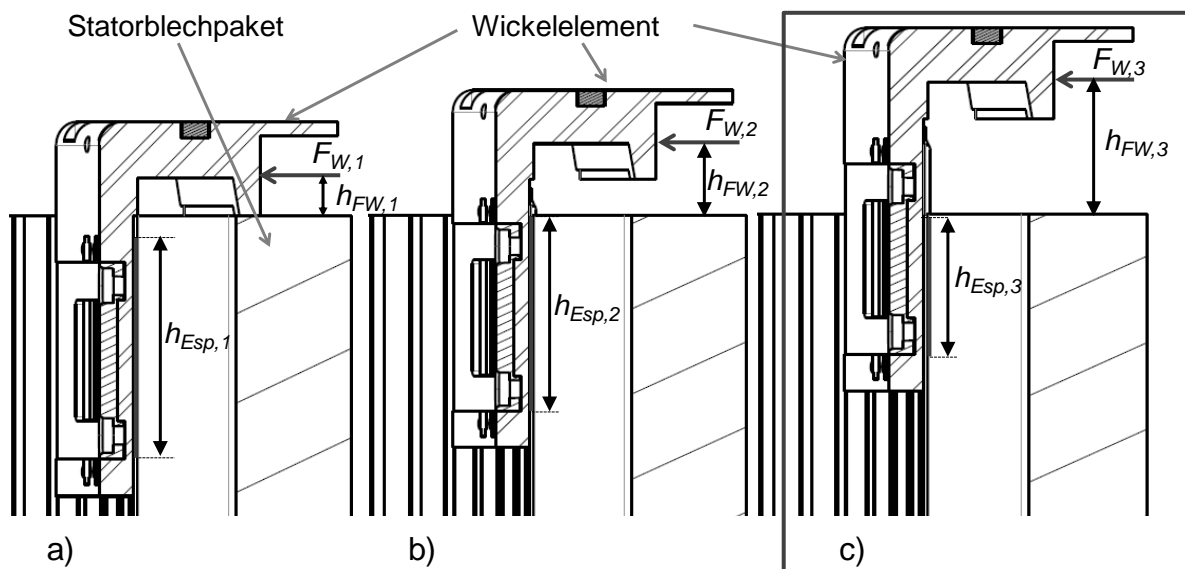


Abbildung 6.13: Abhängigkeit des Kraftangriffspunkts  $h_{FW}$  und der Einspannlänge  $h_{Esp}$  von der Wickeletage mit a) Etage 1 (Phase U), b) Etage 2 (Phase V), c) Etage 3 (Phase W) [103]

Wird nur ein Werkzeugtyp für die Bewicklung der drei Phasen verwendet, verringert sich die Einspannlänge  $h_{Esp}$  mit zunehmender Wickel­etage, da die Phasen axial übereinander angeordnet werden. Die Einspannlänge und der Abstand des Kraftangriffspunkts vom Blechpaket  $h_{FW}$  ergeben sich für die Etage 3 (Phase W) in Abhängigkeit der Spulenkopfhöhen  $h_{Lage}$ , wie in Abbildung 6.14 dargestellt, zu:

$$h_{FW,3} = h_{Lage,1} + h_{Lage,2} + \frac{h_{Lage,3^*}}{2} + h_{iso} = h_{WE} - h_{Esp,3} - \frac{h_{Lage,3^*}}{2} \quad (6.1)$$

$$h_{Esp,3} = h_{WE} - h_{Lage,1} - h_{Lage,2} - h_{Lage,3^*} - h_{iso} = h_{WE} - h_{FW,3} - \frac{h_{Lage,3^*}}{2} \quad (6.2)$$

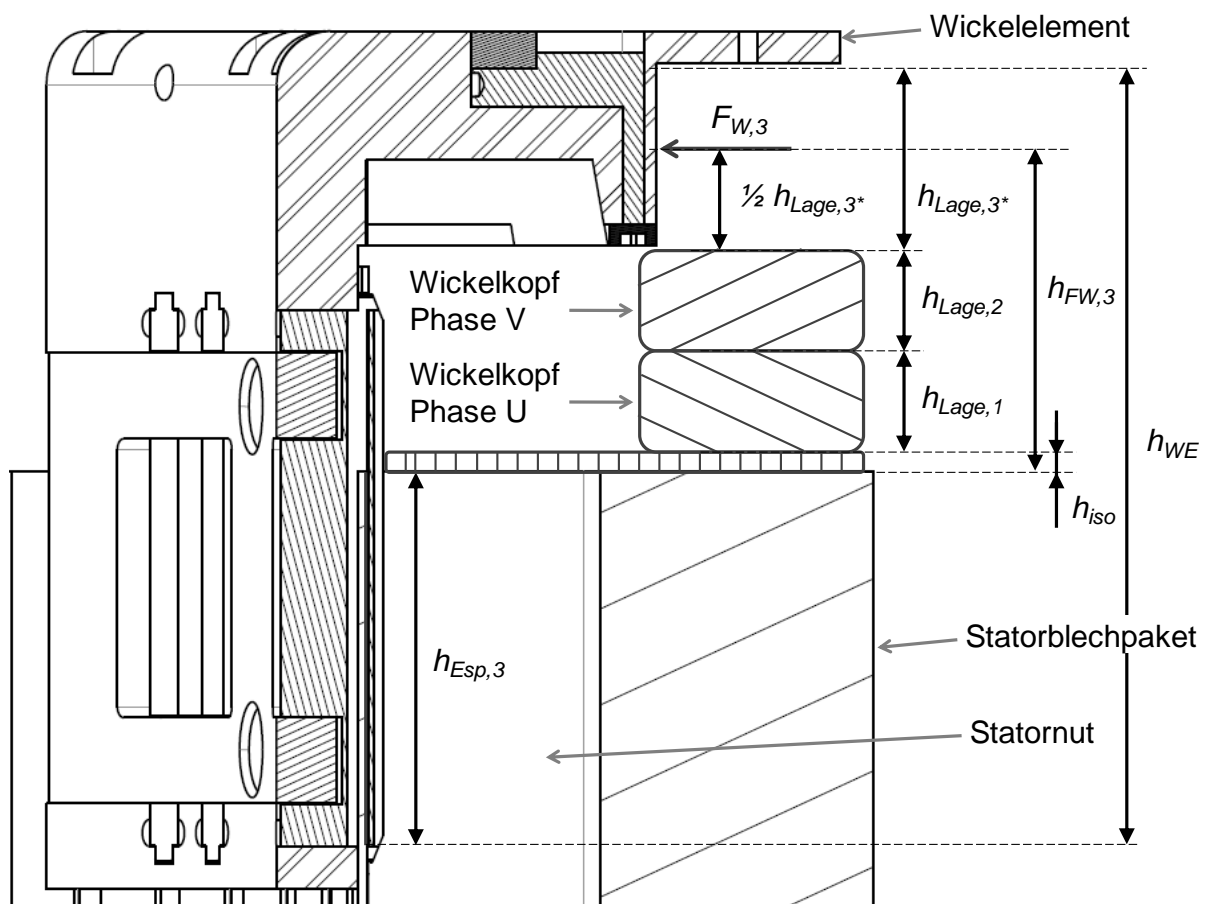


Abbildung 6.14: Zusammenhang zwischen der Einspannlänge und den Spulenkopfhöhen  $h_{Lage}$  der Phasen für die Bewicklung der dritten Phase [103]

Dabei ist  $h_{iso}$  die Dicke der Isolierscheibe oder der Laschen, die den Mindestabstand der Wicklung zum Blechpaket gewährleisten und  $h_{WE}$  der Abstand zwischen der Unterseite der axialen Begrenzung des Wickel­elementes und dem Ende der

Spannfläche des Klemmelementes. Die Indizierung \* bedeutet, dass es sich um die unkomprimierte Spulenkopfhöhe handelt. Aus Formel (6.1) ist ersichtlich, dass der Abstand zwischen Blechpaket und Kraftangriffspunkt  $h_{FW}$  in gleichem Maße zunimmt, wie die Einspannlänge  $h_{Esp}$  abnimmt. Dadurch erhöht sich das auf das Wickel-element wirkende Biegemoment, sodass die Wickelkopfhöhe eine zweifache Auswirkung auf die Bauteilbelastung hat. Aufgrund der gleichmäßigen Anlage der Drähte an der Führungsfläche des Wickelwerkzeugs wird davon ausgegangen, dass die Wickelkräfte über die gesamte Fläche gleichmäßig verteilt wirken, sodass die resultierende Kraft  $F_W$  in der Mitte der Führungsfläche angreift.

Für den Referenzstator ergeben sich in Abhängigkeit der Spulenkopfhöhen  $h_{Lage}$  der ersten und zweiten Phase und für  $h_{iso,min} = 3$  mm folgende realistische Einspannlängen entsprechend Formel (6.2):

*Tabelle 6.2: Mögliche Einspannlängen des Referenzstators für die Bewicklung der dritten Phase*

Spulenkopfhöhe $h_{Lage,1} = h_{Lage,2}$	Einspannlänge $h_{Esp,3}$
10 mm	33 mm
11 mm	31 mm
12 mm	29 mm

Dabei entspricht die Spulenkopfhöhe von  $h_{Lage} = 10$  mm dem in einem Wickel- und Pressversuch ermittelten Wert. Die höheren Spulenkopfwerte stellen pessimistischere Szenarien für die Simulation dar. Die Kraftangriffspunkte ergeben sich entsprechend Formel (6.1) mit  $h_{Lage,3^*} = 17$  mm.

### Ermittlung der Wickelkraft

Die Ermittlung der auf das Wickelelement wirkenden radialen Wickelkräfte  $F_W$  erfolgt experimentell bei einem Wickelversuch. Dabei sollen die Wickelkräfte während der Bewicklung einer Spulengruppe der dritten Phase gemessen werden. Für die Kraftermittlung werden Dehnungsmessstreifen (DMS) verwendet, mit denen die Wickelelemente bestückt werden.

Das Funktionsprinzip von DMS besteht darin, dass die Dehnung des Trägermaterials auf den DMS übertragen wird, dessen Messgitter infolgedessen eine Änderung des elektrischen Widerstandes erfährt, der gemessen wird. Die relative Widerstandsänderung ergibt sich aus dem totalen Differenzial der allgemeinen Widerstandsformel eines elektrischen Leiters [104]:

$$\frac{\Delta R}{R} = \frac{\Delta l}{l} + \frac{\Delta \rho}{\rho} - \frac{2 \cdot \Delta D}{D} = k \cdot \varepsilon \quad (6.3)$$

Der k-Faktor ist dabei ein Proportionalitätsfaktor und ein Ausdruck für die Empfindlichkeit des DMS. Über das Hooke'sche Gesetz ist der Zusammenhang zwischen der Dehnung und der verursachenden Kraft, bzw. Spannung  $\sigma$ , gegeben:

$$\sigma = E \cdot \varepsilon \quad (6.4)$$

Durch eine Kalibrierung des Messaufbaus können somit Dehnungen und Kräfte des Trägerkörpers bestimmt werden. Es ist entsprechend ersichtlich, dass die Verwendung von Kunststoff für das Wickelement aufgrund des geringeren E-Moduls bei gleicher Kraft / Spannung eine wesentlich höhere Dehnung und somit Signalstärke der DMS bewirkt als Stahl. Somit werden für den Wickelversuch mit DMS bestückte RP-Wickelemente verwendet. Die Werkzeuge sowie der Versuchsaufbau können Abbildung 6.15 a) entnommen werden.

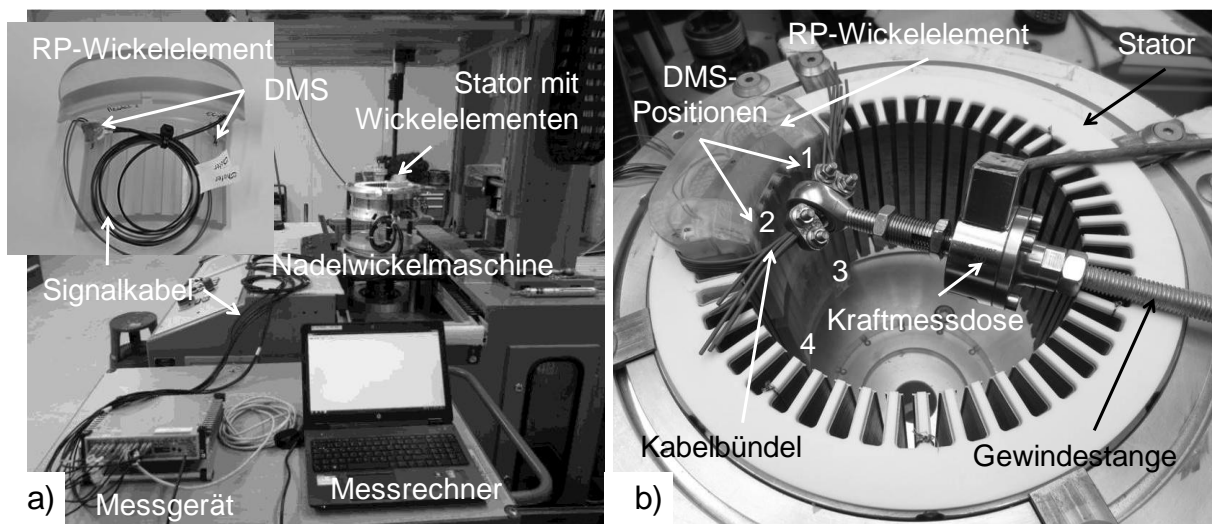


Abbildung 6.15: a) Messaufbau für den Wickelversuch bei der Firma SMZ, b) Messaufbau für die Kalibrierung

Die DMS sind über die Signalkabel mit dem Messgerät Pak MK II MF-02 verbunden und bilden mit diesem eine Wheatstone'sche Messbrücke. Die Messstellen sind dabei als Viertelbrücke verschaltet [105]. Während der Bewicklung werden die Dehnungen im Zeitbereich aufgenommen. Eine anschließende Kalibrierung des Messaufbaus liefert die Kraftwerte. Der Kalibrieraufbau ist in Abbildung 6.15 b) dargestellt und soll möglichst die Versuchsbedingungen während der Bewicklung

widerspiegeln. Die Kräfteinleitung erfolgt dabei über das Anziehen einer gelagerten Gewindestange. In das Wickelement wird die Kraft über ein flächig anliegendes Kabelbündel eingebracht, das mit der Gewindestange verbunden ist. Zwischen Gewindestange und Kabelbündel ist eine Kraftmessdose montiert, die ebenfalls mit dem Messgerät verbunden ist. Durch ein paralleles Messen der eingebrachten Kraft und der Dehnung wird der Zusammenhang zwischen beiden Größen ermittelt, sodass den im Wickelversuch aufgenommenen Dehnungswerten entsprechende Kraftwerte zugeordnet werden können. Durch die Verwendung von zwei DMS pro Wickelement wird zudem überprüft, ob die Krafrichtung der Kalibrierung jener des Wickelversuchs entspricht, bzw. ob die Annahme, dass die resultierende Wickelkraft mittig an der Führungsfläche angreift, korrekt ist.

Die Kalibrierung wird mehrfach für das obere und das untere Wickelement durchgeführt. Die Positionen der DMS für den Wickelversuch und die Kalibrierung können Abbildung 6.15 b) entnommen werden und sind mit 1 - 4 durchnummeriert. Die Ergebnisse sind nachfolgend exemplarisch für je eine Kalibrierung am oberen und unteren Wickelement abgebildet.

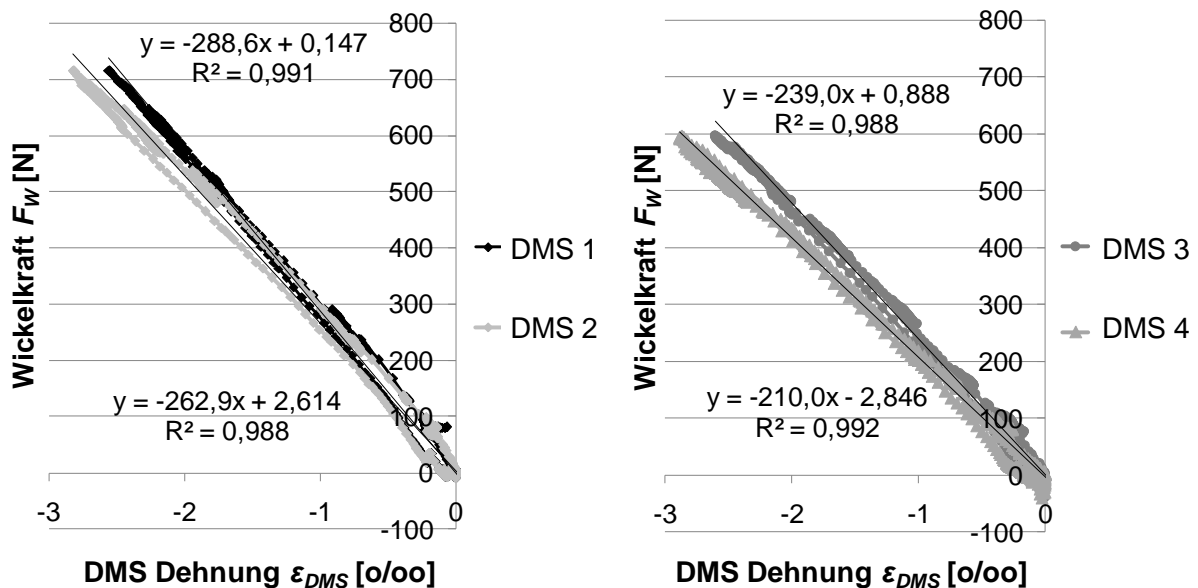


Abbildung 6.16: Kalibrierung des Messaufbaus zur Ermittlung des Zusammenhangs zwischen der Wickelkraft und der individuellen Dehnung der DMS

Die entsprechenden Kalibrierfunktionen lauten:

$$\text{DMS 1: } F_{W_{DMS,1}} = (-288610 \cdot \varepsilon_{DMS,1} + 0,1477) \text{ N} \quad (6.5)$$

$$DMS\ 2: F_{W_{DMS,2}} = (-262990 \cdot \varepsilon_{DMS,2} + 2,6145) N \quad (6.6)$$

$$DMS\ 3: F_{W_{DMS,3}} = (-239020 \cdot \varepsilon_{DMS,3} + 0,8880) N \quad (6.7)$$

$$DMS\ 4: F_{W_{DMS,4}} = (-210070 \cdot \varepsilon_{DMS,4} - 2,8461) N \quad (6.8)$$

Die Kalibrierkurven weisen im unteren Kraftbereich einen leicht nichtlinearen Verlauf auf, was auf den Versuchsaufbau zurückzuführen ist. Dies führt zu einer leichten Beeinflussung der Ausgleichsfunktion. Da jedoch für die statische Festigkeitsauslegung ausschließlich die maximalen Kraftwerte relevant sind und die relative Abweichung der Ausgleichsgeraden von der Messkurve im oberen Kraftbereich marginal ist, kann dieser Effekt vernachlässigt werden.

In Abbildung 6.17 ist das Ergebnis des Wickelversuchs für den Drahtdurchmesser  $D_{Cu} = 0,71$  mm dargestellt. Dabei sind die Kraftverläufe der vier DMS über der Zeit aufgetragen. Die Spulengruppe besteht aus insgesamt 17 parallelen Drähten, was deutlich an den Kraftsprüngen zu erkennen ist. In der jeweils anschließenden "Konstantphase" wird der nächste parallele Draht manuell terminiert, und die Wickelkraft nimmt durch ein Setzverhalten der gewickelten Drähte leicht ab. Zusätzlich zu den Kraftverläufen ist das Delta der zwei zu einem Wickelement gehörigen DMS dargestellt. Daraus geht hervor, dass zu Wickelbeginn beide DMS sehr unterschiedliche Werte anzeigen und somit die Kalibrierfunktionen die Kraftverläufe der ersten Windungen nicht korrekt darstellen. Da die Abweichungen teilweise sehr hoch ausfallen, sind in Abbildung 6.16 aus Gründen der Übersichtlichkeit nur Werte bis 200 % berücksichtigt. Die Abweichungen hängen mit der Wickelrichtung zusammen. Durch die Wickeltrajektorie wirkt die Drahtzugkraft  $F_z$  auf einer Seite des Wickelementes in radialer Richtung, während auf der anderen Seite hauptsächlich eine tangentielle Komponente angreift (vgl. hierfür Abbildung 3.9 b), sodass eine einzelne Windung eine resultierende Kraft auf das Wickelement hervorruft, dessen Kraftangriffspunkt nicht in der Symmetrieebene des Elementes liegt. Dadurch, dass mit jedem parallelen Draht die Wickelrichtung umgekehrt wird, tritt jedoch ein Ausgleichseffekt ein, sodass mit steigender Anzahl paralleler Drähte der Kraftangriffspunkt zunehmend in Richtung der Symmetrieebene verschoben wird, was an der vergleichsweise geringen Differenz der beiden DMS eines Wickelementes am Ende des Wickelvorgangs zu erkennen ist. Damit erscheint die symmetrische Lastverteilung über die Führungsfläche des Wickelementes (mit einem resultierenden Kraftangriffspunkt in der Symmetrieebene) als zulässig. Dies gilt jedoch nur für eine ausreichend hohe Anzahl an Windungen, wie der Versuch zeigt. Auffällig ist zudem, dass die Differenzen des oberen Wickelementes (Delta

DMS 1 und 2) sowie des unteren Elementes (Delta DMS 3 und 4) gespiegelt zu sein scheinen. Dies kann ebenfalls mit der Wickelrichtung erläutert werden. Erfährt beispielsweise DMS 1 zu einem beliebigen Zeitpunkt die radiale Krafrichtung und DMS 2 die tangentielle, so muss entsprechend DMS 4 ebenfalls die radiale und DMS 3 die tangentielle Kraft erfahren. Dadurch ergibt sich quasi ein gespiegelter Verlauf, der mit zunehmender Windungszahl gegen null konvergiert.

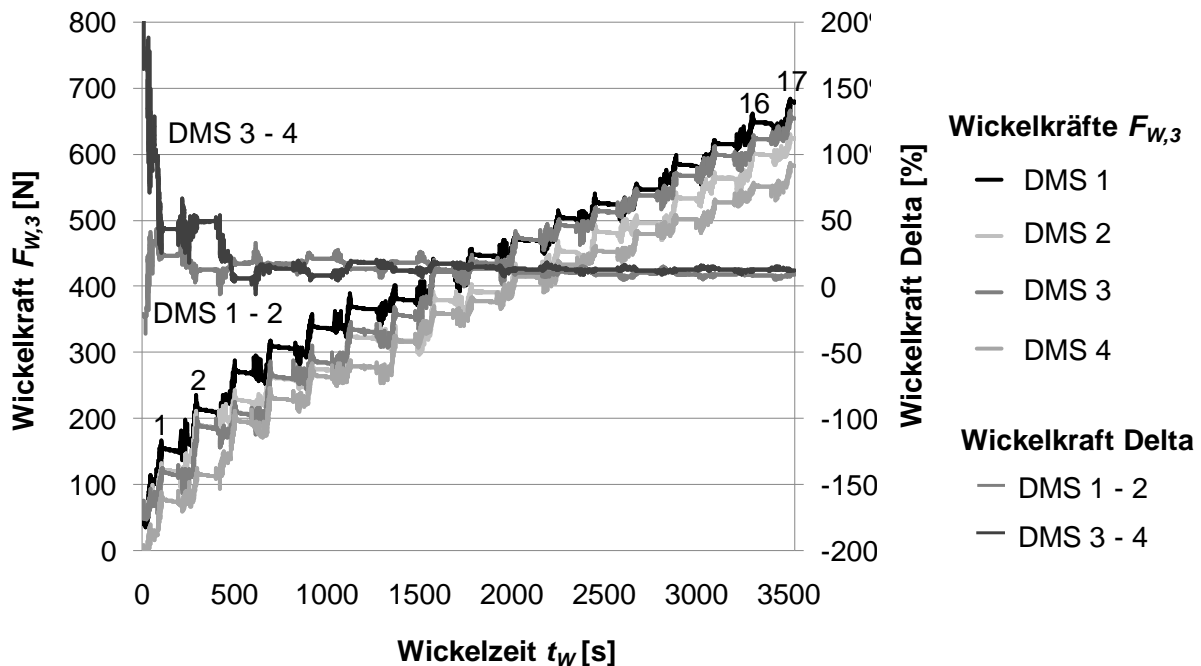


Abbildung 6.17: Ergebnis des Wickelversuchs für  $D_{cu} = 0,71 \text{ mm}$  und  $F_z = 25,9 \text{ N}$

Um den Einfluss des Drahtdurchmessers auf die Wickelkraft zu ermitteln, wird der Wickelversuch für die Drahtdurchmesser  $D_{cu} = 0,6 \text{ mm}$ ,  $0,8 \text{ mm}$  und  $0,9 \text{ mm}$  ebenfalls durchgeführt. Die eingestellten Drahtzugkräfte  $F_z$  orientieren sich dabei an den zulässigen Werten entsprechend [81]. Aufgrund der unterschiedlichen Durchmesser und den damit verbundenen unterschiedlichen Nutfüllungen, wird die Anzahl der Drähte jeweils so angepasst, dass die Füllfaktoren dem des Drahtdurchmessers  $D_{cu} = 0,71 \text{ mm}$  ungefähr entsprechen, wobei die Anzahl der Wickelrichtungsumkehrungen gleich bleibt. Das Ergebnis des Wickelversuchs kann Abbildung 6.18 entnommen werden. Es sind jeweils die gemittelten Kraftwerte  $\overline{F_{W,3}}$  der vier DMS dargestellt. Die Wickelzeiten variieren dabei in Abhängigkeit der Drahtanzahl und der Intervalllänge zwischen zwei parallelen Drähten. Der Versuch zeigt, dass dicke Drähte aufgrund der höheren Drahtzugkraft höhere radiale Wickelkräfte  $F_W$  hervorrufen als dünne Drähte. Dabei kann die höhere Anzahl an Drähten den Drahtzugkraftunterschied nicht kompensieren, da mit zunehmender Drahtzahl auch die Haftung der Drähte untereinander zunimmt. Beispielsweise

beträgt die Drahtzugkraft von  $D_{cu} = 0,6$  mm etwa ein Viertel und die Drahtanzahl etwa das Vierfache von  $D_{cu} = 0,9$  mm. Dennoch ist die maximale Wickelkraft um den Faktor 1,6 geringer. Die höchste Wickelkraft bewirkt der reiboptimierte Draht. Dies ist darauf zurückzuführen, dass die reiboptimierte äußere Lackschicht die Haftung der einzelnen Windungen reduziert, sodass die Wickelkraft zunimmt.

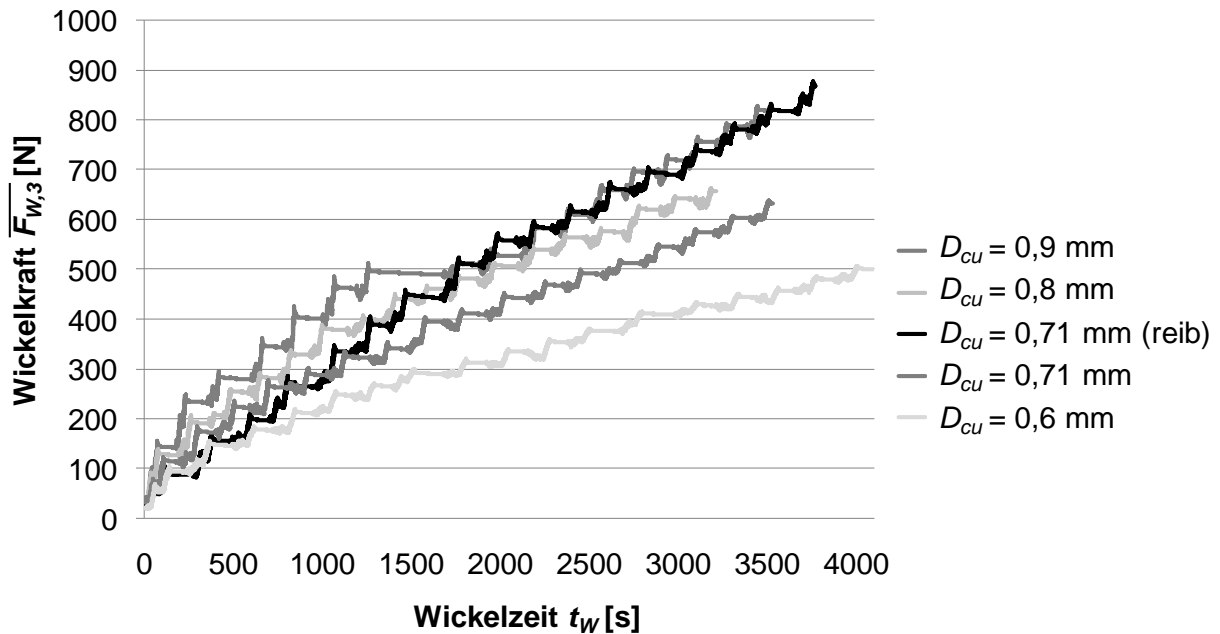


Abbildung 6.18: Vergleich der gemittelten Wickelkraftverläufe  $\overline{F_{W,3}}$  der Bewicklung der dritten Phase für unterschiedliche Drahtdurchmesser  $D_{cu}$

In Tabelle 6.3 sind die Maximalwerte und die aus allen vier DMS gemittelten maximalen Werte der Wickelkraft für alle Drahtdurchmesser aufgelistet:

Tabelle 6.3: Maximale und mittlere maximale Wickelkraft der dritten Phase

Drahtdurchmesser	Maximale Wickelkraft $F_{W,3,max}$	Mittlere maximale Wickelkraft $\overline{F_{W,3,max}}$
$D_{cu} = 0,6$ mm	529 N	507 N
$D_{cu} = 0,71$ mm	682 N	639 N
$D_{cu} = 0,71$ mm reib	942 N	895 N
$D_{cu} = 0,8$ mm	691 N	671 N
$D_{cu} = 0,9$ mm	870 N	842 N



### 6.3.2 Erstellung des FE-Simulationsmodells

Die Festigkeitsberechnung des Wickelelementes wird mithilfe der FE-Methode in [103] durchgeführt. Dabei wird das FE-Programm Abaqus Version 13.1 sowohl für den Modellaufbau als auch als Solver genutzt, wobei linearelastisches Werkstoffverhalten unterstellt wird. Aufgrund der exponentiell mit der Komplexität und der Knotenzahl steigenden Rechenzeit ist das grundsätzliche Ziel bei der Modellerstellung, nur hochbelastete Stellen detailliert darzustellen und feinmaschig zu vernetzen sowie Symmetrien auszunutzen. Daher wird nur ein Segment des Stators simuliert. Als Elemente werden Tetraeder des Typs C3D10 verwendet, die eine Biegung der Kanten erlauben. Die Schnittflächen werden mit entsprechenden Grenzbedingungen versehen, sodass sich das Segment wie der gesamte Aufbau verhält. Da die Statorfestigkeit aus den beschriebenen Gründen unberücksichtigt bleibt, wird der Stator nicht geblecht, sondern als Volumenkörper modelliert. Dadurch entfallen die einzelnen Kontakt- und Randbedingungen der Einzelbleche, was den Rechenaufwand deutlich reduziert.

In einer Vorsimulation wird zunächst ein geometrisch vereinfachtes Modell ohne Kontaktdefinitionen erstellt, um die kritischen, hochbelasteten Stellen des Wickelelementes zu ermitteln. Anschließend werden das Modell und die Vernetzung an diesen Stellen verfeinert, und die Kontaktdefinitionen werden eingefügt. Für die Vorsimulation ergeben sich für die einzelnen Komponenten des Wickelelementes die in Abbildung 6.19 gezeigten höchstbelasteten Stellen. Dabei unterscheiden sich aufgrund des relativ symmetrischen Aufbaus des Wickelelementes sowie der symmetrischen Wickelkrafteinleitung die Belastungen der vier Nuten, Bolzen und Klemmelemente jeweils nur geringfügig voneinander.

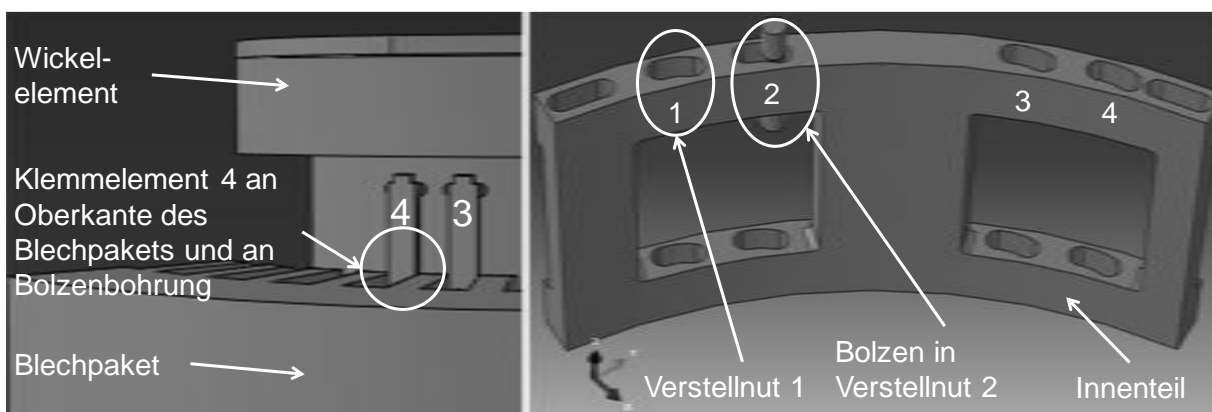


Abbildung 6.19: Im Vorversuch ermittelte höchstbelastete Stellen der einzelnen Komponenten des Wickelelementes [103]

Anschließend erfolgt die Modellbildung unter Berücksichtigung der Kontaktdefinitionen. Das Modell ist in drei Berechnungsstufen unterteilt. Die ersten beiden Schritte dienen der Einleitung der Vorspannkraft über ein Behelfselement, das zur Vereinfachung den Exzenter ersetzt (siehe Abbildung 6.20 b)). Dieses realisiert im ersten Berechnungsschritt eine Verschiebung des Innenteils durch eine feste Wegvorgabe von 0,2 mm. Hierdurch werden die Klemmelemente radial an die Zähne des Statorblechpaketes gezogen, sodass Kontakt zwischen den Bauteilen hergestellt wird.

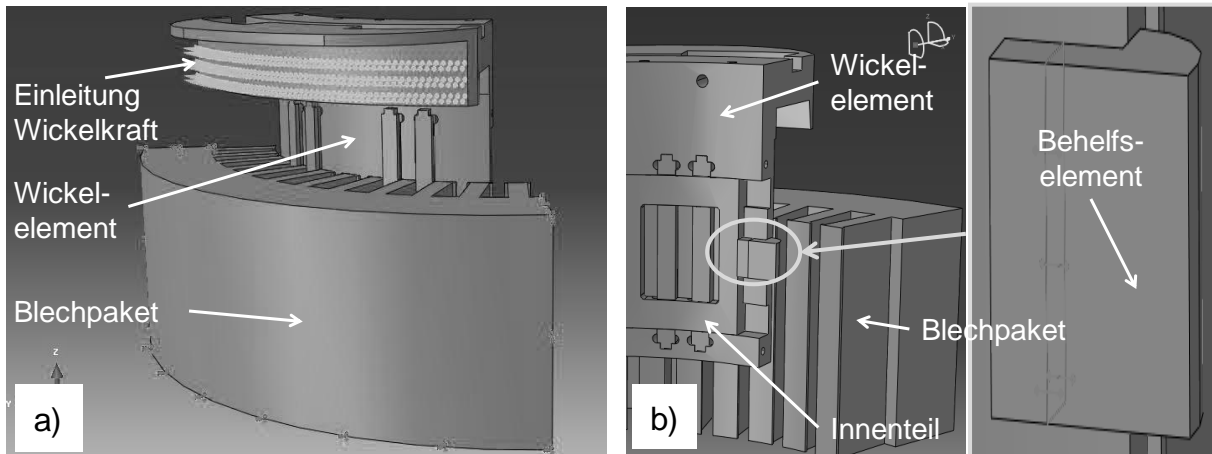


Abbildung 6.20: a) Geometrischer Aufbau des Modells, b) Einleitung der tangentialen Vorspannkraft mithilfe eines Behelfselementes [103]

Zusätzlich wird die Option "slave adjust" mit einem Wert von 0,1 implementiert, um zu verhindern, dass kleine, potenziell verbliebene Spalte zu Kontaktfreiheit führen. Dadurch werden bei betroffenen Kontaktstellen die Knoten der Slave-Oberfläche auf die Master-Oberfläche gezogen, sodass bereits vor der eigentlichen Berechnung Kontakt besteht, was in Abbildung 6.21 dargestellt ist.

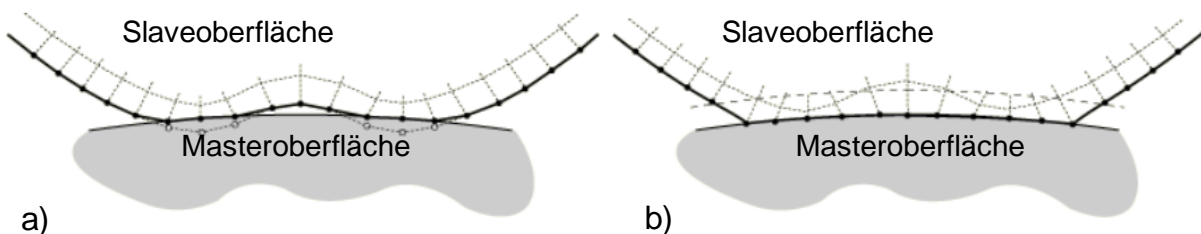


Abbildung 6.21: a) Kontaktdefinition ohne "slave adjust", b) Kontaktdefinition mit "slave adjust" [103]

Relativbewegungen zwischen beiden Flächen sind weiterhin möglich. Beide Maßnahmen (Wegvorgabe und "slave adjust") sind geeignete Methoden zum Schließen von Kontaktflächen und zur Stabilisierung der Simulation. Anschließend wird im zweiten Schritt die Vorspannkraft aufgebracht, wobei die Verschiebebedingung des ersten Schritts aufgehoben wird. Im dritten Schritt wird die Wickelkraft gleichmäßig auf die Führungsfläche verteilt eingepreßt (siehe Abbildung 6.20 a). Die Materialeigenschaften können Tabelle 6.4 entnommen werden.

*Tabelle 6.4: Materialeigenschaften der Wickelelementkomponenten und des Statorblechpaketes [103]*

Bauteil	Material	Streckgrenze $\sigma_s$ [N/mm <sup>2</sup> ]	Dehnung $\epsilon_s$ bei $\sigma_s$	E-Modul $E$ [N/mm <sup>2</sup> ]	Querkontraktionszahl $\nu$
Statorblechpaket	M 270 A35 Wst. 1.0281	300	1,79 ‰	167 (x,y)	0,3
Bolzen	E 335	335	1,60 ‰	210	0,3
Innenteil	90 MnCrV8	400 - 510	1,90 - 2,43 ‰	210	0,3
Grundkörper	90 MnCrV8	400 - 510	1,90 - 2,43 ‰	210	0,3
Klemmelement	90 MnCrV8	400 - 510	1,90 - 2,43 ‰	210	0,3

### 6.3.3 Simulationsergebnisse des FE-Modells

Im Wesentlichen existieren vier Einflussparameter: die Einspannlänge  $h_{Esp}$ , die Wickelkraft  $F_W$ , die Art der Krafteinleitung bezüglich der Wickelkraft sowie die Vorspannkraft  $F_V$ . Daraus ergibt sich das in Tabelle 6.5 dargestellte Simulationsprogramm. Die Höhe der Wickelkraft orientiert sich dabei an den für  $D_{Cu} = 0,71$  mm ermittelten Maximalwerten mit den Faktoren 1 sowie 1,5 und 2. Die Simulationsreihe 2 wird durchgeführt, da die Kalibrierung des Versuchsaufbaus zur Ermittlung der Wickelkräfte zwar die Annahme einer symmetrischen Lastverteilung bestätigt, aber die Art der Verteilung unbekannt ist. In der Simulationsreihe 4 wird der Einfluss der Vorspannkraft auf das Modell untersucht. Allgemein wird angenommen, dass das Wickelelement geschädigt wird, wenn die von-Mises-Vergleichsspannung  $\sigma_{VM}$  oder die entsprechende Dehnung  $\epsilon$  die

Streckgrenze  $\sigma_s$  überschreitet, da plastische Einflüsse nicht zugelassen werden sollen. Somit gilt Folgendes, wobei  $SF$  den Sicherheitsfaktor beschreibt:

$$\sigma_{vM} \leq \sigma_s \quad (6.9)$$

$$\varepsilon_{max} \leq \varepsilon_s \quad (6.10)$$

$$SF = \frac{\sigma_s}{\sigma_{vM,max}} = \frac{\varepsilon_s}{\varepsilon_{max}} \quad (6.11)$$

Tabelle 6.5: Übersicht der durchzuführenden Simulationen

Simulationsreihe	Nr.	Einspannlänge $h_{Esp,3}$ [mm]	Wickelkraft $F_{W,3}$ [N]	Krafteinleitung	Vorspannkraft $F_V$ [N]
1	1.1	31	682	flächig	100
	1.2	31	1023	flächig	100
	1.3	31	1364	flächig	100
2	2.1	31	682	flächig	100
	2.2	31	682	in der Mitte	100
	2.3	31	682	am Rand	100
3	3.1	29	682	flächig	100
	3.2	29	1023	flächig	100
	3.3	29	1364	flächig	100
	3.4	31	682	flächig	100
	3.5	31	1023	flächig	100
	3.6	31	1364	flächig	100
	3.7	33	682	flächig	100
	3.8	33	1023	flächig	100
	3.9	33	1364	flächig	100
4	4.1	31	682	flächig	50
	4.2	31	682	flächig	100
	4.3	31	682	flächig	150

### Festigkeitsnachweis für die Bewicklung des Referenzstators

Die Simulation 1.1 dient als Festigkeitsnachweis für die Bewicklung des Referenzstators und als allgemeine Referenz für die anderen Simulationen. Für alle nachfolgenden Simulationen werden jeweils die höchstbelasteten Stellen entsprechend Abbildung 6.19 dargestellt. Interpolationsfehler und Singularitäten werden nicht mit in die Auswertung einbezogen.

Für Simulation 1.1 werden die Forderungen (6.9) und (6.10) für alle Komponenten eingehalten. Die höchstbelastete Stelle befindet sich am oberen Bohrungsrand des Klemmelementes 4 mit einer von-Mises-Knotenspannung von  $\sigma_{vM,max} = 208 \text{ N/mm}^2$  (siehe Abbildung 6.22), sodass die statische Festigkeit mit einem Sicherheitsfaktor von  $SF_{stat} \geq 1,9$  gewährleistet ist. Die hohe Kantenbelastung resultiert aus der Kraftübertragung des Grundkörpers über den Bolzen, der auf die hintere Seite der Bohrungskante drückt. Auch die Kontaktkraft des Blechpaketes führt an der Blechpaketstirnseite erwartungsgemäß zu einer hohen Belastung.

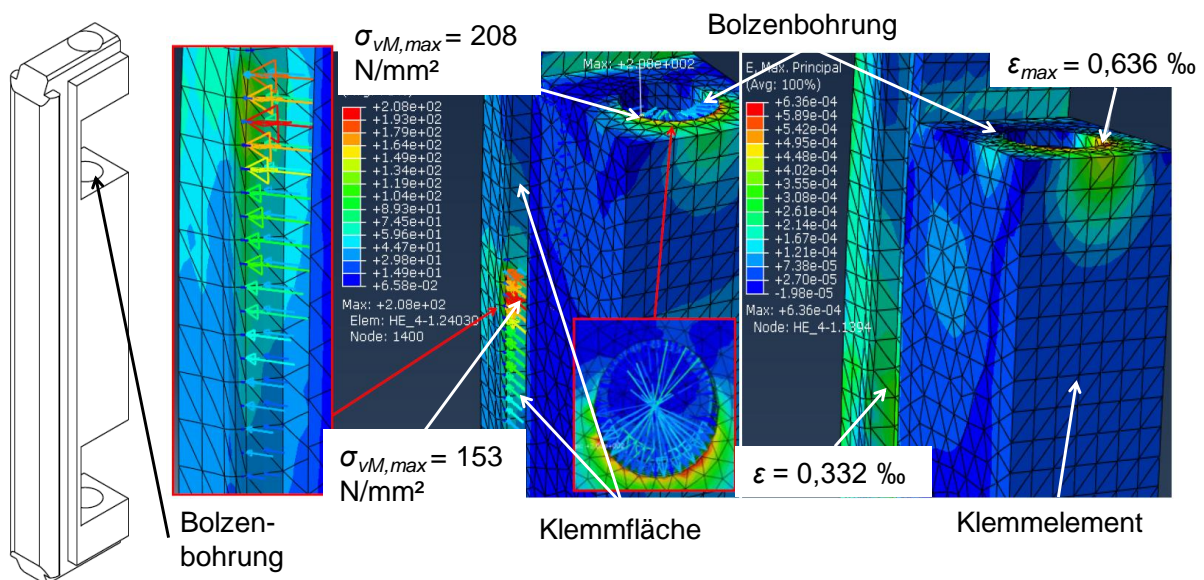


Abbildung 6.22: Belastung des Klemmelementes 4 bei verteilter Kräfteinleitung mit  $F_{W,3} = 682 \text{ N}$ ,  $F_V = 100 \text{ N}$ ,  $h_{Esp,3} = 31 \text{ mm}$ , zusätzliche Darstellung der Kontaktkräfte des Blechpaketes an der Klemmfläche [103]

Aus Abbildung 6.23 ist ersichtlich, dass die Belastung des Grundkörpers leicht asymmetrisch zu Lasten der rechten Seite ausgeprägt ist, trotz einer symmetrischen Führungsfläche und einer symmetrischen Einleitung der Wickelkraft. Dies kann damit erklärt werden, dass das Innenteil im gespannten Zustand in Richtung des Klemmelementes 1 verschoben ist, sodass der rechte Bereich des Grundkörpers weniger stark durch das Innenteil unterstützt wird. Dadurch ergeben sich auch für die

anderen Komponenten geringfügige Lastausprägungsunterschiede. Darüber hinaus erfolgt die Einprägung der Vorspannkraft über die rechte Seite, was ebenfalls zu einer asymmetrischen Lastausprägung führt, dessen Einfluss in der Simulationsreihe 4 untersucht wird. Die maximale Belastung des Grundkörpers tritt in der Kerbe der umlaufenden Rechtecknut auf. Da Kerbspannungen in der Software nicht berücksichtigt werden können, erfolgt eine Korrektur nach dem Nennspannungskonzept gemäß DIN-Norm 743-2 [106]. Dabei werden die ermittelten von-Mises-Knotenspannungswerte mit einem Kerbfaktor für umlaufende Rechtecknuten multipliziert und als wahre Belastung angenommen. Die in [103] so ermittelte Spannung  $\sigma_{vM,max,real}$  beträgt  $172 \text{ N/mm}^2$  für die in Abbildung 6.23 angegebenen Parameter, was einem statischen Sicherheitsfaktor von  $SF_{stat} \geq 2,3$  entspricht. Die Kerbwirkung verursacht im Grundkörper so zwar eine deutliche Festigkeitsabnahme, sie kann jedoch durch eine Vergrößerung des Kerbradius ohne großen Aufwand reduziert werden.

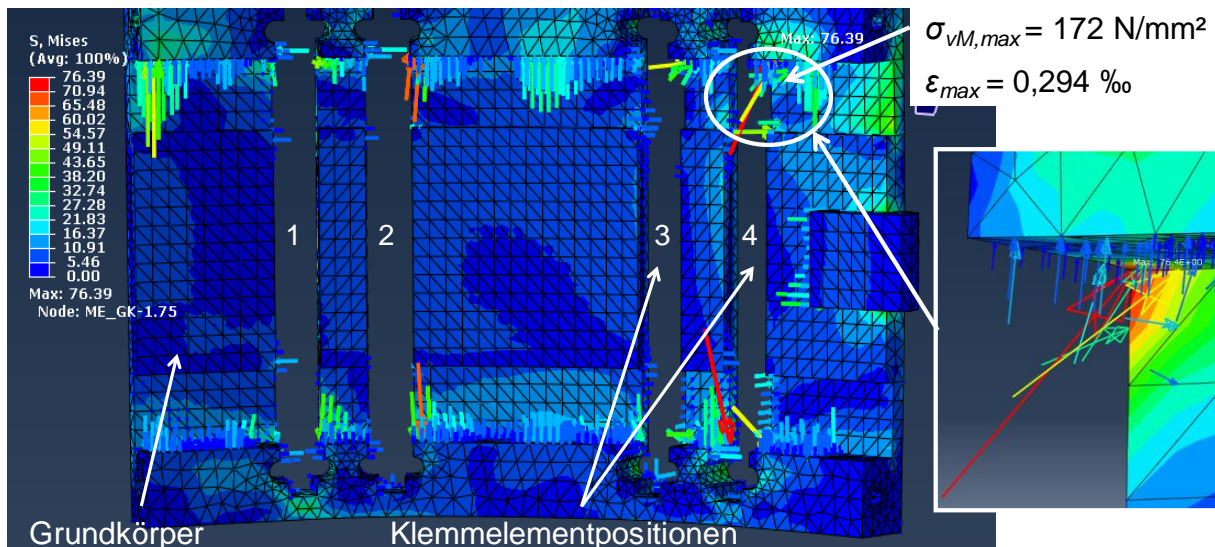


Abbildung 6.23: Belastung des Grundkörpers bei verteilter Kräfteinleitung mit  $F_{W,3} = 682 \text{ N}$ ,  $F_V = 100 \text{ N}$ ,  $h_{Esp,3} = 31 \text{ mm}$  [103]

Im Allgemeinen ist die erwähnte asymmetrische Lastausprägung jedoch gering, wie die Lastverteilung des Innenteils in Abbildung 6.24 zeigt. Erwartungsgemäß weisen die Wände der Verstellnuten hohe Spannungen auf, da die Bolzen infolge der Wickelkraft gegen diese drücken. Dies führt zu Zugspannungen in den nebenliegenden, schmaleren Wandbereichen. Aufgrund der Lagerung der Bolzen im Klemmelement und den damit verbundenen Lastrichtungswechseln an den Kanten der Verstellnuten, sind diese den höchsten Spannungen ausgesetzt. Das Spannungs-



maximum des Innenteils beträgt  $\sigma_{VM,max} = 143 \text{ N/mm}^2$  an Nut 1, was einem statischen Sicherheitsfaktor von  $SF_{stat} \geq 2,8$  entspricht.

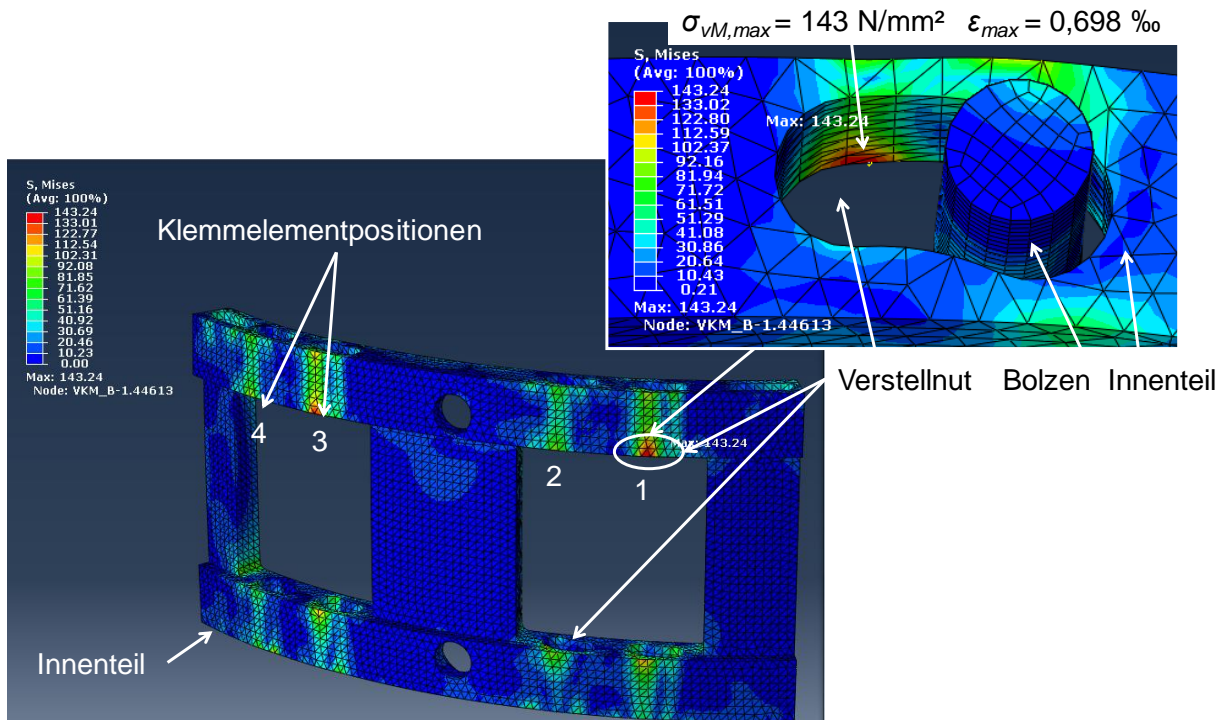


Abbildung 6.24: Belastung des Innenteils bei verteilter Kräfteinleitung mit  $F_{W,3} = 682 \text{ N}$ ,  $F_V = 100 \text{ N}$ ,  $h_{Esp,3} = 31 \text{ mm}$  [103]

In Abbildung 6.25 ist Bolzen 2 mit der höchsten Belastung dargestellt. Durch die Bolzenlagerung wirken oben und unten (wie auch an den anderen Bolzen) hohe Reaktionskräfte infolge der Übertragung der Wickelkraft. Durch die so hervorgerufene Durchbiegung des Bolzens ergibt sich im Bereich des unteren Lastwechsels ein Zugspannungsmaximum von  $\sigma_{VM,max} = 53,9 \text{ N/mm}^2$ . Dies entspricht einer Sicherheit gegen Plastizität von  $SF_{stat} = 6,2$ . Das eigentlich errechnete Maximum darf dabei aufgrund einer überhöhten Spannung, die auf die zu geringe Fläche des Elementes zurückzuführen ist, nicht beachtet werden.

Die Simulationsergebnisse belegen, dass alle Komponenten des Wickelwerkzeugs die im Versuch ermittelte Kraft für den Drahtdurchmesser  $D_{cu} = 0,71 \text{ mm}$  ertragen. Die minimale Sicherheit gegen Plastizität weist dabei das Klemmelement mit einem statischen Sicherheitsfaktor von  $SF_{stat} \geq 1,9$  auf. Werden mögliche dynamische Effekte, beispielsweise hervorgerufen durch eine höhere Hubzahl (Wickelgeschwindigkeit), berücksichtigt, muss der Sicherheitsfaktor entsprechend der Belastungsart und -höhe um einen dynamischen Faktor  $SF_{dyn}$  ergänzt werden. Vorgehend auf die Ergebnisse der Simulationsreihe 2 sei an dieser Stelle

angemerkt, dass die Art der Lasteinleitung wesentlichen Einfluss auf die Bauteilbelastung hat und aufgrund der Unkenntnis über die genaue Art der Einleitung ebenfalls im Sicherheitsfaktor als  $SF_{LE}$  berücksichtigt werden sollte. Somit gilt:

$$SF = SF_{stat} \cdot SF_{LE} \cdot SF_{dyn} \quad (6.12)$$

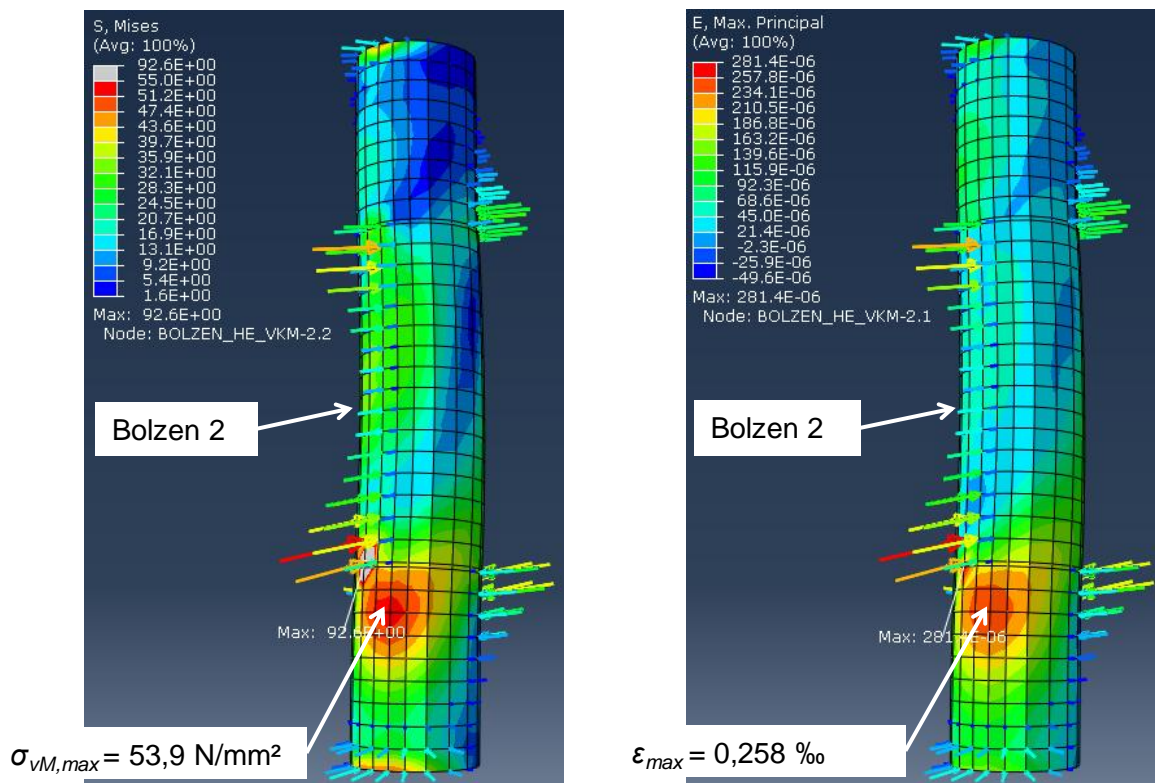


Abbildung 6.25: Belastung des Bolzens 2 bei verteilter Kräfteinleitung mit  $F_{W,3} = 682 \text{ N}$ ,  $F_V = 100 \text{ N}$ ,  $h_{Esp,3} = 31 \text{ mm}$  [103]

### Untersuchung des Einflusses der Wickelkraft (Simulationsreihe 1)

Die Ergebnisse der Simulationsreihe 1 zur Untersuchung des Einflusses der Wickelkraft auf die Festigkeit des Wickelelementes sind nachfolgend abgebildet. Aufgrund der Modellbildung steigen die mechanischen Spannungen aller Komponenten mit zunehmender Wickelkraft und zeigen dabei das erwartete lineare Verhalten. Entsprechend gibt es im betrachteten Kraftbereich von 682 - 1364 N mit Ausnahme des Klemmelementes keine Überschreitungen der Streckgrenze. Ein Vergleich mit den in Tabelle 6.3 aufgeführten maximalen Wickelkräften zeigt, dass alle untersuchten Drahtdurchmesser für eine Bewicklung mit den in Abbildung 6.26 angegebenen Parametern bei rein statischer Beanspruchung für eine Bewicklung geeignet sind. Bei einem beispielhaften Wert von  $SF = 1,8$  wären der reiboptimierte



Draht  $D_{Cu} = 0,71$  mm sowie der Draht  $D_{Cu} = 0,9$  mm jedoch nicht zulässig (vgl. Abbildung 6.26 sowie Tabelle 6.3 und Tabelle 6.4).

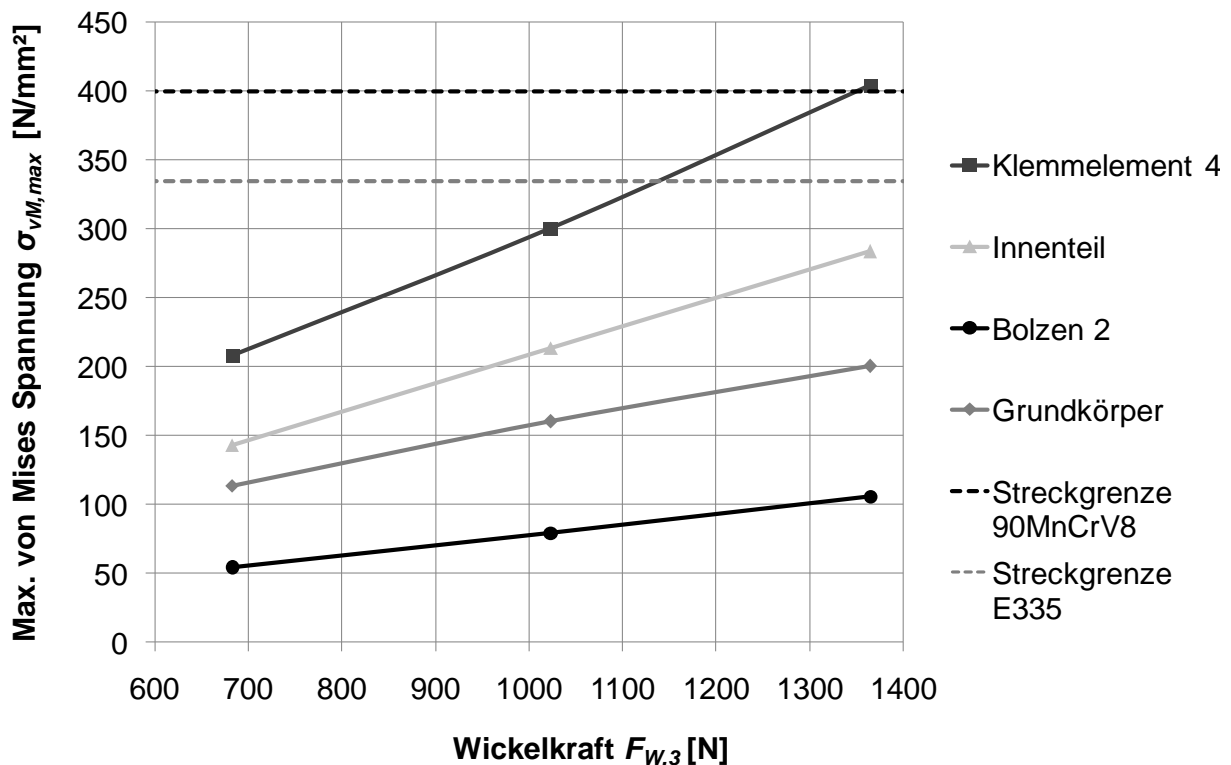


Abbildung 6.26: Untersuchung des Einflusses der Wickelkraft  $F_{W,3}$  auf die Wickelementfestigkeit bei der Bewicklung der dritten Phase mit  $F_V = 100$  N,  $h_{Esp,3} = 31$  mm und bei verteilter Krafteinleitung [103]

#### Untersuchung des Einflusses der Krafteinleitung (Simulationsreihe 2)

In Abbildung 6.28 ist das Ergebnis der Untersuchung der Art der Lasteinleitung dargestellt. Dabei wird die Last gleichmäßig verteilt (flächig), mittig konzentriert sowie randseitig verteilt eingeleitet, was in Abbildung 6.27 aufgezeigt ist. Die Ergebnisse belegen, dass die Auswirkung der Krafteinleitung nicht unerheblich ist. Durch die mittige Krafteinleitung ergeben sich die geringsten und durch die randseitige Krafteinleitung die höchsten Biegemomente um die Symmetrieachse des Wickelementes. Entsprechend bewirkt die mittige Krafteinleitung komponentenübergreifend die geringste Bauteilbelastung. Eine randseitige Krafteinleitung hingegen führt zu einer 17 % (Grundkörper) bis 27 % (Innenteil) höheren maximalen Bauteilbelastung als die angenommene gleichmäßig verteilte Last. Für das Klemmelement 4 beträgt dieser Wert 19 %. Das bedeutet, dass eine potenziell nichtmittige Krafteinleitung aufgrund der Unkenntnis der genauen Art der Einleitung

im Sicherheitsfaktor berücksichtigt werden sollte. Hierbei empfiehlt sich ein Wert von  $SF_{LE} = 1,2$ , da das Klemmelement 4 das festigkeitskritische Bauteil ist.

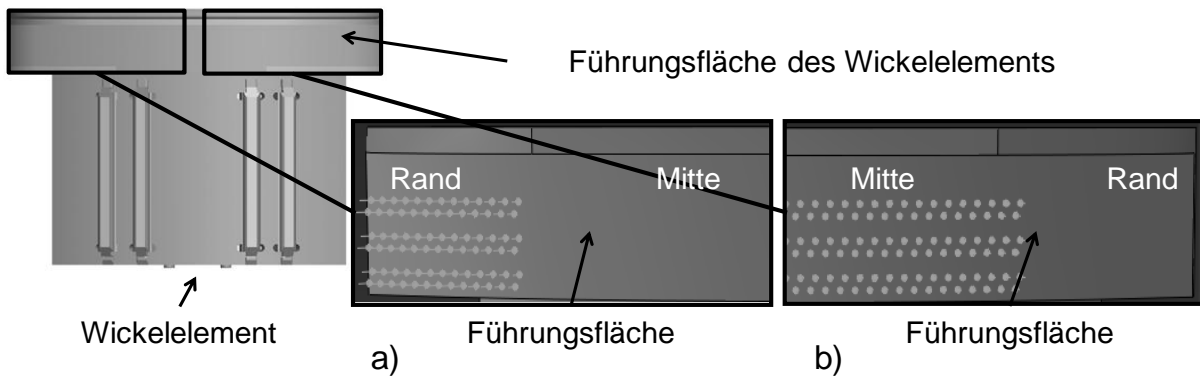


Abbildung 6.27: a) Randseitige Lasteinleitung, b) mittige Lasteinleitung

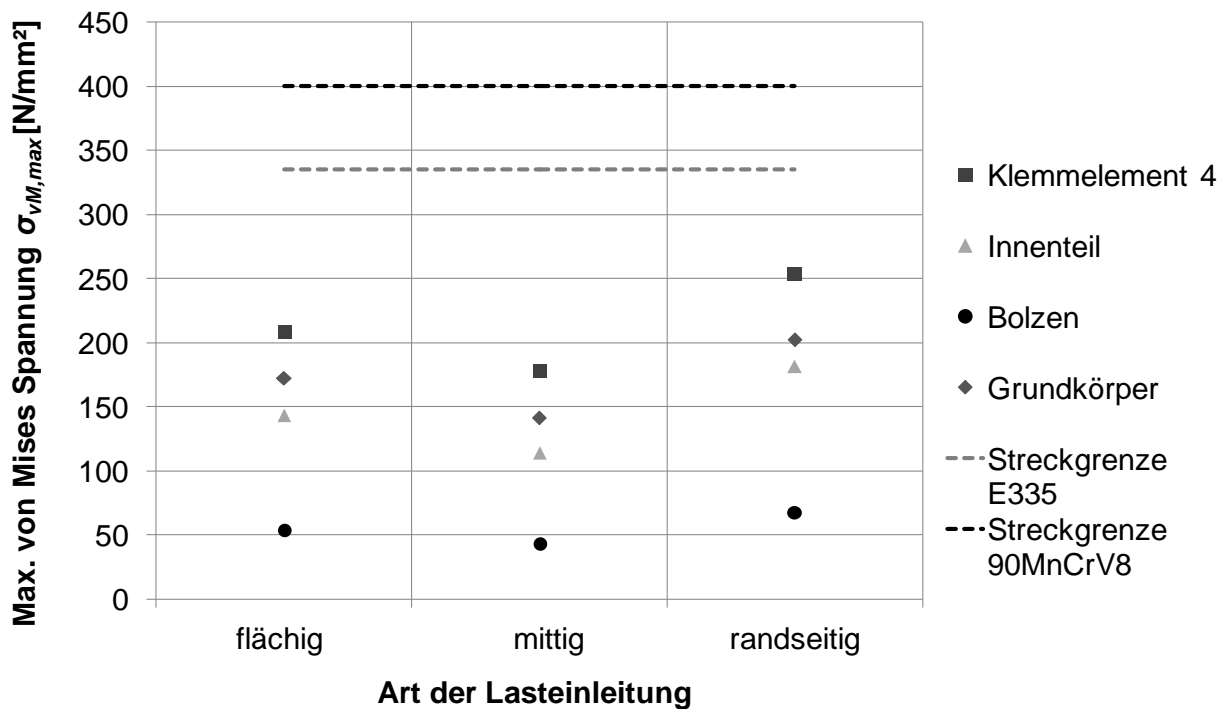


Abbildung 6.28: Untersuchung des Einflusses der Art der Lastverteilung auf die Wickelelementfestigkeit bei der Bewicklung der dritten Phase mit  $F_{W,3} = 682 \text{ N}$ ,  $F_V = 100 \text{ N}$ ,  $h_{Esp,3} = 31 \text{ mm}$  [103]

### Untersuchung des Einflusses der Einspannlänge (Simulationsreihe 3)

Die Variation der Einspannlänge ist in der untersuchten Größenordnung vernachlässigbar gering und bewirkt komponenten- und wickelkraftübergreifend eine

Erhöhung der maximalen von-Mises-Spannung  $\sigma_{vM,max}$  zwischen 3 % und 7 %. Lediglich der Bolzen 2 erfährt mit ca. 9 % bis 13 % eine höhere relative Spannungszunahme, was darauf zurückzuführen ist, dass der Bolzen vergleichsweise geringe Maximalspannungswerte aufweist. Interessant dabei ist jedoch die Tatsache, dass die Spannungswerte nicht zwangsläufig mit zunehmender Einspannlänge abnehmen, sondern ebenfalls steigen. Dies gilt für den Bolzen 2, das Innenteil sowie das Klemmelement 4 (siehe Abbildung 6.29). Hingegen verhalten sich die Grundkörper- und die Klemmelementbelastung (im Bereich des Kontakts mit dem Statorblechpaket) erwartungsgemäß. Dies hängt damit zusammen, dass bei abnehmender Einspannlänge die untere Schiene des Innenteils (vgl. Abbildung 6.24) stärker belastet und dadurch die obere Schiene (wo sich Bolzen 2, Klemmelement 4 und die maximalbelastete Stelle des Innenteils befinden) entlastet wird. Dies darf jedoch nicht darüber hinwegtäuschen, dass bei stärker abnehmender Einspannlänge der Ort und damit verbunden auch die Höhe der Maximalspannung wechseln wird, sodass nicht allgemein geschlussfolgert werden darf, dass die Bauteilbeanspruchung grundsätzlich mit abnehmender Einspannlänge sinkt. Alle ermittelten Maximalspannungswerte der Simulationsreihe 3 sind in Tabelle 6.6 aufgelistet.

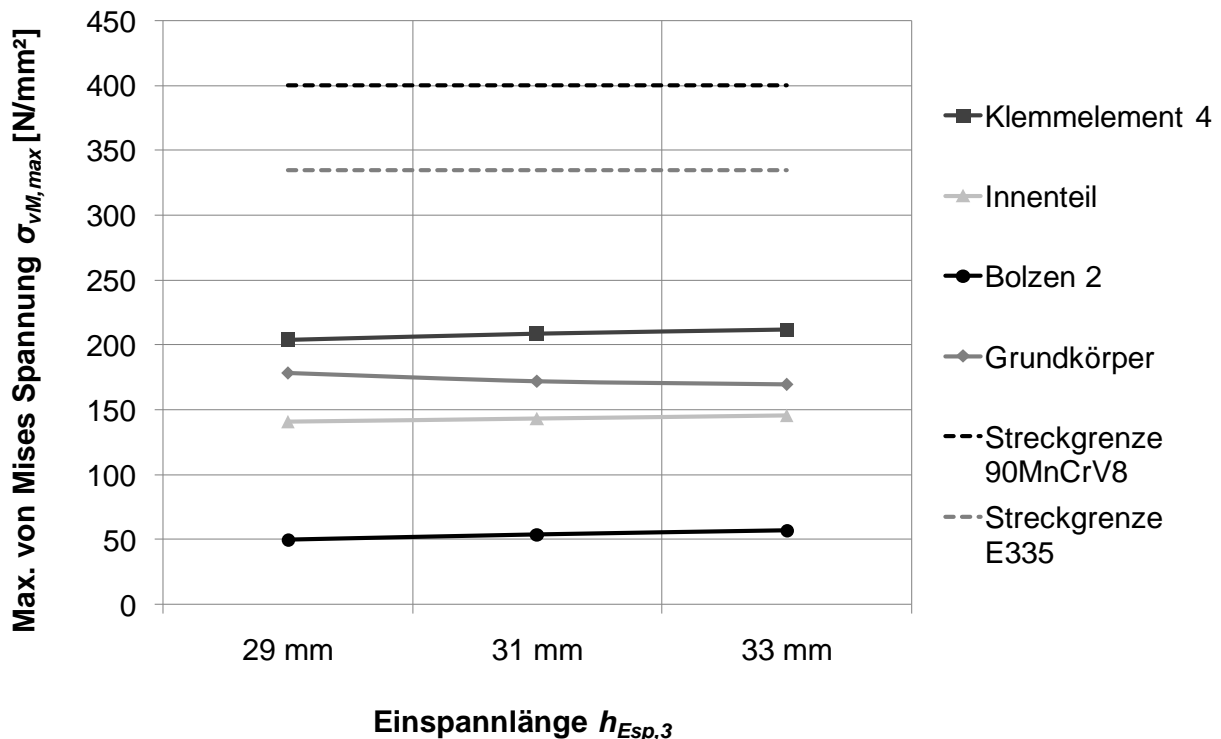


Abbildung 6.29: Untersuchung des Einflusses der Einspannlänge  $h_{Esp,3}$  auf die Wickelelementfestigkeit bei der Bewicklung der dritten Phase mit  $F_{W,3} = 682 \text{ N}$ ,  $F_V = 100 \text{ N}$  und bei verteilter Kräfteinleitung

Tabelle 6.6: Maximalspannungswerte  $\sigma_{VM,max}$  bei Variation der Wickelkraft  $F_{W,3}$  und der Einspannlänge  $h_{Esp,3}$  sowie bei verteilter Krafteinleitung und mit einer konstanten Vorspannkraft von  $F_V = 100 \text{ N}$

Komponente	Wickelkraft $F_{W,3} \text{ [N]}$	Maximalspannung $\sigma_{VM,max} \text{ [N/mm}^2\text{]}$		
		$h_{Esp,3} = 33 \text{ mm}$	$h_{Esp,3} = 31 \text{ mm}$	$h_{Esp,3} = 29 \text{ mm}$
Klemmelement 4	682	212	208	204
	1023	309	301	289
	1364	416	405	390
Innenteil	682	146	143	141
	1023	217	214	211
	1364	289	284	280
Bolzen 2	682	57	54	51
	1023	85	80	74
	1364	113	106	102
Grundkörper	682	170	172	179
	1023	240	248	259
	1364	315	328	339

#### Untersuchung des Einflusses der Vorspannkraft (Simulationsreihe 4)

Der Einfluss der Vorspannkraft ist vernachlässigbar gering, wie Abbildung 6.30 zeigt: eine Verdreifachung der Vorspannkraft bewirkt eine kaum merkbare Zunahme der Bauteilspannungen. Dadurch ist zudem nachgewiesen, dass die Vereinfachung durch das Behelfselement zulässig ist.

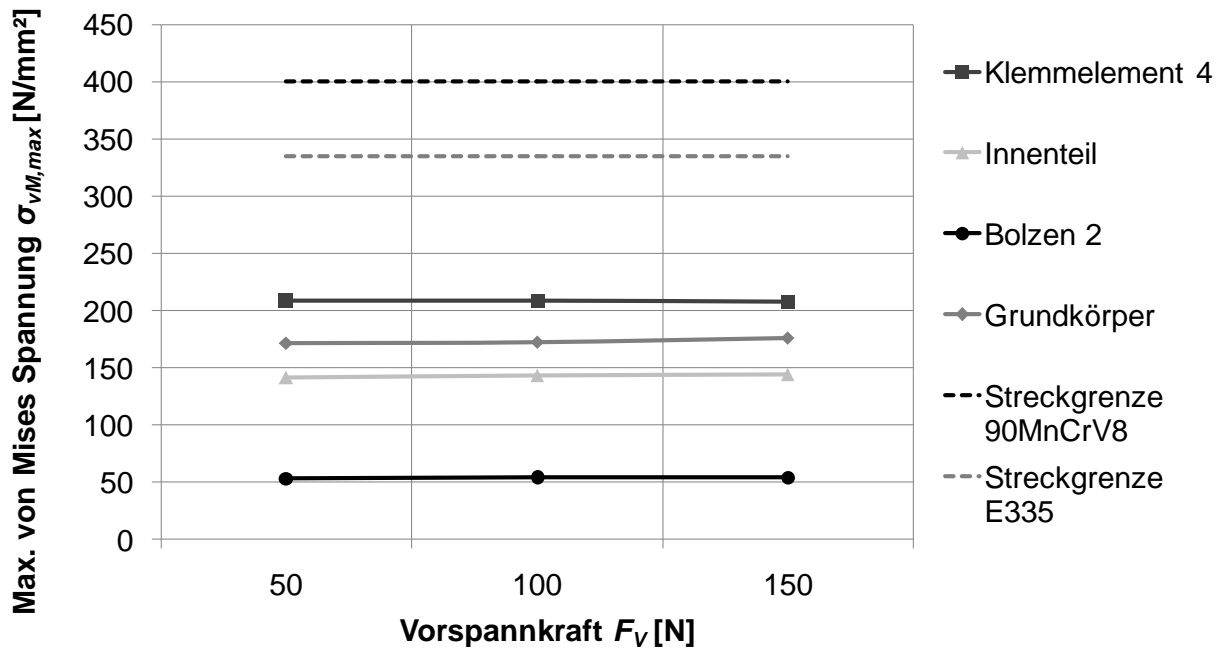


Abbildung 6.30: Untersuchung des Einflusses der Vorspannkraft  $F_V$  auf die Wickelementfestigkeit bei der Bewicklung der dritten Phase mit  $F_{W,3} = 682$  N,  $h_{Esp,3} = 31$  mm und bei verteilter Kräfteinleitung<sup>17</sup> [103]

### 6.3.4 Validierung des FE-Modells

Die Validierung des FE-Modells erfolgt über einen Vergleich der errechneten und experimentell ermittelten Dehnungen an einer beliebigen Stelle der Bauteilgeometrie bei vorgegebener Wickelkraft  $F_W$ . Stimmen die Ergebnisse an dieser Stelle hinreichend überein, wird davon ausgegangen, dass das Modell auch an der restlichen Bauteilgeometrie die realen Belastungen wiedergibt. Dabei erfolgt die experimentelle Bestimmung der Spannungen und Dehnungen ebenfalls mithilfe von DMS und mit dem bereits aus Abbildung 6.15 b) bekannten Kalibrier-Versuchsaufbau. Der wesentliche Unterschied besteht darin, dass das Originalwerkzeug aus Stahl mit DMS bestückt wird (siehe Abbildung 6.31 a), da für die Validierung des FE-Modells die Materialeigenschaften des Werkzeugs relevant sind und daher das RP-Wickelement nicht genutzt werden darf. Für einen guten Abgleich zwischen FE-Simulation und Experiment ist die Wahl der geometrischen Abgleich-Position am Wickelement von vorrangiger Bedeutung. Für eine stabile Messung muss eine ausreichende Dehnung am Bauteil gegeben sein. Diese sollte sich möglichst homogen über eine für den DMS ausreichend große Fläche erstrecken, damit die Dehnung des DMS-Messgitters möglichst präzise mit der FE-

<sup>17</sup> Für das Klemmelement 4 beträgt bei  $F_V = 150$  N die errechnete Spannung 232,1 N/mm<sup>2</sup>, die jedoch an nur einem Knoten anliegt. Aufgrund der Höhe der benachbarten Knoten von 208 N/mm<sup>2</sup> ist daher von einem Interpolationsfehler auszugehen.

Rechnung vorhergesagt werden kann. Für die Applikation des DMS müssen zudem die Zugänglichkeit gegeben und die Hauptspannungsrichtung bekannt sein, da andernfalls eine DMS-Rosette geklebt werden muss.

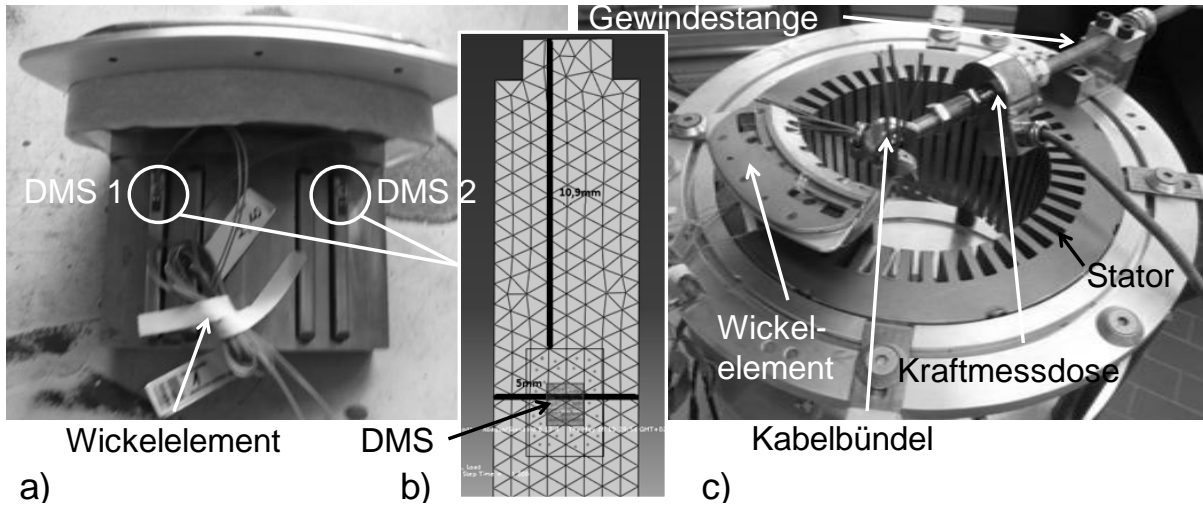


Abbildung 6.31: a) Wickelelement mit den an zwei Klemmelementen applizierten DMS 1 und 2, b) FE-Vernetzung des Klemmelementes mit Beschreibung der DMS-Position, c) Versuchsaufbau

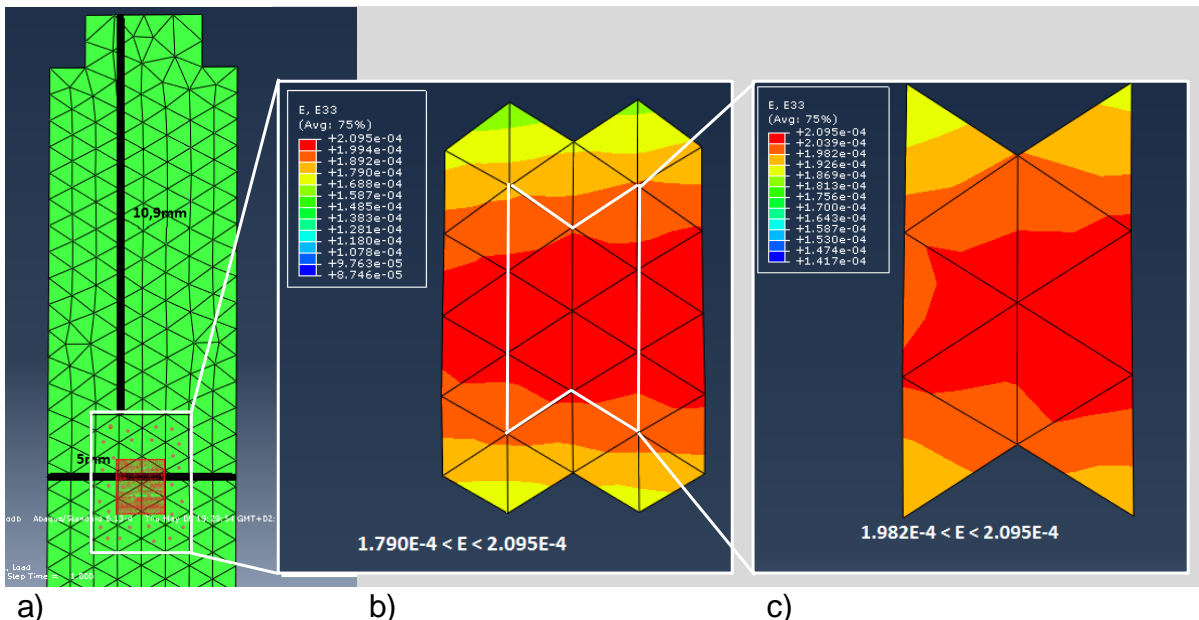


Abbildung 6.32: Suche nach geeigneter Abgleich-Position am Bauteil: a) FE-Netz des Klemmelementes, b) Dehnungen im Applikationsbereich des DMS 2 für  $F_{W,3} = 682 \text{ N}$ ,  $h_{Esp,3} = 31 \text{ mm}$ , c) Dehnungen im Bereich des Messgitters des DMS 2 für  $F_{W,3} = 682 \text{ N}$ ,  $h_{Esp,3} = 31 \text{ mm}$

Auf Basis dieser Anforderungen erweist sich der obere Bereich der Klemmelemente als geeignet. Für das Messgitter des DMS 2 ergibt sich eine erwartete Dehnung von  $\varepsilon_{FE,2} = 0,198 - 0,210 \text{ ‰}$  (vgl. Abbildung 6.32) und für das Messgitter des DMS 1 von  $\varepsilon_{FE,1} = 0,203 - 0,234 \text{ ‰}$ .

Die experimentelle Bestimmung der Dehnungen am Klemmelement liefert die in Abbildung 6.33 dargestellten Kraft-Dehnungsverläufe mit den Ausgleichsfunktionen (6.13) und (6.14).

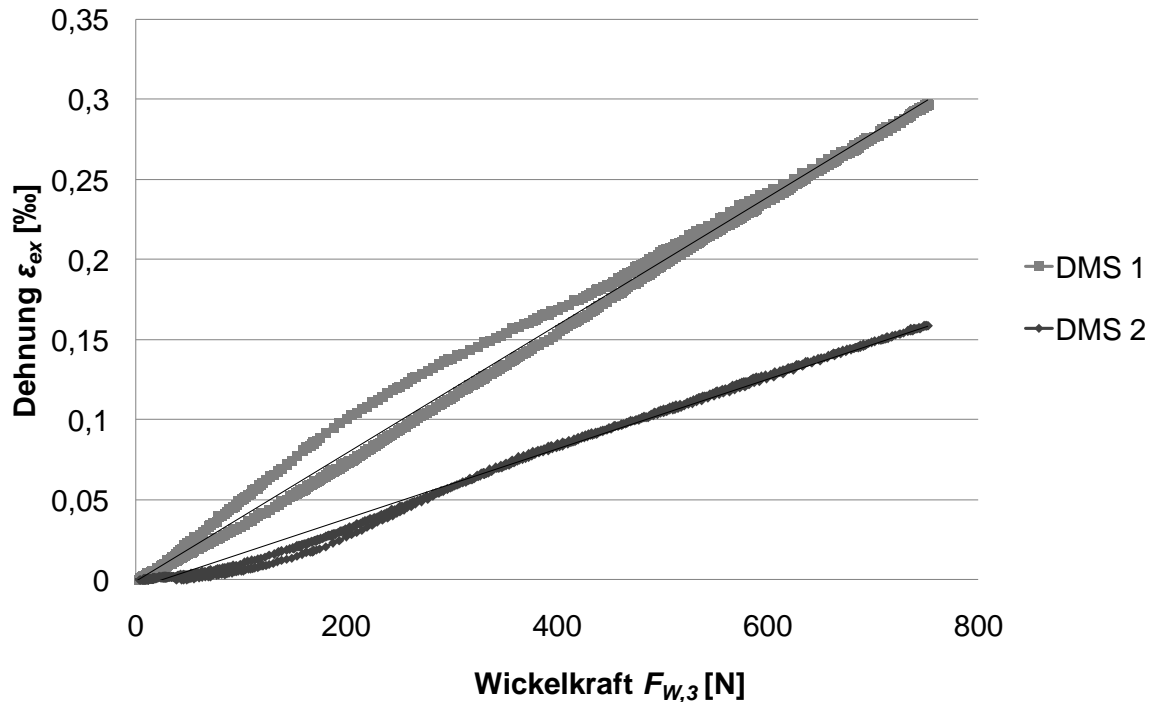


Abbildung 6.33: Experimentelle Bestimmung des Zusammenhangs zwischen Kraft und Dehnung am Klemmelement für die DMS 1 und 2

Die Verläufe weisen dabei nichtlineares Verhalten auf, welches auf einen mangelnden Kontakt der Klemmelemente mit dem Statorblechpaket zu Beginn des Versuchs hindeutet. Erst durch die äußere Kraft wird ein flächiger Kontakt hergestellt, sodass anfänglich unterproportionale Dehnungen hervorgerufen werden. Die Auswirkungen auf die Ausgleichsfunktionen sind jedoch vernachlässigbar, wie Abbildung 6.33 beweist.

$$\text{DMS 1: } \varepsilon_{ex,1} = (0,000342 \cdot F_{W,3} - 0,012618) \text{ ‰} \quad (6.13)$$

$$\text{DMS 2: } \varepsilon_{ex,2} = (0,000222 \cdot F_{W,3} - 0,005932) \text{ ‰} \quad (6.14)$$

Für  $F_{W,3} = 682 \text{ N}$  und  $h_{Esp,3} = 31 \text{ mm}$  ergeben sich folgende Übereinstimmungsverhältnisse:

$$\text{DMS 1: } 0,94 \leq \frac{\varepsilon_{ex,1}}{\varepsilon_{FE,1}} \leq 1,09 \quad (6.15)$$

$$\text{DMS 2: } 0,69 \leq \frac{\varepsilon_{ex,2}}{\varepsilon_{FE,2}} \leq 0,73 \quad (6.16)$$

Beide DMS zeigen eine gute Übereinstimmung mit den simulativ errechneten Dehnungen, was die Tauglichkeit des FE-Modells belegt. Dabei werden mit DMS 1 in etwa die erwarteten Werte erreicht, während die experimentell ermittelten Dehnungswerte für DMS 2 ungefähr 30 % geringer als bei der Simulation ausfallen. Eine Erklärung hierfür bietet der Versuchsaufbau durch eine möglicherweise ungleichmäßige, asymmetrische Krafteinleitung.

### 6.3.5 Fazit

Die Simulationsergebnisse legen nahe, dass für die untersuchten Szenarien bei rein statischer Belastung eine Bewicklung des Referenzstators mit den Drahtdurchmessern  $D_{Cu} = 0,6 \text{ mm}$ ,  $0,71 \text{ mm}$ ,  $0,71 \text{ mm}$  reib,  $0,8 \text{ mm}$  und  $0,9 \text{ mm}$  möglich ist. Dabei ist das Klemmelement 4 die festigkeitskritische Komponente. Für den reiboptimierten Draht ergibt sich der minimale Sicherheitsfaktor gegen Plastizität von  $SF_{stat} = 1,45$ . Da jedoch dynamische Einflüsse infolge möglicher höherer Hubzahlen nicht berücksichtigt sind und die genaue Lastverteilung für die Krafteinleitung nicht bekannt ist, bedeutet das Ergebnis ebenfalls, dass ein erhöhter Sicherheitsfaktor  $SF$  gemäß Formel (6.12) angewendet werden sollte. Beispielsweise erlaubt ein Sicherheitsfaktor von  $SF = 1,8$  lediglich eine Bewicklung mit den Drähten  $D_{Cu} = 0,6 \text{ mm}$  sowie  $0,71 \text{ mm}$  und  $0,8 \text{ mm}$ . Konstruktiv können der Kerbradius des Grundkörpers und die Kantenradien der Klemmelemente erhöht werden, um die Spannungen zu senken und den Sicherheitsfaktor zu erhöhen.

## 6.4 Validierung der Wickelmethode durch den Aufbau eines Prototypen

Um die Prinziptauglichkeit des Nadelwickelns ohne Endscheiben nachzuweisen und das Verfahren zu erproben, wird ein Stator mit den in Tabelle 3.2 aufgeführten Parametern prototypisch bewickelt und aufgebaut. Dabei erfolgt der Wickelprozess maschinell bis auf die Terminierung der Drahtenden. Vorbereitende und nachfolgende Prozessschritte, wie z.B. das Montieren der Nutgrundisolation und der Wickelelemente, bzw. das Isolieren der Phasen, Komprimieren der Wickelköpfe oder das Verschalten, werden manuell ausgeführt. Als Imprägniermethode wird das



Strom-UV-Verfahren ausgewählt. In Abbildung 6.34 sind Impressionen der Statorherstellung dargestellt.

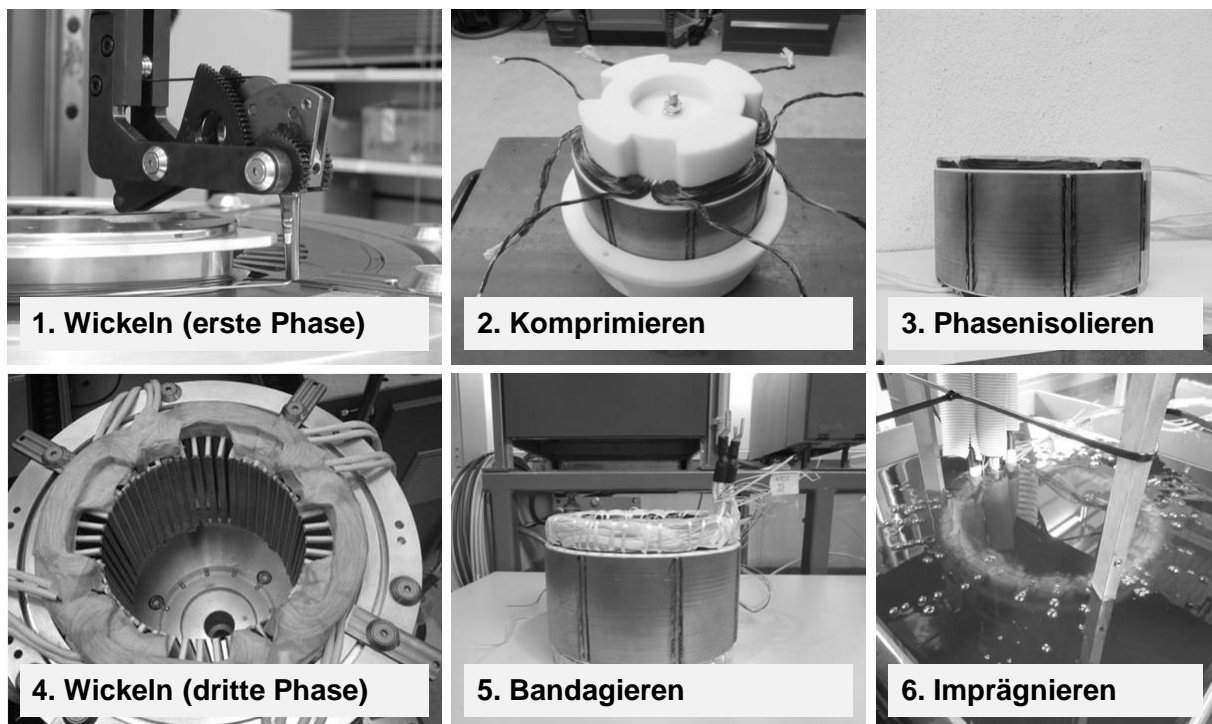


Abbildung 6.34: Fertigungsprozess des nadelgewickelten Stator-Prototypen ohne Endscheiben (in Auszügen) [36]

Der Herstellungsprozess entspricht weitestgehend dem der Träufeltechnologie in Abbildung 3.11, wobei statt des Vorwickelns (3. Schritt) und des Träufelns der Spulen (4. Schritt) die Wickelelemente montiert und die Spulen nadelgewickelt werden. Darüber hinaus werden vor der Wickelelementmontage an beiden Stirnseiten des Blechpaketes Isolierscheiben von 3 mm Dicke angebracht, die den Mindestabstand der Wicklung zum Blechpaket gewährleisten und als Unterstützung der Nutgrundisolation fungieren. Damit das Ergebnis eingeordnet werden kann, werden ebenfalls Statoren derselben Bauart mithilfe der Träufeltechnologie und der Einziehtechnik hergestellt, die sich in der Herstellungsweise lediglich bezüglich der Wickeltechnologie unterscheiden.

Die Wickelkopfvorgabe gemäß Tabelle 3.2 beträgt in Summe für beide Seiten 80 mm. Die mit den unterschiedlichen Verfahren erzielten Wickelkopfhöhen sind in Abbildung 6.35 aufgeführt. Der geträufelte Stator weist mit 70 mm die geringste Wickelkopfhöhe auf und stellt das Maximum an handwerklicher Optimierung dar. Die Einziehtechnik überschreitet die geforderte Wickelkopfhöhe mit 80,5 mm geringfügig. Eine nadelgewickelte Variante unter Verwendung von Endscheiben kann auf Basis

der unkomprimierten Spulenhöhe errechnet werden, wobei als Wandstärke der Endscheibe ein minimaler Wert von 1 mm und für die Verschaltungshöhe 5 mm angesetzt werden. Die Hochrechnung prognostiziert eine deutliche Überschreitung der Wickelkopfhöhe. Hingegen kann bei der neuentwickelten Nadelwickeltechnik ohne Endscheiben durch das Komprimieren die Phasenhöhe um über 40 % gegenüber dem unkomprimierten Zustand nach dem Wickeln reduziert werden. Dadurch wird eine Wickelkopfhöhe von 74 mm erreicht, sodass der nadelgewickelte Stator ohne Endscheiben die geringste Wickelkopfhöhe der untersuchten maschinellen Verfahren und nur geringfügig schlechtere Werte als der geträufelte Stator aufweist, was das Potenzial dieses Verfahrens unterstreicht. Aufgrund des prototypischen Charakters sollten die erreichten Werte jedoch nicht als Prognose für eine Serienfertigung dienen.

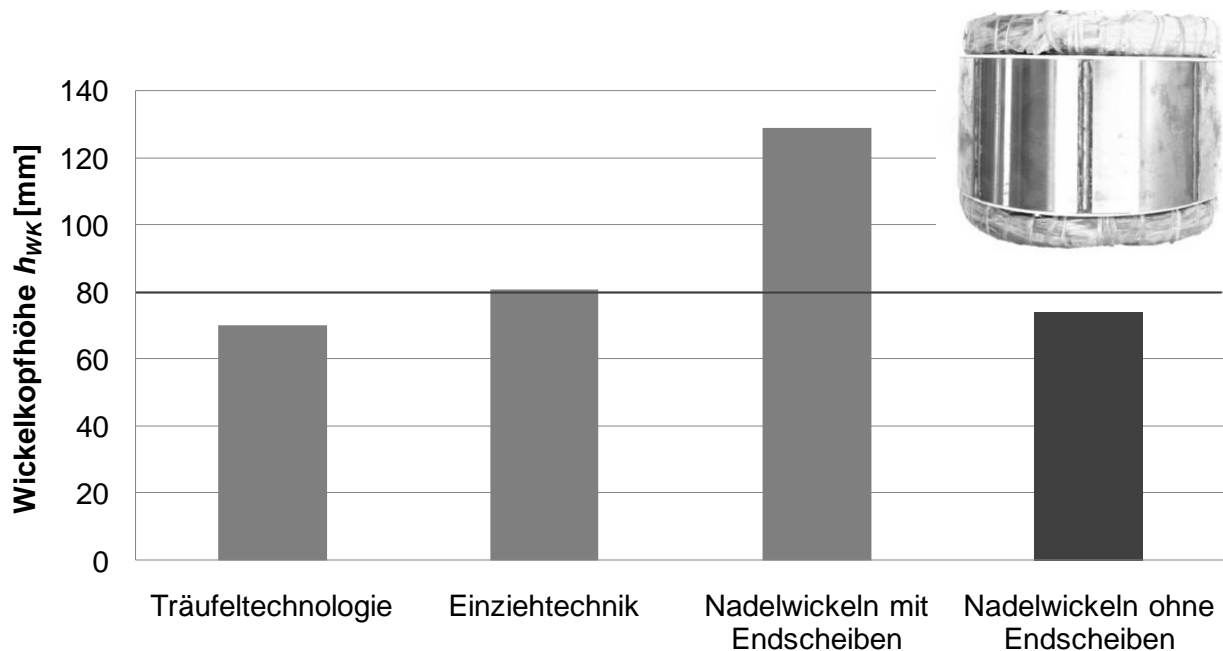


Abbildung 6.35: Erreichte Wickelkopfhöhen  $h_{WK}$  der unterschiedlichen Technologien für den Referenzstator gemäß Tabelle 3.2 [36]

Wird das erzielte Ergebnis in Form einer Anpassung der aktiven Länge entsprechend Formel (2.43) und Abbildung 2.10 ausgedrückt, sodass alle Statoren dieselbe vorgegebene Gesamtlänge einhalten, erreicht der nadelgewickelte Stator ohne Endscheiben eine Drehmomenterhöhung von 5 % gegenüber der gegebenen Referenzmaschine, während die Einziehtechnik die Vorgabe knapp verfehlt und die Lösung mit Endscheiben gar zu einer Drehmomentreduzierung um ca. 40 % führt (siehe Abbildung 6.36). Die Verwendung der Träufeltechnologie würde zwar eine Steigerung des Drehmomentes um 8,3 % bedeuten, doch ist diese Technologie

aufgrund des hohen Anteils an manuellen Tätigkeiten nicht für die Großserie geeignet. Voraussetzung für entsprechende Drehmomenterhöhungen ist, dass die Stator Kühlung eine Widerstandserhöhung infolge längerer Spulen kompensieren kann.

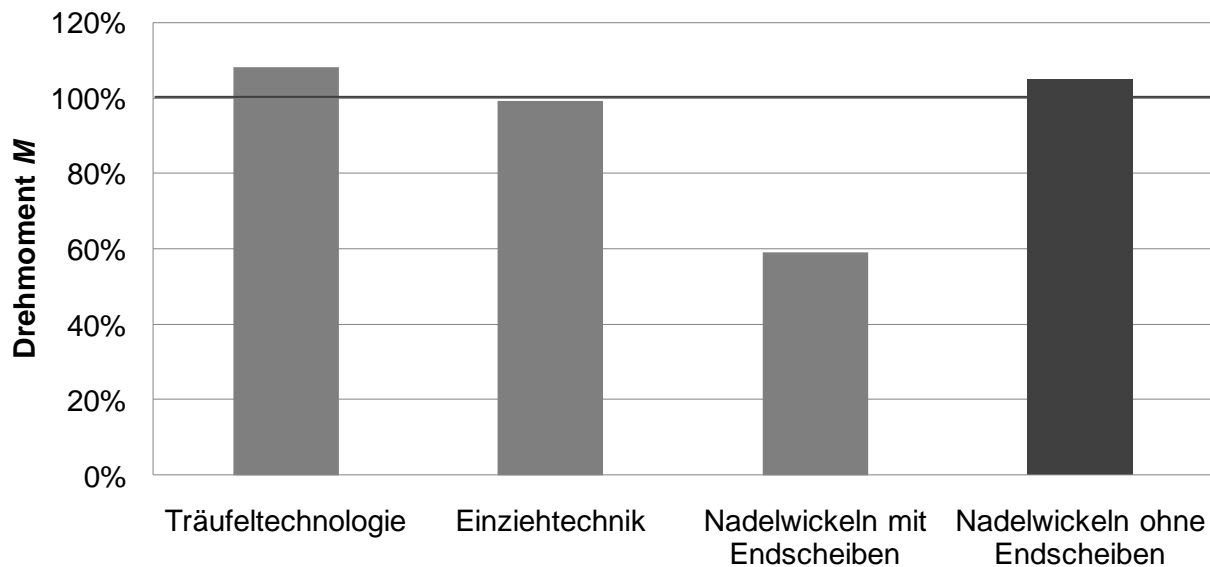


Abbildung 6.36: Erreichbare Drehmomente  $M$  der Technologien durch Anpassung der aktiven Länge (bezogen auf den Referenzstator gemäß Tabelle 3.2)

Im Ausblick bietet das Wickeln der dritten Phase großes Potenzial für eine weitere Reduzierung der Wickelkopfhöhe. Gelingt es, diese so zu wickeln, dass die Spulenköpfe nicht über das Joch geführt werden müssen, sondern ähnlich der Einziehtechnik über den (bereits bewickelten) Nuten liegen (vgl. Abbildung 3.26 a)), so kann die Wickelkopfhöhe weiter signifikant in etwa auf das Niveau der Träufeltechnologie verringert werden. Dies ist schematisch in Abbildung 6.37 dargestellt. Die Herausforderung in der Erarbeitung eines entsprechenden Konzepts besteht darin, die Aufnahme der Drahtzugkraft derart zu gestalten, dass eine vollständige Nutfüllung entsprechend des angestrebten Füllfaktors erreicht wird, ohne dass bei der Bewicklung die Drähte (insbesondere die ersten Windungen) infolge des Drahtzugs in Richtung des Statorzentrums verschoben werden.

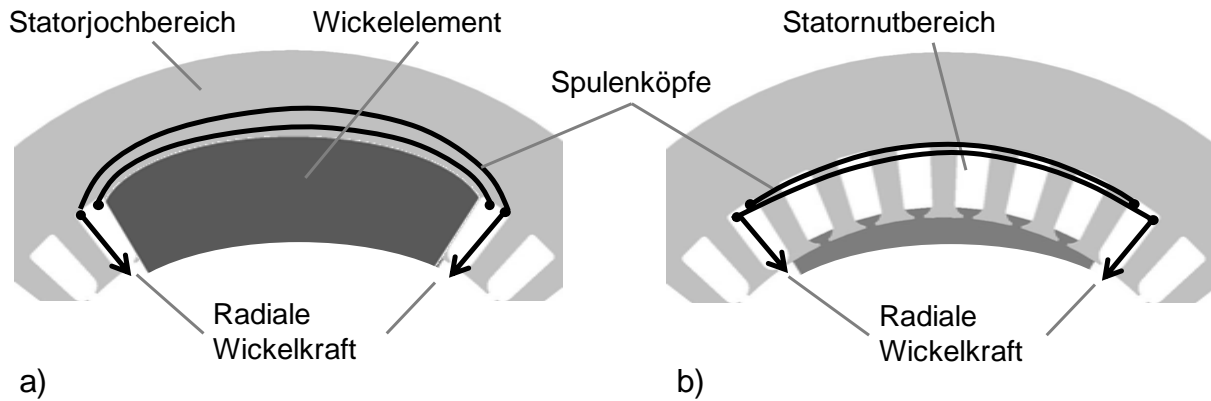


Abbildung 6.37: Drahtführung in der dritten Phase mit a) Verlegung der Spulenköpfe auf dem Statorjochbereich, b) Verlegung der Spulenköpfe über die Statornuten (ohne Darstellung der bereits gewickelten Spulen)

## 6.5 Zusammenfassung und Ausblick

Bei Anwendung der Nadelwickeltechnik für verteilte Wicklungen werden üblicherweise Endscheiben verwendet, die zu sehr hohen Wickelköpfen führen. Daher wurden im vorangegangenen Kapitel mehrere Lösungsansätze zur Reduzierung der Wickelkopfhöhe für nadelgewickelte Statorer erarbeitet und bewertet. Der grundsätzliche Ansatz aller Varianten bestand in der Vermeidung von Endscheiben und der dadurch möglichen Komprimierung der Spulenköpfe. Die Variante des temporär gefügten Wickelementes wies dabei das höchste Produkt- und Prozesspotenzial auf und wurde daraufhin konstruktiv ausdetailliert und festigkeitstechnisch überprüft. Die Prinziptauglichkeit der Methode konnte durch den erfolgreichen Aufbau eines Stators mit den in Tabelle 3.2 aufgeführten Referenzparametern nachgewiesen werden. Zusätzlich wurden zwei weitere, bis auf die Wickeltechnologie, baugleiche Statorer mithilfe der Träufel- und der Einzieh-technologie hergestellt, um die Wickelkopfhöhen vergleichen zu können. Die Wickelkopfhöhe eines nadelgewickelten Stators mit Endscheiben konnte auf Basis der unkomprimierten Spulenkopfhöhe errechnet werden. Insgesamt wies zwar die Träufeltechnologie die niedrigste Wickelkopfhöhe auf, die neuentwickelte Methode des Nadelwickelns ohne Endscheiben jedoch den besten Wert eines maschinellen Verfahrens. Dabei konnte die Wickelkopfhöhe gegenüber der Endscheibenlösung um über 40 % reduziert werden. Großes Potenzial für eine weitere Reduzierung der Wickelkopfhöhe bietet das Wickeln der dritten Phase. Gelingt es, die Spulenköpfe über den Nuten zu verlegen, ähnlich der Einzieh-technik, so erscheint eine Reduzierung der Wickelkopfhöhe auf das Niveau der Träufeltechnologie als möglich. Um die Wickelmethode zur Serientauglichkeit zu führen, muss das automatisierte Einbringen und Entfernen der Wickelwerkzeuge erprobt werden. Darüber hinaus ist

eine geeignete Phasenisolierung für einen automatisierten Prozess zu konzipieren. Denkbar sind sowohl Beschichtungsverfahren als auch dreidimensionale Elemente, die aufgrund der guten Wickelkopfzugänglichkeit automatisiert montiert werden könnten.

## 7 Auswirkung der Nadelwickeltechnik auf das Betriebsverhalten der Asynchronmaschine

Die Wickeltechnologie hat, wie in Abschnitt 3.2 gezeigt, Auswirkungen auf das Betriebsverhalten einer E-Maschine über die Ausprägung des Wicklungswiderstandes, der Wickelkopfstreuinduktivität sowie über die Entwärmung, die über einen hohen Füllfaktor und eine gute thermische Anbindung der Drähte optimiert werden kann. Der Wicklungswiderstand kann wickeltechnisch über den erreichbaren Kupferfüllfaktor, die Spulenlänge und die Wickelkopfhöhe sowie die Drahtzugkraft beeinflusst werden (vgl. Formel (3.11)). Die Wickelkopfstreuinduktivität hängt bei vorgegebenem Wickelschema von der fertigungstechnisch bedingten Spulenkopflänge ab (vgl. Formel (3.14)). Darüber hinaus kann sich die Wickelkopfstreuinduktivität einer Phase erhöhen, wenn diese einen sehr geringen Abstand zum Blechpaket aufweist, sodass sich die Wickelkopffeldlinien teilweise über das Blechpaket schließen. Da bei nadelgewickelten verteilten Wicklungen die einzelnen Phasen axial übereinander angeordnet werden, weisen die drei Phasen unterschiedliche Spulenlängen auf. Daraus ergeben sich verschieden hohe Wicklungswiderstände und Wickelkopfstreuinduktivitäten und eine ausgeprägte Asymmetrie, die sich ebenfalls auf das Betriebsverhalten auswirken kann. Daher sollen im folgenden Kapitel die Auswirkungen der Wickeltechnik auf das Betriebsverhalten der Referenz-Asynchronmaschine untersucht werden. Mithilfe der Leerlauf- und Kurzschlussmessung werden für die geträufelte, die eingezogene und die nadelgewickelte E-Maschine die Maschinenparameter der einzelnen Phasen ermittelt und die Auswirkung der Strangasymmetrie überprüft. Belastungsmessungen am Prüfstand quantifizieren die Auswirkungen der unterschiedlichen Wickeltechnologien auf Dauerleistung, Dauerdrehmoment, Wirkungsgrad und Strangimpedanz.

### 7.1 Untersuchung der Phasenasymmetrie

Zunächst werden die Wicklungswiderstände gemessen. Anschließend werden die Induktivitäten über Kurzschluss- und Leerlaufmessungen ermittelt. Da es sich dabei nicht um Konstanten handelt, sondern um spannungs- und frequenzabhängige Parameter, sodass sich eine Vielzahl von Kennlinien ergibt, wird nur das Ergebnis für die Messung bei  $f = 100$  Hz wiedergegeben. Neben dem eigentlichen Zweck der Parameterermittlung dienen die Messungen in diesem Fall darüber hinaus zur Beurteilung der Auswirkung der Phasenasymmetrie auf das Betriebsverhalten. Aufgrund verfügbarer Prüfstandskapazität werden lediglich die nadelgewickelte und die geträufelte Maschine vermessen.

### 7.1.1 Messung und Berechnung der Wicklungswiderstände

Die Strangwiderstände der drei Statoren werden unter Verwendung des Widerstandsmessgeräts ER-300.01B der Firma Stahl gemessen. Zusätzlich werden die Widerstände entsprechend Formel (3.5) berechnet. Die mittlere Windungslänge ergibt sich dabei aus den geometrischen Gegebenheiten der einzelnen Verfahren. Für den geträufelten und den eingezogenen Stator können die Spulenlängen anhand der Geometrie der Wickelschablonen und deren Abstand zueinander beim Spulenwickeln berechnet werden. Für die Verschaltung wird ein Zuschlag für die Spulenenenden addiert. Die nadelgewickelten Spulenlängen werden über die Statorgeometrie und die Höhe der unkomprimierten Spulenköpfe errechnet. Die Mess- sowie die errechneten Werte sind in Tabelle 7.1 aufgeführt.

Tabelle 7.1: Wicklungswiderstände der Statoren

Strangwiderstand $R_1$	Träufeln	Einziehen	Nadelwickeln
$R_{1,mess,U}$	6,775 mΩ	7,105 mΩ	7,235 mΩ
$R_{1,rech,U}$	6,923 mΩ	7,041 mΩ	6,828 mΩ
Delta $R_{1,U}$	-2,58 %	0,06 %	5,96 %
$R_{1,mess,V}$	6,745 mΩ	6,985 mΩ	7,485 mΩ
$R_{1,rech,V}$	6,923 mΩ	6,933 mΩ	7,051 mΩ
Delta $R_{1,V}$	-2,43 %	1,32 %	6,15 %
$R_{1,mess,W}$	6,765 mΩ	6,895 mΩ	8,085 mΩ
$R_{1,rech,W}$	6,923 mΩ	6,869 mΩ	7,407 mΩ
Delta $R_{1,W}$	-2,29 %	0,39 %	9,15 %
$\varnothing R_{1,mess}$ (bezogen auf den Träufelwert)	<b>100 %</b>	<b>103,5 %</b>	<b>112,4 %</b>
<b>Asymmetrie <math>R_{1,mess}</math></b>	<b>0,44 %</b>	<b>3,00 %</b>	<b>11,81 %</b>

Dabei weist der geträufelte Stator die niedrigsten Strangwiderstände sowie die geringste Asymmetrie auf. Letzteres ist darauf zurückzuführen, dass der geträufelte Stator eine Korbwicklung besitzt, während bei den maschinell gewickelten Statoren der Wickelkopf als Dreietagenwicklung mit unterschiedlichen Spulenlängen ausgeführt ist. Der Vergleich zwischen gemessenen und berechneten Widerständen der geträufelten Wicklung zeigt eine Abweichung von ca. 2,5 %, was auf eine kürzere tatsächliche Spulenenendenlänge und vor allem auf die Drahtdurchmessertoleranz

zurückgeführt werden kann. Die hierdurch bedingte mögliche Abweichung beträgt in etwa  $\pm 3\%$  für die Rechnung. Die eingezogenen Stränge weisen im Mittel 3,5 % höhere Strangwiderstandswerte als die geträufelte Wicklung auf. Rechnung und Messung sind beim eingezogenen Stator nahezu identisch. Durch die unterschiedlich lang ausgeführten Spulen ergibt sich eine geringe Asymmetrie von 3 %. Die nadelgewickelten Phasen weisen insgesamt die jeweils höchsten Widerstandswerte auf, obwohl der rechnerische Wert der ersten Phase aufgrund der eng am Blechpaket gewickelten Spulen den geringsten Wert prognostiziert. Die Widerstandswerte nehmen deutlich mit der Phasenzahl zu, sodass sich eine hohe Asymmetrie von 11,8 % ergibt. Darüber hinaus herrscht eine deutliche Diskrepanz zwischen gemessenen und berechneten Werten, die nicht mit der Drahtdurchmessertoleranz und abweichenden Spulenendenlängen erklärbar ist. Gemäß Formel (3.11) verbleibt als mögliche Einflussgröße lediglich die Kupferquerschnittsminderung infolge der Drahtzugkraft, da der spezifische Widerstand  $\rho_{cu}$  sich infolge der Biegungen nur sehr geringfügig ändert [66]. Bereits in Kapitel 4.1.2 wurde nachgewiesen, dass die Drahtzugkraft zu einer Widerstandserhöhung führt (vgl. Abbildung 4.4). Um einen der Träufeltechnik entsprechenden Strangwiderstand zu erreichen, muss bei der Nadelwickeltechnik der Querkontraktionsnachteil durch einen höheren Kupferfüllfaktor kompensiert werden, sofern die Drahtzugkraft nicht reduziert werden kann. Eine theoretisch mögliche Reduzierung des Wicklungswiderstands über eine Verkürzung der Spulenlängen entfällt für die ersten beiden Phasen des vorgestellten Konzepts unter den gegebenen geometrischen Randbedingungen. Dies bedeutet, dass eine Erhöhung des Kupferfüllfaktors mithilfe der Nadelwickeltechnik (beispielsweise mit den in Kapitel 5 vorgestellten Konzepten) nur dann einen wirklichen Vorteil darstellt, wenn die Füllfaktorhöhung die Querkontraktion und die höhere Spulenlänge der dritten Phase überkompensiert.

### 7.1.2 Kurzschlussmessung

Die Kurzschlussmessung dient der Ermittlung der Gesamtstreuinduktivität  $L_{\sigma}$ , die sich aus der Summe der Statorstreuinduktivität  $L_{1\sigma}$  und der bezogenen Rotorstreuinduktivität  $L'_{2\sigma}$  zusammensetzt. Für die Messung wird der Rotor festgeklemmt und über einen Umformer ein möglichst symmetrisches, sinusförmiges Dreiphasenwechselspannungssystem an die Statorwicklungen angelegt. Durch die Rotorklemmung ergibt sich der Schlupf  $s = 1$ , sodass der bezogene Widerstand  $R'_2/s$  sehr klein wird und der Zweig der Hauptreaktanzen vernachlässigt werden kann. Das Ersatzschaltbild und das Zeigerdiagramm ändern sich wie folgt, wobei der Index  $k$  die Kurzschlussmessung beschreibt:



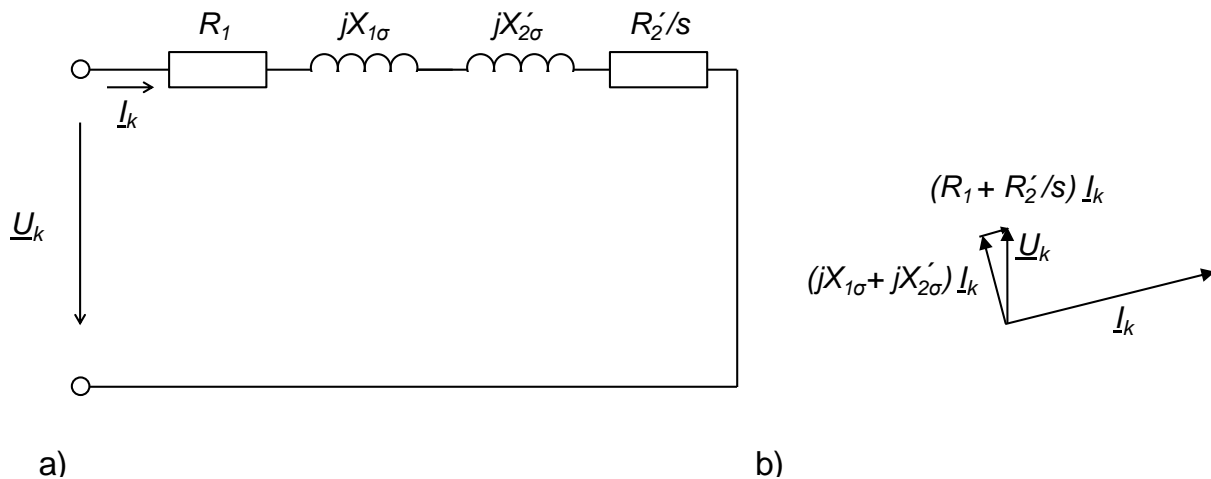


Abbildung 7.1: a) Einphasiges Ersatzschaltbild der ASM für Kurzschlussmessung, b) Einphasiges Zeigerdiagramm der ASM für Kurzschlussmessung [34]

Über die Messung der Wirkleistung  $P_k$  mit einem Leistungsmessgerät lässt sich der phasenbezogene Rotorwiderstand  $R'_2$  in Abhängigkeit der Frequenz  $f$  bestimmen:

$$R'_2(f) = \frac{P_k}{I_k^2} - R_1 \quad (7.1)$$

Und aus der Blindleistung  $Q_k$  kann die Gesamtstreuinduktivität  $L_\sigma$  pro Phase ermittelt werden:

$$L_\sigma(I) = L_{1\sigma} + L'_{2\sigma} = \frac{Q_k}{2 \cdot \pi \cdot f \cdot I_k^2} \quad (7.2)$$

Eine weitere Differenzierung der Gesamtstreuinduktivität in Stator- und Rotorstreuinduktivität ist nicht ohne Weiteres möglich. Gemäß [107] ist es zulässig, die Gesamtstreuinduktivität zu gleichen Teilen auf Stator und Rotor aufzuteilen, ohne die Drehmoment-Drehzahl-Kennlinie zu beeinflussen, solange die Gesamtstreuinduktivität konstant ist:

$$L_{1\sigma} = L'_{2\sigma} = \frac{1}{2} L_\sigma \quad (7.3)$$

Dies trifft jedoch im vorliegenden Fall nicht zu, weshalb auf eine weitere Differenzierung verzichtet wird. Da sich der geträufelte und der nadelgewickelte Stator im Aufbau nur im Wickelkopf unterscheiden, können die Differenzen der Gesamtstreuinduktivität auf Unterschiede in der Statorstreuinduktivität, bzw. Wickelkopfstreuinduktivität zurückgeführt werden. Die Ergebnisse der Kurzschlussmessung sind exemplarisch für  $f = 100$  Hz in Abbildung 7.2 und Abbildung 7.3 wiedergegeben.

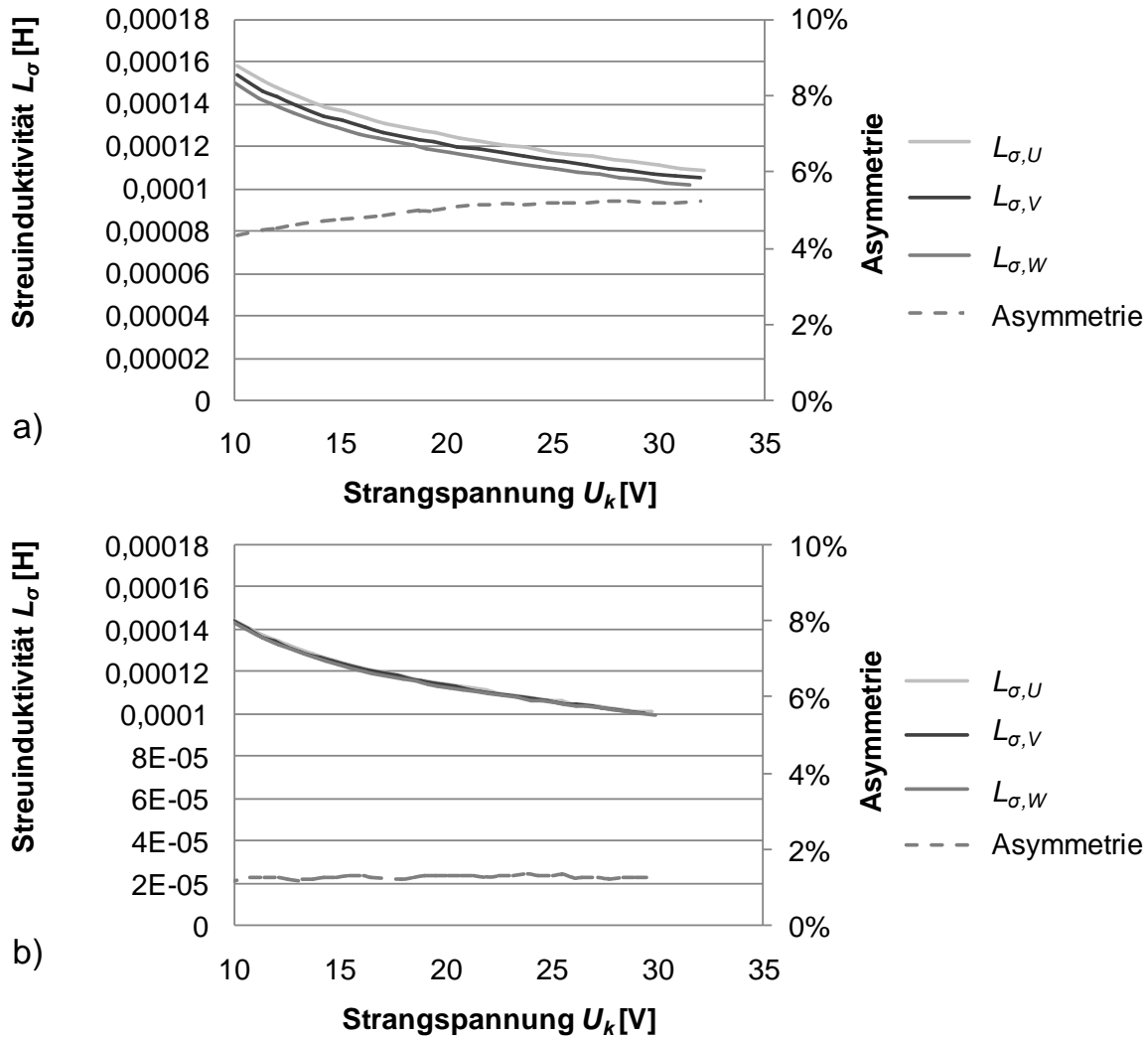


Abbildung 7.2: Ergebnisse der Kurzschlussmessung für  $f = 100$  Hz mit a) Gesamtstreuinduktivität  $L_\sigma$  der nadelgewickelten E-Maschine, b) Gesamtstreuinduktivität  $L_\sigma$  der geträufelten E-Maschine [34]

Die Verläufe sind charakteristisch: die Gesamtstreuinduktivität  $L_\sigma$  fällt mit steigender Spannung  $U_k$ , da der zunehmende Kurzschlussstrom  $I_k$  schnell eine Sättigung der magnetischen Kurzschlusspfade im Rotor bewirkt. Abbildung 7.2 a) zeigt die Gesamtstreuinduktivität aller drei Phasen sowie die resultierende Asymmetrie für den nadelgewickelten Stator. Mit abnehmender Streuinduktivität steigt die relative Asymmetrie (die auch deutlich in den Kurvenverläufen der drei Phasen erkennbar ist), da die Abnahme primär auf die Sättigungseffekte im Rotor zurückzuführen ist und die Wickelkopfstreuinduktivität vom Sättigungsverhalten nicht beeinflusst wird.

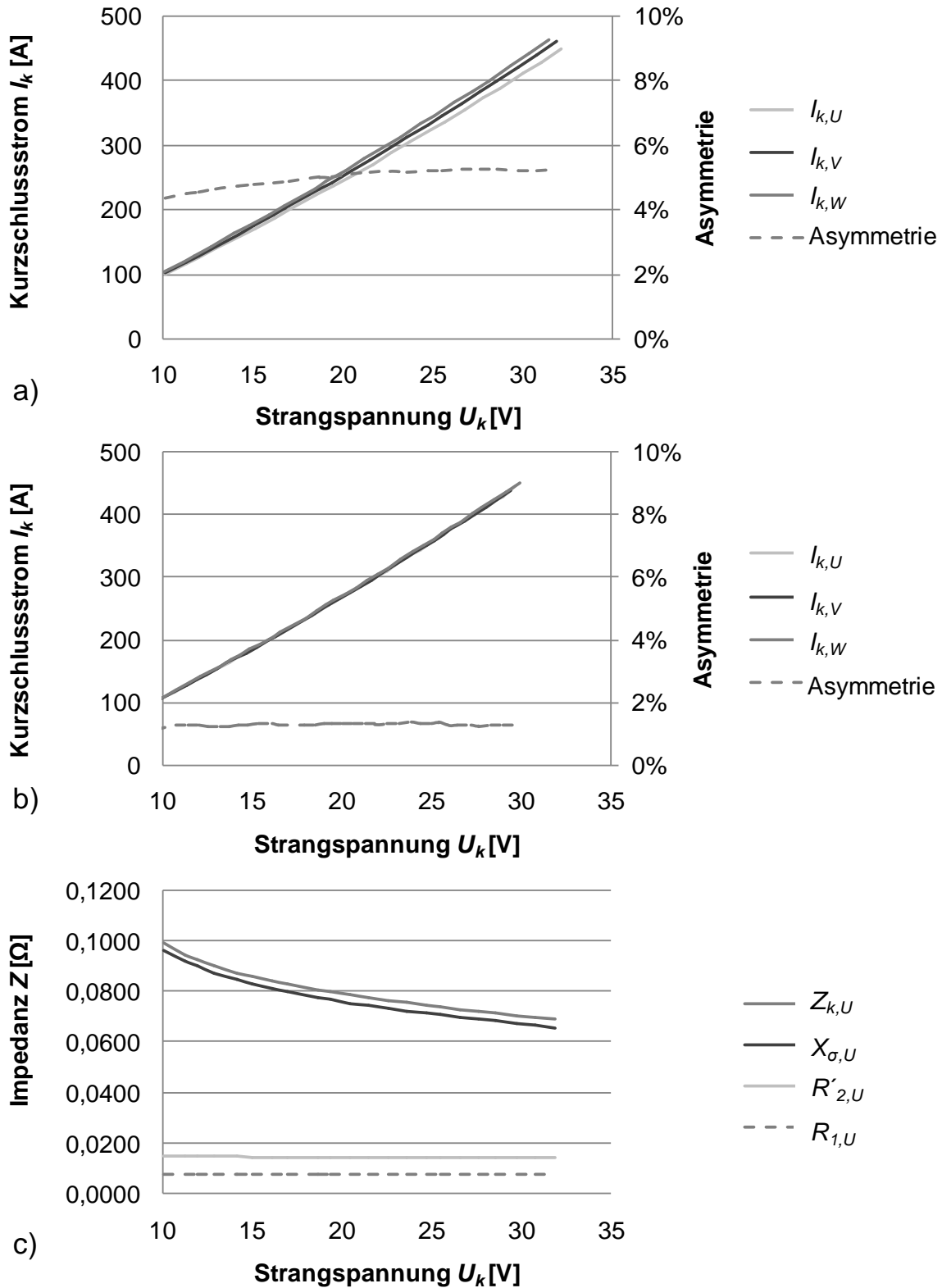


Abbildung 7.3: Ergebnisse der Kurzschlussmessung für  $f = 100$  Hz mit a) Kurzschlussströme  $I_k$  des nadelgewickelten Stators, b) Kurzschlussströme  $I_k$  des geträufelten Stators, c) Impedanz  $Z_k$  und Maschinenparameter der Phase U des nadelgewickelten Stators [34]

Da die Gesamtstreuinduktivität, wie aus Abbildung 7.3 c) zu entnehmen ist, maßgeblich die Strangimpedanz  $Z_k$  im Kurzschlussstest beeinflusst, stellen sich in den drei Phasen unterschiedlich hohe Kurzschlussströme ein. Insgesamt betragen die Asymmetrie der Gesamtstreuinduktivität und die resultierende Stromasymmetrie ca. 5 %. Der geträufelte Stator zeigt in Abbildung 7.2 b) denselben charakteristischen Verlauf wie der nadelgewickelte Stator, jedoch beträgt die Asymmetrie konstant ca. 1 %, was aufgrund der sehr symmetrisch gefertigten Wicklung vorherzusehen war. Vergleicht man die Absolutwerte der beiden Maschinen, ergibt sich phasenabhängig eine mittlere Differenz von 10, 5, bzw. 3  $\mu\text{H}$  in der Gesamtstreuinduktivität für die Phasen U, V, bzw. W, die auf die Wickelkopfstreuinduktivität zurückzuführen ist. Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass die Kurzschlussmessung zeigt, dass die Drei-Etagen-Wicklung der Nadelwickeltechnik zu phasenabhängigen Unterschieden in der Wickelkopfstreuinduktivität führt, was eine Impedanzasymmetrie und damit entsprechend eine Stromasymmetrie der drei Phasen zur Folge hat

### 7.1.3 Leerlaufmessung

Die Leerlaufmessung dient der Ermittlung der Statorstranginduktivität  $L_1$ , die sich aus der Summe der Statorstreuinduktivität  $L_{1\sigma}$  und der Hauptinduktivität  $L_h$  zusammensetzt. Bei der Messung wird über einen Umformer ein symmetrisches, möglichst sinusförmiges Dreiphasenwechselfeld an die Statorwicklungen angelegt, und der Rotor wird mit einer Belastungsmaschine auf Synchrondrehzahl gebracht, so dass im Idealfall  $s = 0$  gilt. Dadurch konvergiert der bezogene Rotorwiderstand  $R_2'/s$  gegen unendlich, so dass der Rotorzweig stromlos wird. Das Ersatzschaltbild und das Zeigerdiagramm ändern sich entsprechend Abbildung 7.4, wobei der Index  $LL$  die Leerlaufmessung beschreibt.

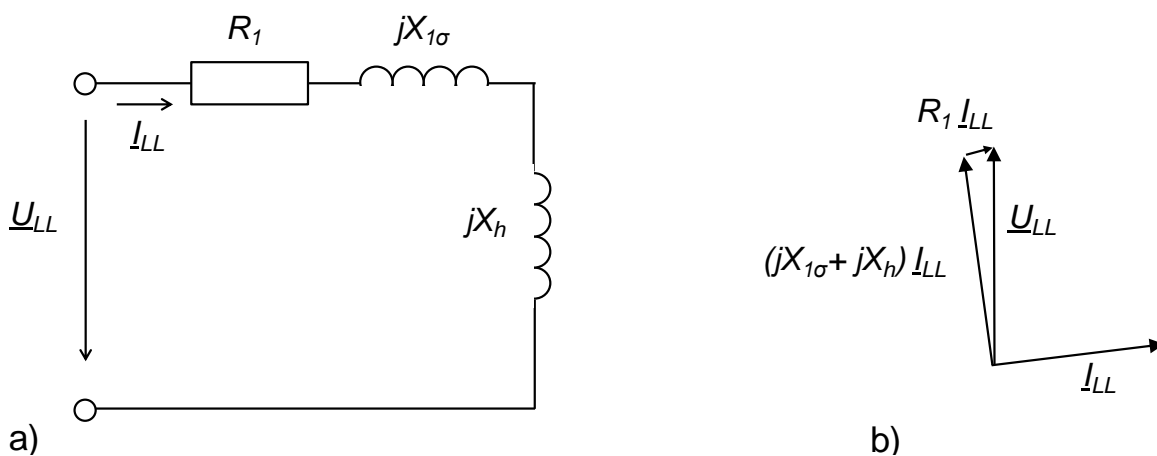


Abbildung 7.4: a) Einphasiges Ersatzschaltbild der ASM für Leerlaufmessung, b) Einphasiges Zeigerdiagramm der ASM für Leerlaufmessung [34]

Analog der Kurzschlussmessung können die Leistungen mit einem Leistungsmessgerät bestimmt werden. Über die so ermittelte Blindleistung  $Q_{LL}$  lässt sich die Statorinduktivität  $L_1$  bestimmen:

$$L_1(I) = L_{1\sigma} + L_h = \frac{Q_{LL}}{2 \cdot \pi \cdot f \cdot I_{LL}^2} = \frac{U_{LL}^2}{2 \cdot \pi \cdot f \cdot Q_{LL}} \quad (7.4)$$

Auch hier gilt, dass eine exakte Bestimmung der Hauptinduktivität  $L_h$  nicht möglich ist, sofern die Statorstreuinduktivität unbekannt ist. Die Ergebnisse der Leerlaufmessung sind in Abbildung 7.5 und Abbildung 7.6 dargestellt.

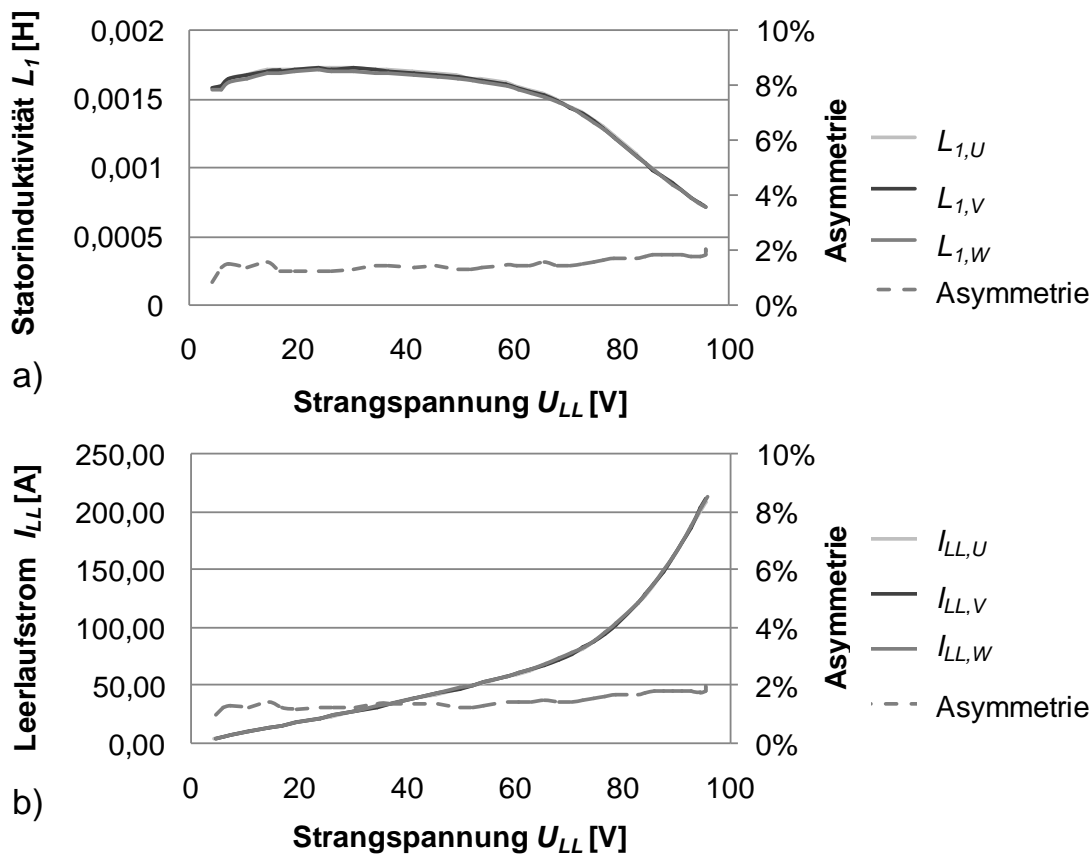


Abbildung 7.5: Ergebnisse der Leerlaufmessung für den nadelgewickelten Stator bei  $f = 100$  Hz mit a) Statorinduktivität  $L_1$ , b) Leerlaufstrom  $I_{LL}$  [34]

Die Statorinduktivität  $L_1$  fällt ab ca. 60 V stark ab, was mit der Eisensättigung im Stator verbunden ist. Entsprechend steigt der Strom  $I_{LL}$  ab ca. 60 V exponentiell an, da die Statorimpedanz primär von der Statorinduktivität  $L_1$ , bzw. Reaktanz  $X_1$ , abhängig ist. Dies gilt sowohl für die nadelgewickelte Maschine in Abbildung 7.5 als auch für die geträufelte Maschine in Abbildung 7.6.

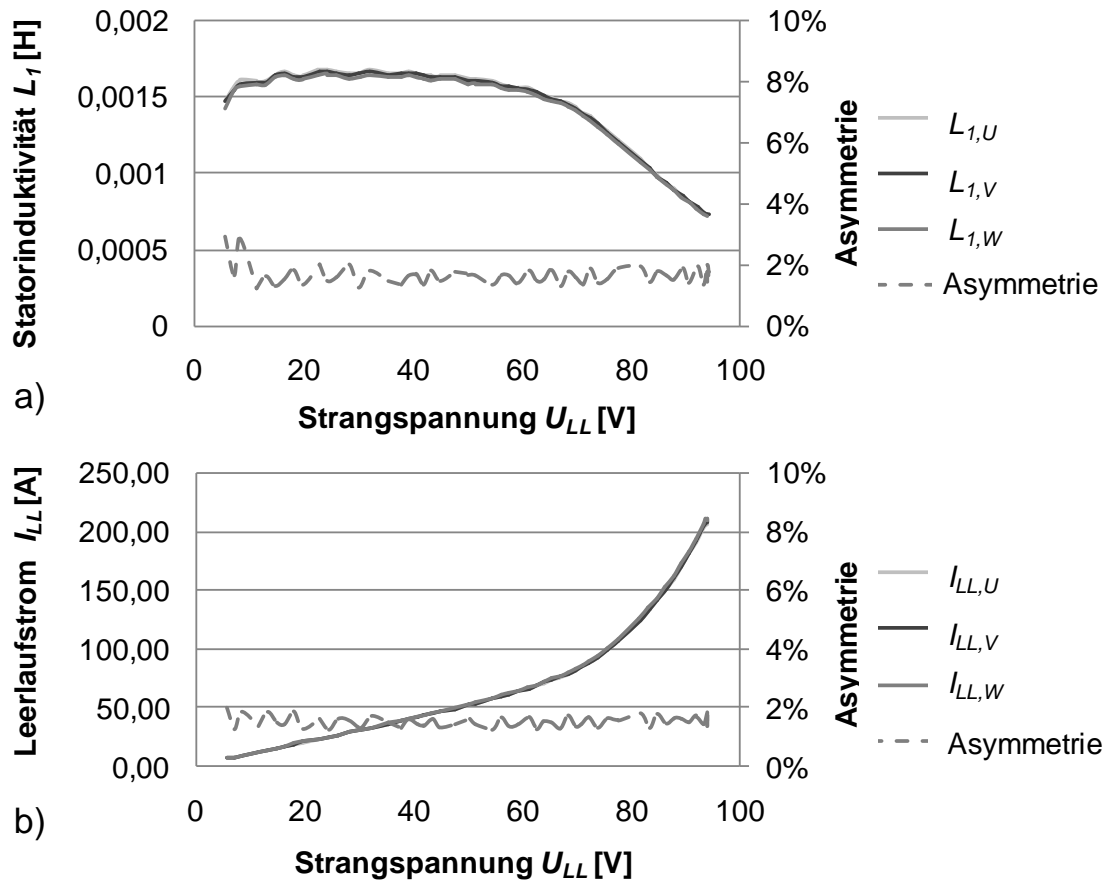


Abbildung 7.6: Ergebnisse der Leerlaufmessung für den geträufelten Stator bei  $f = 100$  Hz mit a) Statorinduktivität  $L_1$ , b) Leerlaufstrom  $I_{LL}$  [34]

Die Asymmetrie der Statorinduktivität  $L_1$  und die entsprechende Asymmetrie des Stroms  $I_{LL}$  betragen für beide Maschinen etwa 2 %. Dies ist insofern unerwartet, da die Statorinduktivität sehr viel höher als die Gesamtstreuinduktivität ist (vgl. Abbildung 7.2 b) mit Abbildung 7.6 a)) und Unterschiede nur in der Wickelkopf-streuinduktivität zu erwarten sind. Darüber hinaus fällt die Welligkeit der Kurven in Abbildung 7.6 a) auf. Beides lässt darauf hindeuten, dass die Leerlaufmessung aufgrund der Synchronisation von Belastungsmaschine und Stator Drehfeld anspruchsvoller als die Kurzschlussmessung ist und nicht zur Bestimmung sehr kleiner Induktivitäten im Mikrohenrybereich geeignet ist, bzw. nur mit hohem Aufwand. Dennoch liefert die Leerlaufmessung zwei entscheidende Erkenntnisse: Sehr kleine Induktivitäten im einstelligen Mikrohenrybereich, wie z.B. Asymmetrien in der Wickelkopf-streuinduktivität, gehen in der Messunsicherheit der Leerlaufmessung unter. Da die Hauptinduktivität sehr viel höher als die Gesamtstreuinduktivität ist, zeigt die Leerlaufmessung, dass Asymmetrien der Streuinduktivitäten einen vernachlässigbaren Einfluss auf die Statorimpedanz und damit schlussendlich auf das Betriebsverhalten der Traktions-Maschine haben.

## 7.2 Untersuchung des wickeltechnischen Einflusses auf Drehmoment, Leistung und Wirkungsgrad

Um die Auswirkung der Wickeltechnologie auf das Drehmoment, die Leistung und den Wirkungsgrad der Asynchronmaschine zu quantifizieren, werden die geträufelte und die nadelgewickelte E-Maschine am Prüfstand unter Verwendung der Fahrzeug-Leistungselektronik vermessen. Der Messaufbau hierfür ist in Abbildung 7.7 dargestellt. Darüber hinaus wird mithilfe des bereits zur Untersuchung der Phasenasymmetrie verwendeten Universalumformers die natürliche Drehmoment-Drehzahl-Kennlinie aufgenommen.

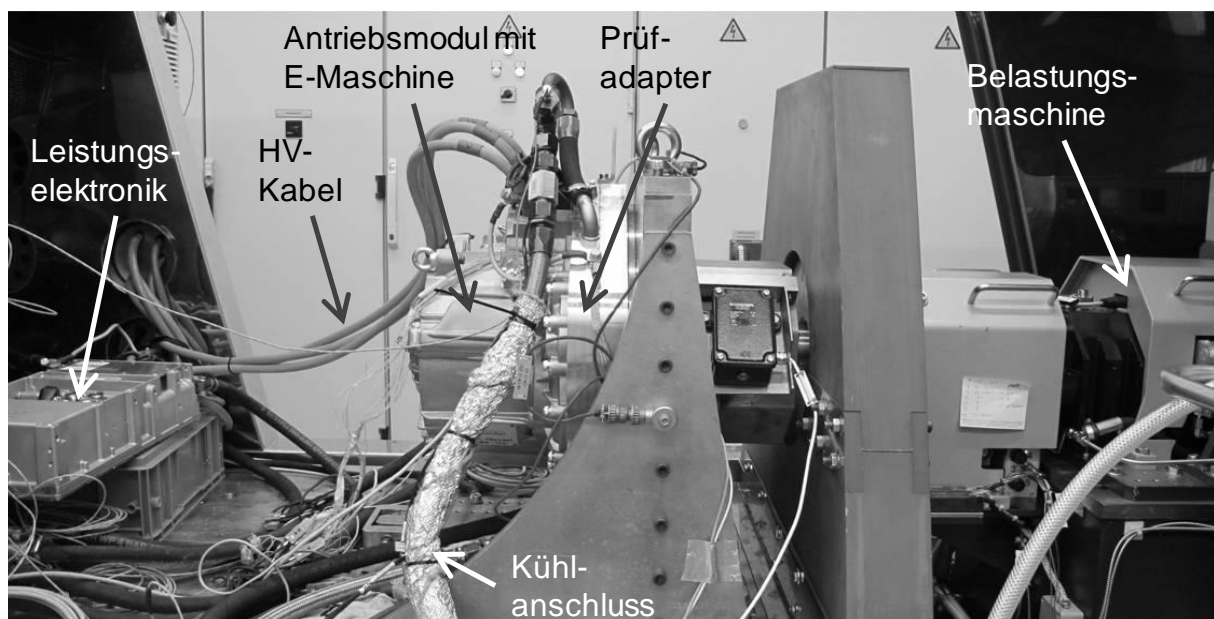


Abbildung 7.7: Messaufbau für die Leistungs- und Wirkungsgradmessung

### 7.2.1 Elektromagnetisch erzeugtes Drehmoment

Das elektromagnetisch erzeugte innere Drehmoment  $M_i$  einer Asynchronmaschine errechnet sich gemäß Formel (2.29). Dabei kann aus Formeln (2.30) - (2.33) abgeleitet werden, dass das innere Moment mit zunehmendem Wicklungswiderstand und zunehmender Wickelkopfstreueinduktivität sinkt. Allerdings zeigt ein Vergleich der Leerlaufversuchsergebnisse beider Maschinen (vgl. Abbildung 7.5 und Abbildung 7.6), dass die Strangimpedanz primär von der Hauptreaktanz abhängt und nur geringfügig vom Wicklungswiderstand (bei höheren Frequenzen) und einer Erhöhung der Wickelkopfstreueinduktivität im Mikrohenrybereich beeinflusst wird. Daher ist zu erwarten, dass auch das innere Drehmoment nur unwesentlich durch das Wickelverfahren beeinträchtigt wird. Um dies zu überprüfen, wird für zwei Frequenzen und Strangspannungen die natürliche Drehmoment-Drehzahl-Kennlinie

der beiden E-Maschinen unter Verwendung des Universalumformers aufgenommen. Die Ergebnisse sind in Abbildung 7.8 dargestellt. Dabei stehen der Index  $Tr$  für die geträufelte und der Index  $NW$  für die nadelgewickelte Maschine. Die Ähnlichkeit der Kurven beweist, dass die Unterschiede bezüglich Wicklungswiderstand und Gesamtstreuinduktivität für die Impedanz vernachlässigbar klein sind, sodass sie den natürlichen Drehmoment-Drehzahl-Verlauf nicht merklich beeinflussen.

Entsprechend kann abgeleitet werden, dass bei für den Fahrbetrieb relevanten Drehzahlen Erhöhungen des Wicklungswiderstandes und der Wickelkopfstreuinduktivität einen vernachlässigbaren Einfluss auf das innere Moment haben.

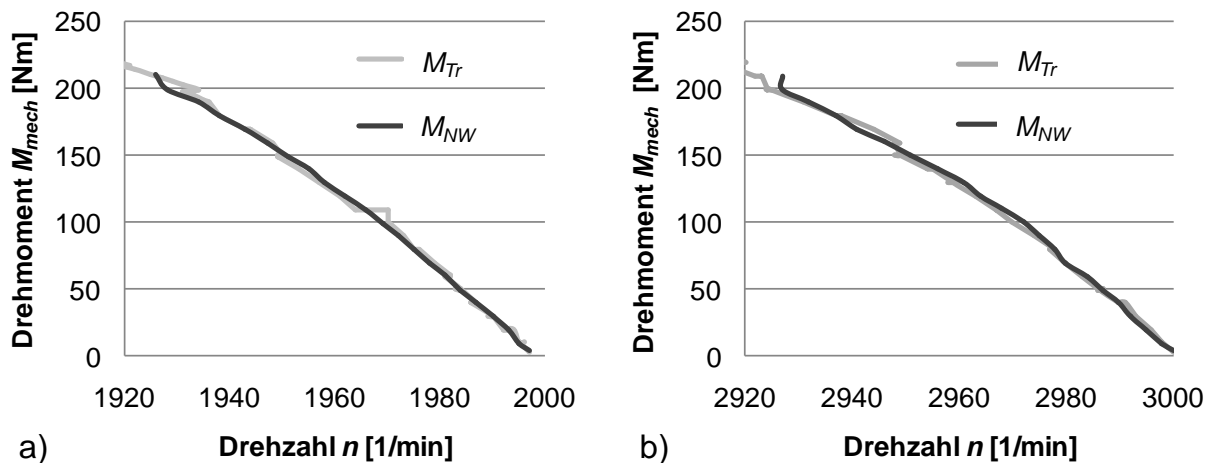


Abbildung 7.8: Natürlicher Drehmoment-Drehzahlverlauf der geträufelten ( $Tr$ ) und der nadelgewickelten Maschine ( $NW$ ) mit a) gemessen bei  $f = 66,6$  Hz und  $U_1 = 60$  V, b) gemessen bei  $f = 100$  Hz und  $U_1 = 90$  V [34]

### 7.2.2 Dauerdrehmoment und -leistung

Das erreichbare maximale Drehmoment der ASM wird einerseits durch die maximale Strangspannung und andererseits durch die thermische Auslegung der E-Maschine begrenzt. Im Fall der untersuchten Referenzmaschine ist die Maximalleistung über die Leistungselektronik limitiert. Daher werden für die beiden Maschinen lediglich die Werte für den S1-Betrieb dargestellt (siehe Abbildung 7.9). Allgemein zeigen die Drehmoment- und Leistungskurven das für Asynchronmaschinen charakteristische Verhalten. Im Grundstellbereich steigt die Spannung mit der Frequenz und gleicht damit die Impedanzzunahme aus, sodass das Drehmoment bis zum Eckpunkt annähernd konstant gehalten wird. Im Eckpunkt ist das Spannungsmaximum erreicht, sodass im Feldschwächebereich zwar die Spannung maximal gehalten wird, der Strom aber dennoch mit steigender Frequenz aufgrund der Impedanzzunahme abfällt. Aus den Ergebnissen ist ersichtlich, dass die geträufelte Maschine bis zum Eckpunkt wesentlich höhere Drehmomente  $M_{mech}$  als die nadelgewickelte Maschine



aufweist. Demzufolge ist auch die Dauerleistung der geträufelten Maschine in diesem Bereich höher. Der Unterschied der maximalen Dauerleistung beträgt 2 kW, bzw. 2,9 %. Die Ursache hierfür liegt in den wesentlich höheren Statorwicklungswiderständen  $R_1$  der nadelgewickelten Maschine (vgl. Tabelle 7.1), die entsprechend Formel (2.35) zu höheren Kupferverlusten  $P_{cu}$  führen, die für die Erwärmung der Statorwicklungen verantwortlich sind. Mit zunehmender Drehzahl  $n$  dominieren die Eisen- und Lagerreibungsverluste gegenüber den Kupferverlusten, sodass im Feldschwächebereich bei hohen Drehzahlen keine Drehmomentdifferenz mehr vorhanden ist. Dass die Differenz im unteren Drehzahlbereich nicht auf die Unterschiede der Gesamtstreuinduktivität, bzw. der Wicklungswiderstände und deren Auswirkung auf die Strangimpedanz, zurückzuführen ist, beweist Abbildung 7.8.

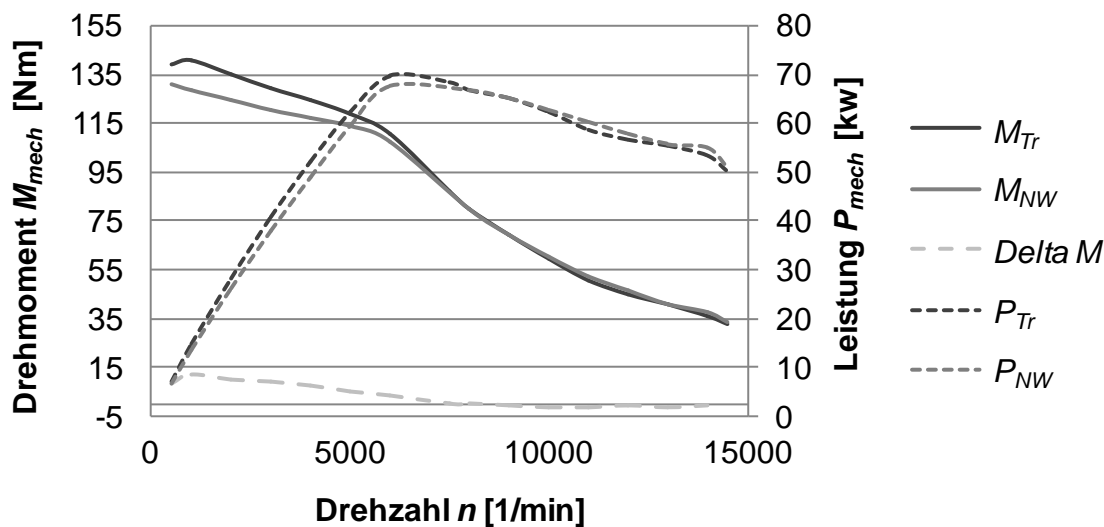


Abbildung 7.9: Drehmoment-Drehzahl-Verlauf der nadelgewickelten (NW) und der geträufelten (Tr) E-Maschine, gemessen bei einer Zwischenkreisspannung von 352 V DC und einer Statorwicklungstemperatur von 170 °C [34]

### 7.2.3 Wirkungsgrad

Um die Auswirkung der Wickeltechnologie auf den Wirkungsgrad zu quantifizieren, werden für die nadelgewickelte und die geträufelte E-Maschine Kennfeldmessungen am Prüfstand durchgeführt. Aus den ermittelten Wirkungsgradkennfeldern wird daraufhin ein Differenzkennfeld abgeleitet, welches in Abbildung 7.10 dargestellt ist. Dabei weist die nadelgewickelte E-Maschine bei geringen Drehzahlen einen um etwa 3 % geringeren Wirkungsgrad auf, wobei die Differenz mit steigender Drehzahl abnimmt. Bei Drehzahlen größer 10.000 Umdrehungen / min ist der Wirkungsgrad praktisch identisch. Dies hängt damit zusammen, dass sich die nadelgewickelte und die geträufelte Maschine aufgrund der vernachlässigbaren Impedanzunterschiede

lediglich bezüglich der Kupferverluste unterscheiden. Diese dominieren bei hohen Drehmomenten und niedriger Drehzahl, während im Feldschwächebereich bei hohen Drehzahlen die Eisen- und die Reibungsverluste dominant sind. Da die Kupferverluste mit dem Drehmoment zunehmen, ist das Wirkungsgraddifferenzkennfeld im Teillastbereich unplausibel. Setzt man voraus, dass alle Verluste mit Ausnahme der Kupferverluste für beide Maschinen identisch sind, so müsste für eine beliebige Drehzahl mit abnehmendem Drehmoment auch die Wirkungsgraddifferenz kleiner werden, was jedoch im vorliegenden Fall nicht zutrifft. Die Wirkungsgraddifferenz ist im Ergebnis näherungsweise konstant für eine beliebige Drehzahl und scheint momentenunabhängig zu sein. Eine mögliche Erklärung hierfür kann die Messunsicherheit des Drehmomentenmessflansches sein, welche  $\pm 1,46$  Nm beträgt. Dies bedeutet beispielsweise für ein Drehmoment  $M_{mech} = 20$  Nm eine mögliche Abweichung des Wirkungsgrades von  $\pm 7,3$  % und bei  $M_{mech} = 100$  Nm von  $\pm 1,46$  %.

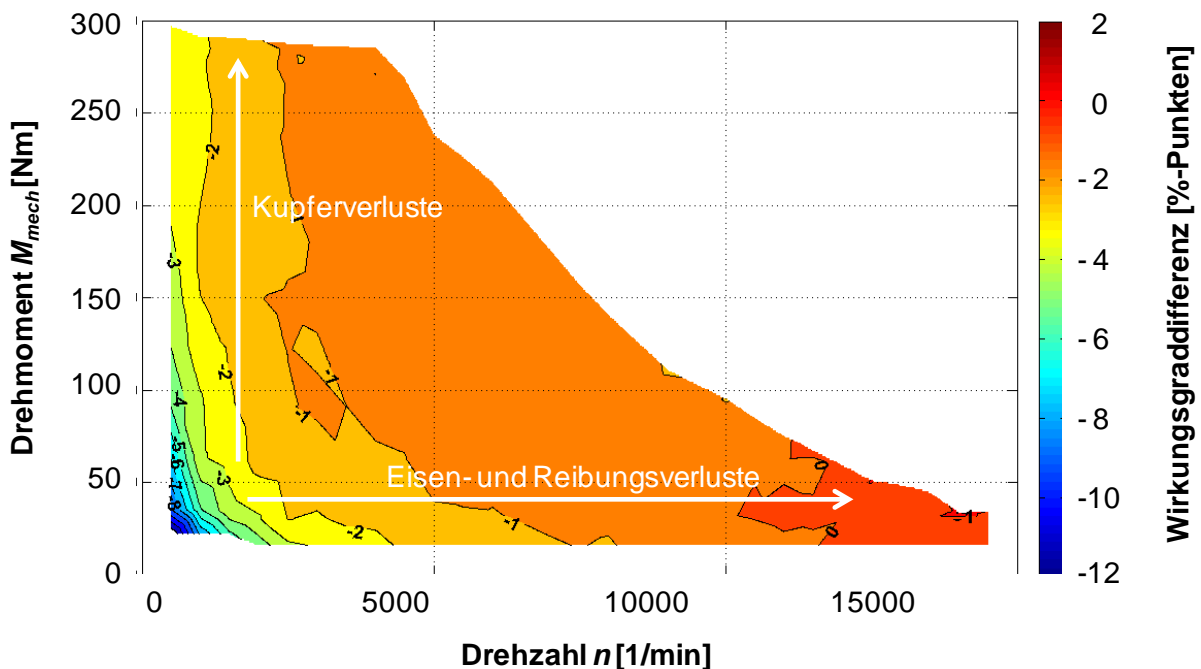


Abbildung 7.10: Wirkungsgraddifferenzkennfeld der nadelgewickelten und der geträufelten EM für  $\Delta\eta = \eta_{NW} - \eta_{Tr}$ , gemessen bei einer Zwischenkreisspannung  $U = 352$  V DC [34]

Daher wird auf Basis der gemessenen elektrischen Parameter der Anteil der Kupferverlustleistung an der elektrischen Eingangsleistung  $P_{in}$  (unter Berücksichtigung der Statortemperatur) für beide Maschinen ermittelt.

$$\frac{P_{cu}}{P_{in}} = \frac{\sum I_{1,str}^2 \cdot R_{1,str} \cdot [1 + \alpha_{20} \cdot (\vartheta - \vartheta_{20})]}{3 \cdot U_{1,str} \cdot I_{1,str} \cdot \cos(\varphi)} \quad (7.5)$$

Da aufgrund der praktisch identischen Impedanzen beider Maschinen für einen beliebigen Betriebspunkt dieselben elektrischen Eingangsparameter vorherrschen, liefert die Differenz beider Ergebnisse die Wirkungsgraddifferenz  $\Delta\eta$  infolge der Wicklungswiderstandsunterschiede:

$$\Delta\eta = \frac{P_{cu_{NW}} - P_{cu_{Tr}}}{P_{in}} \quad (7.6)$$

Das Ergebnis ist in Abbildung 7.11 dargestellt.

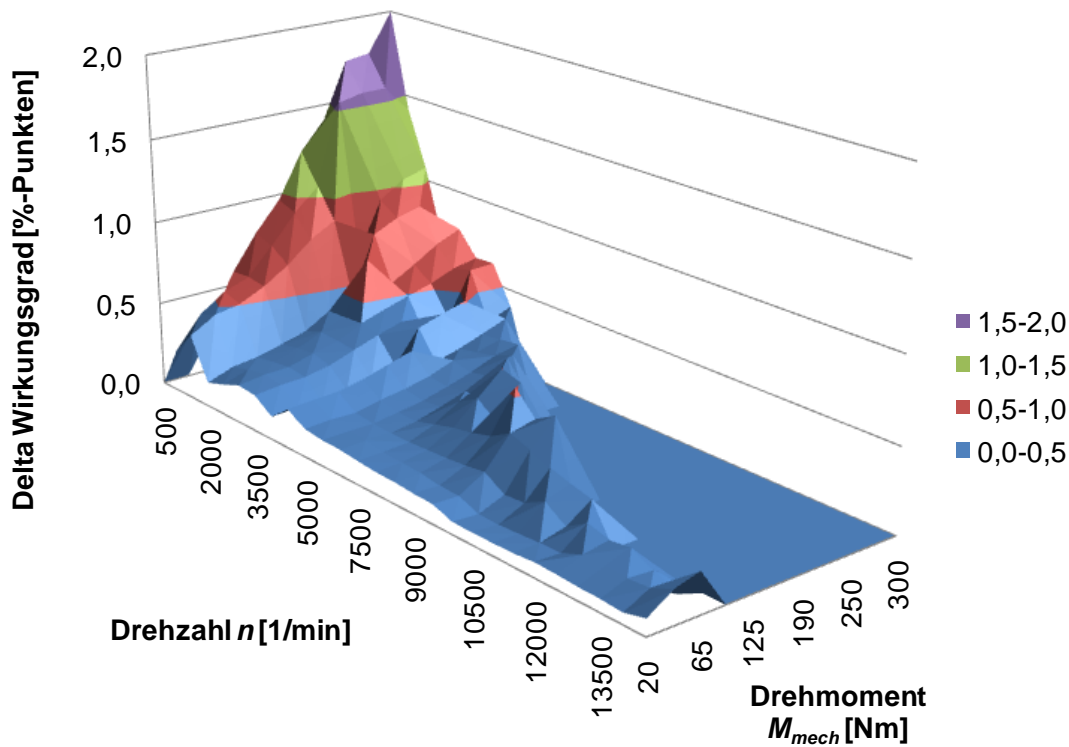


Abbildung 7.11: Wirkungsgraddifferenz  $\Delta\eta$  der geträufelten und der nadelgewickelten EM infolge unterschiedlicher Wicklungswiderstände

Daraus geht hervor, dass die Wirkungsgraddifferenz infolge der unterschiedlichen Wicklungswiderstände erwartungsgemäß proportional mit dem Drehmoment zunimmt und mit steigender Drehzahl abnimmt. Das Maximum tritt entsprechend bei niedriger Drehzahl und hohem Drehmoment auf und erreicht im vorliegenden Fall bis zu 2 %-Punkte.

### 7.3 Fazit

Im vorangegangenen Kapitel wurde der Einfluss der Wickeltechnologie auf das Betriebsverhalten der Asynchronmaschine untersucht. Die Nadelwickeltechnologie führt im Vergleich zur Träufel- und Einziehtechnik zu erhöhten Wicklungswiderständen und Wickelkopfstreuinduktivitäten sowie einer ausgeprägten Phasenasymmetrie infolge der axialen Anordnung der Wickelköpfe. Die höheren Wicklungswiderstände resultieren aus der hohen Spulenlänge der dritten Phase sowie Querkontraktionseffekten aller drei Phasen durch die Drahtzugkraft. Dabei konnte für den untersuchten Fall nachgewiesen werden, dass die Wicklungsasymmetrie aufgrund des sehr hohen Verhältnisses von Hauptinduktivität (bzw. Hauptreaktanz) zu Streuinduktivität (bzw. Streureaktanz) eine vernachlässigbare Auswirkung auf die Strangimpedanzen des Stators hat. Demzufolge stellen sich in den drei Strängen näherungsweise identische Ströme ein, und das elektromagnetisch erzeugte innere Drehmoment der Maschine bleibt praktisch unbeeinflusst. Jedoch hat eine Erhöhung des Wicklungswiderstandes über die Kupferverluste bedeutenden Einfluss auf das Dauerdrehmoment, die Dauerleistung und den Wirkungsgrad der Maschine. Erhöhte Kupferverluste bedeuten ein niedrigeres Dauerdrehmoment im Grundstellbereich, wodurch auch die Dauerleistung entsprechend geringer ausfällt. Im gesamten Betriebsbereich sinkt zudem der Wirkungsgrad. Für den untersuchten Fall beträgt die gemessene Dauerleistungsdifferenz maximal 2 kW, bzw. 2,9 % für die nadelgewickelte Maschine im Vergleich zur geträufelten Maschine. Die errechnete Wirkungsgraddifferenz infolge der Kupferverluste beträgt maximal 2 % - Punkte. Um vergleichbare Ergebnisse wie die geträufelte Maschine zu erzielen, müssen die mit der Nadelwickeltechnik erreichbaren Wicklungswiderstände reduziert werden. Dies sollte vorrangig durch eine Reduzierung der Spulenlängen der dritten Phase sowie einer Reduzierung und Regelung der Drahtzugkraft erfolgen. Darüber hinaus kann der Wicklungswiderstand auch durch eine Erhöhung des Kupferfüllfaktors optimiert werden. Dies würde jedoch bedeuten, dass eine erfolgreiche Umsetzung der in Kapitel 5 entwickelten Ansätze keinen technologischen Vorteil des Nadelwickelverfahrens gegenüber der Einziehtechnik mehr darstellen würde.

## **8 Wirtschaftlichkeitsuntersuchung der weiterentwickelten Nadelwickeltechnik**

Neben den technischen Aspekten ist, insbesondere für die Industrie, die Wirtschaftlichkeit ein entscheidendes Kriterium für die Anwendung von Fertigungstechnologien. Für die in Kapitel 6 weiterentwickelte Nadelwickeltechnik für Traktionsantriebe mit verteilter Runddrahtwicklung soll im Folgenden die Verfahrenswirtschaftlichkeit untersucht werden. Hierzu wird zunächst der Fertigungsablauf beschrieben. Daraufhin werden für die Nadelwickeltechnik Beeinflussungsfaktoren zur Steigerung der Wirtschaftlichkeit aufgezeigt und entsprechende Produktionsszenarien abgeleitet. Die Ermittlung der Investitionskosten sowie der Fertigungspersonalbedarfe erfolgt auf Basis von Angebotsanfragen für die Nadelwickeltechnik und für die Einziehtechnik, die als Referenz dient. Der Kostenvergleich wird dabei für unterschiedliche Stückzahlen durchgeführt. Aus den Szenarien kann abgeleitet werden, welche Voraussetzungen für eine Verfahrenswirtschaftlichkeit der Nadelwickeltechnik geschaffen werden müssen. Aus Gründen der Geheimhaltung werden keine Firmennamen angegeben und die Kosten normiert. Dadurch ist lediglich ein relativer Vergleich der Technologien und Szenarien untereinander möglich. Die Investitionskosten werden anhand von am Markt angefragten Angeboten bewertet, während die Personalkosten auf Basis von Personalkostensätzen eines Automobilherstellers ermittelt werden.

### **8.1 Beschreibung des Fertigungsablaufes**

Wird in der Herstellung eines Stators mit verteilter Wicklung lediglich der Prozessschritt der Wicklungsmontage substituiert, indem die Wicklungen nicht eingezogen, sondern nadelgewickelt werden, so bleiben die nachgelagerten Prozessschritte im Wesentlichen davon unberührt. Entsprechend ergibt sich für die weiterentwickelte Nadelwickeltechnik ein Fertigungsablauf, der dem der Einziehtechnik stark ähnelt (siehe Abbildung 8.1). Dies bedeutet jedoch, dass die Nadelwickeltechnik ihren Automatisierungsvorteil gegenüber der Einziehtechnik verliert. Die Prozesse unterscheiden sich darin, dass beim Nadelwickeln die Wickelwerkzeuge montiert und demontiert und die Deckschieber in einem separaten Prozess eingebracht werden. Aufgrund der guten Zugänglichkeit beim Nadelwickeln wird eine automatisierte Phasenisolationsmontage angenommen, und auch beim Prozessschritt Verschlauchen kann Personal eingespart werden, da durch die definierte Drahtanbindung im Werkstückträger eine schnellere Zuordnung der Drahtenden möglich ist.

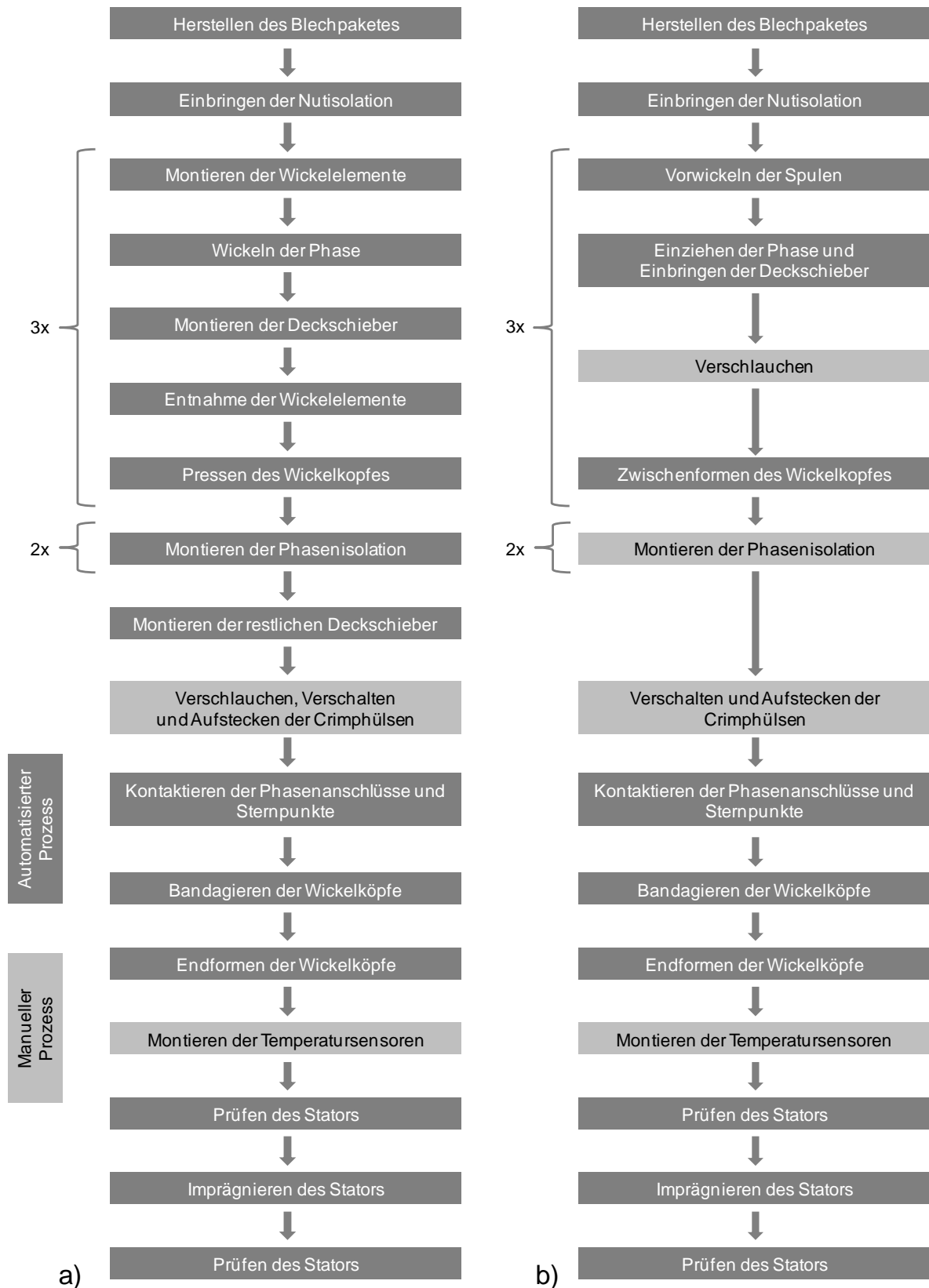


Abbildung 8.1: Prozessvergleich zwischen a) Nadelwickeln und b) Einziehen

Um den Automatisierungsgrad zu steigern und damit einen signifikanten Prozessvorteil gegenüber der Einziehtechnik zu erlangen, kann ein Schaltring verwendet werden. Dieser wird bei konzentrierten Wicklungen bereits häufig eingesetzt, wie bspw. in [108–111], und dient der Verbindung der Spulenden mit den Phasenanschlüssen und Sternpunkten. Dadurch würde das Verschlauchen und Aufstecken der Crimphülsen entfallen, und das Verschalten könnte durch die direkte Anbindung der Drahtenden am Schaltring automatisiert werden. Entsprechende Konzepte sind derzeit Gegenstand von Untersuchungen [112]. Legt man einen dreiteiligen Schaltring zugrunde, dessen Elemente zudem als Phasenisolation fungieren, so wäre der nachfolgend abgebildete Fertigungsablauf für das Nadelwickeln denkbar:

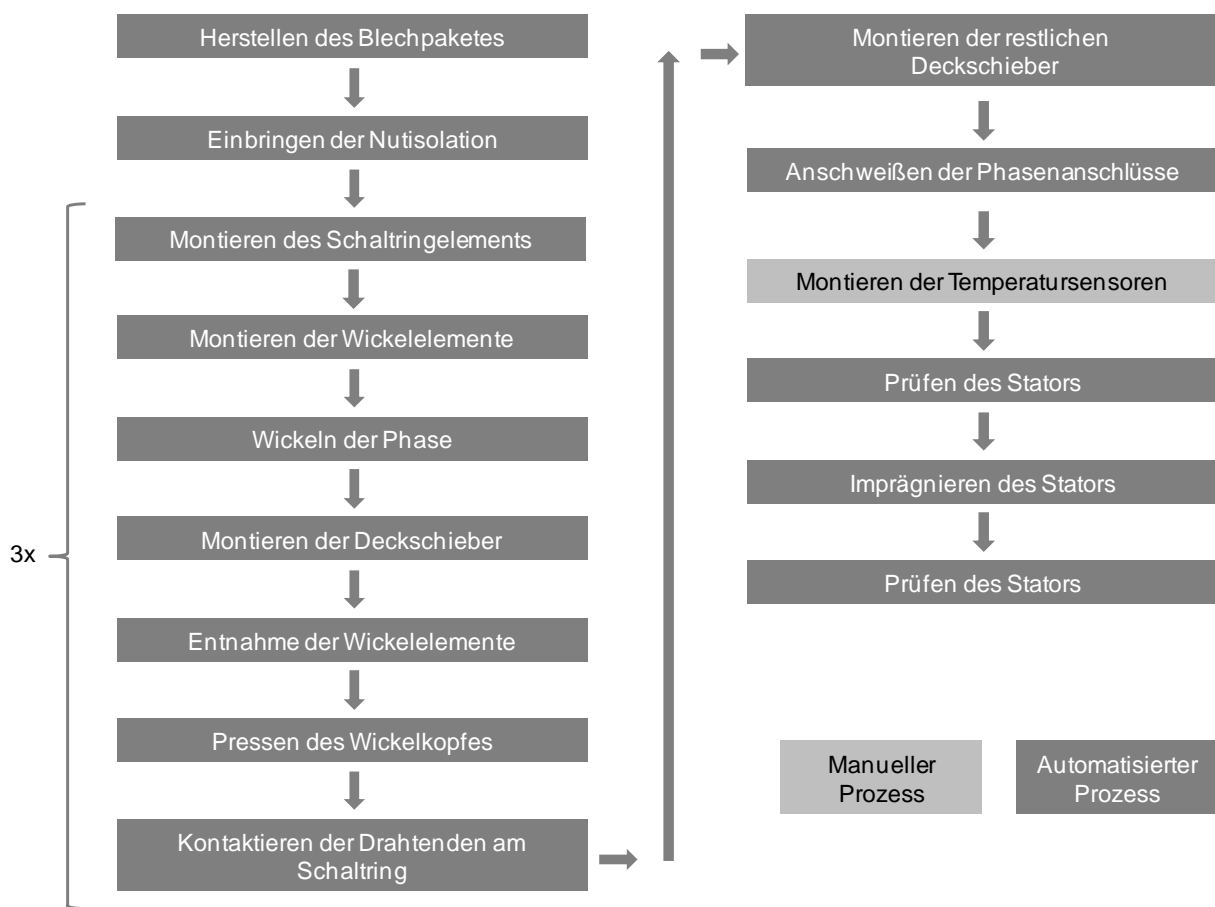


Abbildung 8.2: Steigerung des Automatisierungsgrades beim Nadelwickeln durch die Verwendung eines dreiteiligen Schaltringes

Die Wirtschaftlichkeitsbetrachtung wird daher für das Konzept mit und ohne Schaltringverwendung durchgeführt. Dabei zeigen die in Abbildung 8.1 und Abbildung 8.2 dargestellten Prozessabläufe auf, welche Verfahrensschritte in der

späteren Wirtschaftlichkeitsrechnung als automatisiert und welche als manuell ausgeführt betrachtet werden.

## **8.2 Identifizierung der Einflussparameter auf die Wirtschaftlichkeit**

Für die Nadelwickeltechnik existieren mehrere Parameter, die Einfluss auf die Wirtschaftlichkeit haben. Diese sind im Folgenden:

- die Wickelhubzahl
- die Anzahl der zu wickelnden Drähte pro Nut
- das Verhältnis der Anzahl von seriellen zu parallelen Drähten
- der Einsatz von Ein- oder Mehrfachdüsen
- die Anzahl der Wickelspindeln pro Wickelmaschine

Die erreichbare Wickelhubzahl hängt dabei sowohl von der Auslegung der Wickelmaschine und den möglichen Beschleunigungen als auch von der Geometrie des Stators (insbesondere der Länge und des Durchmessers) und dessen Masse ab, da die Massenträgheit des Stators sich ebenfalls auf die möglichen Achsbeschleunigungen auswirkt. Für die vorliegende Statorgröße gibt der Wickelmaschinenhersteller Hubzahlen von 70–100 Hüben/min an [113]. Da die Anzahl der zu wickelnden Drähte in Verbindung mit der Hubzahl unmittelbar die Wickelzeit bestimmt, ist es vorteilhaft, möglichst Drähte mit großem Durchmesser zu verwenden, um die Drahtanzahl zu reduzieren, ohne dabei den Füllfaktor zu mindern. Zusätzlich wirkt sich bei der Drahtanzahl das Verhältnis der seriellen zu den parallelen Drähten aus. Da für jeden parallelen Draht Terminvorgänge anfallen, die die Prozesszeit erhöhen, ist aus prozesstechnischer Sicht eine geringe Anzahl paralleler Drähte vorteilhaft. Dies kann ebenfalls nur durch einen höheren Drahtdurchmesser erreicht werden. Die Anzahl serieller Windungen darf dabei nicht geändert werden, da dies ein wesentliches Auslegungskriterium der E-Maschine im Hinblick auf die induzierten Spannungen ist. Prozesstechnisch ist es mit einem entsprechenden Drahtführer möglich, mehrere Drähte gleichzeitig zu wickeln. Ein Mehrfachdrahtführer ist bspw. aus [114] bekannt. Hierbei ist wichtig, dass die Anzahl der parallelen Drähte einem ganzen Vielfachen der gleichzeitig zu wickelnden Drähte entspricht, wobei im Grenzfall alle parallelen Drähte auf einmal gewickelt werden. Das Verwenden von Mehrfachdrahtführern wirkt sich aufgrund der entsprechend höheren Wickelkräfte auf die Steifigkeit der Maschine und damit ebenfalls auf die Dynamik aus. Zuletzt kann die Wirtschaftlichkeit durch die Anzahl der Wickelspindeln pro Maschine beeinflusst werden. Eine hohe Spindelzahl ist hierbei vorteilhaft, da Komponenten wie Steuerungen und Schaltschränke eingespart werden können. Dieser Aspekt bleibt jedoch unberücksichtigt, da die Spindelzahl vom Hersteller fest vorgegeben ist.



### 8.3 Ableitung der Produktionsszenarien

Nachfolgend sollen die zu bewertenden Produktionsszenarien erstellt werden. Für den Stator ergeben sich die in Tabelle 8.1 angegebenen Variationsmöglichkeiten des Drahtdurchmessers. Geringere Drahtdurchmesser als die angegebenen sind aus wirtschaftlichen Gründen nicht empfehlenswert, größere aus verarbeitungstechnischen. Das Wickelschema entspricht dabei im Wesentlichen dem des Referenzstators (vgl. Tabelle 3.2), wobei eine produkttechnische Weiterentwicklung zu einer Windungszahl  $w_{sp} = 10$  und zu leicht verkleinerten Nuten geführt hat.

Tabelle 8.1: Statorvariationsmöglichkeiten

	Variante 1	Variante 2	Variante 3	Variante 4
Windungszahl $w_{sp}$	10	10	10	10
Kupferdurchmesser $D_{Cu}$ [mm]	0,71	0,8	0,9	1,0
Drahtdurchmesser $D_{Draht,max}$ [mm]	0,789	0,884	0,989	1,094
Anzahl paralleler Drähte $pD$	16	12	10	8
Drahtanzahl pro Nut	160	120	100	80
Kupferfüllfaktor $k_{Cu}$ [%]	47,32	45,06	47,52	46,94

Daraufhin können ein Best- (BCS) und ein Worst-Case-Szenario (WCS) abgeleitet werden, welche in der folgenden Tabelle enthalten sind:

Tabelle 8.2: Fertigungsszenarien

	Best-Case-Szenario	Worst-Case-Szenario
Drahtdurchmesser $D_{Cu}$ [mm]	1,0	0,71
Drahtanzahl pro Nut	80	160
Hubzahl [1/min]	100	70
Drahtführertyp	Doppeldüse	Einfachdüse
Spindelanzahl pro Wickelmaschine	2	2

Auf dieser Basis kann die Wickelzeit mithilfe einer Kalkulationstabelle des Anlagenherstellers abgeschätzt werden, wodurch die in Abhängigkeit der Stückzahl, bzw. Taktzeit, benötigte Maschinenzahl ermittelt werden kann. Erwartungsgemäß sinkt die Prozesszeit mit zunehmender Hubzahl hyperbolisch und nähert sich der hubzahlunabhängigen Wickelzeit an. Diese umfasst alle Nebenzeiten sowie die Zeiten für Terminier- und Verschaltvorgänge. Sie differiert für die Szenarien aufgrund der unterschiedlichen Anzahl paralleler Drähte. Durch den Einsatz der Doppeldüse wird die Anzahl der Wickel- und Terminervorgänge für die parallelen Drähte halbiert, sodass auch die hubzahlunabhängige Zeit deutlich reduziert wird.

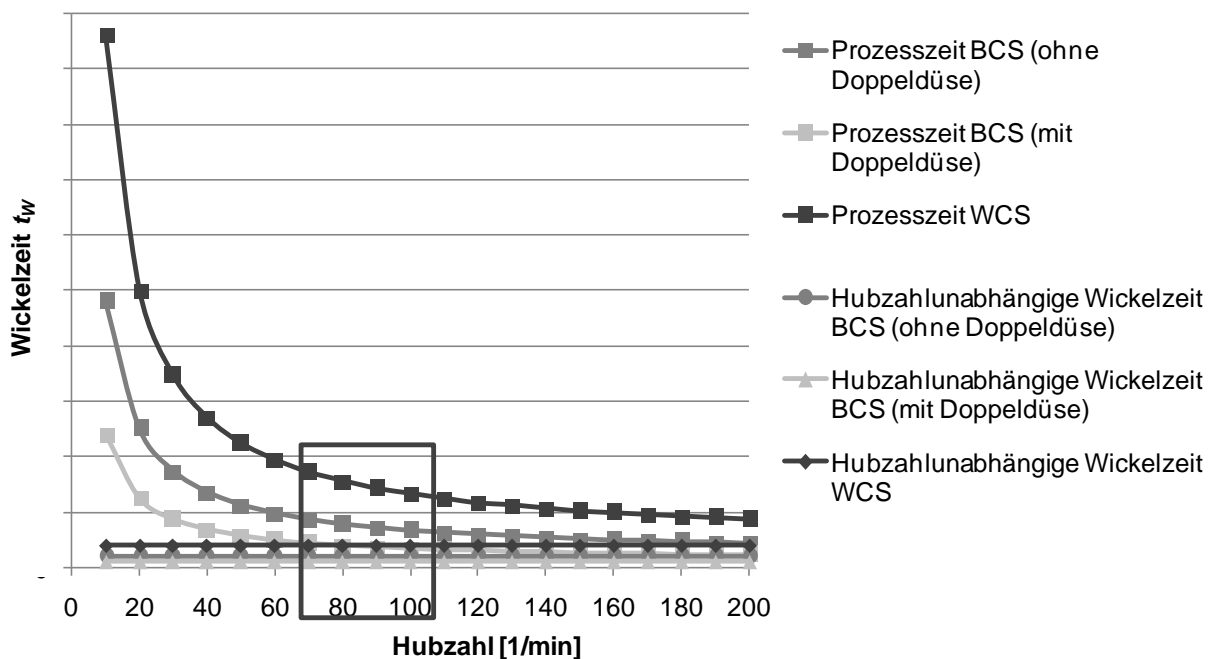


Abbildung 8.3: Abhängigkeit der Wickelzeit  $t_w$  von der Hubzahl für das Best Case Szenario (BCS) mit und ohne Doppeldüse sowie das Worst Case Szenario (WCS) [112]

## 8.4 Ermittlung der Kosten

Die Wirtschaftlichkeitsbetrachtung für die Einzieh- und die Nadelwickeltechnologie basiert auf einem Vergleich der Lohneinzel- (LEK) und Fertigungsgemeinkosten (FGK), da lediglich Unterschiede in der Produktionsmethode, nicht aber im Produkt und den damit verbundenen Materialeinzel- und gemeinkosten (MEK und MGK) vorausgesetzt werden. Ausschuss-, Entwicklungs-, Vertriebs- und Verwaltungskosten zur Bestimmung der Selbstkosten gemäß Abbildung 2.12 werden als konstant für beide Fertigungstechnologien angenommen und nicht in die Wirtschaftlichkeits-

rechnung einbezogen. Die Verfahrenswirtschaftlichkeit wird für eine Stückzahl von 50.000 - 250.000 Statoren pro Jahr durchgeführt, wobei die Fertigungstiefe die komplette Statorfertigung aus Abbildung 8.1 und Abbildung 8.2 umfasst, mit Ausnahme der Blechpaketherstellung und des Imprägnierens. Die Prozesszeiten der einzelnen Fertigungsschritte werden in Abstimmung mit spezialisierten Wickelmaschinenherstellern festgelegt. Hierfür werden neben einer Nadelwickelfirma zwei Einziehfirmen angefragt. Mit dieser Information kann die Anzahl der benötigten Maschinen pro Fertigungsschritt durch einfache Division der Prozesszeit mit der jeweiligen Taktzeit ermittelt werden. Der Zusammenhang zwischen jährlicher Stückzahl und Taktzeit  $t_{TZ}$  ist gegeben durch:

$$t_{TZ} = \frac{\frac{AT}{\text{Jahr}} \cdot \frac{\text{Schichten}}{AT} \cdot \frac{\text{Arbeitszeit}}{\text{Schicht}} \cdot OEE}{\frac{iO \text{ Stückzahl}}{\text{Jahr}}} \quad (8.1)$$

Dabei steht AT für die Anzahl der Arbeitstage und OEE (Overall Equipment Effectiveness) für die Linienverfügbarkeit.

Durch die anschließende Erstellung von Fertigungslayouts für jedes Konzept und jede Taktzeit werden die Wegstrecken für die Verkettung sowie die Anzahl der Werkstückträger und Werkzeuge bestimmt. Das Fertigungslayout dient darüber hinaus zur Bestimmung der Anzahl der direkten Fertigungsmitarbeiter pro Schicht, wobei ein Drei-Schicht-Modell für die Wirtschaftlichkeitsuntersuchung zugrunde gelegt wird. Alle Daten werden in eine Kalkulationstabelle eingetragen, sodass die Investitions- und die jährlichenlohneinzelkosten (LEK) für jedes Konzept für jede Stückzahl ermittelt werden können.

Dabei werden die Investitionskosten über acht Jahre abgeschrieben (AfA). Die Fertigungsgemeinkosten ohne AfA basieren auf Erfahrungswerten und die LEK auf den Personalkostensätzen eines Automobilherstellers für einen im Ausland liegenden Produktionsstandort. Alle jährlichen Kosten werden durch die jährliche Produktionsstückzahl dividiert und somit als Stückkosten angegeben.

#### 8.4.1 Wirtschaftlichkeitsuntersuchung ohne Schaltringverwendung

Nachfolgend sind die Ergebnisse der Wirtschaftlichkeitsuntersuchung ohne Schaltringverwendung aufgeführt. Als Basis dienen die in Abbildung 8.1 dargestellten Fertigungsabläufe. Aus Gründen der Vertraulichkeit werden alle Werte eines Diagramms normiert. Als Referenz dient jeweils der Wert der Einziehfirma 1 bei einer Stückzahl von 50.000, sodass sich entsprechend für Einziehfirma 1 bei der genannten Stückzahl für jedes Diagramm ein Wert von 100% ergibt. Aus Abbildung 8.4 ist ersichtlich, dass die Kosten für die Anlagenabschreibungen aller Varianten und Technologien mit steigender Stückzahl aufgrund des höheren Maschinenbedarfs zunehmen. Die Einziehfirmen weisen dabei recht unterschiedliche Werte auf, wobei

stückzahlunabhängig Einziehfirma 1 um ca. 30% höhere Abschreibungskosten bewirkt als Einziehfirma 2. Dies ist auf die unterschiedlich hohen Maschinenpreise zurückzuführen. Die Nadelwickeltechnik-Varianten zeigen erwartungsgemäß eine große Spreizung. Während die Technologie im Best-Case-Szenario in etwa ähnliche Werte wie Einziehfirma 2 aufweist, würde eine Verfahrensausprägung im Worst-Case-Szenario teilweise mehr als doppelt so hohe Abschreibungskosten als die Einziehfirma 2 bedeuten, was auf den sehr viel höheren Bedarf an Wickelmaschinen gegenüber dem BCS zurückzuführen ist. Allgemein darf geschlussfolgert werden, dass die Nadelwickeltechnologie bezüglich Abschreibungskosten bestenfalls vergleichbar zur Einziehfirma 2 ist.

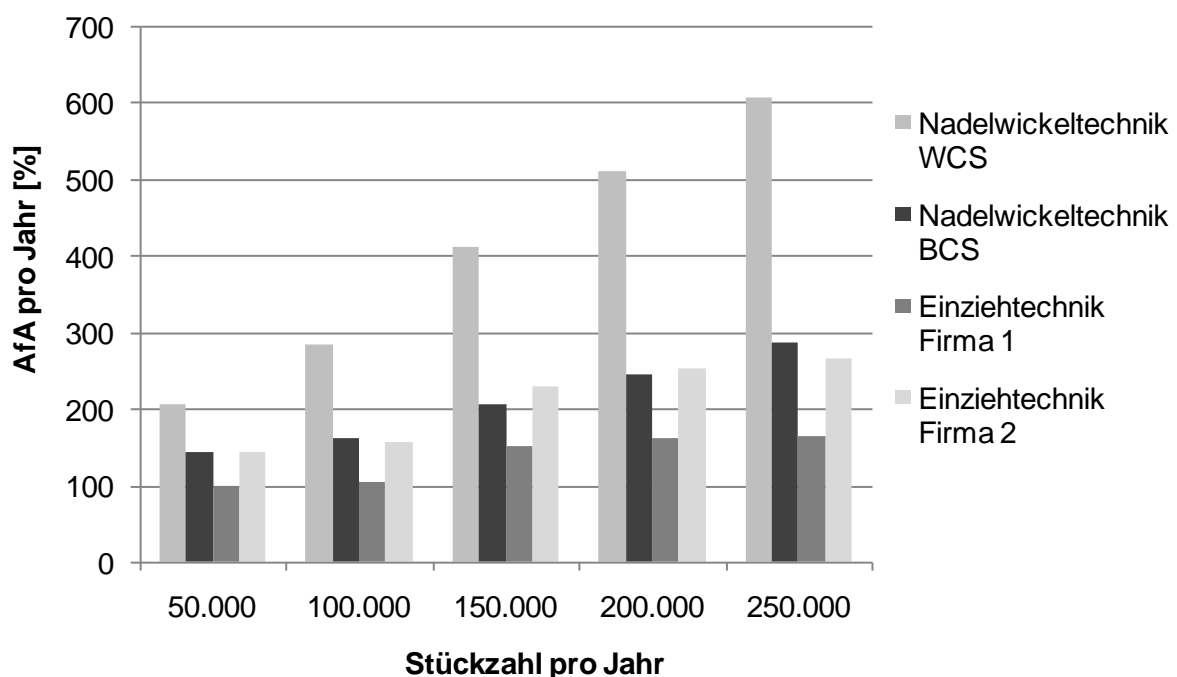


Abbildung 8.4: Abschreibungskosten für Anlagen (AfA) in Abhängigkeit der Stückzahl für die Nadelwickelszenarien im Vergleich zur Einziehfirma

Werden die AfA auf die jährlich zu produzierende Stückzahl bezogen, so ergibt sich das in Abbildung 8.5 gezeigte Bild. Die Verhältnisse zwischen den Technologievarianten sind identisch, die Abschreibungskosten pro Stück sinken jedoch mit zunehmender Stückzahl, da die Maschinen besser ausgelastet werden. Für Einziehfirma 1 können die AfA pro Stück bei einer Stückzahlsteigerung von 50.000 auf 250.000 sogar um ungefähr 75 % reduziert werden.

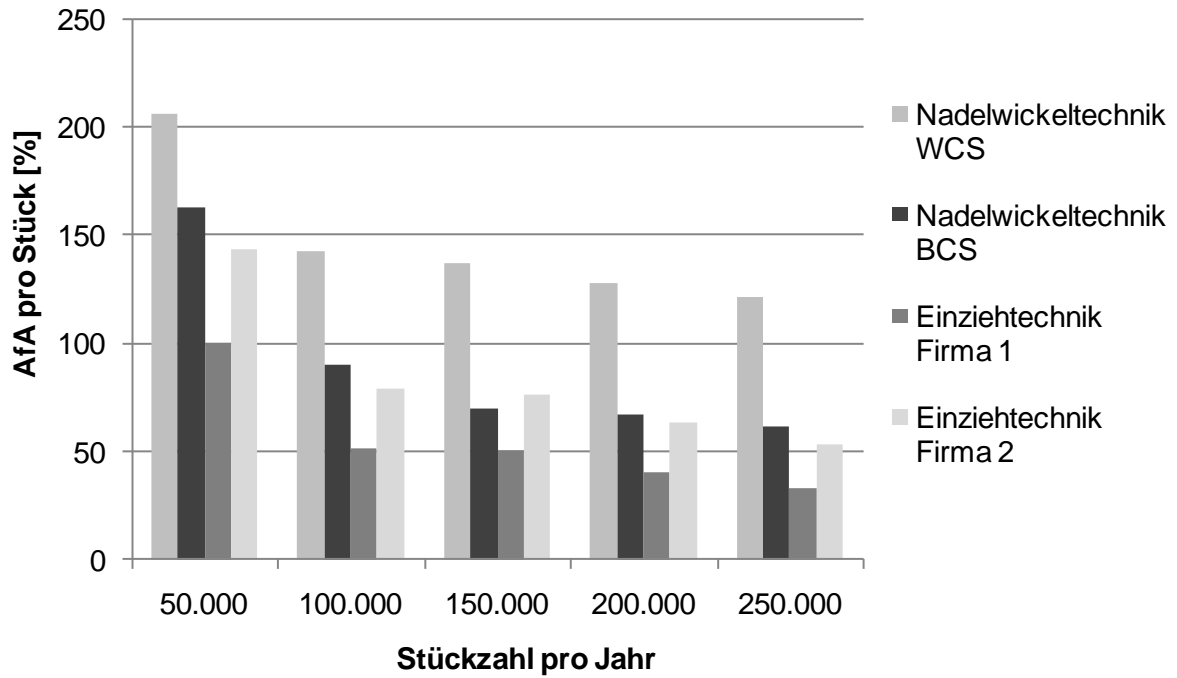


Abbildung 8.5: Abschreibungskosten für Anlagen (AfA) pro Stück in Abhängigkeit der Stückzahl für die Nadelwickelszenarien im Vergleich zur Einziehtechnik

In Abbildung 8.6 sind die LEK pro Stück in Abhängigkeit der Stückzahl dargestellt.

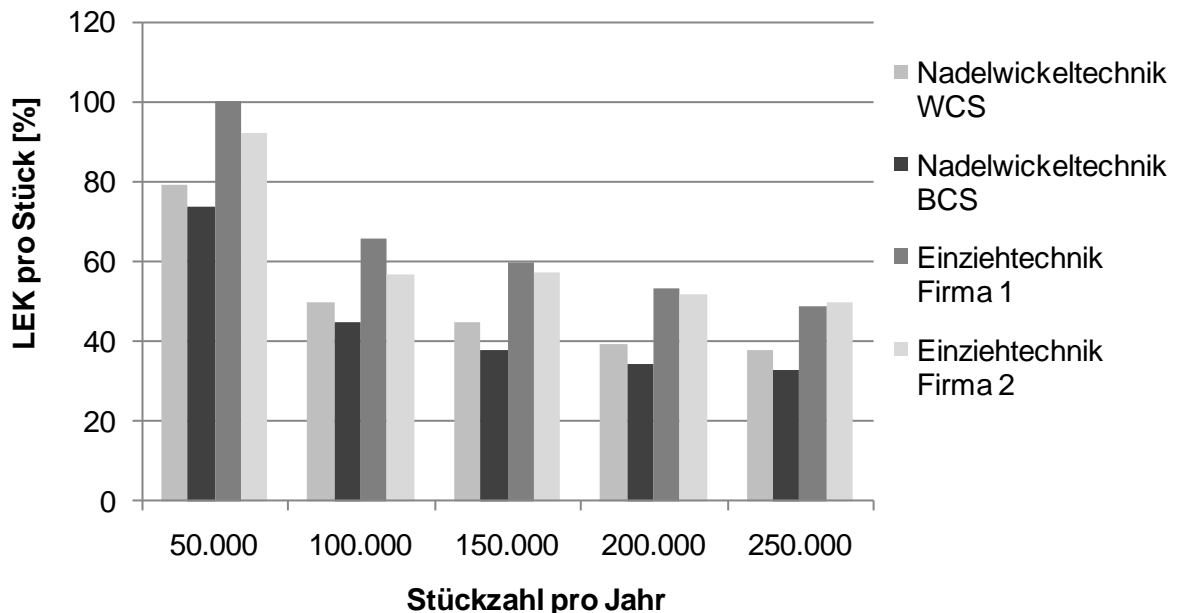


Abbildung 8.6: Lohneinzelkosten (LEK) pro Stück in Abhängigkeit der Stückzahl für die Nadelwickelszenarien im Vergleich zur Einziehtechnik, dargestellt für ein Niedriglohnland

Hier zeichnet sich ein vollständig anderes Bild als bei den AfA: sowohl BCS als auch WCS der Nadelwickeltechnologie bewirken niedrigere LEK pro Stück als die Einziehtechnik. Dies ist hauptsächlich auf die Personaleinsparung beim Nadelwickeln durch die automatisierte Phasenisolationsmontage sowie das Verschlauchen und Verschalten in einem Arbeitsschritt zurückzuführen. Die geringen Unterschiede zwischen BCS und WCS können der Tatsache zugerechnet werden, dass beim WCS zwar mehr Wickelmaschinen als beim BCS erforderlich sind, durch Mehrmaschinenbedienung die Anzahl an Fertigungsmitarbeitern jedoch nicht im gleichen Maße zunimmt.

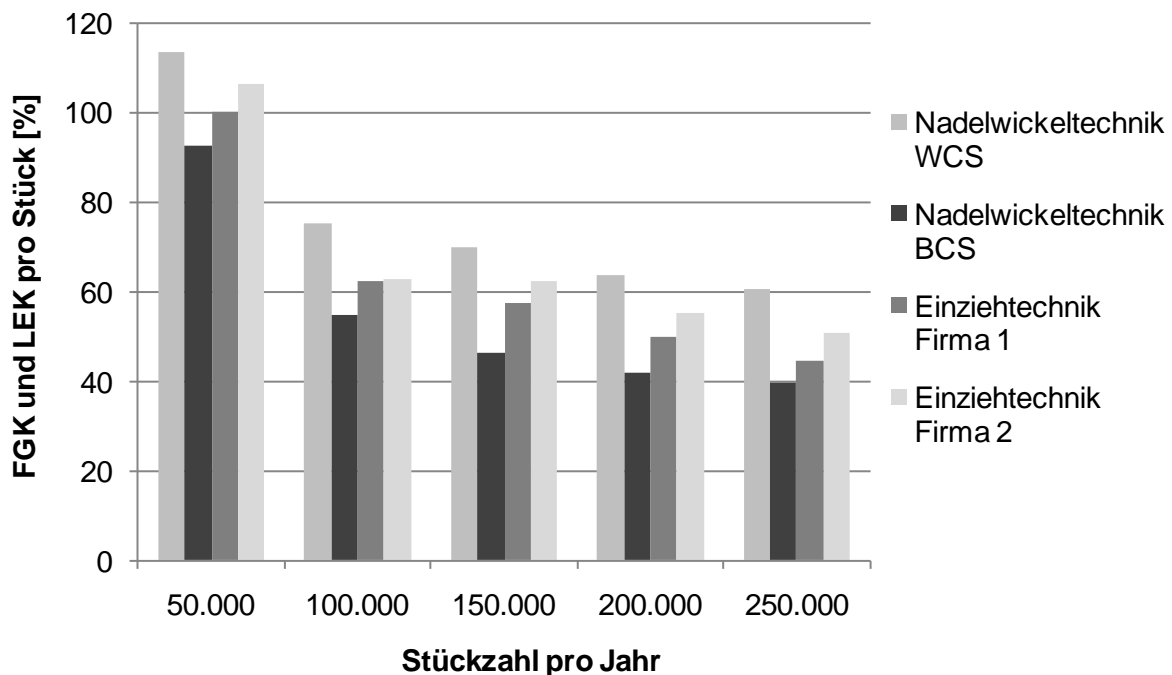


Abbildung 8.7: Fertigungsgemeinkosten (FGK inklusive AfA) und Lohneinzelkosten (LEK) pro Stück in Abhängigkeit der Stückzahl für die Nadelwickel-szenarien im Vergleich zur Einziehtechnik, dargestellt für ein Niedriglohnland

Die kumulierte Betrachtung von FGK und LEK in Abbildung 8.7 zeigt, dass die Wirtschaftlichkeit der Nadel- gegenüber der Einziehtechnik stückzahlunabhängig vom eintretenden Szenario abhängt. Während die Nadelwickeltechnik für alle betrachteten Stückzahlen im BCS wirtschaftlicher als die Einziehtechnik ist, ist sie im WCS hingegen weniger wirtschaftlich. Zwar sind die LEK auch im WCS geringer als jene der Einziehtechnik, wie in Abbildung 8.6 gezeigt, jedoch überwiegen hier die sehr hohen Abschreibungskosten (siehe Abbildung 8.5). Es kann geschlossen werden, dass ein Einsatz der Nadelwickeltechnik Kostenvorteile bietet, wenn die Potenziale des BCS prozesstechnisch realisiert werden können.

Führt man die vorangegangene Wirtschaftlichkeitsrechnung für ein Hochlohnland durch, sodass alle Parameter konstant bleiben und lediglich doppelt so hohe Personalkostensätze unterstellt werden, ergibt sich das in Abbildung 8.8 gezeigte Bild. Selbst im Worst-Case-Szenario ist die Wirtschaftlichkeit der Nadelwickeltechnik gegenüber der Einziehtechnologie in etwa vergleichbar, sodass der Einsatz der Nadelwickeltechnologie für alle betrachteten Stückzahlen empfohlen werden kann.

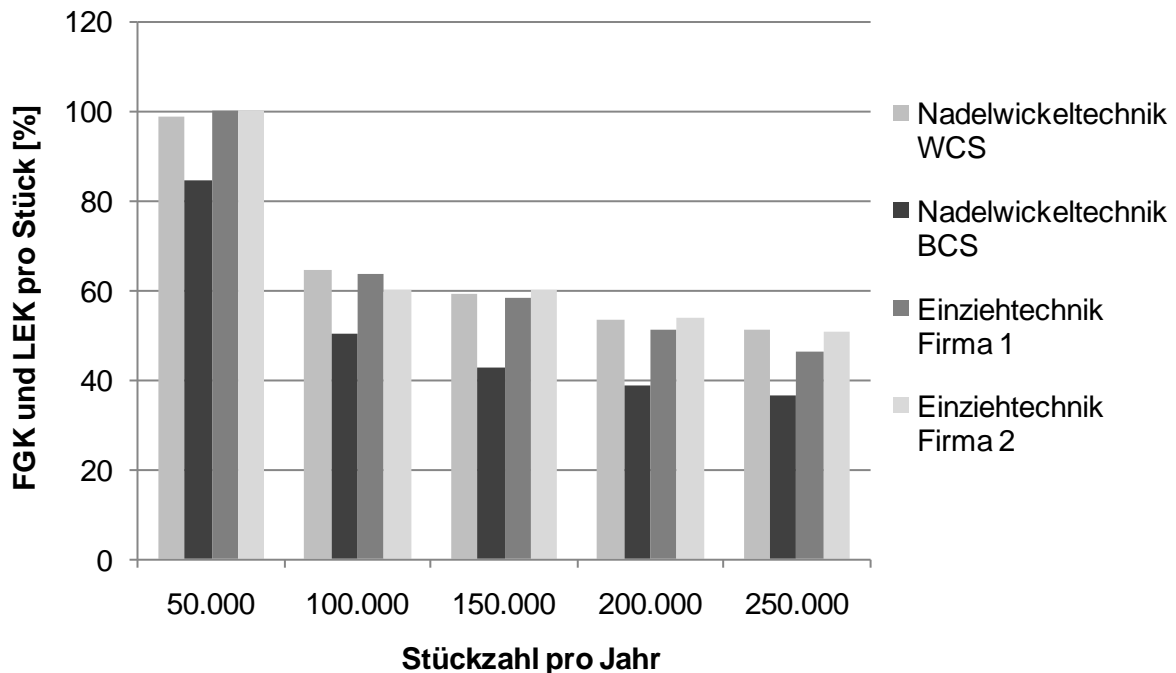


Abbildung 8.8: Fertigungsgemeinkosten (FGK inklusive AfA) und Lohn Einzelkosten (LEK) pro Stück in Abhängigkeit der Stückzahl für die Nadelwickel-szenarien im Vergleich zur Einziehtechnik, dargestellt für ein Hochlohnland

Es darf jedoch nicht außer Acht gelassen werden, dass die beschriebene Kostenrechnung auf vielen Annahmen hinsichtlich der Ausprägungen von BCS und WCS, den als automatisierbar angenommenen Prozessen, den von den Firmen abgeschätzten Prozesszeiten und den daraus abgeleiteten Personalbedarfen basiert. Flächen- und Energiebedarfe bleiben sogar komplett unberücksichtigt. Eine Wirtschaftlichkeit ist daher für jedes Produkt und jeden Produktionsstandort individuell zu prüfen.

#### 8.4.2 Wirtschaftlichkeitsuntersuchung mit Schaltringverwendung

Nachfolgend sind die Ergebnisse der Wirtschaftlichkeitsuntersuchung der weiterentwickelten Nadelwickeltechnik unter Verwendung eines Schaltringes

beschrieben, gemäß des in Abbildung 8.2 dargestellten Fertigungsablaufes. Die Schaltringverwendung führt zu einem deutlich höheren Automationsgrad der Nadelwickeltechnik, wodurch eine weitere Reduktion der LEK zu erwarten ist. Als Referenz in den Diagrammen dient weiterhin der jeweilige Wert der Einziehtechnik Firma 1 bei einer jährlichen Stückzahl von 50.000.

In Abbildung 8.9 sind die AfA pro Stück dargestellt. Dabei weist das WCS der Nadelwickeltechnik, wie bereits im Konzept ohne Schaltring, durchgehend die höchsten Abschreibungskosten auf. Das BCS ist vergleichbar mit den AfA der Einziehfirma 2, während die Einziehfirma 1 über das komplette Stückzahlband die niedrigsten AfA bewirkt. Dies ist auf die niedrigeren Maschinenpreise der Einziehfirma 1 gegenüber Firma 2 zurückzuführen.

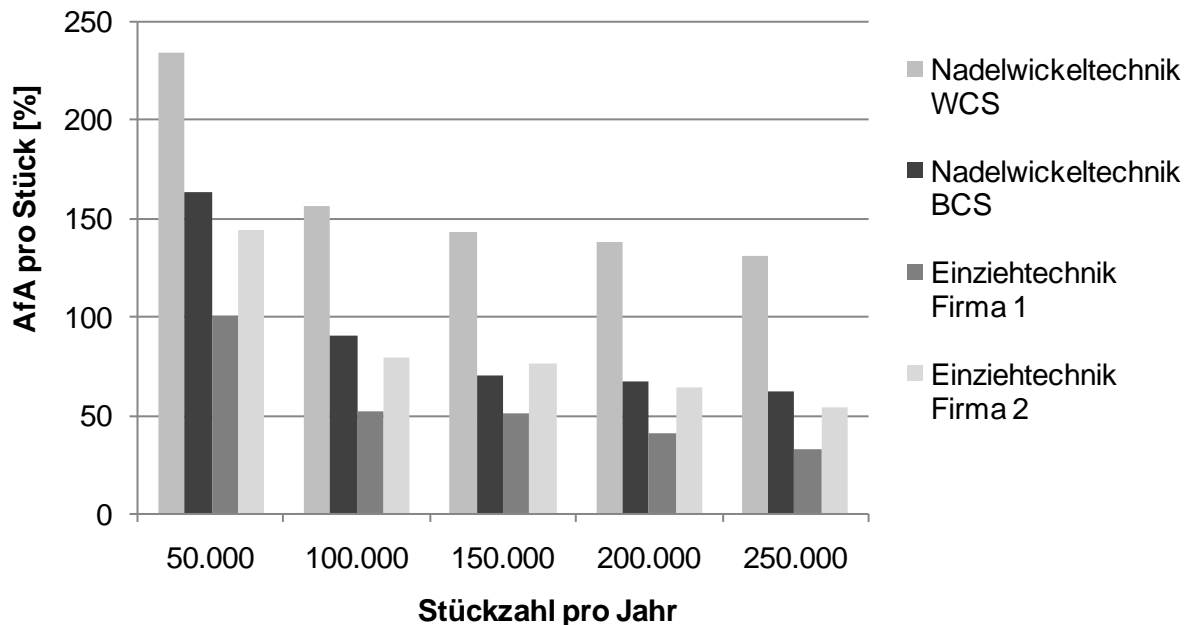


Abbildung 8.9: Abschreibungskosten für Anlagen (AfA) pro Stück in Abhängigkeit der Stückzahl für die Nadelwickelszenarien im Vergleich zur Einziehtechnik

Die in Abbildung 8.10 dargestellten LEK pro Stück belegen eine deutliche Diskrepanz zwischen Einzieh- und Nadelwickeltechnik. Die Werte der Einziehtechnik entsprechen dabei denen der vorangegangenen Wirtschaftlichkeitsuntersuchung, während die Schaltringverwendung die erwartete deutliche Reduktion der LEK bei der Nadelwickeltechnik zur Folge hat (vgl. Abbildung 8.6). Da die Anzahl der Bediener für die vollautomatischen Nadelwickelmaschinen nur geringfügig mit steigender Stückzahl zunimmt und alle anderen Anlagen und Prozesse von BCS und WCS aufgrund des hohen Automationsgrades unbeeinflusst bleiben, ergibt sich



zwischen BCS und WCS bezüglich der LEK pro Stück nur ein geringer Unterschied im Vergleich zu den AfA pro Stück (vgl. Abbildung 8.9).

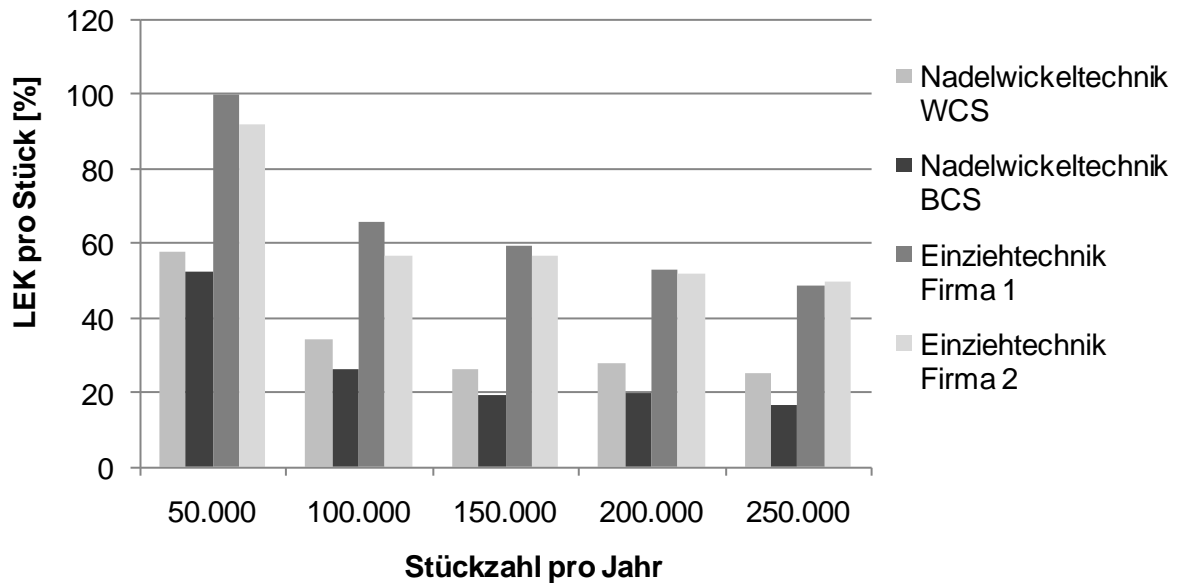


Abbildung 8.10: Lohneinzelkosten (LEK) pro Stück in Abhängigkeit der Stückzahl für die Nadelwickelszenarien im Vergleich zur Einziehtechnik, dargestellt für ein Niedriglohnland

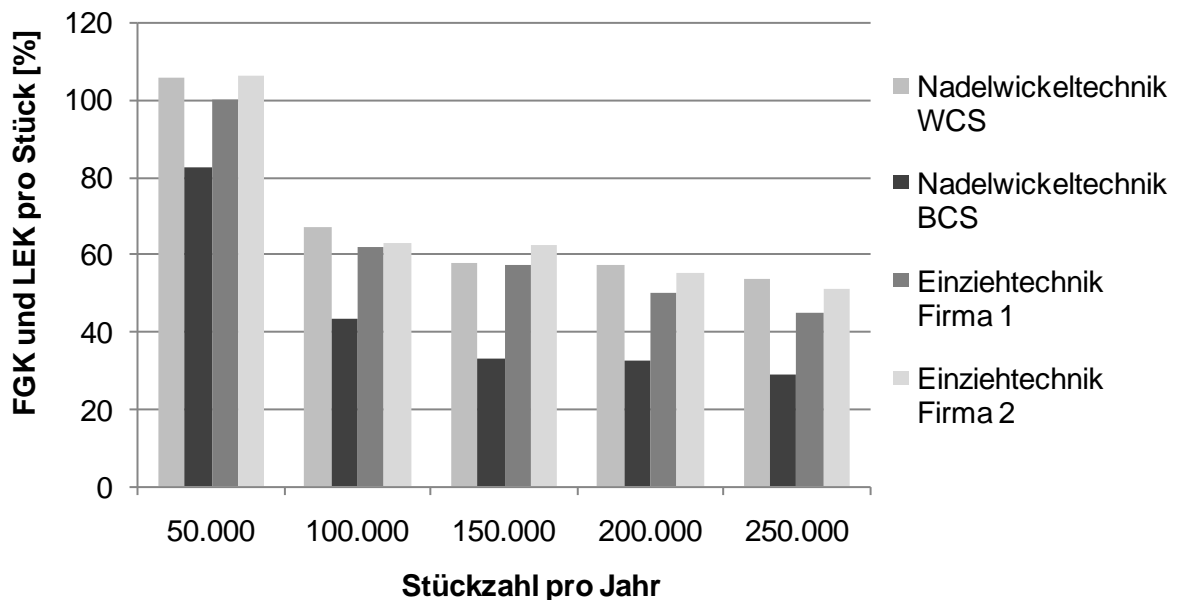


Abbildung 8.11: Fertigungsgemeinkosten (FGK inklusive AfA) und Lohneinzelkosten (LEK) pro Stück in Abhängigkeit der Stückzahl für die Nadelwickelszenarien im Vergleich zur Einziehtechnik, dargestellt für ein Niedriglohnland

In Abbildung 8.11 sind die kumulierten FGK und LEK in Abhängigkeit der Stückzahl dargestellt. Daraus ist ersichtlich, dass die Nadelwickeltechnik im BCS durchgängig wirtschaftlicher und im WCS in etwa vergleichbar zur Einziehtechnik ist.

Wie in Abschnitt 8.4 erwähnt, sind bei diesen Betrachtungen dieselben Materialkosten für alle Technologien zugrunde gelegt. Bei Verwendung eines Schaltringes erhöhen sich jedoch die Materialkosten für die Nadelwickeltechnik. Damit diese einen Kostenvorteil gegenüber der Einziehtechnologie besitzt, darf der Schaltring die Materialkosten maximal um die Kostendifferenz zur Einziehtechnik erhöhen (vorausgesetzt, dass die Nadelwickeltechnik entsprechend des realisierten Szenarios zu geringeren LEK und FGK als die Einziehtechnik führt). In Abbildung 8.12 sind die FGK, LEK und Schaltringkosten pro Stück für die Technologien in einer Niedriglohnlandanwendung dargestellt. Obwohl für die Schaltringkosten ein äußerst optimistischer Wert angesetzt ist, wird deutlich, dass der hohe Automationsgrad der Nadelwickeltechnik selbst im BCS die zusätzlichen Materialkosten nicht rechtfertigt, da für alle betrachteten Stückzahlen die Kosten der Nadelwickeltechnik signifikant höher als die der Einziehtechnologie sind.

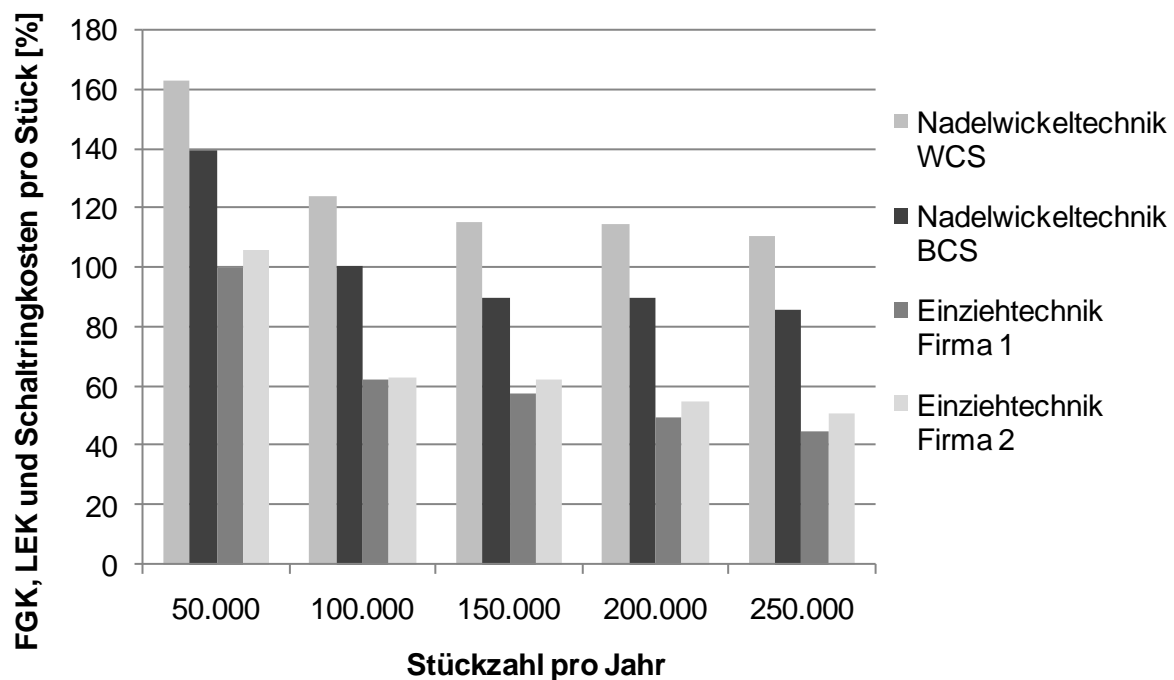


Abbildung 8.12: Fertigungsgemeinkosten (FGK inklusive AfA), Lohneinzelkosten (LEK) und Schaltringkosten pro Stück in Abhängigkeit der Stückzahl für die Nadelwickelszenarien im Vergleich zur Einziehtechnik, dargestellt für ein Niedriglohnland

Führt man die Wirtschaftlichkeitsbetrachtung für ein Hochlohnland durch, wie bereits für das Nadelwickelkonzept ohne Schaltringverwendung in Abschnitt 8.4.1 erfolgt, so legt Abbildung 8.13 nahe, dass ein Vollautomationskonzept der Nadelwickeltechnik mithilfe eines Schaltringes auch in einem Hochlohnland unwirtschaftlich ist.

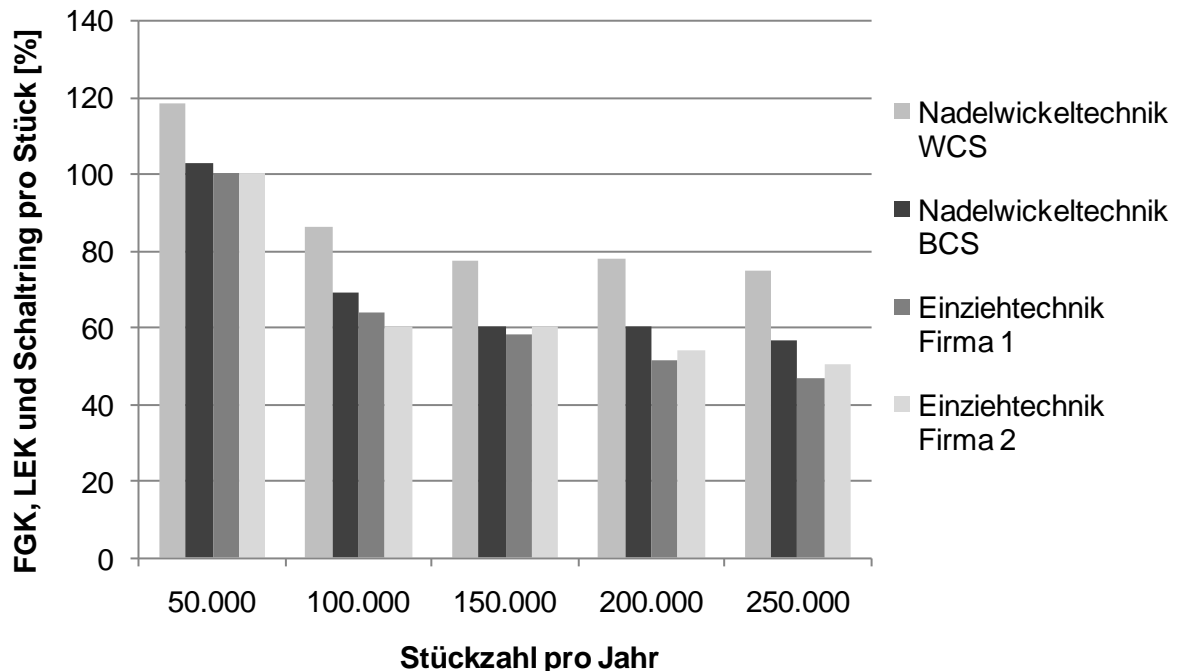


Abbildung 8.13: Fertigungsgemeinkosten (FGK inklusive AfA), Lohneinzelkosten (LEK) und Schaltringkosten pro Stück in Abhängigkeit der Stückzahl für die Nadelwickelszenarien im Vergleich zur Einziehtechnik, dargestellt für ein Hochlohnland

### 8.4.3 Wirtschaftlichkeitsvergleich der Nadelwickelkonzepte

Bei einem Vergleich der Nadelwickelkonzepte mit und ohne Schaltring für den Einsatz in einem Niedriglohnland, ergeben sich für BCS und WCS die in Abbildung 8.14 dargestellten Verhältnisse. Legt man zugrunde, dass die wickeltechnische Prozessausprägung für beide Konzeptvarianten identisch ist, so belegt die Abbildung, dass ein Schaltring aufgrund der Materialmehrkosten nicht wirtschaftlich ist. Da die Schaltringpreise optimistisch angenommenen wurden, dürfte die wirtschaftliche Differenz zwischen den beiden nadelwickeltechnischen Fertigungskonzepten sogar noch deutlicher ausfallen. Für ein Hochlohnland mit unterstellten doppelten Personalkostensätzen ergibt sich grundsätzlich dasselbe Ergebnis (siehe Abbildung 8.15), sodass geschlossen werden kann, dass für das betrachtete Produktbeispiel ein Schaltringeinsatz allgemein unwirtschaftlich ist.

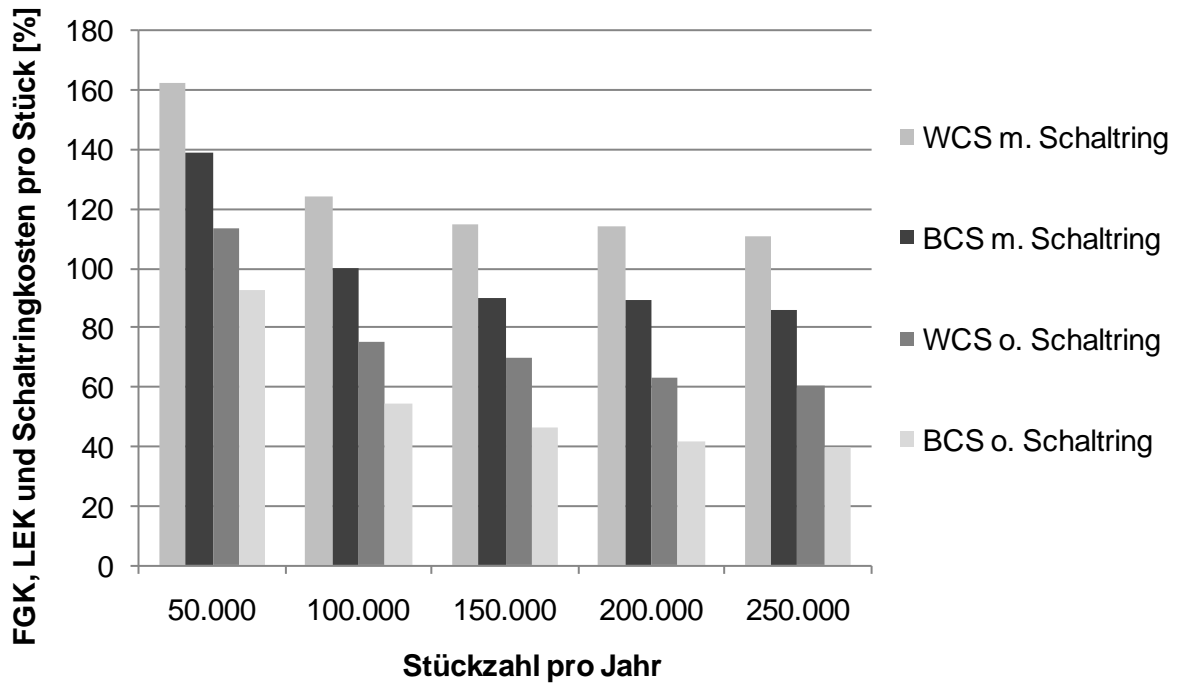


Abbildung 8.14: Kostenvergleich der Nadelwickelkonzepte mit und ohne Schaltring, dargestellt für ein Niedriglohnland

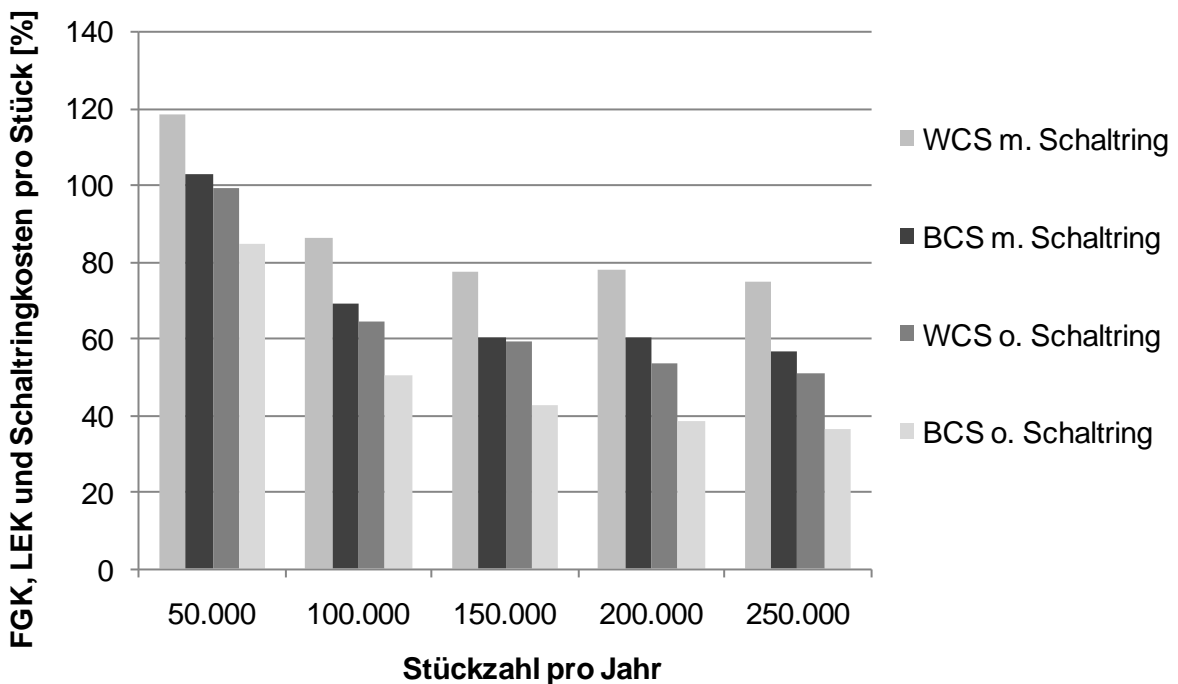


Abbildung 8.15: Kostenvergleich der Nadelwickelkonzepte mit und ohne Schaltring, dargestellt für ein Hochlohnland

## 8.5 Zusammenfassung und Fazit

Im vorangegangenen Kapitel wurde die Wirtschaftlichkeit der weiterentwickelten Nadelwickeltechnologie im Vergleich zur Einziehtechnik bewertet. Da die Prozesszeiten der Nadelwickeltechnik von mehreren Produkt- und Prozessparametern beeinflusst werden, wurden ein Best- und ein Worst-Case-Szenario als Berechnungsgrundlage abgeleitet. Allgemein bewirkt die Einziehtechnologie für die betrachteten Jahresstückzahlen durchgehend geringere Investitions- und damit Abschreibungskosten, während die Nadelwickeltechnik, bedingt durch den geringeren Personalbedarf, zu niedrigeren Lohn Einzelkosten führt. Bei identischem Produkt entscheidet somit das Verhältnis der Lohn- zu den Abschreibungskosten darüber, welche Technologie wirtschaftlicher ist. Daher erhöht sich die Wirtschaftlichkeit der Nadelwickel- gegenüber der Einziehtechnik allgemein, wenn in einem Hochlohnland, wie bspw. Deutschland, produziert werden soll.

Die Wirtschaftlichkeitsrechnung für das Vollautomationskonzept der Nadelwickeltechnik belegt, dass sich, bedingt durch die hohen Schaltringkosten, weder ein Einsatz in einem Niedrig- noch in einem Hochlohnland empfiehlt, unabhängig von den realisierten Potenzialen des BCS und unabhängig von der zu produzierenden Stückzahl.

Für den Standardautomationsgrad der Nadelwickeltechnik (Konzept ohne Schaltringverwendung) hängt die Verfahrenswirtschaftlichkeit gegenüber der Einziehtechnik bei einem Einsatz in einem Niedriglohnland in starkem Maße von den realisierten Potenzialen des Best-Case-Szenarios ab. Der Einsatz eines Mehrfachdrahtführers, eine hohe Hubzahl sowie eine geringe Anzahl an Drähten pro Nut sind dabei entscheidende Faktoren. Dabei muss jedoch bedacht werden, dass die Verwendung eines Mehrfachdrahtführers die Realisierung einer lagegenauen Wicklungsstruktur zur Steigerung des Füllfaktors, wie in Kapitel 5 ausführlich beschrieben, praktisch unmöglich macht, sodass abgewogen werden muss, ob die Wirtschaftlichkeit oder die Produkteigenschaft zu priorisieren ist.

Im Best-Case-Szenario empfiehlt sich für das betrachtete Beispiel der Einsatz der Nadelwickeltechnologie stückzahlübergreifend. Im Worst-Case-Szenario weist die Einziehtechnologie durchgängig die höhere Wirtschaftlichkeit auf, sodass die Wirtschaftlichkeit für jede Produktanwendung individuell geprüft werden muss. Hingegen weist die Nadelwickeltechnologie für eine Hochlohnlandanwendung bereits im Worst-Case-Szenario vergleichbare Kosten wie die Einziehtechnologie auf, sodass der Einsatz der Technologie in einem Hochlohnland für alle betrachteten Stückzahlen empfohlen werden kann.

Da die beschriebenen Wirtschaftlichkeitsvorteile der Nadelwickeltechnik ohne Schaltringverwendung gegenüber der Einziehtechnologie im Wesentlichen auf die zugrunde gelegte automatisierte Phasenisolationsmontage sowie auf eine

Personaleinsparung beim kombinierten Verschlauch- und Verschaltarbeitsplatz des Nadelwickelkonzepts zurückzuführen sind (vgl. Abbildung 8.1), muss entsprechend geschlussfolgert werden, dass eine Automatisierung, bzw. Optimierung derselben Prozessschritte beim Einziehen dazu führen würde, dass die Einziehtechnologie (aufgrund der allgemein höheren Abschreibungskosten der Nadelwickeltechnologie) unabhängig von der zu produzierenden Stückzahl und vom Produktionsstandort wirtschaftlicher als die Nadelwickeltechnologie wäre.

Generell kann geschlussfolgert werden, dass globale, allgemeingültige, produktunabhängige Aussagen über Verfahrenswirtschaftlichkeiten kaum möglich sind. Die Nadelwickeltechnik zeigt wirtschaftliches Potenzial, das einerseits von der Realisierung der Produkt- und Prozesspotenziale und andererseits von einigen zugrunde gelegten Annahmen, wie beispielsweise einer automatisierten Phasenisolationsmontage, abhängt. Darüber hinaus sind Flächenbedarfs- und Energiekosten in der Wirtschaftlichkeitsuntersuchung unberücksichtigt geblieben. Entsprechend kann die beschriebene Wirtschaftlichkeitsuntersuchung eine individuelle, konkret auf den Anwendungsfall bezogene Kostenrechnung nicht ersetzen.

## 9 Zusammenfassung

Durch die zunehmend strenger werdenden gesetzlichen Emissionsvorschriften kommt der Elektrifizierung des Antriebstrangs eine besondere Bedeutung zu. Für die Marktdurchdringung von BEVs ist es dabei unerlässlich, eine hohe Kundenakzeptanz zu erreichen, die von einer möglichst hohen Reichweite, einer hohen Fahrdynamik und einem marktfähigen Preis der Fahrzeuge abhängt. Neben der Hochvoltbatterie ist die Traktionsmaschine eine zentrale Komponente eines BEV-Antriebstrangs. Die Statorwicklung kann dabei als das Herz der Traktionsmaschine bezeichnet werden, da sie maßgeblichen Einfluss auf die Produkteigenschaften und das Betriebsverhalten hat. Zudem hängen die Herstellungskosten stark von der Wicklungsausprägung ab, wobei in Achsantrieben üblicherweise verteilte Wicklungen eingesetzt werden. Vor diesem Hintergrund stellt sich die Aufgabe der vorliegenden Dissertation, ein Wickelverfahren für Traktionsantriebe mit verteilter Wicklung bereitzustellen, das einerseits möglichst wirtschaftlich ist und andererseits optimierte Produkteigenschaften liefert.

Nach einer Einführung ins Thema (Kapitel 1) werden im zweiten Kapitel zunächst die automobilen Anforderungen an Traktionsmaschinen ermittelt. Dies sind im Einzelnen ein hohes Dauer- und Maximaldrehmoment, eine hohe Dauer- und Maximalleistungsdichte, ein hoher Wirkungsgrad über ein breites Drehmoment-Drehzahlband sowie eine kostengünstige Herstellung. Darüber hinaus werden die Grundlagen der Drehstromwicklungen erläutert. Dabei wird die verteilte Wicklung aufgrund ihrer universellen Einsetzbarkeit und ihrer breiten Anwendung in Achsantrieben hervorgehoben. Im folgenden dritten Kapitel werden die technologischen Alternativen zur Herstellung von verteilten Wicklungen beschrieben und deren Vor- und Nachteile diskutiert. Das übergreifende Ziel des Kapitels ist die Identifizierung von fertigungstechnischen Optimierungsmöglichkeiten für verteilte Wicklungen. Dabei werden produktseitig die Parameter Kupferfüllfaktor, Drahtbelastung, Spulenlänge, Wickelkopfhöhe, Wickelkopfstreuinduktivität und Phasensymmetrie sowie prozessseitig der Automationsgrad (Wirtschaftlichkeit) als Beeinflussungsmöglichkeiten und Bewertungskriterien erkannt. Für verteilte Runddrahtwicklungen ist die Einziehtechnologie seit mehreren Jahrzehnten der Stand der Technik. Dabei werden Luftspulen zunächst vorgewickelt, auf einen Dorn übertragen und dann durch eine Relativbewegung zwischen Werkzeug und Stator radial in die Statornuten eingeführt. Nachteilig ist vor allem der hohe Anteil an manuellen Tätigkeiten bei den nachgelagerten Prozessen, die die Verfahrenswirtschaftlichkeit vor allem im Hinblick auf eine Großserie beeinträchtigt. Produkttechnisch wirken sich die hohen Wickelköpfe negativ auf den Bauraumbedarf aus. Darüber hinaus lassen sich prinzipbedingt nur Wildwicklungen realisieren, welche eine Begrenzung des erreichbaren Füllfaktors bewirken. Bei der Träufeltechnologie werden vorgewickelte Spulen von Hand in die Statornuten eingeführt. Damit werden zwar sehr gute

Produkteigenschaften, wie beispielsweise ein hoher Füllfaktor und symmetrische Phasen, erreicht, jedoch eignet sich die Technologie aufgrund der manuellen Tätigkeiten nur für Kleinserien und E-Maschinen-Reparaturbetriebe. Eine weitere Alternative zur Herstellung verteilter Runddrahtwicklungen ist die Nadelwickeltechnik, bei der Draht unter Zug unmittelbar in die Statornuten gewickelt wird. In den letzten Jahren wurden verschiedene Konzepte für Industrieantriebe entwickelt, wobei im Wickelkopf verbleibende Endscheiben / Endkappen die Funktionen der Drahtführung und Drahtzugkraftaufnahme sowie der Phasenisolation übernehmen. Durch die Endscheiben werden einerseits ein hoher Automatisierungsgrad ermöglicht, andererseits negative Produkteigenschaften bewirkt. Die Verwendung von Endscheiben führt zu hohen Wickelköpfen, erhöhten Strangwiderständen und einer ausgeprägten Asymmetrie durch unterschiedliche Spulenlängen der drei Phasen. Gelingt es jedoch, diese Produktnachteile durch geeignete Konzepte zu eliminieren, bietet die Nadelwickeltechnik durch die definierte, platzierte Drahtablage vielfältige Automations- und Produktmöglichkeiten. Entsprechend positiv wird das Potenzial der Nadelwickeltechnik bewertet. Daraus ergibt sich das Ziel der vorliegenden Arbeit, die Nadelwickeltechnik für die Anwendung in Traktionsantrieben mit verteilter Wicklung weiterzuentwickeln. Die Forschungs- und Entwicklungstätigkeiten sollen dabei anhand einer Asynchronmaschine aus einem Fahrzeugprojekt erfolgen.

In Kapitel 4 werden Grundlagenversuche zur Nadelwickeltechnik durchgeführt. Mithilfe einer zum Wickeln befähigten Parallelkinematik wird im ersten Teil der Einfluss der Drahtzugkraft auf den Wicklungswiderstand untersucht. Dabei wird die Drahtzugkraft zwischen 80 und 120 % der maximal vom Drahthersteller empfohlenen Kraft variiert. Die Widerstandszunahme gegenüber dem unverwickelten Draht beträgt für die untersuchten Drahtdurchmesser 0,71 mm, 1,0 mm und 1,25 mm zwischen 2 und 10 %, welche hauptsächlich auf Querkontraktionseffekte zurückzuführen ist. Im zweiten Teil des Kapitels wird der Einfluss des Drahtführers auf die Drahtzugkraft untersucht, da dieser bei den gängigen Drahtzugregelsystemen aktuell nicht berücksichtigt werden kann. Die Ergebnisse belegen, dass der Austrittswinkel und die Nadelauslaufgeometrie die Drahtzugkraft massiv beeinflussen. Da eine analytische Drahtzugkraftprognose für den Wickelprozess schwierig ist und zudem die sensorische Erfassung von Achsstellungen und Bewegungsrichtungen bedingt, wird empfohlen, in zukünftigen Arbeiten eine Drahtzugregelung zu entwickeln, die den Einfluss des Drahtführers auf die Drahtzugkraft berücksichtigt und korrigiert, um stets einen optimalen Drahtzug zu halten und die Auswirkungen auf den Wicklungswiderstand zu minimieren.

Kapitel 5 widmet sich der Steigerung des Kupferfüllfaktors. Ausgehend von den Randbedingungen zur Realisierung einer lagegenauen Wicklung wird ein Konzept entwickelt und prototypisch erprobt. Die Grundidee besteht darin, mithilfe einer servogesteuerten, gebogenen Wickelnadel die schwer zugänglichen Bereiche einer



Nut erreichbar zu machen, sodass die Drahtwindungen unmittelbar an der vorgesehenen Stelle platziert werden können. Die wesentliche Herausforderung dabei ist, die abgelegten Drähte in Position zu halten. Hierfür ist die Aufrechterhaltung der Drahtzugspannung unabdingbar. Die Ergebnisse der Wickelversuche belegen zwar die grundsätzliche Machbarkeit, zeigen jedoch auch, dass die Implementierung des Konzepts in industrielle Nadelwickelmaschinen einen hohen Integrationsaufwand erfordert, der sich zudem negativ auf die Wickelgeschwindigkeit auswirken würde. Des Weiteren bewirkt die gebogene Wickelnadel Erhöhung der Drahtzugkräfte aufgrund der höheren Drahtreibung. Daher wird ein zweites Konzept entworfen, mit der Maßgabe, die Drahtreibung und den Integrationsaufwand zu minimieren. Dies gelingt durch eine exzentrische Drehachse, die im Bereich des Nutschlitzes eine Verdrehung des Stators gegenüber einer rotationssymmetrischen Wickelnadel erlaubt. Zur Umsetzung dieses Konzepts wird jedoch eine höhere Nutschlitzbreite für die Nutzugänglichkeit benötigt, die beim elektromagnetischen Design des Stators berücksichtigt werden muss. Unabhängig von der kinematischen Ausprägung zur Realisierung einer lagegenauen Wicklungsstruktur ist von einer reduzierten Wirtschaftlichkeit gegenüber konventionellen, wilden Wicklungsstrukturen auszugehen, da die für die Aufrechterhaltung der Drahtspannung notwendige enge Drahtführung sich negativ auf die Wickelgeschwindigkeit auswirkt.

Kapitel 6 beschäftigt sich mit der Reduzierung der Wickelkopfhöhe. Hierfür werden unterschiedliche Konzepte entwickelt und bewertet. Dabei wird dem Konzept der temporär montierten Wickelelemente, die nach dem Bewicklungsprozess wieder entfernt werden, das größte Produkt- und Prozesspotenzial beigemessen. Die Idee besteht darin, dass am Stator gespannte Wickelelemente die Funktionen der Drahtführung und Drahtzugkraftaufnahme der Endscheibe übernehmen und dass nach Entnahme der Werkzeuge der Wickelkopf durch einen Pressvorgang komprimiert wird. Dadurch werden die Wickelkopfhöhe, die Spulenlänge und damit einhergehend der Wicklungswiderstand und die Phasenasymmetrie reduziert. Zum Nachweis der Prinziptauglichkeit wird das Konzept für die in Kapitel 3 definierte Referenzasynchronmaschine ausdetailliert. Dabei liegt der Fokus auf der Entwicklung eines rein mechanischen Klemmmechanismus für die Werkzeugspannung im Stator sowie der Vermeidung der Spulenentspannung nach der Werkzeuggestnahme. Die Spannung der Wickelwerkzeuge erfolgt über T-förmige Elemente, die an den Statorzähnen geklemmt werden. Aufgrund hoher wirkender Wickelkräfte wird zudem die Festigkeit des Wickelelementes überprüft. Mithilfe eines Wickelversuches werden die radial auf das Element wirkenden Kräfte über eine DMS-Messung für mehrere Drahtdurchmesser ermittelt. Das Ergebnis dient als Eingangsgröße für eine FE-Simulation. Dabei wird die grundsätzliche Eignung des Werkzeugs für unterschiedliche Drahtdurchmesser bestätigt. Aufgrund einiger Unsicherheitsfaktoren, wie beispielsweise einer mangelnden Kenntnis der exakten Krafteinleitung ins Bauteil sowie möglicher dynamischer Einflussfaktoren, müssen

ausreichend hohe Sicherheitsfaktoren gewählt werden, sodass unter Umständen dicke Drähte (Kupferdurchmesser  $> 0,9$  mm) oder reiboptimierte Drähte keine Anwendung finden können. Der Nachweis der Prinziptauglichkeit der Wickelmethode wird über den Aufbau eines Stators erbracht. Dem Wickeln vorbereitende und nachgelagerte Prozesse werden dabei mit Ausnahme des Imprägnierens manuell ausgeführt. Um das erzielte Ergebnis einordnen zu können, werden zwei weitere Statoren mithilfe der Einzieh- und der Träufeltechnologie aufgebaut. Erwartungsgemäß zeigt der geträufelte Stator dabei die besten Produkteigenschaften. Die Wickelkopfhöhe des nadelgewickelten Stators unterbietet zwar die des eingezogenen, jedoch führt die hohe Drahtbelastung des Nadelwickelverfahrens zu teilweise deutlich höheren Strangwiderständen. Die axiale Anordnung der drei Phasen im Wickelkopfbereich bewirkt, dass der nadelgewickelte Stator zudem die höchste Asymmetrie gegenüber denen der zwei anderen Verfahren aufweist.

Um die Auswirkungen der weiterentwickelten Nadelwickeltechnik auf das Betriebsverhalten der Asynchronmaschine zu untersuchen, werden in Kapitel 7 mehrere unterschiedliche Prüfstandsmessungen für die nadelgewickelte und die geträufelte Maschine durchgeführt. Mithilfe von Kurzschluss- und Leerlaufmessungen wird die Auswirkung der Strangasymmetrie auf die Strangimpedanz untersucht. Dabei kann nachgewiesen werden, dass die Asymmetrie keine merkliche Auswirkung auf die Strangimpedanz und damit das Betriebsverhalten hat. Die Messung der Dauerleistung und des Dauerdrehmomentes hingegen zeigt, dass die höheren Strangwiderstände der nadelgewickelten Maschine zu einer deutlichen Reduzierung des Dauerdrehmomentes im Grundstellbereich und damit einhergehend einer reduzierten Dauerleistung führen. Ebenso zeigt die Wirkungsgradmessung, dass die nadelgewickelte Maschine bei niedrigen Drehzahlen und hohen Drehmomenten einen geringeren Wirkungsgrad aufweist. Die Wirkungsgraddifferenz wird mit zunehmender Drehzahl geringer, da bei hohen Frequenzen die Eisen- sowie die Gas- und Lagerreibungsverluste gegenüber den Kupferverlusten dominieren. Um ein vergleichbares Betriebsverhalten zu Maschinen mit geträufelten Statorwicklungen zu erzielen, müssen die beim Nadelwickeln erreichbaren Strangwiderstände reduziert werden. Dies kann durch eine Erhöhung des Kupferfüllfaktors, eine Reduzierung und Regelung der Drahtzugkraft sowie eine Reduzierung der Windungslänge, insbesondere der dritten Phase, erreicht werden.

Im letzten Kapitel wird die Wirtschaftlichkeit der weiterentwickelten Nadelwickeltechnik im Vergleich zur Einziehtechnik untersucht. Hierfür werden zunächst die Einflussparameter der Nadelwickeltechnik ermittelt und ein Best- sowie ein Worst-Case-Szenario abgeleitet. Der Wirtschaftlichkeitsvergleich erfolgt durch Ermittlung der Fertigungsgemein- sowie der Lohneinzelkosten pro Stück, da identische Materialkosten unterstellt werden. Die Abschätzung der Anlagenanzahlen für die untersuchten Stückzahlen und der Investitionskosten basiert auf Angebotswerten von

Industriefirmen. Es zeigt sich, dass die Investitionskosten, bzw. die Abschreibungen für Anlagen pro Stück, für die Nadelwickelszenarien bestenfalls vergleichbar mit denen der Einziehtechnik sind. Durch den höheren Automatisierungsgrad der Nadelwickeltechnik können geringere Lohn Einzelkosten die höheren Fertigungsgemeinkosten teilweise überkompensieren, sodass die Nadelwickeltechnik in einigen Produktionsszenarien Wirtschaftlichkeitsvorteile bietet. Für ein vollautomatisches Nadelwickelkonzept werden jedoch Komponenten benötigt, die höhere Materialkosten für die nadelgewickelten Statoren verursachen, welche wiederum die Wirtschaftlichkeit beeinträchtigen, sodass ein vollautomatisches Nadelwickelkonzept als wirtschaftlich nicht zielführend erscheint. Schlussendlich wird festgestellt, dass pauschale Aussagen über die Wirtschaftlichkeit der weiterentwickelten Nadelwickeltechnik kaum möglich sind und diese im Einzelfall überprüft werden muss, da die Wirtschaftlichkeit in hohem Maß vom Grad der realisierten Potenziale der Nadelwickeltechnik abhängt.

Die in der vorliegenden Dissertation entwickelten Konzepte haben die Nadelwickeltechnik für automobiler Traktionsantriebe mit verteilter Wicklung anwendbar gemacht. Damit das volle Potenzial der Nadelwickeltechnik ausgeschöpft wird, sollten sich zukünftige Arbeiten mit der Reduzierung des Wicklungswiderstandes und der Erhöhung der Verfahrenswirtschaftlichkeit beschäftigen. Dabei sollten Konzepte erarbeitet werden zur Regelung und Optimierung der Drahtzugkraft, zur Steigerung des Füllfaktors, zur Reduzierung der Spulenlängen sowie zur Bewicklung mit einem Vielfachdrahtführer, der das gleichzeitige Wickeln möglichst aller parallelen Drähte erlaubt.

## 10 Summary

The electrification of the automotive powertrain is gaining importance due to increasing legal regulation of vehicle emissions. For market penetration of battery electric vehicles (BEVs) it is essential to achieve high customer acceptance, which depends on a high vehicle range, high driving dynamics, and a competitive price for the vehicles. Beside the high voltage battery the traction machine is a key component of the BEV-powertrain. The stator winding can be called the "heart of the traction machine", because it has significant influence on the product characteristics and the operating behavior. In addition, the manufacturing costs of the stator strongly depend on the winding type. For BEV-stators distributed windings are usually used. Against this background, the task of this dissertation is to develop a winding method for traction machines with distributed windings, which is economically efficient and which provides improved product characteristics.

After an introduction to the topic in chapter one, the second chapter deals with the automotive requirements concerning electric traction machines. These comprise a high continuous and peak torque, a high continuous and peak power density, a high degree of efficiency over a broad range of torque and speed, and a cost-efficient manufacturing process. In addition, the basics of three phase windings are explained with a particular focus on the distributed winding type due to its broad, universal applicability and its application in BEV traction drives. In the following third chapter the technological alternatives for the manufacturing of distributed windings are described and their specific advantages and disadvantages are discussed. The overall objective of this chapter is the identification of potentials for technological optimization of distributed windings. On the process side the degree of automation (economic efficiency) and on the product side the parameters copper fill factor, wire stress, coil length, height of end windings, end winding leakage inductance, and symmetry of phases are recognized as influencing possibilities and evaluation criteria. For distributed round-wire-windings the insertion technology has been state of the art for several decades. In this technology air-core coils are first pre-wound, then transferred to an insertion tool, and finally inserted radially into the stator slots by an axial relative movement between stator core and insertion tool. The main disadvantage is the high amount of manual labor in the production steps downstream from the insertion, which degrades economic efficiency in regard to mass production. Another disadvantage is that the technology causes high end windings which have a negative effect on space requirements. Moreover, as a matter of principle it is not possible to obtain a regular winding pattern inside the slots, which limits the achievable fill factor. In the manual insertion technology pre-wound coils are manually placed into the stator slots. With this method good product characteristics can be achieved, such as a high electrical fill factor and symmetrical phases. However, the method is only suitable for small scale productions and repair services

for electric machines. Another alternative for the manufacturing of distributed round-wire-windings is the needle winding technology, in which wire is directly wound into the stator slots. In recent years several concepts have been developed for industrial applications using end plates that remain in the end windings. These plates comprise the functions of wire guidance, absorption of winding forces, and phase insulation. By using end plates on the one hand side a high degree of automation can be achieved, but on the other hand the disks have a negative impact on product characteristics as they lead to high end windings, increased winding resistances, and a distinct phase asymmetry due to differing coil lengths of the three phases. However, if these disadvantages are eliminated by appropriate concepts, the needle winding technology offers multiple automation and product possibilities through precise wire placement. Accordingly, the potential of this technology is rated high. Hence, the aim of this work is to further develop the needle winding technology in order to make it applicable for the use in traction drive applications. All research and development activities will be performed on the basis of an asynchronous machine from a powertrain project.

In chapter 4 basic experiments are conducted regarding the needle winding technology. With the help of a parallel geometry, enabled for winding, the influence of wire tension on winding resistance is investigated. In the experiment the tensile wire force is varied between 80 and 120 % of the maximum permissible force. For the examined wire diameters 0.71 mm, 1.0 mm, and 1.25 mm the increase of winding resistance constitutes between 2 and 10 % in relation to the original, unwound wire. This can be mainly attributed to lateral contraction of the wire. In the second part of the chapter the influence of the wire guide geometry on the tensile wire force is investigated, because this effect can currently not be included in closed-loop-control of state of the art tensioning systems. The results prove that the exiting angle of the wire and the outlet geometry of the nozzle have a significant influence on wire tension. An analytical forecast of the actual wire force is difficult for the needle winding process as it requires sensor-based determination of axis positions and of motion direction of the pulled-out wire. Therefore, for future works it is recommended to develop a wire tension control unit that includes the impact of the wire guide on the wire force in order to control and maintain a constant tensile force and thus, to minimize its effect on winding resistance.

Chapter 5 concerns the increase of the copper fill factor. Starting with an outline of the basic constraints required for an accurate layer winding, a concept for enhancing the fill factor is developed and tested prototypically. The basic idea is to use a servo driven bent wire guide in order to reach the less accessible areas of the slot and to directly place the wires at the designated positions. The main challenge consists in keeping the wires in position. For this goal perpetuation of wire tension is indispensable. The results of the winding trials prove the general feasibility. However,

they also reveal that the implementation of the concept into an industrial needle winding machine would require a high effort for integration, which would also lead to a reduction of the winding speed. Moreover, the bent wire guide causes high wire stress due to increased friction. Therefore, a second concept is developed with the aim of minimizing wire friction and implementation costs. This is achieved by use of an excentric rotational axis in the area of the slot opening that allows a relative rotation between the stator and the wire guide. However, this concept requires wider slot openings, which needs to be considered in the electromagnetic design of the stator. Independent of the kinematic principle lower economic efficiency is to be expected for accurate layer windings compared to conventional windings without a regular pattern, because the necessity to maintain a constant wire tension leads to reduced winding speeds.

Chapter 6 focuses on the reduction of the height of the end windings. For this goal several concepts are developed and evaluated with the concept of temporarily mounted winding tools, which are removed after the winding process, showing the highest process as well as product potential. The winding tool adopts the functions of wire guidance and force absorption from the end disk method. However, due to the removal of the tools after completion of winding the end windings can be compressed and thereby the height is being reduced. As a consequence, the coil lengths of the to be wound phases get shorter and thus, winding resistance and phase asymmetry are reduced as well. For proof of principle the concept is detailed for the reference asynchronous machine defined in chapter 3. The challenges comprise the design of a purely mechanical clamping mechanism for tool fixation and the development of a method to avoid tension release of the coils after winding tool removal. The fixation of the winding tools is achieved by T-shaped elements which are clamped at the tips of the stator teeth. Due to high winding forces the stability of the winding tool is verified. With help of a strain gauge measurement during a winding trial the radial forces acting on the winding tool are determined for several wire diameters, which serve as input parameters for a finite element simulation. The results indicate the suitability of the tool for several wire diameters. However, due to some uncertainty factors, such as possible dynamic influences and the lack of knowledge concerning the exact load transmission into the tool, sufficient safety factors have to be chosen. As a consequence, wires with a copper diameter exceeding 0.9 mm or with a low friction coating may not be used for the tested application. The proof of principle of the innovative winding method is provided by the build-up of a test stator. Withal the processes upstream and downstream of the winding are performed manually, except for the impregnation. In order to evaluate the needle wound stator two additional stators are built up, one using the automatic insertion technology and the other one using the manual insertion technique. As expected, the manually inserted stator shows the best product characteristics regarding winding resistance, height of end winding, and phase symmetry. Although the needle wound stator has lower end

windings than the automatically inserted stator, high wire stress and the axial arrangement of the end windings lead to the highest winding resistances in comparison and a distinct phase asymmetry.

In chapter 7 several test bench measurements are conducted for the needle wound and the manually inserted machine in order to analyze the impact of the further developed needle winding technology on the operational behavior of the asynchronous machine. With help of the blocked rotor and no load measurements the effect of the asymmetry of winding resistance on phase impedance is investigated. It can be shown that the asymmetry has no noticeable impact on impedance and thus on the operational behavior. However, the measurement results for the continuous torque and power output prove that the higher winding resistances of the needle wound stator lead to a significant torque reduction in the basic setting range and associated therewith to a decrease of continuous power output. Moreover, the needle wound machine has a lower degree of efficiency at low speed and high torque. The deviation to the value of the other machine decreases with increasing speed, because at high frequencies the iron, gas, and bearing frictional losses become dominant over the copper losses. In order to obtain a comparable operational behavior to manually inserted machines, the achievable winding resistances for the needle winding technology have to be reduced. This can either be done by an enhancement of the copper fill factor, a reduction and closed-loop control of the wire force, or a decrease of coil lengths (especially) of the third phase.

In the last chapter the economic efficiency of the further developed needle winding technology is investigated and compared to that of the automatic insertion method. First, the economic influencing parameters of needle winding are determined and a best- and a worst-case-scenario are derived. The assessment of profitability is performed on basis of the production overhead and the direct labour costs, as identical material costs for both technologies are assumed. The estimation of the number of machines for the investigated production quantities is based on quotation values of industrial companies. It appears that the investment costs, respectively the depreciation costs of investment per piece, for the needle winding technology are at best comparable to those of the automatic insertion technology. Through its higher degree of automation the resulting lower labour costs of the needle winding technology can in some cases overcompensate the higher production overhead costs, so that in some production scenarios the needle winding technology can offer economic advantages over the insertion technology. However, a fully automatized needle winding concept requires components that raise material costs to a level at which the needle winding technology is no longer economically efficient in any scenario. Ultimately, it can be derived that general statements about economic efficiency of the further developed needle winding technology are rather difficult to make, as the profitability strongly depends on the realized potentials of the

technology. Therefore, economic efficiency should be determined for each particular case.

In this dissertation manufacturing concepts have been developed that enabled the use of the needle winding technology for automotive traction applications. In order to fully exploit its potential, future works should concentrate on the reduction of winding resistance and on the enhancement of economic efficiency. Therefore, concepts should be developed for controlling and optimizing the tensile wire force, increasing the copper fill factor, reducing the coil lengths, and for making multi-wire guides applicable.



## 11 Abkürzungsverzeichnis

AF	.....	Außenfaser
AfA	.....	Abschreibung für Anlagen
AFM	.....	Axialflussmaschine
AK	.....	Ausschusskosten
ASM	.....	Asynchronmaschine
AT	.....	Arbeitstage
BCS	.....	Best Case Szenario
BEV	.....	Battery Electric Vehicle
Br	.....	Bremse
C	.....	Celsius
CAD	.....	Computer Aided Design
CO <sub>2</sub>	.....	Kohlenstoffdioxid
Cu	.....	Kupfer
DIN	.....	Deutsche Industrie-Norm
DMS	.....	Dehnungsmessstreifen
E	.....	elektro
EGK	.....	Entwicklungsgemeinkosten
EM	.....	elektrische Maschine
EN	.....	europäische Norm
EU	.....	Europäische Union
el	.....	elastisch
el	.....	elektrisch
ex	.....	experimentell
FCEV	.....	Fuel Cell Electric Vehicle
FE	.....	Finite Elemente
FEM	.....	Finite Elemente Methode
FGK	.....	Fertigungsgemeinkosten
FSM	.....	fremderregte Synchronmaschine
GS	.....	Gegenschaltseite
GSM	.....	Gleichstrommaschine
HEV	.....	Hybrid Electric Vehicle
HK	.....	Herstellkosten
HSM	.....	Hybridsynchronmaschine

---

HV .....	Hoch-Volt
iO.....	in Ordnung
KFZ.....	Kraftfahrzeug
kg.....	Kilogramm
kW .....	Kilowatt
LE .....	Lasteinleitung
LE .....	Leistungselektronik
LEK.....	Lohneinzelkosten
MEK.....	Materialeinzelkosten
MGK .....	Materialgemeinkosten
MK .....	Maschinenkosten
max.....	maximal
mech.....	mechanisch
min.....	Minute
min.....	minimal
NdFeB .....	Neodym-Eisen-Bor
NEFZ .....	neuer europäischer Fahrzyklus
NKN.....	Nomex-Kapton-Nomex
NW .....	Nadelwickeln
OEE .....	overall equipment effectiveness
OF .....	Oberfläche
PKW .....	Personenkraftwagen
PSM.....	permanentenerregte Synchronmaschine
pD.....	parallele Drähte
pl.....	plastisch
RP .....	Rapid Prototyping
SE.....	Spulenende
SK.....	Selbstkosten
SM .....	Synchronmaschine
Sm <sub>2</sub> Co <sub>17</sub> .....	Samarium-Cobalt
SP.....	Sternpunkt
SR .....	Seilreibung
SRM .....	Synchron-Reluktanzmaschine
SS.....	Schaltseite
Str.....	Strang

TFM .....	Transversalflussmaschine
Tr.....	Träufeln
U.....	Umdrehungen
Umg.....	Umgebung
UV .....	Ultraviolett
VGK.....	Vertriebsgemeinkosten
VU .....	Versuchsumgebung
VW.....	Verteilte Wicklung
VwGK .....	Verwaltungsgemeinkosten
WCS .....	Worst Case Szenario

## 12 Variablen- und Parameterverzeichnis

$A$	Fläche [m <sup>2</sup> ]
$A_{Cu}$	Kupferquerschnittsfläche [m <sup>2</sup> ]
$A_{iso}$	Querschnittsfläche der Nutisolation [m <sup>2</sup> ]
$A_{Nut}$	Nutquerschnittsfläche [m <sup>2</sup> ]
$A_{Nut,eff}$	effektive Nutquerschnittsfläche [m <sup>2</sup> ]
$A_{of}$	Oberfläche [m <sup>2</sup> ]
$A_{of,Nut}$	Oberfläche aller Kupferleiter eines Strangs innerhalb der Statornuten [m <sup>2</sup> ]
$A_{of,wk}$	Oberfläche aller Kupferleiter im Wickelkopfbereich eines Strangs [m <sup>2</sup> ]
$a$	Parameter zur Beschreibung der Geometrie der Wickelnadelspitze [m]
$a$	Abstand zwischen Statorstirnseite und Wickelkopfunterseite [m]
$a_g$	radialer Abstand der Mittelpunkte von Draht und Anlagepunkt [m]
$a_{NC}$	Abstand zwischen Nadelspitze und C-Achse [m]
$a_{NS}$	Abstand zwischen Nadelspitze und Mittelachse der Wickelnadel [m]
$aw$	Abstand zwischen Draht und Nutgrundisolation [m]
$aw_{krit}$	Grenzabstand zwischen Draht und Nutgrundisolation, ab welchem der Draht zu gleiten beginnt [m]
$B$	magnetische Flussdichte [T]
$B_D$	magnetische Flussdichte des Drehfeldes [T]
$B_r$	Remanenzinduktion [T]
$b$	Parameter zur Beschreibung der Geometrie der Wickelnadelspitze [m]
$b_h$	tangentialer Abstand der Mittelpunkte von Draht und Anlagepunkt [m]
$b_{iso}$	Nutisolutionsdicke [m]
$b_{iso,max}$	maximale Nutisolutionsdicke [m]
$b_{iso,min}$	minimale Nutisolutionsdicke [m]
$b_{Lippe}$	Abstand zwischen Zahnkopf und Außenseite der Abdecklippe [m]
$b_{Nut}$	Nutbreite [m]
$b_{Nutsch}$	Nutschlitzbreite [m]
$b_{Nutsch,eff}$	effektive Nutschlitzbreite [m]
$b_{Nutsch,min}$	minimale Nutschlitzbreite [m]
$b_{ZK}$	Zahnkopfdicke [m]
$c$	spezifische Wärmekapazität [m <sup>2</sup> /s <sup>2</sup> /K]
$c$	Parameter zur Beschreibung der Geometrie der Wickelnadelspitze [m]

---

$c$	Hilfsvariable zur Ermittlung der Nadelverdrehung [m]
$D$	materialabhängiger Plastizitätsmodul [N/m <sup>2</sup> ]
$D$	Durchmesser [m]
$D_2$	Rotordurchmesser [m]
$D_a$	Statoraußendurchmesser [m]
$D_{cu}$	Nenn Durchmesser des Kupferdrahtes (ohne Lackschicht) [m]
$D_{cu}$	Plastizitätsmodul des Kupferdrahtes (ohne Lackschicht) [N/m <sup>2</sup> ]
$D_{Draht}$	Drahtdurchmesser inklusive Lackschicht [m]
$D_{Draht,max}$	maximaler Drahtdurchmesser inklusive Lackschicht [m]
$D_{Draht,min}$	minimaler Drahtdurchmesser inklusive Lackschicht [m]
$D_i$	Statorinnendurchmesser [m]
$d$	Blechdicke [m]
$d$	Durchmesser [m]
$d_a$	Außendurchmesser der Wickelnadel [m]
$d_{a,max}$	maximaler Außendurchmesser der Wickelnadel [m]
$d_{a2}$	Außendurchmesser des breiten Absatzes der Wickelnadel [m]
$d_{ab}$	Außendurchmesser der Wickelnadelspitze [m]
$d_i$	Innendurchmesser der Wickelnadel [m]
$E$	elektrische Feldstärke [V/m]
$E$	materialabhängiger Elastizitätsmodul [N/m <sup>2</sup> ]
$E_1$	Luftspaltfeldspannung [V]
$E_{cu}$	Elastizitätsmodul des Kupferdrahtes (ohne Lackschicht) [N/m <sup>2</sup> ]
$E_d$	in d-Koordinatenrichtung induzierte Spannung [V]
$E_p$	Polradspannung [V]
$E_q$	in q-Koordinatenrichtung induzierte Spannung [V]
$F$	beliebige Kraft [N]
$F_A$	Abrutschkraft [N]
$F_{Br}$	Bremskraft [N]
$F_H$	Haftkraft [N]
$F_K$	Kontaktkraft [N]
$F_{kl}$	Klemmkraft [N]
$F_{kr}$	radial am Draht wirkende Kontaktkraft [N]
$F_{res}$	resultierende Kraft [N]
$F_V$	Vorspannkraft [N]
$F_W$	auf das Wickelement wirkende Wickelkraft [N]

$F_{W,max}$	.....maximale, auf das Wickelelement wirkende Wickelkraft [N]
$\overline{F_{W,max}}$	.....mittlere maximale, auf das Wickelelement wirkende Wickelkraft [N]
$F_z$	.....Drahtzugkraft [N]
$F_{z,max}$	.....maximale empfohlene Drahtzugkraft [N]
$F_{z,max,ist}$	.....tatsächlich auftretende, maximale Drahtzugkraft [N]
$F_{z,res}$	.....resultierende Drahtzugkraft [N]
$f$	.....Frequenz [1/s]
$f_1$	.....Statorfrequenz [1/s]
$f_2$	.....Rotorfrequenz [1/s]
$g$	.....Hilfsvariable zur Ermittlung der Harmonischen [-]
$g$	.....Anzahl der Drahtlagen pro Nut [-]
$H$	.....magnetische Feldstärke [A/m]
$H_{ko}$	.....Koerzitivfeldstärke [A/m]
$h$	.....Höhe [m]
$h$	.....Anzahl der Drahtwindungen pro Lage [-]
$h_{Esp}$	.....Einspannlänge des Wickelelementes [m]
$h_{FW}$	.....Abstand zwischen Blechpaket und Wickelkraft $F_W$ [m]
$h_{iso}$	.....Dicke der Stirnisolierscheibe [m]
$h_{iso,min}$	.....Mindestdicke der Stirnisolierscheibe [m]
$h_{Lage}$	.....komprimierte Phasenhöhe [m]
$h_{Lage^*}$	.....unkomprimierte Phasenhöhe [m]
$h_{WE}$	.....Abstand zwischen der Unterseite der axialen Begrenzung des .....Wickelelementes und dem Ende der Klemmelementspannfläche [m]
$h_{wk}$	.....Wickelkopfhöhe [m]
$h_{wk,GS}$	.....Wickelkopfhöhe auf der Gegenschaltseite [m]
$h_{wk,SS}$	.....Wickelkopfhöhe auf der Schaltseite [m]
$h_{wv}$	.....Höhe der Wickelvorrichtung [m]
$I$	.....Effektivwert des elektrischen Stroms [A]
$I_1$	.....Effektivwert des Strangstroms [A]
$I_{1d}$	.....Effektivwert des Strangstroms in d-Koordinatenrichtung [A]
$I_{1q}$	.....Effektivwert des Strangstroms in q-Koordinatenrichtung [A]
$I'_2$	.....auf die Statorseite transformierter Effektivwert des Rotorstroms [A]
$I_f$	.....Polradgleichstromstärke [A]
$I_k$	.....Effektivwert des Strangstroms im Kurzschlussversuch [A]
$I_{LL}$	.....Effektivwert des Strangstroms im Leerlaufversuch [A]

$I_{str}$	Effektivwert des Strangstroms [A]
$I_{\mu}$	Magnetisierungsstrom [A]
$i$	Momentanwert des elektrischen Stroms [A]
$j$	imaginäre Zahl [-]
$k$	K-Faktor [-]
$k_{cu}$	elektrischer Füllfaktor, Kupferfüllfaktor [-]
$k_{hyst}$	Hysteresefaktor [-]
$k_{mech}$	mechanischer Füllfaktor [-]
$k_{rb}$	von der Kühlungsart abhängiger experimenteller Parameter zur Ermittlung der Gas- und Lagerreibungsverlustleistung [ $Ws^2/m^4$ ]
$k_{wb}$	Wirbelstromfaktor [-]
$L$	Induktivität [H]
$L_1$	Statorinduktivität [H]
$L_2'$	auf die Statorseite transformierte Rotorinduktivität [H]
$L_{1\sigma}$	Statorstreuinduktivität [H]
$L_{2'\sigma}$	auf die Statorseite transformierte Rotorstreuinduktivität [H]
$L_h$	Hauptinduktivität [H]
$L_z$	Verfahrstrecke in vertikaler Richtung (z) [m]
$L_{\sigma}$	Streuinduktivität [H]
$L_{\sigma wk}$	Wickelkopfstreuinduktivität [H]
$l$	Länge [m]
$l_2$	Rotorlänge [m]
$l_a$	Wickelnadellänge des breiten Absatzes $d_{a2}$ [m]
$l_{AF}$	Länge der Außenfaser [m]
$l_{akt}$	aktive Länge, Länge des Statorblechpaketes [m]
$l_b$	Länge der Wickelnadelspitze [m]
$l_{cu}$	Länge des Kupferleiters [m]
$l_n$	Länge der Wickelnadel [m]
$l_{nf}$	Länge der neutralen Faser [m]
$\overline{l_{SE}}$	mittlere Länge der Spulendenen [m]
$\overline{l_{w, str}}$	mittlere Windungslänge inklusive der Spulendenen [m]
$\overline{l_{wk}}$	mittlere Wickelkopflänge [m]
$M$	Drehmoment [Nm]
$M_A$	Haltemoment der A-Achse [Nm]
$M_{Br}$	Bremsmoment der Drahtzugbremse [Nm]

---

$M_C$	Haltemoment der C-Achse [Nm]
$M_i$	inneres, elektromagnetisch erzeugtes Drehmoment [Nm]
$M_{mech}$	mechanisches Drehmoment [Nm]
$m$	Strangzahl [-]
$m$	Masse [kg]
$N$	Nutzahl [-]
$n$	Drehzahl [1/min]
$n$	Nenner der Lochzahl bei einer Bruchlochwicklung [-]
$n_1$	Stator Drehzahl [1/min]
$n_2$	Rotordrehzahl [1/min]
$n_V$	Anzahl der Verschaltungsalternativen [-]
$Off$	Offset [m]
$o$	geometrischer Hilfsparameter [m]
$P$	Leistung [W]
$P$	Kontaktpunkt [-]
$P_{cu}$	Kupferverlustleistung [W]
$P_{cu,1}$	Kupferverlustleistung der Statorwicklung [W]
$P_{cu,2}$	Kupferverlustleistung der Rotorwicklung [W]
$P_{exc}$	Excessverlustleistung [W]
$P_{fe}$	Eisenverlustleistung [W]
$P_{hyst}$	Hystereseverlustleistung [W]
$P_{in}$	Eingangsleistung [W]
$P_k$	Wirkleistung im Kurzschlussversuch [W]
$P_{LL}$	Wirkleistung im Leerlaufversuch [W]
$P_{Nut}$	in der Nut generierte Kupferverlustleistung [W]
$P_{out}$	Ausgangsleistung [W]
$P_V$	Verlustleistung [W]
$P_{vR}$	Gas- und Lagerreibungsverlustleistung [W]
$P_{wb}$	Wirbelstromverlustleistung [W]
$P_{wk}$	im Wickelkopf generierte Kupferverlustleistung [W]
$PU$	Positionierungsunsicherheit [m]
$PU_A$	Positionierungsunsicherheit der A-Achse [m]
$PU_{A,VU,C}$	kombinierte Positionierungsunsicherheit der A-Achse, C-Achse und der ..... Versuchsumgebung [m]
$PU_C$	Positionierungsunsicherheit der C-Achse [m]



---

$PU_{VU}$	Positionierungsunsicherheit der Versuchsumgebung (Parallelkinematik) [m]
$P_{\delta}$	Luftspaltfeldleistung [W]
$p$	geometrischer Hilfsparameter [m]
$p$	Polpaarzahl [-]
$2p$	Polzahl [-]
$Q_k$	Blindleistung im Kurzschlussversuch [W]
$Q_{LL}$	Blindleistung im Leerlaufversuch [W]
$q$	Lochzahl [-]
$R$	elektrischer Widerstand [ $\Omega$ ]
$R$	allgemeiner Radius [m]
$R$	Abstand zwischen zentrischer und exzentrischer Achse [m]
$R_1$	Strangwiderstand [ $\Omega$ ]
$R_{1,mess}$	gemessener Strangwiderstand [ $\Omega$ ]
$R_{1,rech}$	berechneter Strangwiderstand [ $\Omega$ ]
$R_2$	Rotorwiderstand [ $\Omega$ ]
$R'_2$	auf die Statorseite transformierter Rotorwiderstand [ $\Omega$ ]
$R_a$	äußerer Auslaufradius der Wickelnadel [m]
$R_{Cu}$	elektrischer Kupferleiterwiderstand [ $\Omega$ ]
$R_{Cu,20}$	elektrischer Kupferleiterwiderstand bei einer Temperatur von 20°C [ $\Omega$ ]
$R_{fe}$	Ersatzwiderstand des Blechpaketes (Eisenwiderstand) zur Darstellung .....der Eisenverluste im Ersatzschaltbild [ $\Omega$ ]
$R_n$	innerer Auslaufradius der Wickelnadel [m]
$R_{str}$	Strangwiderstand [ $\Omega$ ]
$r$	Biegeradius [m]
$r_{Br}$	Radius des Bremsrades der Drahtzugbremse [m]
$r_{Draht}$	Drahtradius [m]
$r_{tang}$	Radius der Anlagefläche [m]
$S$	Sicherheitsabstand zwischen Wickelnadel und Zahnkopf [m]
$SF$	Sicherheitsfaktor [-]
$SF_{dyn}$	dynamischer Sicherheitsfaktor [-]
$SF_{LE}$	Sicherheitsfaktor der Lasteinleitung [-]
$SF_{stat}$	statischer Sicherheitsfaktor [-]
$s$	Schlupf [-]
$s$	Wandstärke der Wickelnadel [m]
$T$	tangentialer Anlagepunkt [-]

$T_{b,Nut}$	.....	Toleranz der Nutbreite [m]
$T_{D,Draht}$	.....	Toleranz des Drahtaußendurchmessers [m]
$t$	.....	Zeit [s]
$t_{TZ}$	.....	Taktzeit [s]
$t_W$	.....	Wickelzeit [s]
$U$	.....	elektrische Spannung [V]
$U_1$	.....	Effektivwert der Strangspannung [V]
$U_{ind}$	.....	induzierte Spannung [V]
$U_k$	.....	Effektivwert der Strangspannung im Kurzschlussversuch [V]
$U_{LL}$	.....	Effektivwert der Strangspannung im Leerlaufversuch [V]
$V_{wk,GS}$	.....	Drahtvolumen des Wickelkopfes auf der Gegenschaltseite [m <sup>3</sup> ]
$V_{wk,SS}$	.....	Drahtvolumen des Wickelkopfes auf der Schaltseite [m <sup>3</sup> ]
$v_2$	.....	Rotorgeschwindigkeit [m/s]
$W$	.....	Spulenweite [-]
$w$	.....	spannungführende Windungszahl [-]
$w_{sp}$	.....	Windungszahl pro Spule [-]
$X$	.....	Reaktanz [ $\Omega$ ]
$X_1$	.....	Statorreaktanz [ $\Omega$ ]
$X_2'$	.....	auf die Statorseite transformierte Rotorreaktanz [ $\Omega$ ]
$X_h$	.....	Hauptreaktanz [ $\Omega$ ]
$X_{hd}$	.....	Hauptreaktanz in d-Koordinatenrichtung [ $\Omega$ ]
$X_{hq}$	.....	Hauptreaktanz in q-Koordinatenrichtung [ $\Omega$ ]
$X_\sigma$	.....	Streureaktanz [ $\Omega$ ]
$X_{\sigma 1}$	.....	Statorstreureaktanz [ $\Omega$ ]
$X'_{\sigma 2}$	.....	auf die Statorseite transformierte Rotorstreureaktanz [ $\Omega$ ]
$Z_k$	.....	Strangimpedanz im Kurzschlussversuch [ $\Omega$ ]
$Z_{LL}$	.....	Strangimpedanz im Leerlaufversuch [ $\Omega$ ]
$z_L$	.....	Anzahl der Drähte pro Nut [-]
$z_p$	.....	Anzahl der parallel geschalteten Spulen(gruppen) pro Phase [-]
$z_s$	.....	Anzahl der seriell geschalteten Spulen(gruppen) pro Phase [-]
$\alpha$	.....	geometrischer Winkel am Luftspaltumfang [rad]
$\alpha$	.....	Wärmeübergangszahl [W/m <sup>2</sup> /K]
$\alpha$	.....	Exponent der materialabhängigen Hystereseverluste [-]
$\alpha$	.....	Austrittswinkel des Drahtes aus der Wickelnadel [rad]

$\alpha$	Verstellwinkel der Wickelnadel mit exzentrischer Drehachse [rad]
$\alpha_{Cu,20}$	Temperaturkoeffizient von Kupfer bei 20°C [1/°C]
$\alpha_{gh}$	Drahtzugwinkel der einzelnen Drähte pro Nut [rad]
$\alpha_h$	Drahtzugwinkel der einzelnen Drähte der ersten Wickellage [rad]
$\alpha_{kr}$	kritischer Austrittswinkel des Drahtes bei gebogener Wickelnadel [rad]
$\alpha_{Luft}$	Wärmeübergangszahl der Luft [W/m <sup>2</sup> /K]
$\alpha_{max}$	maximaler Austrittswinkel des Drahtes aus der Wickelnadel [rad]
$\alpha_{max}$	maximaler Verstellwinkel der Wickelnadel [rad]
$\alpha_{Umg}$	Wärmeübergangszahl der Nutumgebung [W/m <sup>2</sup> /K]
$\beta$	mech. Winkel der Spulengruppen unterschiedlicher Phasen [rad]
$\beta$	Auslaufwinkel der Wickelnadel [rad]
$\beta_{gh}$	Hilfswinkel zur Ermittlung des Drahtzugwinkels $\alpha_{gh}$ [rad]
$\gamma$	Umschlingungswinkel [rad]
$\gamma_{gh}$	Hilfswinkel zur Ermittlung des Drahtzugwinkels $\alpha_{gh}$ [rad]
$\Delta D$	relative Veränderung des Durchmessers [-]
$\Delta d$	Reduzierung des Drahtdurchmessers [m]
$\Delta l$	relative Veränderung der Länge [-]
$\Delta R$	relative Zunahme des elektrischen Widerstandes [-]
$\Delta \eta$	Differenzwirkungsgrad [-]
$\Delta \vartheta$	Temperaturdifferenz [°C]
$\Delta \rho$	relative Veränderung des spezifischen elektrischen Widerstandes [-]
$\delta$	Kontaktwinkel zwischen zwei Drähten [rad]
$\delta_{krit}$	Grenzkontaktwinkel zwischen zwei Drähten, ab welchem ein .....Ableiten des Drahtes beginnt [rad]
$\delta_g$	geometrischer Luftspalt [m]
$\delta_m$	magnetisch äquivalenter Luftspalt [m]
$\varepsilon$	Dehnung [-]
$\varepsilon_{AF}$	Außenfaserdehnung [-]
$\varepsilon_{AF,max}$	maximale Außenfaserdehnung [-]
$\varepsilon_{DMS}$	Dehnung des Dehnungsmessstreifens (DMS) [-]
$\varepsilon_{el}$	elastische Dehnung [-]
$\varepsilon_{ex}$	experimentell ermittelte Dehnung [-]
$\varepsilon_{FE}$	mithilfe der FE-Methode ermittelte Dehnung [-]
$\varepsilon_{max}$	maximal auftretende Dehnung [-]
$\varepsilon_{pl}$	plastische Dehnung [-]

$\varepsilon_q$	Querdehnung, Querkontraktion [-]
$\varepsilon_s$	Streckgrenze [-]
$\eta$	Wirkungsgrad [-]
$\eta_{NW}$	Wirkungsgrad der nadelgewickelten E-Maschine [-]
$\eta_{Tr}$	Wirkungsgrad der geträufelten E-Maschine [-]
$\theta$	magnetische Durchflutung [A]
$\theta_D$	magnetische Drehdurchflutung [A]
$\theta_{str}$	magnetische Strangdurchflutung [A]
$\vartheta$	Lastwinkel [rad]
$\vartheta$	Temperatur [°C]
$\vartheta_{20}$	Referenztemperatur von 20°C [°C]
$\vartheta_{cu}$	Wicklungstemperatur [°C]
$\vartheta_{Luft}$	Temperatur der Umgebungsluft [°C]
$\vartheta_{Nut}$	Temperatur der Wicklung im Nutbereich [°C]
$\vartheta_{Umg}$	Temperatur des Umgebungsmediums [°C]
$\vartheta_{wk}$	Wickelkopftemperatur [°C]
$\lambda$	Streuleitwert [-]
$\lambda_{cu}$	Wärmeleitfähigkeitskoeffizient von Kupfer [W/m/K]
$\lambda_{Harz}$	Wärmeleitfähigkeitskoeffizient des Imprägnierharzes [W/m/K]
$\lambda_{Luft}$	Wärmeleitfähigkeitskoeffizient von Luft [W/m/K]
$\lambda_{wk}$	Streuleitwert des Wickelkopfes [-]
$\mu_0$	magnetische Feldkonstante [N/A <sup>2</sup> ]
$\mu_H$	materialabhängiger Haftkoeffizient [-]
$\mu_{H,Draht}$	Haftkoeffizient zwischen zwei Drähten [-]
$\mu_{H,iso}$	Haftkoeffizient zwischen Nutgrundisolation und Drahtlackschicht [-]
$\mu_R$	materialabhängiger Reibkoeffizient [-]
$\mu_r$	relative Permeabilität [-]
$\nu$	Ordnungszahl der Harmonischen [-]
$\nu$	materialabhängige Querkontraktionszahl [-]
$\xi$	Wicklungsfaktor [-]
$\rho$	Materialdichte [kg/m <sup>3</sup> ]
$\rho$	spezifischer elektrischer Widerstand [Ωm]
$\rho_{cu}$	spezifischer elektrischer Widerstand von Kupfer [Ωm]
$\rho_e$	spezifischer elektrischer Widerstand des Eisenblechs [Ωm]
$\sigma$	Blondel'scher Streukoeffizient [-]

---

$\sigma$	.....mechanische Spannung [N/m <sup>2</sup> ]
$\sigma_{0,2}$	.....Elastizitätsgrenze [N/m <sup>2</sup> ]
$\sigma_b$	.....Biegespannung [N/m <sup>2</sup> ]
$\sigma_{max}$	.....maximale Spannung [N/m <sup>2</sup> ]
$\sigma_o$	.....Koeffizient der Oberwellenstreuung [-]
$\sigma_R$	.....Reibspannung [N/m <sup>2</sup> ]
$\sigma_s$	.....Streckgrenze [N/m <sup>2</sup> ]
$\sigma_{vM}$	.....von-Mises-Spannung [N/m <sup>2</sup> ]
$\sigma_{vM,max}$	.....maximale von-Mises-Spannung [N/m <sup>2</sup> ]
$\sigma_{vM,max,real}$	.....korrigierte, maximale von-Mises-Spannung [N/m <sup>2</sup> ]
$\sigma_z$	.....Zugspannung [N/m <sup>2</sup> ]
$\sigma_{zb}$	.....Zug- / Biegespannung [N/m <sup>2</sup> ]
$\tau_p$	.....Polteilung [m]
$\Phi$	.....magnetischer Fluss [Wb]
$\varphi$	.....Phasenwinkel [rad]
$\varphi$	.....Biegewinkel der Auslaufgeometrie der Wickelnadel [rad]
$\psi$	.....Übertragungsgenauigkeit [rad]
$\omega$	.....Winkelgeschwindigkeit [1/s]

## 13 Literaturverzeichnis

- [1] Hofmann, P., *Hybridfahrzeuge*. Vienna: Springer Verlag, 2010.
- [2] Wallentowitz, H. und Freialdenhoven, A., *Strategien zur Elektrifizierung des Antriebsstranges: Technologien Märkte und Implikationen*, 2. Auflage. Wiesbaden: Vieweg + Teubner, 2011.
- [3] N.N., *Global Emissions EDGAR*.  
<http://edgar.jrc.ec.europa.eu/overview.php?v=42FT2010>, Zugriff am 09.06.2015.
- [4] N.N., *CO2 time series 1990-2013: per region/country*.  
<http://edgar.jrc.ec.europa.eu/overview.php?v=CO2ts1990-2013>, Zugriff am 09.06.2015.
- [5] N.N., *One billion cars on earth! Eine Milliarde Autos!* <http://www.emobility-web.de/articles/emobility-studien/138/one-billion-cars-on-earth-eine-milliarde-autos>, Zugriff am 09.06.2015.
- [6] Europäisches Parlament, *Begrenzung der CO2-Emissionen von Pkw*, 2014.
- [7] Libert, F. und Soulard, J., "Manufacturing Methods of Stator Cores with Concentrated Windings," in *The 3rd IET International Conference on Power Electronics, Machines and Drives*, 2006.
- [8] Risse, W., "Grenzen der Automation in der Wickel- und Einzieh-Technik von Drehstrom-Asynchronmotoren," *Beck-Isolier-Technik*, Nr. 21, S. 5–11, 1973.
- [9] Richnow, J., "Fertigungstechnische Optimierung elektrischer Drehfeldstatoren," Dissertation, Universität der Bundeswehr München, Neubiberg, 2016.
- [10] Reif, K., *Konventioneller Antriebsstrang und Hybridantriebe: mit Brennstoffzellen und alternativen Kraftstoffen*, 1. Auflage. Wiesbaden: Vieweg + Teubner, 2010.
- [11] Cornel, S., *Alternative Antriebe für Automobile*, 2. Auflage. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag, 2008.
- [12] Freitag, G., Klopzig, M., Schleicher, K., Wilke, M. und Schramm, M., "High-performance and highly efficient electric wheel hub drive in automotive design," in *3rd International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 2013.
- [13] Fischer, R., *Elektrische Maschinen*, 12. Auflage. München: Hanser Verlag, 2004.
- [14] Schröder, D., *Elektrische Antriebe - Grundlagen: Mit durchgerechneten Übungs- und Prüfungsaufgaben*, 3. Auflage. Berlin, Heidelberg: Springer Verlag, 2007.
- [15] Mathoy, A., "Grundlagen für die Spezifikation von E-Antrieben," *Motortech-nische Zeitschrift*, September 2010, S. 556–563, 2010.

- [16] Muller, C., Kalkmann, B. und Sontheim, J., "A highly innovated transversal flux motor design with integrated inverter," in *2nd International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 2012.
- [17] DIN EN 10106, *Kaltgewalztes nicht kornorientiertes Elektroblech und -band im schlussgeglühten Zustand*. Berlin: Beuth Verlag, 2007.
- [18] Richnow, J., Gerling, D. und Stenzel, P., "Torque ripple reduction in permanent magnet synchronous machines with concentrated windings and pre-wound coils," in *17th International Conference on Electrical Machines and Systems (ICEMS)*, 2014.
- [19] DIN EN 60317-0-1, *Technische Lieferbedingungen für bestimmte Typen von Wickeldrähten – Teil 0-1: Allgemeine Anforderungen – Runddrähte aus Kupfer, lackisoliert*. Berlin: Beuth Verlag, 2008.
- [20] DIN EN 60317-0-2, *Technische Lieferbedingungen für bestimmte Typen von Wickeldrähten – Teil 0-2: Allgemeine Anforderungen – Flachdrähte aus Kupfer, lackisoliert*. Berlin: Beuth Verlag, 2008.
- [21] Chapman, M., Frost, N. und Bruetsch, R., "Insulation Systems for Rotating Low-Voltage Machines," in *International Symposium on Electrical Insulation (ISEI)*, 2008.
- [22] DIN EN 60085, *Elektrische Isolierung - Thermische Bewertung und Bezeichnung*. Berlin: VDE Verlag, 2008.
- [23] Taegen, F., *Einführung in die Theorie der elektrischen Maschinen 1*. Braunschweig: Vieweg Verlag, 1970.
- [24] Taegen, F., *Einführung in die Theorie der elektrischen Maschinen II*. Wiesbaden: Springer Fachmedien, 1971.
- [25] Gerling, D., *Electrical Machines: Mathematical Fundamentals of Machine Topologies*. Berlin, Heidelberg: Springer Verlag, 2015.
- [26] Dajaku, G. und Gerling, D., "Different novel electric machine designs for automotive applications," in *World Electric Vehicle Symposium and Exhibition (EVS27)*, 2013.
- [27] Bala, C., Fetita, A. und Lefter, V., *Handbuch der Wickeltechnik elektrischer Maschinen: Theorie Konstruktion u. Technologie von Wicklungen rotierender elektrischer Maschinen*, 2. Auflage. Berlin: Verlag Technik, 1976.
- [28] Müller, G., Vogt, K. und Ponick, B., *Berechnung elektrischer Maschinen*, 6. Auflage. Weinheim: Wiley VCH Verlag, 2008.
- [29] Gardocki, A. und Drummer, D., "Improvement of the filler orientability during injection molding of multi-polar SmCo-magnets by premagnetization," in *2nd International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 2012.

- [30] Dajaku, G. und Gerling, D., "New Self-Excited Synchronous Machine with Tooth Concentrated Winding," in *Electric Drives Production Conference (EDPC), 2013 3rd International*, 2013.
- [31] Merwerth, J., "The innovative Hybrid-Synchronous Machine in the new BMW i3," in *3rd International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 2013.
- [32] Hackmann, W. et. al., "Fremderregte Synchronmaschine als Achsantriebe: Auslegung, Performance, dynamisches Verhalten," in *Praxis der elektrischen Antriebe für Hybrid- und Elektrofahrzeuge*, H. Schäfer, Renningen: expert Verlag, 2009, S. 174–197.
- [33] May, H. et. al., "Leistungssteigerungen bei ASM durch optimierte Wechselrichtereinspeisung," in *Praxis der elektrischen Antriebe für Hybrid- und Elektrofahrzeuge*, H. Schäfer, Renningen: expert Verlag, 2009, S. 134 - 149.
- [34] Stenzel, P., Richnow, J., Franke, J. und Endisch, C., "Impact of the Needle Winding Technology on the Operational Behavior of an Asynchronous Machine," in *5th International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 2015.
- [35] Teigelkötter, J., Nöthling, F. und Kowalski, T., "Dynamische Regelverfahren für elektrische Fahrtriebe mit Drehfeldmaschinen," in *Praxis der elektrischen Antriebe für Hybrid- und Elektrofahrzeuge*, H. Schäfer, Renningen: expert Verlag, 2009, S. 53–69.
- [36] Stenzel, P., Richnow, J., Mihajlovic, D., Dollinger, P., Franke, J. und Endisch, C., "Needle winding for distributed round-wire-windings without the use of insulation disks," in *4th International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 2014.
- [37] Neudorfer, H., "Vergleich unterschiedlicher elektrischer Antriebssysteme für Elektro- und Hybridstraßenfahrzeuge," in *Haus der Technik Fachbuch*, vol. 80, *Neue elektrische Antriebskonzepte für Hybridfahrzeuge*, H. Schäfer, Renningen: expert Verlag, 2007, S. 234–263.
- [38] Bickel, B., Hübner, M. und Franke, J., "Analyse des Optimierungspotenzials zur Erhöhung des Kupferfüllfaktors in elektrischen Maschinen," *ant Journal*, Nr. 2, S. 16–21, 2014.
- [39] Stenzel, P., Richnow, J., Dollinger, P. und Franke, J., "Innovative needle winding method using curved wire guide in order to significantly increase the copper fill factor," in *17th International Conference on Electrical Machines and Systems (ICEMS)*, 2014.
- [40] Eggers, D., Steentjes, S. und Hameyer, K., "Advanced Iron-Loss Estimation for Nonlinear Material Behavior," *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 48, Nr. 11, S. 3021–3024, 2012.



- [41] Canders, W.-R., "Berechnung von Eisenverlusten: Physikalisch basierter Ansatz nach Bertottis Theorie," TU Braunschweig, Braunschweig, 2011.
- [42] Spring, E., *Elektrische Maschinen - Eine Einführung*. Berlin, Heidelberg: Springer Verlag, 2009.
- [43] Ketteler, H. und Bek, M. et. al., "Electric Axle Drive for Car Appliactions," in *20th Aachen Colloquium Automobile and Engine Technology*, 2011.
- [44] Müller, G. und Ponick, B., *Grundlagen elektrischer Maschinen*, 9. Auflage. Weinheim: Wiley VCH Verlag, 2006.
- [45] DIN EN 60034-1, *Drehende elektrische Maschinen - Teil 1: Bemessung und Betriebsverhalten*. Berlin: VDE Verlag, 2015.
- [46] Dajaku, G., "Electromagnetic and thermal modeling of highly utilized PM machines," Universität der Bundeswehr München, Dissertation. Aachen: Shaker Verlag, 2006.
- [47] N.N., "Technisches Datenblatt - Voltatex® 4250 -Tränkharz," Axalta Coating Systems Germany GmbH, Wuppertal, 2014.
- [48] N.N., "Advanced Materials Araldite® CW 229-3: Produktinformation," Huntsman Advanced Materials GmbH, Basel, 2012.
- [49] Richnow, J., Stenzel, P., Renner, A., Gerling, D. und Endisch, C., "Influence of different impregnation methods and resins on thermal behavior and lifetime of electrical stators," in *4th International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 2014.
- [50] Dubbel, H., Grote, K.-H. und Feldhusen, J., *Taschenbuch für den Maschinenbau*, 23. Auflage. Berlin, Heidelberg: Springer Verlag, 2011.
- [51] Feldmann, K., Schöppner, V. und Spur, G., *Handbuch Fügen, Handhaben, Montieren*, 2. Auflage. München: Hanser Verlag, 2014.
- [52] Li, Y.-W., Stenzel, P., Wowreczko, D. und Kampker, A., "Optimierung des Nadelwickelprozesses von Statoren mit verteilten Wicklungen in elektrischen Maschinen," Masterarbeit, WZL, RWTH Aachen, Aachen, 2013.
- [53] Much, W. und Albrecht, G. et. al., *Wicklungen und Montage rotierender elektrischer Maschinen*, 2. Auflage. Berlin: Verlag Technik, 1979.
- [54] Huth, G., "Optimierung des Wicklungssystems bei permanentmagneterregten AC Servomotoren," *Electrical Engineering*, vol. 81, Nr. 6, S. 375–383, 1999.
- [55] Groninger, M., Horch, F., Kock, A., Jakob, M. und Ponick, B., "Cast coils for electrical machines and their application in automotive and industrial drive systems," in *4th International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 2014.

- [56] Groninger, M., Horch, F., Kock, et. al., "Casting production of coils for electrical machines," in *1st International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 2011.
- [57] Bolte, E., *Elektrische Maschinen*. Berlin, Heidelberg: Springer Verlag, 2012.
- [58] Huth, G., "Permanent-magnet-excited AC servo motors in tooth-coil technology," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 20, Nr. 2, S. 300–307, 2005.
- [59] Dajaku, G. und Gerling, D., "Low costs and high-efficiency electric machines," in *2nd International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 2012.
- [60] Dajaku, G. und Gerling, D., "Efficiency Improvements of Electric Machines for Automotive Application," in *Electric Vehicle Symposium (EVS26)*, 2012.
- [61] DIN 8586, *Fertigungsverfahren Biegeumformen*. Berlin: Beuth Verlag, 2003.
- [62] DIN EN 60264-1, *Verpackung von Wickeldrähten - Teil 1: Behälter für runde Wickeldrähte*, 2009.
- [63] N.N., *Allgemeine Verkaufs- und Verpackungsbedingungen für Kupferlackdrähte*. [http://www.sh-elektrodraht.de/de/download/agb/Lieferbedingungen\\_und\\_Verpackungen\\_fuer\\_Kupferlackdraeh-te\\_2015-07-01.pdf](http://www.sh-elektrodraht.de/de/download/agb/Lieferbedingungen_und_Verpackungen_fuer_Kupferlackdraeh-te_2015-07-01.pdf), Zugriff am 15.12.2015.
- [64] Wolf, K.-U., "Verbesserte Prozessführung und Prozessplanung zur Leistungs- und Qualitätssteigerung beim Spulenwickeln," Dissertation, FAPS, Universität Erlangen-Nürnberg, Erlangen, 1997.
- [65] Tzscheutschler, R., Olbrich, H. und Jordan, W., *Technologie des Elektromaschinenbaus*, 1. Auflage. Berlin: Verl. Technik, 1990.
- [66] Jordan, W., "Beitrag zur Erfassung von Einflussgrößen der Drahtbeanspruchung beim maschinellen Bewickeln von Statoren mit Kupferlackdraht," Dissertation, Technische Hochschule Ilmenau, Ilmenau, 1971.
- [67] Wenger, U. und Feldmann, K., "Optimization of tensioners for winding systems," *Production Engineering. Research and Development*, Nr. 8, S. 129–132, 2001.
- [68] Wenger, U., "Prozessoptimierung in der Wickeltechnik durch innovative maschinenbauliche und regelungstechnische Ansätze," Dissertation, FAPS, Universität Erlangen-Nürnberg, Erlangen, 2004.
- [69] Dobroschke, A., "Flexible Automatisierungslösungen für die Fertigung wickeltechnischer Produkte," Dissertation, FAPS, Universität Erlangen-Nürnberg, Erlangen, 2011.
- [70] Jordan, W., *Technologie kleiner Elektromaschinen: Wissensspeicher für Produktentwickler, Techniker und Kaufleute*, 5. Auflage. Dresden: technoexpert Verlag, 2013.

- [71] Mauser, K. und Bickel, B., Franke, J., "Befähigung eines parallelkinematischen Roboters zur flexiblen Bewicklung von Statoren für elektrische Fahrantriebe," Projektarbeit, FAPS, Universität Erlangen-Nürnberg, Erlangen, 2013.
- [72] Sadiku, S. und Witt, B., "Prozesstechnologien zur Herstellung von Elektromotoren für Hybrid und Elektrofahrzeuge," in *Praxis der elektrischen Antriebe für Hybrid- und Elektrofahrzeuge*, H. Schäfer, Renningen: expert Verlag, 2009, S. 116–133.
- [73] Walter, P., "Stator einer elektrischen Maschine sowie Verfahren und Vorrichtung zum Wickeln des Stators," EP 1 467 466 A2, 2004.
- [74] Bolli, T., Ulrich, P., Wyss, V. und Meier, K., "Vorrichtung zum Wickeln von Statoren von Elektromotoren," EP 1 936 784 B1, 2009.
- [75] Hagedorn, J. und Lüttge, W., "Nadelwickelsystem für zu bewickelnde Wicklungsträger, Verfahren zum Bewickeln von Wicklungsträgern mit verteilter Wicklung, Innenläufer-Stator, Aussenläufer-Rotor und Wicklungsträger für Elektromotoren mit verteilter Wicklung," DE 10 2011 008 662 A1, 2012.
- [76] Lyschick, E., Mahlmeister, F., Menz, M. und Wöhner, N., "Drehstrommaschine," DE 10 2005 002 364 B4, 2007.
- [77] Guercioni, S., "Method and Apparatus for Twisting Bar Conductors, in Particular for Bar Windings of Electric Machines," USA 13/387728, 2012.
- [78] Steinhaus, R., "Zum Begriff der Außenfaserdehnung bei Wickeldrähten mit Lackisolierung," *Elektronorm*, Nr. 30, S. 326–329, 1976.
- [79] Stock, M., Lohmeyer, Q. und Meboldt, M., "Increasing the power density of e-motors by innovative winding design," in *25th Design Conference Innovative Product Creation (CIRP)*, 2015.
- [80] Krebs, S., Stenzel, P., Bickel, B. und Franke, J., "Grundlagenversuche Wickeltechnik im Anwendungsfall der E-Traktionsmaschinen," Bachelorarbeit, FAPS, Universität Erlangen-Nürnberg, Erlangen, 2013.
- [81] N.N., *Zulässige Drahtzugkraft für Wickeldrähte*.  
<http://www.synflex.com/de/support/berechnungstabellen/cul-zugkraft.html>, Zugriff am 15.12.2015.
- [82] N.N., *Bedienungsanleitung METRAHIT27 und METRAHIT H+E CAR*.  
[https://www.gossenmetrawatt.com/resources/tt/hit27/ba\\_d.pdf](https://www.gossenmetrawatt.com/resources/tt/hit27/ba_d.pdf), Zugriff am 07.06.2017.
- [83] Reichl, D., Stenzel, P., Bickel, B. und Franke, J., "Untersuchungen zur schonenderen Drahtverlegung beim Nadelwickelverfahren," Bachelorarbeit, FAPS, Universität Erlangen-Nürnberg, Erlangen, 2014.
- [84] Bader, T., Stenzel, P., Bickel, B. und Franke, J., "Experimentelle Untersuchungen zur definierten Drahtablage zur Füllfaktorhöhung in E-

- Traktionsmaschinen," Bachelorarbeit, FAPS, Universität Erlangen-Nürnberg, Erlangen, 2014.
- [85] Stenzel, P., Richnow, J., Dollinger, P. und Bader, T. et. al., "Experimental investigations of the needle winding technology regarding the influence of the wire guide geometry on the tensile wire force," in *2015 IEEE International Conference on Industrial Technology (ICIT)*, 2015.
- [86] N.N., *Zugspannungsmesser DTMB*. [http://www.hanschmidt.com/DE/produkte/zugspannungsmesser/handgeraete\\_elektronisch/modellreihe\\_dtmb\\_x/typ\\_dtmb](http://www.hanschmidt.com/DE/produkte/zugspannungsmesser/handgeraete_elektronisch/modellreihe_dtmb_x/typ_dtmb), Zugriff am 07.06.2017.
- [87] N.N., *Produktdatenblatt SH Therm 210 GLIDE*. <http://www.sh-elektrodraht.de/de/produkte/?id=11&areaid=wickeldraehte>, Zugriff am 15.12.2015.
- [88] Reicher, H.-P., "Ein neuer Wickeldraht für Produkte mit verbesserten Eigenschaften," Schwering & Hasse Elektrodraht GmbH, Lügde, 2013.
- [89] Stenzel, P. und Richnow, J., "Vorrichtung und Verfahren zum Bewickeln eines Wicklungsträgers," DE 10 2014 006 406 A1, 2015.
- [90] N.N., *Produktinformation Flexmotion Bearbeitungszelle*. [https://www.google.de/url?sa=t&rct=j&q=&esrc=s&source=web&cd=1&cad=rja&uact=8&ved=0ahUKEwjPiprm3tzJAhVB6A4KHZbzCBYQFggcMAA&url=http%3A%2F%2Fwww.roboter-event.de%2Fcomponent%2Fjoomdoc%2Fdoc\\_download%2F1-flyer-flexmotion-bearbeitungszelle.html&usq=AFQjCNGMUhv6gPZV7ItV0GD-d2yDwiWkGw](https://www.google.de/url?sa=t&rct=j&q=&esrc=s&source=web&cd=1&cad=rja&uact=8&ved=0ahUKEwjPiprm3tzJAhVB6A4KHZbzCBYQFggcMAA&url=http%3A%2F%2Fwww.roboter-event.de%2Fcomponent%2Fjoomdoc%2Fdoc_download%2F1-flyer-flexmotion-bearbeitungszelle.html&usq=AFQjCNGMUhv6gPZV7ItV0GD-d2yDwiWkGw), Zugriff am 15.12.2015.
- [91] Kopp, C., Stenzel, P., Bickel, B. und Franke, J., "Entwicklung und Konstruktion eines flexiblen Drahtführers zur Erhöhung des Nutzfüllfaktors im Anwendungsfall der E-Traktionsmaschinen," Diplomarbeit, FAPS, Universität Erlangen-Nürnberg, Erlangen, 2013.
- [92] N.N., "Technische Daten Trivoltherm NKN," Krempel Group, Vaihingen, 2009.
- [93] N.N., *Produktbeschreibung FHA-C mini 8C-30*. <http://harmonicdrive.de/produkte/servoprodukte/antriebe-mit-hohlwelle/fha-c-mini.html>, Zugriff am 15.12.2015.
- [94] N.N., *Produktbeschreibung CHA-20A-50*. <http://harmonicdrive.de/produkte/servoprodukte/antriebe-mit-hohlwelle/cha.html>, Zugriff am 15.12.2015.
- [95] Hildebrand, C., Stenzel, P., Bier, A. und Gräf, R., "Verfahren zum Wickeln einer Spule," DE 10 2015 007 836 A1, 2016.
- [96] Hacker, S., Stenzel, P. und Ehrlich, I., "Entwicklung eines Systems für den Montageprozess einer Statorwicklung," Bachelorarbeit, Technische Hochschule Regensburg, Regensburg, 2013.

- [97] Stenzel, P., Dollinger, P. und Endisch, C., "Wicklungsträger, insbesondere Stator oder Rotor einer Drehstrom-Elektromaschine und Verfahren zur Herstellung der Wicklung eines Wicklungsträgers," DE 10 2013 000 370 A1, 2014.
- [98] Bolli, T., Ulrich, P., Wyss, V. und Meier, K., "Vorrichtung zum Wickeln von Statoren von Elektromotoren," EP 1 936 784 A1, 2008.
- [99] Stenzel, P. und Mihajlovic, D., "Verfahren und Vorrichtung zur Herstellung einer Elektromaschine," DE 102014009799 A1, 2016.
- [100] Luchscheider, V., Willner, K. und Maidorn, M., "Development of a model to describe the stiffness of an electric motor lamination stack," in *2nd International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 2012.
- [101] Luchscheider, V., Willner, K. und Maidorn, M., "Development of a contact and a material model of laminated stacks," in *3rd International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 2013.
- [102] Luchscheider, V., Willner, K. und Maidorn, M., "A material model for lamination stacks based on rough contacts," in *4th International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 2014.
- [103] Franze, J.-P., Stenzel, P. und Ulbricht, V., "Dimensionierung und Validierung eines Montageelementes zur Bewicklung des Stators einer elektrischen Antriebsmaschine," Diplomarbeit, TU Dresden, Dresden, 2014.
- [104] Busch, R., *Elektrotechnik und Elektronik: Für Maschinenbauer und Verfahrenstechniker; mit 132 Übungsaufgaben mit Lösungen*, 5. Auflage. Wiesbaden: Vieweg + Teubner Verlag, 2008.
- [105] N.N., "Produktbeschreibung Pak MK II," Müller BBM Vibro Akustik Systeme GmbH, Planegg, 2015.
- [106] DIN 743-2, *Tragfähigkeitsberechnung von Wellen und Achsen - Teil 2: Formzahlen und Kerbwirkungszahlen*. Berlin: Beuth Verlag, 2012.
- [107] Akbaba, M, Taleb, M. und Rumeli, A., "Improved estimation of induction machine parameters," *Electric Power Systems Research*, Nr. 34, S. 65–73, 1995.
- [108] Richnow, J., Gerling, D., Graef, R., Uhlmann, P. und Stenzel, P., "Highly flexible connection unit for electrical machines with concentrated windings," in *2015 IEEE International Conference on Industrial Technology (ICIT)*, 2015.
- [109] Albrecht, T. und König, W., "Eingepresster Schaltring eines Stators einer elektrischen Maschine," DE 10 2011 115 405 A1, 2012.
- [110] Behrendt, R., "Schaltring, elektrische Maschine mit einem solchen und Verfahren zur Herstellung," DE 10 2013 004 659 A1, 2014.
- [111] Richnow, J. und Gräf, R., "Schaltring für eine Elektromaschine," DE 10 2014 012 824 A1, 2016.

- [112] Hacker, S., Gräf, R. und Britten, W., "Konzeption, Entwurf und Prototypenerprobung der fertigungsoptimierten Verschaltung von elektrischen Maschinen mit verteilten Wicklungen," Masterarbeit, Technische Hochschule Regensburg, Regensburg, 2015.
- [113] Baumann, S., Stenzel, P. und Fischbacher, J., "Untersuchung der Verfahrenswirtschaftlichkeit von innovativen Wickelmethode von Traktionsstatoren," Bachelorarbeit, Technische Hochschule Ingolstadt, Ingolstadt, 2015.
- [114] Komuro, K. und Igarashi, I., "Winding Method and Winding Device", US 6749144 B2, 2004.

Reihe Fertigungstechnik Erlangen