

Elektrische Systemauslegung von autarken Hybridantriebssträngen

Zur Erlangung des akademischen Grades eines

**DOKTORS DER INGENIEURWISSENSCHAFTEN
(Dr.-Ing.)**

von der KIT-Fakultät für
Elektrotechnik und Informationstechnik des
Karlsruher Instituts für Technologie (KIT)

angenommene

DISSERTATION

von

M.Sc. Lukas Decker

geb. in Kandel

Tag der mündlichen Prüfung:

12.06.2024

Hauptreferent:

Prof. Dr.-Ing. Martin Doppelbauer

Korreferent:

Prof. Dr.-Ing. Hans-Christian Reuss
(Universität Stuttgart)

Kurzfassung

Die vorliegende Arbeit beschäftigt sich mit der Auslegung des elektrischen Hybridsystems autarker Hybridantriebe in paralleler Anordnung. Die gezielte Variation der Eigenschaften der einzelnen Komponenten zur Identifikation des gesamtheitlich optimalen Systems stellt den wesentlichen Fokus dar. Es werden die Randbedingungen wie Topologie oder Fahrzyklus variiert. Ein Schwerpunkt der Untersuchungen wird auf die Wahl der Systemspannung gelegt. Für die objektive Bewertung verschiedener Varianten werden die Bewertungskriterien Effizienz, Kosten und Fahrzeuggewicht herangezogen.

Zur Untersuchung des möglichen Variationsspektrums werden entsprechende Methoden und Berechnungswerkzeuge entwickelt. Da das Variationsspektrum mehrere Millionen Konfigurationen umfasst, bildet die rechenzeiteffiziente Gestaltung der Simulationsumgebung einen Schwerpunkt. Hierzu zählt insbesondere die Abstraktion der Komponentenmodelle, wodurch neben einer detaillierten Variation der Verlustcharakteristik auch die Ermittlung der zugehörigen Kosten sowie des Gewichtes ermöglicht wird.

Die vorgestellten Berechnungswerkzeuge werden in eine ganzheitliche Optimierung für das Hybridsystem eines D-Segment Fahrzeugs überführt. Ein optimales Kosten-Nutzen-Verhältnis stellt sich bei ca. 20 kW motorischer Leistung und 0,7-1 kWh installiertem Energieinhalt ein. Die optimale Topologie ist dabei abhängig von der angestrebten Kraftstoffeinsparung. Liegt diese oberhalb von 20-25%, sollte eine P14-Topologie in Betracht gezogen werden. Darunter bietet die P2-Anordnung optimale Ergebnisse. Aus Kostengründen ist die 48 V-Systemspannung einem HV-System zu bevorzugen.

Abstract

The present work deals with the design of the electric hybrid system of self-sufficient hybrid drives in parallel arrangement. The variation of the properties of the individual components to identify the overall optimal system, represents the main focus. The boundary conditions such as topology or driving cycle are varied. A focus of the investigations is placed on the choice of the system voltage. For the objective assessment of different variants, the evaluation criteria fuel savings, costs and vehicle weight are used.

To investigate the possible spectrum of variations, appropriate methods and calculation tools are developed. Since the range of variations includes several million configurations, the computationally time-efficient design of the simulation environment is a focal point. This includes in particular the abstraction of the component models, which in addition to a detailed variation of the loss characteristics also enables the determination of the associated costs and weight.

The presented calculation tools are integrated into a holistic optimization for the hybrid system of a D-segment vehicle. An optimal cost-benefit ratio is achieved with approximately 20 kW motor power and 0,7-1 kWh installed energy content. The optimal topology depends on the desired fuel savings. If this is above 20-25%, a P14 topology should be considered. Below this threshold, the P2 arrangement offers optimal results. For cost reasons, the 48 V system voltage is preferable to an HV system.

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als Doktorand bei der Mercedes-Benz AG im Rahmen eines kooperativen Promotionsprojekts mit dem Elektrotechnischen Institut am Karlsruher Institut für Technologie. An dieser Stelle möchte ich mich bei allen Personen bedanken, die zum Erfolg dieser Arbeit beigetragen haben.

Herr Professor Martin Doppelbauer hat diese Arbeit betreut und durch zahlreiche konstruktive Gespräche unterstützt. Hierfür und für das mir entgegengebrachte Vertrauen gilt mein besonderer Dank. Herrn Professor Hans-Christian Reuss danke ich für die freundliche Übernahme des Korreferats.

Ein großer Dank gilt meinen Kolleginnen, Kollegen und Vorgesetzten bei der Mercedes-Benz AG. Herrn Dr. Robert Inderka und Herrn Michael Timmann danke ich für die Ermöglichung der hervorragenden Arbeitsumgebung sowie die inspirierenden Eindrücke aus dem industriellen Umfeld, welche diese Arbeit bereichern haben. Herrn Dr. Randy Doolittle danke ich für die Betreuung der Arbeit im Unternehmen und die vielen wertvollen Anregungen. Herrn Dr. Daniel Förster, Herrn Dr. Timo Schoenen, Frau Jing Xie und Herrn Felix Deufel gilt besonderer Dank für die zahlreichen Diskussionen rund um das Themenfeld dieser Arbeit.

Nicht zuletzt danke ich meiner Frau Christina für ihre Geduld, Rücksicht und stetige Ermutigung während der Erstellung dieser Arbeit. Meinen Eltern, meiner Schwester und meiner ganzen Familie danke ich für das mir entgegengebrachte Grundvertrauen und die fortwährende Unterstützung.

Reichenbach, im Juni 2024

Lukas Decker

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung	i
Abstract	iii
Vorwort	v
1 Einleitung und Zielsetzung	1
1.1 Einleitung	1
1.2 Zielsetzung und Gliederung	3
2 Stand der Technik	5
2.1 Hybridantriebe	5
2.1.1 Klassifizierung	6
2.1.2 Beispiele autarker Hybridantriebe	7
2.1.3 Anforderungen	8
2.2 Auslegung des elektrischen Hybridsystems	10
2.2.1 Elektromechanik	14
2.2.2 Bauraum, Gewicht und Massenträgheit	19
2.2.3 Kosten	21
2.3 Zusammenfassung und Forschungsfrage	22
3 Berechnungsgrundlagen	25
3.1 Berechnungsverfahren	25
3.1.1 Elektrische Maschinen	25
3.1.2 Inverter	37
3.1.3 Batterie	39
3.1.4 Längsdynamik	41

3.2	Mathematische Methoden	42
3.2.1	Multi-kriterielle Optimierung	42
3.2.2	Modellbildung	43
3.3	Zusammenfassung	45
4	Exploration des EA-Lösungsraums	47
4.1	Vorauswahl auf Basis analytischer Berechnung	47
4.1.1	Vorgehen	48
4.1.2	Validierung	53
4.2	Finite-Elemente-Berechnung und Optimierung	56
4.2.1	Vorgehen	56
4.2.2	Validierung	58
4.3	Kostenbewertung	59
4.3.1	Vorgehen	60
4.3.2	Validierung	63
4.4	Zusammenfassung	64
5	Modelle zur Systemauslegung	67
5.1	Elektromechanische Modellierung	67
5.1.1	Verlustkennfelder	68
5.1.2	Grenzkennlinien	75
5.1.3	Gesamtmodell	78
5.1.4	Validierung	79
5.2	Geometrische Modellierung	85
5.2.1	Bauraum, Gewicht und Massenträgheit	86
5.2.2	Kosten	88
5.2.3	Validierung	89
5.3	Begrenzungsfunktion	91
5.3.1	Analyse des Lösungsraums	91
5.3.2	Erstellung der Begrenzungsfunktion	92
5.3.3	Validierung	94
5.4	Zusammenfassung	94
6	Sensitivität der Bewertungskriterien	97
6.1	Effizienz	100
6.1.1	Einfluss des Fahrzyklus	101

6.1.2	Einfluss der Kenngrößen	101
6.1.3	Einfluss der Systemspannung	104
6.1.4	Einfluss der Topologie	105
6.2	Fahrzeuggewicht	108
6.2.1	Einfluss der Kenngrößen	108
6.2.2	Einfluss der Systemspannung	110
6.3	Systemkosten	111
6.3.1	Einfluss der Kenngrößen	111
6.3.2	Einfluss der Systemspannung	114
6.3.3	Kosten-Nutzen-Verhältnis	115
6.4	Zusammenfassung	117
7	Systemoptimierung	119
7.1	Vorgehen	120
7.2	Ergebnisse	122
7.2.1	Einfluss der Gewichtung der Optimierungsziele	125
7.2.2	Einfluss der Topologie	131
7.2.3	Einfluss der Systemspannung	136
7.2.4	Einfluss des Fahrzyklus	142
7.2.5	Kosten-Nutzen-Verhältnis	146
7.3	Zusammenfassung	147
8	Schlussfolgerungen und Ausblick	149
8.1	Schlussfolgerungen	149
8.2	Ausblick	151
	Abkürzungen und Symbole	153
	Abbildungsverzeichnis	161
	Tabellenverzeichnis	165
	Eigene Veröffentlichungen	167
	Literaturverzeichnis	169

1 Einleitung und Zielsetzung

1.1 Einleitung

Ein wachsendes Umweltbewusstsein sowie zunehmend strengere legislative CO_2 -Grenzwerte führen zu einem beschleunigten Prozess der Elektrifizierung moderner Personenkraftwagen (PKW). Gesellschaft und Politik diskutieren zurzeit die weitestgehende Verdrängung verbrennungsmotorischer Antriebe in neu zugelassenen PKW im Laufe des kommenden Jahrzehnts. Auf dem Weg in die voll-elektrische Zukunft stellen Hybridfahrzeuge eine kostengünstige Zwischenlösung dar. Insbesondere der Einsatz autarker, nicht extern nachladbarer Hybridantriebe ermöglicht mittelfristig eine bedeutsame Reduktion der CO_2 -Emissionen. Der Aufwand mit Blick auf die Integration in bestehende Antriebsstränge sowie auf die zusätzlichen Kosten ist in solchen Systemen begrenzt. Somit erreichen autarke Hybridantriebe eine schnelle Marktdurchdringung und finden Akzeptanz in kostensensitiven Märkten.

Ein weiterer Treiber der Hybridisierung ist die wachsende Nachfrage nach gesteigertem Komfort und zusätzlicher Funktionalität. Der steigende Bordnetzbedarf an elektrischer Leistung und Energie durch beispielsweise Automatisierung, elektrische Federung und verlängerte Motor-Aus-Zeiten kann mit konventionellen Systemen nicht gedeckt werden.

In heutigen, am Markt verfügbaren autarken Hybridsystemen werden vorwiegend Riemen-Starter-Generatoren (RSG) auf 48 V-Basis eingesetzt [10, 44, 70, 75]. Hierbei nimmt der RSG den Platz des Generators im Riementrieb eines konventionellen Antriebs ein. Diese auf Kosten fokussierte Hybridisierung führte in

den vergangenen Jahren zu einer Renaissance der Klauenpolmaschine. Sie ermöglicht die teilweise Rückgewinnung der bei Bremsvorgängen anfallenden Rekuperationsenergie zur Versorgung des Bordnetzbedarfs. Allerdings erreicht die Energiewandlung bei einer Anbindung im Riementrieb vergleichsweise geringe Wirkungsgrade.

Zur weiteren Reduktion des Kraftstoffverbrauchs werden in zukünftigen autarken Hybridsystemen höhere Wandlungswirkungsgrade gefordert. Hierdurch erhöht sich die rückgewonnene Rekuperationsenergie zunehmend. In effizienten Systemen übersteigt diese den Bordnetzbedarf. Die überschüssige elektrische Energie ermöglicht weitere Hybridfunktionalitäten. Ein Beispiel sind für den Kunden erlebbare elektrische Fahrtanteile.

Um das volle Potential autarker Hybridantriebssysteme ausschöpfen zu können, ist eine ganzheitliche Betrachtung aller relevanten Eigenschaften der dem Hybridsystem zugeordneten Komponenten bereits in der frühen Definitionsphase der Eckdaten des Hybridsystems notwendig. Die Schwierigkeit in der Auslegung und Dimensionierung eines solchen Systems besteht in seiner Komplexität. Durch die zusätzlichen Antriebskomponenten entstehen im Betrieb weitere Freiheitsgrade. Die auftretenden Betriebspunkte sind nicht mehr direkt an die Fahraufgabe gebunden, sondern werden durch ein Energiemanagement (verbrauchs-)optimal bestimmt. Somit führt eine sequentielle, losgelöste Optimierung der einzelnen Komponenten nicht zu einem optimalen Hybridsystem. Vielmehr bedarf es einer systematischen Untersuchung des Einflusses der detaillierten Eigenschaften des elektrischen Hybridsystems auf den Kraftstoffverbrauch. Gleichzeitig ist eine Bewertung der Wechselwirkungen mit den Kosten, dem Gewicht und dem Bauraum notwendig. Eine derartige systematische Untersuchung bleibt in der Literatur bislang unberücksichtigt.

1.2 Zielsetzung und Gliederung

Diese Arbeit entwickelt eine Methodik, mit welcher die Komplexität der optimalen Auslegung des elektrischen Hybridsystems bereits in der frühen Entwicklungsphase beherrschbar wird. Hierzu sollen alle relevanten Eigenschaften der Komponenten des elektrischen Hybridsystems variiert und deren Einfluss aufgezeigt werden. Insbesondere soll auch die Verlustcharakteristik durch synthetisch erzeugte Kennfelder variiert werden. Das Vorgehen beinhaltet die Identifikation, Modellierung und Untersuchung der einflussreichsten Variationsparameter. Eine Abstraktion der Komponentenmodelle ermöglicht die Abbildung der entscheidenden Effekte bei handhabbarem Rechenaufwand. Der Schwerpunkt liegt in dieser Arbeit auf dem elektrischen Antrieb. Andere Komponenten des elektrischen Hybridsystems werden vereinfacht berücksichtigt.

In Kapitel 2 werden Methoden zur Systemoptimierung in der Literatur vorgestellt und diskutiert. Basierend auf dem erarbeiteten Stand der Technik wird die Forschungsfrage und der Neuheitswert dieser Arbeit formuliert. Die Grundlagen zur Berechnung, Modellierung und Optimierung des elektrischen Hybridsystems bildet Kapitel 3.

In Kapitel 4 wird eine Methodik erarbeitet, um den Lösungsraum elektrischer Antriebe systematisch und vollständig zu untersuchen. Eine Abstraktion der Komponentenmodelle im Spannungsfeld zwischen Genauigkeit und Berechnungsaufwand erfolgt in Kapitel 5. Hierbei sollen alle relevanten Eigenschaften variiert sowie alle Bewertungskriterien abgebildet werden können.

Eine Sensitivitätsanalyse der Bewertungskriterien bei einer Veränderung der Eigenschaften des elektrischen Hybridsystems wird in Kapitel 6 durchgeführt. Die entwickelten abstrahierten Komponentenmodelle werden in Kapitel 7 in einer Systemoptimierung eingesetzt. So werden die optimalen Komponenteneigenschaften unter variierenden Randbedingungen ermittelt und vorgestellt.

Kapitel 8 schließt diese Arbeit mit einer Zusammenfassung der wichtigsten Erkenntnisse. Ein Ausblick auf mögliche weitere Untersuchungen wird erarbeitet.

2 Stand der Technik

Die für die vorliegende Arbeit nötigen Grundlagen und Definitionen werden in diesem Kapitel kurz vorgestellt. Dieser Arbeit vorausgegangene Arbeiten anderer Autoren werden aufgezeigt und diskutiert. Basierend auf dem so erarbeiteten Stand des Wissens wird der Neuheitswert der vorliegenden Arbeit aufgezeigt und die Forschungsfrage formuliert.

2.1 Hybridantriebe

Die ECE-R101 [58] definiert einen Hybridantrieb als ein Antriebssystem mit mindestens zwei verschiedenen Energiewandlern *und* mit zwei verschiedenen Energiespeichersystemen, welche dem Vortrieb des Fahrzeugs dienen. Ein Hybrid-Elektro-Antrieb lässt sich somit gedanklich aufteilen in einen konventionellen Teil des Triebstrangs sowie ein elektrisches Hybridsystem. Der konventionelle Antrieb besteht hierbei aus einer Verbrennungskraftmaschine (VKM), einem Getriebe und einem Tank; das elektrische Hybridsystem hingegen aus mindestens einer elektrischen Maschine (EM), einem Inverter (INV) sowie einer Batterie (BAT). Oftmals wird das elektrische Hybridsystem erweitert um ein eingängiges beziehungsweise nicht schaltbares Reduktionsgetriebe. Die Komponenten EM und INV werden zusammengefasst und bilden den elektrischen Antrieb (EA). Abbildung 2.1 und Abbildung 2.2 verdeutlichen diese Definition des Hybridantriebs. Die (verbrauchs-)optimale Verteilung der Last auf den konventionellen Antrieb und das elektrische Hybridsystem übernimmt ein Energiemanagement.

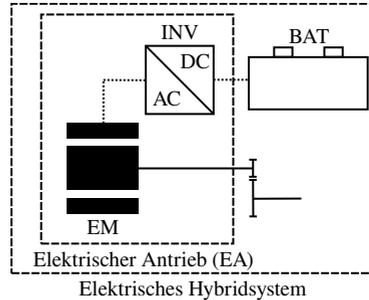
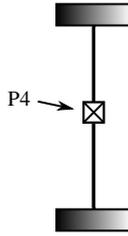
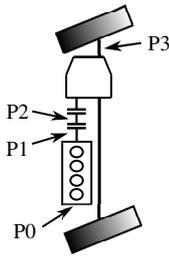


Abbildung 2.1: Aufbau des konventionellen Triebstrangs inklusive Nomenklatur für parallele Hybridantriebe.

Abbildung 2.2: Definition der Begriffe elektrisches Hybridsystem und elektrischer Antrieb.

2.1.1 Klassifizierung

Nach Hofmann [34] bestehen unterschiedliche Arten der Klassifizierung von hybrid-elektrischen Fahrzeugen (HEV). Eine gängige Klassifikation ist die Unterteilung nach der Topologie in *parallele* Hybridantriebe, *serielle* Hybridantriebe und *leistungsverzweigte* Hybridantriebe [34]. Diese können unter Einbezug der exakten Anordnung der Komponenten weiter unterteilt werden. Abbildung 2.1 zeigt die sich für parallele Hybridantriebe durchgesetzte Nomenklatur nach der Positionierung der EM im konventionellen Antriebsstrang. Des Weiteren erfolgt häufig eine Einteilung nach der installierten elektrischen Leistung bzw. dem installierten elektrischen Energieinhalt in *Micro-Hybride*, *Mild-Hybride*, *Full-Hybride* oder *Plug-In-Hybride* [34]. Die Art der Energiezufuhr ermöglicht eine verallgemeinerte Unterteilung in von außen nicht nachladbare *autarke* Hybridantriebe und *Plug-In-Hybridantriebe* [34]. Autarke Hybridantriebe beziehen ihre elektrische Energie somit ausschließlich aus der Rekuperation beziehungsweise dem generatorischen Betrieb der EM.

Eine weitere Möglichkeit der Klassifikation besteht in der Unterscheidung der Systemspannung an den Klemmen der Traktionsbatterie. Derzeit eingesetzte Systemspannungen bewegen sich im Bereich von 12 V bei Micro-Hybriden, über 48 V

bzw. 320-400 V bei Mild- und Full-Hybriden und bis zu 800 V bei reinen Elektrofahrzeugen. Der Einsatz von Systemspannungen unterhalb der Kleinschutzspannung von 60 V Gleichspannung bietet durch reduzierte Anforderungen der Hochvoltsicherheit (HV-Sicherheit) kostenseitige Vorteile. Entsprechende Vorgaben regelt die VDA320 [59].

In dieser Arbeit wird der Fokus auf autarke, parallele Hybridantriebe gelegt. Die im weiteren Verlauf dieser Arbeit entwickelten Methoden haben jedoch einen allgemeingültigen Charakter und können ebenso für die Auslegung von Plug-In-Hybriden als auch von elektrischen Mehrantriebssystemen eingesetzt werden.

2.1.2 Beispiele autarker Hybridantriebe

Autarke Hybridantriebe haben in den letzten Jahren stark an Bedeutung gewonnen. Dies kann zum einen auf ein steigendes Umweltbewusstsein der Verbraucher, zum anderen auf zunehmend striktere CO_2 -Grenzwerte in vielen Märkten weltweit zurückgeführt werden.

Autarke Hybridantriebe europäischer und amerikanischer Hersteller wiesen in den vergangenen Jahrzehnten vorwiegend geringe Stückzahlen auf. Hierbei wurde der elektrische Antrieb meistens in einen bestehenden konventionellen Antriebsstrang integriert, wodurch überwiegend parallele Hybridantriebe entwickelt wurden. Beispielfhaft kann der C300 BlueTEC Hybrid von Mercedes-Benz genannt werden, welcher 2014 in Serie ging. Dieser Parallel-Hybrid kombiniert einen Dieselmotor mit einer EM mit 20 kW Leistung bei einer Systemspannung von 126 V [42].

Asiatische Hersteller wie Toyota legten hingegen bereits früh den Fokus auf den leistungsverzweigten Hybridantrieb, welcher größerer Anpassungen des mechanischen Triebstrangs und somit großer Stückzahlen bedarf. Beispielfhaft sei hier der Toyota Prius genannt, der bereits ab 1997 in großer Stückzahl vertrieben wird.

Durch die Einführung der 48 V-Systemspannung mit dem Scénic von Renault sowie der S-Klasse von Mercedes-Benz in 2016 bzw. 2017 stiegen die Stückzahlen hybrider Antriebe europäischer Hersteller in den letzten Jahren sprunghaft an.

Aufgrund der geringeren Anforderungen an die Hochvoltsicherheit konnten die Kosten der Hybridisierung derart reduziert werden, dass hybride Antriebe auf 48 V Basis in den kommenden Jahren die konventionellen Fahrzeuge ablösen werden. So ist der seit 2020 erhältliche Golf 8 von Volkswagen in der Benziner-Variante mit Motoren der Familie EA211 evo mit Doppelkupplungsgetriebe durchgängig mit einem Riemen-Starter-Generator (RSG, P0-Anordnung) mit 12 kW elektrifiziert. Dieses System ermöglicht eine Kraftstoffersparnis im Kundenbetrieb von 0,4 Liter je 100 km [10]. Bei Mercedes-Benz ist der 15 kW Integrierte-Starter-Generator (ISG, P1-Anordnung) in der seit 2021 erhältlichen C-Klasse (BR 206) ebenfalls in allen Diesel-Varianten serienmäßig inbegriffen.

2.1.3 Anforderungen

Die Integration autarker Hybridsysteme in großen Stückzahlen erhöht den Druck auf das Spannungsfeld der verschiedenen Anforderungen. Diese lassen sich im Wesentlichen unterteilen in Anforderung hinsichtlich der Fahrleistung, des Komforts, der Effizienz und der durch die Hybridisierung zusätzlich anfallenden Kosten. Weiterhin besteht die Anforderung der Integrierbarkeit, womit eine Begrenzung des verfügbaren Bauraums sowie eine Minimierung des Zusatzgewichtes einhergeht.

Durch die bei autarken Parallel-Hybriden übliche Integration des elektrischen Hybridsystems in einen bestehenden konventionellen Antriebsstrang können die Anforderungen an die Fahrleistung größtenteils als erfüllt angesehen werden. Diese Annahme kann durch Spezialfälle, wie beispielsweise einen Ampelstart in einem P2-Hybriden, ungültig sein. Ein Ampelstart umschreibt hierbei eine Vollastbeschleunigung aus dem Stand. In diesem Fall würde das Fahrzeug zunächst elektrisch anfahren. Die VKM müsste erst gestartet werden, bevor die volle Systemleistung am Abtrieb anliegen kann. Derartige Probleme können jedoch durch eine intelligente Steuerung und/oder Prädiktion des Fahrerwunsches behoben werden. Weiterhin kann obige Annahme ihre Gültigkeit verlieren, falls neben

dem elektrischen Hybridsystem auch der konventionelle Triebstrang inklusive der VKM neu ausgelegt wird.

Der größere elektrische Energieinhalt im Vergleich zum konventionellen Antrieb sowie die direkte Anbindung einer EM in den Triebstrang ermöglichen zusätzliche Komfortfunktionen, wie beispielsweise Vorkonditionierung oder aktive Schwingungsdämpfung. Zusätzlich steigt der Komfort durch längere Zeitabschnitte, in welchen die VKM abgeschaltet werden kann. Somit kann bei Parallel-Hybridfahrzeugen generell von einer Komfortsteigerung ausgegangen werden.

Besonders angespannt sind die Anforderungen hinsichtlich der in Konflikt stehenden Ziele der Kraftstoffeinsparung sowie der zusätzlich anfallenden Kosten. Angestrebt wird einerseits ein minimales Kosten-Nutzen-Verhältnis, andererseits eine Kraftstoffeinsparung oberhalb eines Schwellwerts zur Einhaltung legislativer Vorgaben. Ebenso soll die Spreizung zwischen Zertifizierungs- und Kundenrealverbrauch reduziert werden.

Eine weitere elementare Anforderung an das elektrische Hybridsystem ist die Fähigkeit, die VKM in jeder Lage starten zu können. Für motornaher Antriebe in P0/P1-Position ist dies bei ausreichend verfügbarem Drehmoment gewährleistet. Hingegen benötigen radnahe Antriebe in P3/P4-Position immer ein zusätzliches Startsystem. Einen Sonderfall bilden Antriebe in P2-Position, welche ohne zusätzliches Startsystem einen mitunter großen Anteil der installierten Leistung während einer E-Fahrt-Phase für den VKM-Start vorhalten müssen und somit nicht für den Vortrieb nutzen können. Dies wiederum führt zu Einbußen in der Kraftstoffeinsparung. Um das volle Potential auszuweisen, wird daher in den folgenden Kapiteln für einen P2-Antrieb immer von einem zusätzlichem Startsystem ausgegangen. Ein solches System ist beispielsweise in [E4] beschrieben.

2.2 Auslegung des elektrischen Hybridsystems

Im Rahmen des Auslegungsprozesses des elektrischen Hybridsystems sollen die zur Erreichung der aufgezeigten Anforderungen optimalen Eigenschaften der betreffenden Komponenten identifiziert werden. Hierfür bedarf es parametrisierbarer Modelle der Komponenten zur Abbildung und Variation der Eigenschaften sowie eines Fahrzeugmodells inklusive Energiemanagement zur Evaluierung der Bewertungskriterien. Abbildung 2.3 verdeutlicht den Auslegungsprozess. Die

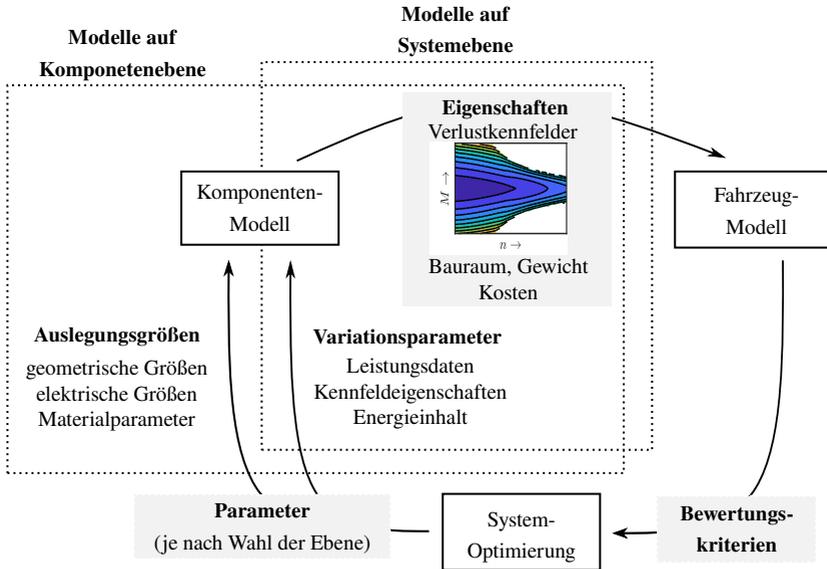


Abbildung 2.3: Ablauf des Auslegungsprozesses und Definition von Ein- und Ausgangsgrößen.

Bewertungskriterien können in Anlehnung an die zuvor identifizierten Anforderungen aufgestellt werden und beinhalten die Effizienz, die Systemkosten, die Fahrleistung, das Gewicht sowie den nötigen Bauraum. Die Eigenschaften des elektrischen Hybridsystems können durch die Variationsparameter definiert werden. Hierzu zählen Leistung, Drehmoment und Maximaldrehzahl des EA, dessen

Bestwirkungsgrad, der Leistungsverlauf über der Drehzahl, die Verlustcharakteristik, beschrieben durch die Form und Lage der Wirkungsgradmuscheln im Kennfeld und der Energieinhalt der Batterie.

Aufgrund der hohen Komplexität des zu lösenden Optimierungsproblems und mangels Verfügbarkeit entsprechender Modelle, insbesondere des EA, ist in der Literatur eine Konzentration auf wenige Bewertungskriterien zu beobachten. Auch die Variationsparameter werden häufig auf grundlegende Größen wie Leistung und Energieinhalt beschränkt. Eine Übersicht relevanter Arbeiten anderer Autoren gibt Tabelle 2.1. Im Folgenden sollen die wichtigsten Arbeiten näher diskutiert werden.

Für die Zielsetzung dieser Arbeit von besonderem Interesse sind die Arbeiten von Danzer [16], Hellberg [33] und Vaillant [71], aufgrund der jeweils entwickelten Modelle des EA zur systematischen Variation der Verlustcharakteristik. Somit können Aussagen über die aus Sicht einer maximalen Kraftstoff einsparung optimalen Eigenschaften des EA getroffen werden. Allerdings erlauben die eingesetzten Methoden keine Rückschlüsse auf die geometrischen Größen, wodurch keine detaillierte Berücksichtigung der Kosten, des Zusatzgewichtes oder der Bauraumrestriktionen erfolgt.

Die Arbeiten von Förster [29], Balazs [4], Weiß [73], Eghtessad [22], Schulte-Cörne [66] und Pourabdollah [63] untersuchen in weiter gefassten Studien zusätzliche Ebenen des Hybridsystems. Unter anderem wird das Zusammenspiel von Fahrer, Fahrzeug und Fahrumgebung untersucht. Viele Arbeiten legen den Fokus auf für den Kundenrealbetrieb repräsentative Fahrzyklen oder die Variation von Parametern des Energiemanagements. Auch Veränderungen im konventionellen Antriebsstrang, wie beispielsweise eine Hubraumreduzierung (engl.: Downsizing), werden thematisiert. Entgegen der anderen genannten Ansätze wendet Pourabdollah [63] eine simultane Optimierung des Auslegungs-Energiemanagement-Problems an. Alle genannten Arbeiten untersuchen insbesondere die Auswirkungen auf die Bewertungskriterien Effizienz und Fahrleistung. Teilweise werden die Kosten vereinfacht abgebildet. Aufgrund der vielen Dimensionen des Lösungsraums beschränkt sich die Variation der Komponenten des Hybridsystems jedoch auf eine stark vereinfachte Skalierung der Leistung sowie des Energieinhalts. Im

Tabelle 2.1: Vergleichende Betrachtung der Bewertungskriterien sowie der Variationsparameter zur Auslegung elektrifizierter Antriebe in der Literatur.

Quelle	Bewertungskriterien				Variationsparameter							
	Effizienz	Kosten	Fahrleistung	Gewicht	Bauraum	el. Leistung	el. Drehmoment	Maximaldrehzahl	Bestwirkungsgrad	Leistungsverlauf	Verlustcharakteristik	Energieinhalt
Danzer [16]	✓		✓	(✓)		✓	✓	✓	✓			✓
Hellberg [33]	✓		✓			✓			✓			✓
Vaillant [71]	✓		✓	(✓)		✓	(✓)		(✓)	(✓)		✓
Förster [29]	✓		✓			✓	(✓)		✓			✓
Balazs [4]	✓		✓	(✓)		✓	(✓)					✓
Weiß [73]	✓	✓	✓			✓	(✓)					✓
Eghtessad [22]	✓	✓	✓			✓	✓	✓				✓
Schulte-Cörne [66]	✓	✓	✓			(✓)	✓					✓
Pourabdollah [63]	✓	✓		(✓)		(✓)	✓					
Fuchs [28]	(✓)	(✓)	(✓)	✓		✓	✓					✓
Ried [65]	(✓)	✓		(✓)	(✓)	✓						✓
Werner [74]	(✓)			✓	✓	(✓)	(✓)	(✓)	(✓)	(✓)	(✓)	(✓)
Grunditz [32]	✓		✓			✓	✓		(✓)	(✓)	(✓)	
Kalt u. a. [40]	✓			(✓)	(✓)	✓	✓		(✓)	(✓)	(✓)	
Ramakrishnan u. a. [64]	✓		(✓)	✓	(✓)	✓	✓		(✓)	(✓)	✓	
Vorl. Arbeit	✓	✓		✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓

✓ : wird berücksichtigt bzw. variiert

(✓) : wird eingeschränkt berücksichtigt bzw. gezielte Variation nicht möglich

Fall des von Pourabdollah [63] eingesetzten simultanen Optimierungsverfahren sind aus methodischen Gründen, neben der Skalierung, auch die Komponentenmodelle stark vereinfacht.

Die Bewertungskriterien Gewicht und Kosten werden in den Arbeiten von Fuchs [28] bzw. Ried [65] in den Fokus gestellt. Empirische Modellansätze ermöglichen eine Beschreibung in der frühen Entwicklungsphase. Andere Kriterien wie Effizienz oder Fahrleistung werden stark vereinfacht abgeschätzt. Allerdings zielen beide Arbeiten auf eine Bewertung auf Gesamtfahrzeugebene ab. Somit findet lediglich eine Variation der grundlegenden Variationsparameter des Hybridsystems statt.

Einen anderen Ansatz verfolgen die Arbeiten von Werner [74], Grunditz [32], Kalt u. a. [40] und Ramakrishnan u. a. [64]. Hier kommen Modelle auf Komponentenebene zum Einsatz, es werden somit die Auslegungsgrößen variiert (vgl. Abbildung 2.3). Ein solches Vorgehen ermöglicht in der Theorie eine vollständige Abdeckung des Lösungsraums. Da jedoch bei diesen Modellen die Eigenschaften nur indirekt verändert werden können, ist eine systematische Variation der Eigenschaften nicht möglich. Des Weiteren sind der vollständigen Variation der vielzähligen Auslegungsgrößen durch Rechenressourcen Grenzen gesetzt, weshalb es auch hier zu Vereinfachungen und Vernachlässigungen kommen muss.

Insbesondere eine systematische Untersuchung des Einflusses der detaillierten Charakteristik des EA auf den Kraftstoffverbrauch und der gleichzeitigen Bewertung der Wechselwirkungen mit den Kriterien Kosten, Gewicht und Bauraum ist in der Literatur bisher unberücksichtigt. Durch die Entwicklung neuer Modelle des EA ermöglicht diese Arbeit die systematische Untersuchung des Einflusses der Eigenschaften des elektrischen Antriebs auf die Bewertungskriterien des autarken Hybridsystems. Hierbei werden die Kriterien Effizienz und Systemkosten sowie Gewicht und Bauraum detailliert bewertet bzw. entsprechend etwaigen Vorgaben eingeschränkt. Auf eine Bewertung der Fahrleistung wird verzichtet. Dies kann durch eine Integration des Hybridsystems in bestehende konventionelle Antriebe begründet werden, da diese bereits sämtliche Anforderungen hinsichtlich

der Fahrleistung erfüllen. Die untersuchten Variationsparameter ermöglichen eine gesamtheitliche Betrachtung des elektrischen Antriebs (EA). Zudem wird der Einfluss der Batterie durch Variation des für den Antrieb nutzbaren Energieinhalts untersucht.

Die zur Parametervariation notwendigen Modelle des EA sollen in den folgenden Abschnitten näher untersucht werden. Bereits in der Literatur zu findende parametrisierbare Modelle werden diskutiert. Der Fokus liegt hierbei auf der vollständigen Variation der elektromechanischen Eigenschaften inklusive der Charakteristik der Verlustkennfelder und der Grenzkennlinien. Zudem wird die Modellierung der Größen Bauraum und Gewicht sowie der Kosten diskutiert.

2.2.1 Elektromechanik

Zur Auslegung des EA kommt häufig eine Optimierung mit unterlagerter Finite-Elemente-Berechnung (FE-Berechnung) der EM zum Einsatz [79]. Ein solches Verfahren ermöglicht die Identifikation der für eine vorgegebene Betriebspunktverteilung optimalen Komponente. Eine entsprechende multikriterielle Optimierung kommt beispielsweise in [24] zum Einsatz, wobei der über die Betriebspunktverteilung gewichtete Wirkungsgrad – auch Zykluswirkungsgrad genannt – eines der Ziele darstellt.

Im Falle eines Triebstrangs mit mehr als einer kraftübertragenden Einheit werden die Betriebspunkte durch ein Energiemanagement (verbrauchs)-optimal bestimmt. Im Fall von Elektro-Hybrid-Antrieben ist im Triebstrang neben der VKM mindestens ein EA integriert. Aus diesem Grund sind die Betriebspunkte, welche der EA durchläuft, abhängig von dessen Eigenschaften. Auch die Eigenschaften der anderen kraftübertragenden Einheiten haben einen Einfluss. Somit führt eine isolierte Optimierung der elektrischen Maschine nicht zu einem optimalen Ergebnis.

Aufgrund der zusätzlichen Freiheitsgrade in Mehrantriebssystemen übersteigt eine Integration der FE-basierten Berechnungsmethodik in eine alle Freiheitsgrade

umfassende Optimierungsumgebung verfügbare Rechenressourcen. Somit werden vereinfachte Modelle des EA benötigt, um die elektromechanischen Eigenschaften variieren zu können. Aus Gründen der Verallgemeinerung der im Fahrzeugmodell eingesetzten Berechnungen werden die elektromechanischen Eigenschaften in der Regel durch (Verlust-)Kennfelder ausgedrückt. In der Literatur verfügbare Methoden zur Erzeugung von Kennfeldern lassen sich – in Abhängigkeit der Ebene der Parametervariation – in die bereits genannten zwei Kategorien einteilen. Tabelle 2.2 gibt eine Übersicht der verwendeten Methoden [E1].

Tabelle 2.2: Klassifizierung von Methoden zur Erzeugung von Kennfeldern des elektrischen Antriebs.

Variationsebene	Methode	Literatur
Komponentenebene (Kennfeldberechnung)	Analytische Rechenverfahren	[40, 45]
	Ersatzschaltbilder	[13, 23, 32]
	Skalierungsgesetze	[56, 64, 68]
	Neuronale Netzwerke	[30, 79]
Systemebene (synthetische Kennfelderstellung)	Verzerrung von Verlustkennfeldern	[3, 4, 22, 28, 29, 66, 73]
	Klassifizierte Datenbank	[19, 71, 74]
	Mathematische Modelle	[11, 16, 33, 63]

Bei einer Variation auf Komponentenebene werden die Auslegungsgrößen des EA variiert. Diese beinhalten geometrische Größen (Durchmesser, Länge, Windungszahl, etc.), elektrische Größen (Strom, Systemspannung, etc.) sowie Materialparameter (Elektroblech, Magnetmaterial, etc.). Aufgrund der großen Anzahl an Auslegungsgrößen ist eine Abdeckung der vollständigen Kombinatorik jedoch nicht möglich. Um die Eigenschaften des so parametrisierten EA zu erhalten, ist eine Kennfeldberechnung notwendig. Diese Berechnung kann mit unterschiedlichen Methoden erfolgen.

Bei Verwendung analytischer Rechenverfahren wird der gesamte Auslegungsprozess, inklusive Stator-, Rotor- und Wicklungsentwurf, während jedes Funktionsaufrufs durchgeführt. Anschließend werden die Flussverkettungen und Verluste in der Stromebene durch analytische Gleichungen bestimmt. Hierbei sind zur Berücksichtigung des Sättigungsverhaltens der nichtlinearen Materialien mehrere

Iterationen notwendig. Die Betriebspunktoptimierung ermittelt anschließend die Verlustkennfelder und Grenzkennlinien in der Drehzahl/Drehmoment-Ebene. Insbesondere für hoch ausgenutzte Synchronmaschinen ist die Genauigkeit analytischer Berechnungen jedoch limitiert. Kalt u. a. [39] veröffentlichten ein Programm zur automatisierten Auslegung und Kennfeldberechnung basierend auf wenigen Eingangsparametern. Dieses Programm wird in Kalt u. a. [40] zur Untersuchung des Einflusses der Auslegungsgrößen auf den Zykluswirkungsgrad angewendet. In einem ähnlichen Programm von Le Berr u. a. [45] wird zur Beschleunigung auf die Modellierung von Sättigungseffekten verzichtet.

Die Modellierung mit Ersatzschaltbildern (ESB) basiert auf einer zuvor ausgelegten und berechneten EM, anhand derer die Elemente des ESB parametrisiert werden. Unter Verwendung von Wachstumsgesetzen ist eine Variation der den ESB-Elementen zugewiesenen Werte möglich. Dies wird beispielsweise von Buecherl u. a. [13] und Grunditz [32] eingesetzt. Wie auch in der Untersuchung von Eroglu u. a. [23] werden Sättigungseffekte häufig vernachlässigt.

Ähnlich der zur Skalierung der mit ESB modellierten EM verwendeten Wachstumsgesetze lassen sich durch entsprechende Skalierungsgesetze auch die Ergebnisse einer FE-Berechnung über der Eisenlänge, der Windungszahl und – unter gewissen Randbedingungen – dem Durchmesser skalieren. Entsprechende Verfahren werden von Stipetic u. Goss [68] für Synchronmaschinen und von Nell u. a. [56] für Asynchronmaschinen beschrieben und beispielsweise von Ramakrishnan u. a. [64] erfolgreich zur optimalen Auslegung der EM in einem Batterie-Elektrofahrzeug eingesetzt.

Seltener verwendet werden Neuronale Netzwerke zur Abbildung des Zusammenhangs zwischen ausgewählten Auslegungsgrößen und den elektromechanischen Eigenschaften des EA. Eingesetzt wird diese Methode von Gletter u. a. [30] und Zăvoianu u. a. [79].

In der zweiten Kategorie, der Variation auf Systemebene, werden die Variationsparameter – und somit die Eigenschaften – direkt variiert. Durch die geringere Anzahl an Variationsparametern erfolgt eine deutliche Reduzierung der Kombinatorik. Im Gegensatz zur Kennfeldberechnung werden die Verlustkennfelder

synthetisch erzeugt. Die hierfür notwendigen Annahmen und Vereinfachungen können jedoch zu einer reduzierten Genauigkeit führen. Auch in dieser Kategorie sind unterschiedliche Methoden zusammengefasst.

Die gängigste Methode zur synthetischen Kennfelderstellung ist die Verzerrung eines Referenzkennfelds, wie in [3, 4, 22, 28, 29, 66, 73] eingesetzt. Hierbei wird ein durch FE-Berechnung oder Vermessung ermitteltes Referenzkennfeld entlang der Drehmoment- und/oder Drehzahlachse gestreckt und gestaucht. Die relative Form und Lage der Wirkungsgradmuscheln ebenso wie der relative Verlauf der Grenzkennlinie über der Drehzahl variiert bei diesem Vorgang nicht. Durch die Einführung von „Technologievarianten“ wird in der Arbeit von Weiß [73] eine diskrete Variation der Kennfeldcharakteristik durchgeführt. Die Verzerrung ist analog zur oben genannten Skalierung über der Eisenlänge und der Windungszahl, jedoch mit einigen Vereinfachungen. So wird von einer kontinuierlichen Variation der Windungszahl ausgegangen, die Veränderung des Verhältnisses von Eisenlänge und Wickelkopflänge wird vernachlässigt und eine Variation der Inverterverluste bleibt unberücksichtigt. Aus diesem Grund ist die zulässige Variation auf einen eingeschränkten Bereich zu begrenzen. In einigen Arbeiten wird auf eine Modellierung der Spannungsabhängigkeit der Kennfelder verzichtet [vgl. 22], was allerdings zu größeren Abweichungen führen kann.

Eine weitere Möglichkeit besteht in der Verwendung einer vorgelagert erzeugten Datenbank von Verlustkennfeldern. Durch Variation der in das Fahrzeugmodell eingesetzten Kennfelder können – im Rahmen der Diskretisierung – die optimalen Eigenschaften der Komponenten identifiziert werden. Dieses Vorgehen wird beispielsweise in den Arbeiten von Domingues u. a. [19] und Werner [74] angewendet. Domingues u. a. [19] ordnen 20 Kennfelder Kategorien entsprechend des Außendurchmessers und der Größe des Konstantleistungsbereichs zu. Diese 20 Charakteristiken werden zur Anpassung der Leistungsdaten im weiteren Verlauf über der Länge skaliert. Um ein kontinuierliches Optimierungsproblem zu erhalten, setzt Vaillant [71] ein Interpolationsverfahren ein. Somit wird aus zwei in der Datenbank hinterlegten Kennfeldern ein neues Kennfeld mit neuen Eigenschaften erzeugt. Eine Überprüfung der physikalischen Umsetzbarkeit des somit generierten EA erfolgt nicht. Die beschriebene Methode ermöglicht zwar eine

Variation der Verlustcharakteristik, jedoch keine hiervon unabhängige Variation von Bestwirkungsgrad und Leistungsverlauf.

Mathematische Modelle werden beispielsweise in Arbeiten eingesetzt, die das Verfahren der konvexen Optimierung anwenden. Diese Algorithmen erfordern eine konvexe Formulierung der Verlustcharakteristik. Wie bei Pourabdollah [63] wird dies typischerweise durch ein Polynom zweiter Ordnung über dem Drehmoment modelliert. Die Koeffizienten variieren analog des Willans Ansatzes über der Drehzahl. Boehme u. a. [11] verwenden eine radiale Green'sche Funktion als Annäherung an ein Verlustkennfeld. Beide Ansätze lassen lediglich eine Skalierung der Verlustleistung über dem Drehmoment zu. Die Verlustcharakteristik wird nicht variiert. Letzteres ermöglichen hingegen die von Hellberg [33] und Danzer [16] entwickelten Methoden. Hellberg [33] modelliert das Wirkungsgradkennfeld mit einem elliptischen Paraboloiden, dem zusätzliche Freiheitsgrade zur translatorischen und rotatorischen Bewegung hinzugefügt werden. Somit entsteht ein Modell zur Beschreibung der Verlustcharakteristik mit neun Freiheitsgraden. Dieses wird mittels der Methode der kleinsten Fehler-Quadrate an ein Referenzkennfeld angenähert. Das beschriebene Modell kann allerdings die steilen Gradienten in den Randbereichen des Wirkungsgradkennfelds nicht ausreichend genau abbilden. Insbesondere ist der Wirkungsgrad entlang der Nulllastlinie nicht definiert, weshalb ein solches Modell des EA ungeeignet erscheint. Die Grenzkennlinie wird vereinfacht mit einem Konstantdrehmoment- und einem Konstantleistungsbereich angenommen. Um die Paraboloiden in ihrer Funktion als Kennfeld zu erhalten, werden „geeignete Restriktionen“ eingeführt. Bei dem von Danzer [16] entwickelten Verfahren wird der motorische Teil des Verlustkennfelds in vier Drehzahl- und drei Drehmomentwerte eingeteilt. Diese zwölf frei variierbaren Verlustpunkte werden mit Polynomkennlinien niederer Ordnung verbunden. Die Bereiche zwischen den Polynomkennlinien werden durch Interpolation ermittelt. Es wird die Bedingung getroffen, dass die Werte der Verlustpunkte sowohl mit dem Drehmoment als auch mit der Drehzahl ansteigen müssen. Zudem werden diese durch mehrstufige Filteralgorithmen nach technisch sinnvollen Kombinationen gefiltert. Eine Variation des Leistungsverlaufs erfolgt nicht. Ein Vergleich eines FE-berechneten und mit

der Methodik erzeugten Wirkungsgradkennfelds weist höhere Abweichungen in der Größenordnung von zwei Wirkungsgrad-Prozentpunkten auf.

2.2.2 Bauraum, Gewicht und Massenträgheit

Neben den elektromechanischen Eigenschaften soll das parametrisierbare Komponentenmodell nach Abbildung 2.3 ebenso die aus einer geometrischen Modellierung resultierenden Größen an das Fahrzeugmodell übergeben. Dies beinhaltet sowohl die Bestimmung des Gewichtes und der Massenträgheit der Komponente als auch die Überprüfung auf eine mögliche Verletzung etwaiger Bauraumrestriktionen.

Eine Variation auf Komponentenebene ermöglicht einen direkten Zugriff auf die geometrischen Größen. Im Falle des Einsatzes von Wachstumsgesetzen können diese, unter Kenntnis der entsprechenden Werte des Referenzdesigns, angepasst werden. Ein solches Vorgehen wird beispielsweise von Ramakrishnan u. a. [64] beschrieben. Dies gilt zumindest für die Umfänge der Aktivteile. Sollen auch die Passivteile berücksichtigt werden, bedarf es Annahmen zu Abmessungen und Gewicht von Kühlmantel, Lagerschilden, Welle, Gehäuse, usw.

Bei einer synthetischen Kennfelderstellung jedoch ist ein Zusammenhang zwischen den elektromechanischen Eigenschaften und den geometrischen Größen in der Regel nicht direkt vorhanden. Eine entsprechende Beschreibung dieses Zusammenhangs wird mit flexibleren Variationsmöglichkeiten der elektromechanischen Eigenschaften zunehmend erschwert.

Zur Bestimmung von Gewicht und Massenträgheit der neu generierten EM bei Verwendung der Methode der Verzerrung von Verlustkennfeldern setzen Balazs [4] und Ried [65] Regressionsfunktionen in Abhängigkeit der EM-Leistung ein. Ein ähnlicher Ansatz wird in der Arbeit von Fuchs [28] gewählt. Zur Abschätzung des Gewichtes kommt ein empirisches Modell in Abhängigkeit von Leistung und Drehmoment auf Basis von Datenblattangaben zum Einsatz. Durch die empirische Modellierung des Rotors als Zylinder wird die Massenträgheit modelliert.

Weiß [73] skaliert das Gewicht der Referenzmaschine unter Berücksichtigung einer konstanten Wickelkopflänge. Da zur Bestimmung der Verlustleistung jedoch der konstante Wickelkopf nicht berücksichtigt wurde, laufen beide Eigenschaften bei größeren Variationen auseinander.

Bei der Verwendung in einer Datenbank abgelegter Kennfelder sind die geometrischen Größen zunächst bekannt. Zur Bestimmung des Gewichtes des Inverters verwendet Werner [74] eine generische Konstruktion auf Basis der Dimensionen der einzelnen Bauteile, welche aus Datenblattangaben abgeschätzt wurden. Im Falle einer Interpolation zwischen den abgespeicherten Kennfeldern geht diese Kenntnis jedoch verloren. So verwendet Vaillant [71] eine leistungsabhängige Regressionsfunktion zur Abschätzung des Gewichtes und der Massenträgheit. Der Einfluss der Verlustcharakteristik auf diese Größen wird somit nicht abgebildet.

Der Einsatz mathematischer Modelle zur Bestimmung der elektromechanischen Eigenschaften erschwert die Bestimmung der geometrischen Größen zusätzlich. Wie von Danzer [16] beschrieben kann eine Rückführung auf technische Auslegungsgrößen allenfalls relativ erfolgen. Da in [16] die Variation über der Leistung, dem Drehmoment, der maximalen Drehzahl und dem Luftspaltdurchmesser erfolgt, wird die Eisenlänge über die Essonsche-Leistungszahl ermittelt. Über eine typische Dichte des Elektroblechs wird im Anschluss die Massenträgheit abgeschätzt. Diese Berechnungsmethodik ist jedoch auf einige Annahmen gestützt und kann den Einfluss der Verlustcharakteristik nicht abbilden.

Ein ähnliches Vorgehen ist ebenfalls für die Abschätzung des Gewichtes und des Bauraums der Batterie zu finden. Weiß [73] skaliert das Gewicht einer Referenzbatterie, wobei die Gewichtsanteile der Zellen, der Kühlung, der Verbinder und Befestigungen mit der Anzahl an Zellen skalieren. Das Gehäuse wird mit der $2/3$ -Potenz der Zellenzahl skaliert und der Gewichtsanteil der E-Komponenten wird konstant gehalten. Balazs [4] trifft die Annahme typischer Energie- und Leistungsdichten. Für die untersuchten autarken Hybridantriebe wird eine Energiedichte von 70 Wh/kg und eine Kurzzeit-Leistungsdichte von bis zu 2180 W/kg unterstellt. Werner [74] ermittelt in aufwändigeren Untersuchungen ein Verhältnis Zellen-zu-Batterie-Volumen von 45-50%. Mit diesem Verhältnis wird auch

das Batteriegewicht auf Basis des Zellengewichtes abgeschätzt. Fuchs [28] ermittelt das Batteriegewicht basierend auf einer Energiedichte der Zelle und einem Füllfaktor von 1,5. Dies entspricht, nach der Definition von Werner [74], einem Verhältnis von 67%.

2.2.3 Kosten

Passend zu den modellierten elektromechanischen und geometrischen Eigenschaften soll das parametrisierbare Komponentenmodell nach Abbildung 2.3 auch die entsprechenden Herstellungskosten abschätzen. Diese setzen sich aus den Material- sowie den Fertigungskosten zusammen. Ried [65] unterteilt die Methoden der Kostenkalkulation in die Gewichtsmethode, die Kurzkalkulation mit einer Einflussgröße, die Zuschlagskalkulation sowie die Prozesskostenrechnung. Für den hier beschriebenen Anwendungsfall kommt häufig die Kurzkalkulation mit einer Einflussgröße zum Einsatz. So verwenden beispielsweise Weiß [73], Eghtessad [22], Fuchs [28], Schulte-Cörne [66] und Pourabdollah [63] für ihre Kostenmodelle des EA einen Grundpreis in Eur/kW und für die BAT einen Grundpreis in Eur/kWh. Die verwendeten Grundpreise variieren stark. Eine Übersicht gibt Tabelle 2.3.

In solchen vereinfachten Kostenmodellen unberücksichtigt bleibt der Einfluss der Verlustcharakteristik und damit das Wechselspiel aus effizienterem Antrieb und kleinerer Batterie. Ebenso unberücksichtigt bleibt der Einfluss der Systemspannung. Vernachlässigt wird somit sowohl der Mehraufwand zur Erfüllung der Anforderungen an die Hochvoltsicherheit als auch ein möglicher Technologiesprung, wie er beispielsweise bei den Halbleitern auftritt. Einer detaillierten Untersuchung von Fritsch u. a. [27] zufolge entstehen bei kleinen Leistungen deutliche Kostenvorteile für 48 V-Systeme. Ein Schnittpunkt, oberhalb dessen der Einsatz des 400 V-Systems kostenseitige Vorteile bringt, wird der Studie zufolge bei circa 65 kW erreicht.

Tabelle 2.3: Grundpreise zur Kostenkalkulation in der Literatur.

Quelle	Jahr	Grundpreis	
		EA	BAT
Weiß [73]	2018	400 Eur+20 Eur/kW	200 Eur+300 Eur/kWh
Schulte-Cörne [66]	2015	30 Eur/kW	400 Eur/kWh
Fuchs [28]	2014	10 Eur/kW	150 Eur/kWh
Duleep u. a. [21]	2011	40 Eur+6,4 Eur/kW (EM, 2020)	180 Eur+310 Eur/kWh (2020)
		40 Eur+8,0 Eur/kW (INV, 2020)	
		32 Eur+5,1 Eur/kW (EM, 2030)	180 Eur+185 Eur/kWh (2030)
		32 Eur+6,4 Eur/kW (INV, 2030)	
Fries u. a. [26]	2017		200 Eur+165 Eur/kWh (2020)
			200 Eur+141 Eur/kWh (2030)

2.3 Zusammenfassung und Forschungsfrage

In diesem Kapitel werden die nötigen Grundlagen für den weiteren Verlauf dieser Arbeit geschaffen. Wichtige Begriffe wie der elektrische Antrieb und das elektrische Hybridsystem sowie das betrachtete System und die Systemgrenzen werden definiert.

Ebenfalls werden Methoden zur Auslegung des elektrischen Hybridsystems in der Literatur diskutiert. In Bezug auf die parametrisierbare Modellierung elektrischer Antriebe sind in der Literatur vorhandene Methoden entweder zu rechenintensiv, zu ungenau oder decken nicht den gesamten Variationsbereich ab. Insbesondere die Variation der Kennfeldcharakteristik bleibt meist unberücksichtigt.

Darauf basierend kann die Forschungsfrage formuliert werden: *Kann eine Methodik entwickelt werden, die eine systematische Variation aller relevanten Eigenschaften des EA durch synthetisch erzeugte Kennfelder ermöglicht? Kann diese Methodik einen Rückschluss der entstehenden Auswirkungen auf die Kosten und das Gewicht zulassen?* Mit der entwickelten Methodik soll anschließend der Einfluss der Eigenschaften des EA auf die Bewertungskriterien von autarken

Hybridantrieben aufgezeigt werden. Ferner sollen die für einen konkreten Anwendungsfall (Fahrzeug, Fahrprofil) unter verschiedenen Gesichtspunkten (Effizienz, Kosten, Fahrzeuggewicht) optimalen Eigenschaften des elektrischen Hybridsystems identifiziert werden.

Es wird eine mehrstufige, datenbankgestützte Methodik vorgeschlagen:

1. Darstellung des Variationsspektrums der Eigenschaften elektrischer Antriebe durch eine systematische Abtastung des Lösungsraums (Kapitel 4). Die Methodik soll eine handhabbare Rechendauer aufweisen und auf Hochleistungsrechner (engl.: high-performance cluster) und teure Lizenzgebühren verzichten.
2. Entwicklung kontinuierlich parametrisierbarer Modelle zur Beschreibung aller relevanten Eigenschaften elektrischer Antriebe unter Verwendung einer möglichst geringen Anzahl an Modellparametern (Kapitel 5).
3. Begrenzung des Wertebereichs der Modellparameter auf einen physikalisch gültigen Bereich (Kapitel 5) durch Nutzung des zuvor dargestellten Variationsspektrums der Eigenschaften.
4. Identifikation des Einflusses der Eigenschaften des Hybridantriebs auf die Bewertungsgrößen (Kapitel 6) und Ermittlung der optimalen Eigenschaften unter verschiedenen Gesichtspunkten in einer Systemoptimierung (Kapitel 7).

3 Berechnungsgrundlagen

In diesem Kapitel werden zunächst die in der vorliegenden Arbeit zur Berechnung elektrischer Hybridsysteme angewandten Grundlagen und Methoden vorgestellt. Anschließend werden die verwendeten mathematischen Methoden zur Modellbildung und Optimierung diskutiert. Diese Methoden bilden die Grundlage für das weitere Vorgehen.

3.1 Berechnungsverfahren

Im Folgenden sollen die grundlegenden Verfahren zur Berechnung der wesentlichen Komponenten des Hybridsystems vorgestellt werden. Diese Verfahren wurden aus der Literatur abgeleitet. Entsprechende Verweise sind an gegebenen Stellen vermerkt. Des Weiteren wird das verwendete Verfahren zur Bewertung der Längsdynamik hybrider Antriebsstränge aufgezeigt.

3.1.1 Elektrische Maschinen

Zur Bewältigung der großen Anzahl der betrachteten Freiheitsgrade wird in dieser Arbeit ausschließlich die in Hybridantrieben mehrheitlich eingesetzte Permanentmagnet erregte Synchronmaschine (PMSM) berücksichtigt. Es wird von einem Rotordesign mit vergrabenen Magneten und einer Magnetschicht ausgegangen. Zur Vereinfachung kommt nur ein Permanentmagnet (PM) je Pol zum Einsatz. Die vorgestellten Methoden sind allerdings prinzipiell auf andere Rotordesigns

erweiterbar. Abbildung 3.1 zeigt die Abwicklung eines Pols der verwendeten Geometrie und definiert die entsprechenden Parameter und Bezugsgrößen.

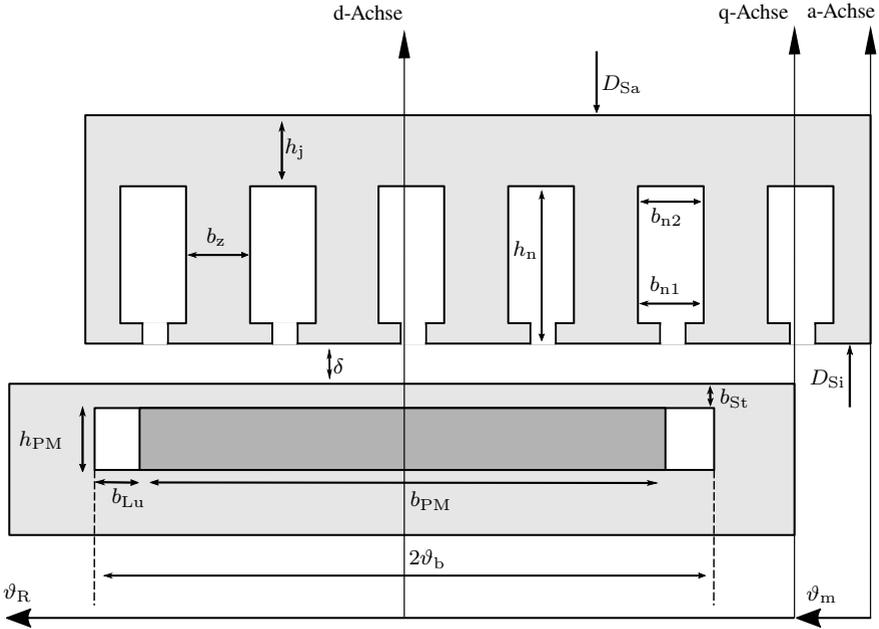


Abbildung 3.1: Definition der verwendeten Parameter und Bezugsgrößen zur Berechnung elektrischer Maschinen.

Entwurfsvorgang

Aufgrund der hohen Komplexität ist der Auslegungsprozess elektrischer Maschinen in mehrere Schritte unterteilt. Der erste Schritt ist der Entwurfsvorgang. Dieser dient der Bestimmung der zur Erreichung der Anforderungen benötigten Grobabmessungen und des Wicklungsentwurfs.

Grobabmessungen Ein zur Bestimmung der Grobabmessung besonders hilfreiches Verfahren wurde von Honsinger [35] aufgestellt. Aus diesem resultiert die $D_{\text{Sa}}^3 l_{\text{Fe}}$ -Gleichung, welche einen Zusammenhang zwischen den Außenabmessungen (Statordurchmesser D_{Sa} und Eisenlänge l_{Fe}) und dem resultierenden Drehmoment M herstellt. Unter Vernachlässigung etwaiger Nutradien ergibt sich mit der Luftspaltflussdichte B_δ , der Stromdichte J_S , dem Kupferfüllfaktor k_{Cu} und einer Ausnutzungsfunktion f_o

$$M \propto B_\delta J_S k_{\text{Cu}} \cdot f_o(\lambda) \cdot D_{\text{Sa}}^3 l_{\text{Fe}}. \quad (3.1)$$

Durch eine geschickte Formulierung der Verhältnisse G der im Luftspalt, den Statorzähnen und dem Statorjoch auftretenden Flussdichten B ,

$$G_z = (B_\delta / B_z) / k_{\text{Fe}} \quad (3.2a)$$

$$G_j = (B_\delta / B_j) / k_{\text{Fe}} / p \quad (3.2b)$$

$$a_1 = (G_z + G_j)^2 - (1 - G_z)^2 \quad (3.2c)$$

$$a_2 = G_z + G_j \quad (3.2d)$$

kann ein optimales Verhältnis λ zwischen Luftspalt- und Außendurchmesser (D_{Si} bzw. D_{Sa}) ermittelt werden. k_{Fe} entspricht hierbei dem Stapelfaktor.

$$\lambda (f_o = \max) = \frac{2a_2 - \sqrt{4a_2^2 - 3a_1}}{3a_1}. \quad (3.3)$$

Somit besteht eine Kombination aus Flussdichteverhältnissen und Luftspaltdurchmesser, die zu einem maximalen Drehmoment innerhalb eines vorgegebenen Bauraums führt. Sind sowohl der Außendurchmesser, die Nut/Pol-Konfiguration (Kombination aus Nutzahl N_S und Polpaarzahl p), als auch die relativen Flussdichteverhältnisse G_j und G_z bekannt, lassen sich die entsprechenden optimalen Geometrieparameter des Stators (vgl. Abbildung 3.1) abschätzen.

$$D_{Si} = \lambda D_{Sa} \quad (3.4a)$$

$$h_j = \frac{D_{Si}}{2p} \frac{B_\delta / B_j}{k_{Fe}} \quad (3.4b)$$

$$h_n = (D_{Sa} - D_{Si}) / 2 - h_j \quad (3.4c)$$

$$b_z = \frac{\pi D_{Si}}{N_S} \frac{B_\delta / B_z}{k_{Fe}} \quad (3.4d)$$

$$b_{n1} = \frac{\pi D_{Si}}{N_S} \left(1 - \frac{B_\delta / B_z}{k_{Fe}} \right) \quad (3.4e)$$

$$b_{n2} = \frac{\pi}{N_S} \left[D_{Sa} - D_{Si} \left(\frac{B_\delta / B_z}{k_{Fe}} + \frac{1}{p} \frac{B_\delta / B_j}{k_{Fe}} \right) \right] \quad (3.4f)$$

Wicklungsentwurf Das erste Ziel der Wicklungsauslegung ist die Ermittlung einer gültigen und aus Bauraum- und fertigungstechnischen Gründen umsetzbaren Wicklung. Das zweite Ziel ist die Bestimmung der Charakteristika einer Wicklung. Die zur Kraftübertragung sowie zur Effizienz und Geräuschbildung maßgeblichen Charakteristika stellen der Grundwellenwicklungsfaktor und die Oberwellenstreuung dar. Beide werden hauptsächlich durch die Lochzahl q und die Sehnung bestimmt. Ein entsprechendes allgemeingültiges Verfahren zur Bestimmung dieser Größen wird von Bianchi u. Dai Pré [9] vorgeschlagen. Zunächst werden die Periodizität t , der mechanische Winkel zwischen zwei Nuten einer Phase α_{ph} und die Anzahl an Nuten je Phase N_{ph} bestimmt.

$$t = \text{ggT}(N_S, p) \quad (3.5a)$$

$$\alpha_{ph} = 2\pi t / N_S \quad (3.5b)$$

$$N_{ph} = N_S / (m_{ph} t) \quad (3.5c)$$

Eine gültige Wicklung muss die Bedingung

$$N_{ph} \in \mathbb{N} \quad (3.6a)$$

erfüllen. Damit lässt sich der Gruppenfaktor $\xi_{\text{gr},\nu}$ für jede Harmonische mit der Ordnung ν berechnen.

$$\xi_{\text{gr},\nu} = \frac{\sin\left(\frac{N_{\text{ph}}}{2} \frac{\alpha_{\text{ph}}}{2} |\nu_e|\right)}{\frac{N_{\text{ph}}}{2} \sin\left(\frac{\alpha_{\text{ph}}}{2} |\nu_e|\right)}, \quad \text{falls } N_{\text{ph}} \text{ gerade} \quad (3.7a)$$

$$\xi_{\text{gr},\nu} = \frac{\sin\left(N_{\text{ph}} \frac{\alpha_{\text{ph}}}{4} |\nu_e|\right)}{N_{\text{ph}} \sin\left(\frac{\alpha_{\text{ph}}}{4} |\nu_e|\right)}, \quad \text{falls } N_{\text{ph}} \text{ ungerade} \quad (3.7b)$$

Mit dem Spulenspannwinkel α_{sp} und der Spulenschrittweite y ergibt sich der Sehnungsfaktor $\xi_{\text{sp},\nu}$.

$$\alpha_{\text{sp}} = \frac{2\pi p y \nu_e}{N_s} \quad (3.8a)$$

$$\xi_{\text{sp},\nu} = \sin\left(\frac{\alpha_{\text{sp}}}{2}\right) \quad (3.8b)$$

Der Wicklungsfaktor ξ_ν folgt aus dem Produkt von Gruppen- und Sehnungsfaktor. Hierbei entspricht die Ordnung $\nu = 1$ der Grundwelle, $\nu > 1$ den Harmonischen und $\nu < 1$ den eventuell auftretenden Subharmonischen.

$$\xi_\nu = \xi_{\text{gr},\nu} \xi_{\text{sp},\nu} \quad (3.9)$$

Analytische Berechnung

Das zuvor zur Bestimmung der Grobabmessungen vorgestellte Verfahren vernachlässigt den Effekt der Reluktanz. Dieser entsteht bei im Rotor vergrabenen Magneten durch die über den Umfang veränderliche magnetische Leitfähigkeit (Anisotropie). Somit kann der Entwurfsvorgang nur als eine grobe Erstabschätzung eingesetzt werden. Um eine genauere Aussage zur Leistungsfähigkeit einer PMSM treffen zu können sowie zur Durchführung einer Verlustoptimierung, ist eine detaillierte analytische Berechnung notwendig. Hierfür eignet sich das von

Bianchi u. a. [7, 8] vorgestellte und von Barcaro [5] weiterentwickelte anisotrope Modell.

Nach [5] erfolgt zunächst die Berechnung des Strombelags K_S im rotorfesten Bezugssystem mit Hilfe der Phasenzahl m_{ph} , der Windungszahl w_{str} und des Luftspaltdurchmessers D_{Si} .

$$\hat{K}_\nu = \frac{2m_{\text{ph}}\xi_\nu w_{\text{str}}}{\pi D_{\text{Si}}} \hat{I} \quad (3.10a)$$

$$K_S = \sum_\nu \hat{K}_\nu \sin(\nu_e p \vartheta_R + (\nu_e - 1) p \vartheta_m - \alpha_I) \quad (3.10b)$$

Hierbei stellt ϑ_R den Koordinatenwinkel im Rotorreferenzsystem in mechanischen rad und ϑ_m die Rotorposition in mechanischen rad und α_I den Stromvorsteuerwinkel dar. Anschließend wird das magnetische Potential des Stators F_S (Felderregerkurve) berechnet [5].

$$F_S = \sum_\nu \frac{\hat{K}_\nu}{\nu_e} \frac{D_{\text{Si}}}{2p} \cos(\nu_e p \vartheta_R + (\nu_e - 1) p \vartheta_m - \alpha_I) \quad (3.11)$$

Hervorgerufen durch das magnetische Potential des Stators fließt ein Fluss durch den Rotor. In [5] wird dem Segment aus magnetisch leitendem Blech, abgegrenzt durch die Flussbarriere (Magnettasche), ein magnetisches Potential zugewiesen. Dieses magnetische Potential des Rotors F_R berechnet sich proportional zum Fluss und der Reluktanz der Flussbarriere [5].

$$a = \frac{\frac{D_{\text{Si}}}{2\delta} \frac{h_{\text{PM}}}{b_{\text{PM}} + 2b_{\text{Lu}}}}{1 + \frac{D_{\text{Si}}}{2\delta} \frac{h_{\text{PM}}}{b_{\text{PM}} + 2b_{\text{Lu}}} 2\vartheta_b} \quad (3.12a)$$

$$\lambda = \nu_e \frac{\pi}{2} + (\nu_e - 1) \vartheta_m - \alpha_I \quad (3.12b)$$

$$F_R = -a D_{\text{Si}} \sum_\nu \frac{\hat{K}_\nu}{(p\nu_e)^2} \cos(\lambda) \sin(p\nu_e \vartheta_b) \quad (3.12c)$$

Aus diesen Größen kann die durch das Einprägen eines Stromes in die Statorwicklung hervorgerufene magnetische Flussdichte im Luftspalt berechnet werden [5]. Abbildung 3.2a zeigt die Kurvenverläufe für eine exemplarische EM.

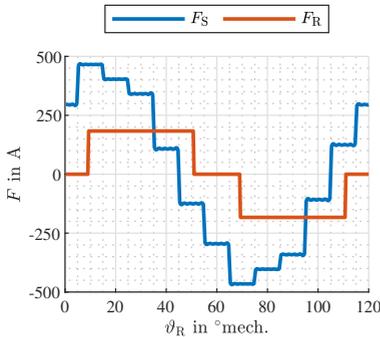
$$B_{\delta,I}(\vartheta_R, \vartheta_m) = (F_S - F_R) \frac{\mu_0}{\delta} \quad (3.13)$$

Zur Berechnung der im Leerlauf zusätzlich durch den PM im Luftspalt hervorgerufenen magnetischen Flussdichte kann das Verfahren von Zhu u. a. [78] eingesetzt werden. Hierbei wird das in Abbildung 3.3 dargestellte Ersatzschaltbild verwendet. Zur Bestimmung des über den Steg fließenden Streuflusses $\Phi_{s,St} = B_{sat} b_{St} l_{Fe}$ wird die Annahme einer konstanten gesättigten Flussdichte $B_{sat} = 2 \text{ T}$ getroffen. Mit dem Remanenzfluss $\Phi_{r,PM} = B_{r,PM} b_{PM} l_{Fe}$ und den Ersatzwiderständen

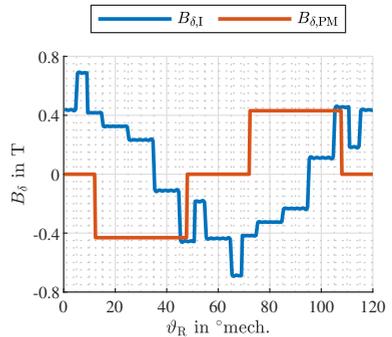
$$R_{PM} = \frac{h_{PM}}{\mu_0 \mu_{r,PM} b_{PM} l_{Fe}} \quad (3.14a)$$

$$R_{Lu} = \frac{h_{PM}}{\mu_0 b_{Lu} l_{Fe}} \quad (3.14b)$$

$$R_{\delta} = \frac{\delta}{\mu_0 \frac{\alpha_p (D_{Si} - \delta)}{2p} l_{Fe}} \quad (3.14c)$$



(a) Magnetisches Potential



(b) Luftspaltflussdichte

Abbildung 3.2: Darstellung des Kurvenverlaufs des magnetischen Potentials sowie der Luftspaltflussdichte exemplarisch für eine EM mit 36 Nuten und 6 Polen bei einem Stromvorsteuerwinkel $\alpha_I = 45^\circ$. Die Darstellung zeigt ein Polpaar.

kann der durch den PM im Luftspalt hervorgerufene Fluss $\Phi_{\delta,PM}$ berechnet werden. Je nach Orientierung des Magneten ergibt sich die durch den PM im Luftspalt hervorgerufene magnetische Flussdichte.

$$B_{\delta,PM}(\vartheta_R) = -\frac{\Phi_{\delta,PM}}{\frac{\alpha_P(D_{Si}-\delta)}{2p}l_{Fe}}, \text{ für } \frac{\pi}{2} - \frac{\alpha_P}{2} \leq p\vartheta_R \leq \frac{\pi}{2} + \frac{\alpha_P}{2} \quad (3.15a)$$

$$B_{\delta,PM}(\vartheta_R) = \frac{\Phi_{\delta,PM}}{\frac{\alpha_P(D_{Si}-\delta)}{2p}l_{Fe}}, \text{ für } \frac{3\pi}{2} - \frac{\alpha_P}{2} \leq p\vartheta_R \leq \frac{3\pi}{2} + \frac{\alpha_P}{2} \quad (3.15b)$$

$$B_{\delta,PM}(\vartheta_R) = 0, \text{ sonst} \quad (3.15c)$$

Hierbei entspricht α_P dem Polbedeckungswinkel in elektrischen rad. Aufgrund der Vernachlässigung des Einflusses der Nutung ist $B_{\delta,PM}$ unabhängig von der Rotorposition ϑ_m .

Die magnetische Flussdichte im Luftspalt ergibt sich aus der Summe beider Anteile. Abbildung 3.2b zeigt die Kurvenverläufe für eine exemplarische EM.

$$B_{\delta}(\vartheta_R, \vartheta_m) = B_{\delta,PM}(\vartheta_R) + B_{\delta,I}(\vartheta_R, \vartheta_m) \quad (3.16)$$

Aus der Verteilung der magnetischen Flussdichte und des Strombelags kann anschließend das Drehmoment berechnet werden [5, 55].

$$M(\vartheta_m) = -\frac{D_{Si}^2 l_{Fe}}{4} \int_0^{2\pi} B_{\delta}(\vartheta_R, \vartheta_m) K_S(\vartheta_R, \vartheta_m) d\vartheta_R \quad (3.17)$$

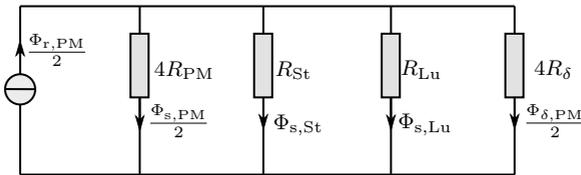


Abbildung 3.3: Ersatzschaltbild zur Berechnung der durch den Permanentmagnet im Luftspalt hervorgerufenen magnetischen Flussdichte.

Durch eine Integration der Flussdichte über der durch eine Spule aufgespannten Fläche werden die Haupt-Flussverketungen für jeden Strang a-c ermittelt. Hierzu erfolgt eine Transformation auf das statorfeste Bezugssystem mit dem Koordinatenwinkel ϑ_S . Hierbei ist y_0 die Spulenschrittweite einer Durchmesserspule.

$$y_0 = \frac{N_s}{2p} \quad (3.18a)$$

$$\alpha_{sp} = \frac{2\pi}{2p} \frac{y}{y_0} \quad (3.18b)$$

$$\vartheta_S = \vartheta_R + \vartheta_m \quad (3.18c)$$

$$\Psi_a(\vartheta_m) = l_{Fe} w_{str} \int_{-\alpha_{sp}/2}^{\alpha_{sp}/2} B_\delta(\vartheta_S, \vartheta_m) d\vartheta_S \quad (3.18d)$$

Zur Berücksichtigung der Streuinduktivitäten sind in der Literatur unterschiedliche Näherungen zu finden. Zur Bestimmung der Nut- und Zahnkopfstreuinduktivität $L_{str,\sigma_{nz}}$ wird häufig ein Streuleitwert λ_{nz} angenommen. Dieser ist von der Nutform und der Luftspalthöhe abhängig. Werte liefern beispielsweise Müller u. a. [55]. Für die Wickelkopfstreuinduktivität $L_{str,\sigma_{wk}}$ kann die Näherung von Rosa und Grover verwendet werden. Diese findet beispielsweise in der kommerziellen Software Motor-CAD Anwendung [54]. Dabei ist τ_p die Polteilung und A_n die Nutfläche. Die Stranginduktivität L_{str} ergibt sich aus der Summe der Hauptinduktivität $L_{str,h}$ und den Streuinduktivitäten.

$$L_{str,\sigma_{nz}} = 2\mu_0 l_{Fe} \frac{w_{str}}{pq} \lambda_{nz} \quad (3.19a)$$

$$L_{str,\sigma_{wk}} = \frac{N_s}{2m_{ph}} \mu_0 \tau_p \frac{y}{y_0} w_{sp}^2 \left[\ln \left(\frac{\tau_p \frac{y}{y_0} \pi \sqrt{\pi}}{\sqrt{2A_n}} \right) - 0.75 \right] \quad (3.19b)$$

$$L_{str} = L_{str,h} + L_{str,\sigma_{nz}} + L_{str,\sigma_{wk}} \quad (3.19c)$$

Die in der EM auftretenden elektromagnetischen Verlustprozesse lassen sich unterteilen in Ummagnetisierungs- und Stromwärmeverluste. Für die analytische

Berechnung werden die Ummagnetisierungsverluste in dieser Arbeit auf die Eisenverluste beschränkt. Die Magnetverluste werden nicht gesondert berechnet. Die Eisenverluste $P_{V,Fe}$ bestehen aus Hysterese- und Wirbelstromverlusten und werden häufig über die Jordan/Steinmetz-Gleichung im Frequenzbereich berechnet. Hierfür wird die Flussdichte B durch eine Fourier-Transformation in ihre Anteile bei verschiedenen Frequenzen $B(f)$ zerlegt.

$$P_{V,Fe}(f) = k_{\text{hyst}}B(f)^2 f + k_{\text{wirb}}B(f)^2 f^2 \quad (3.20)$$

Eine abweichende Berechnungsmethode im Zeitbereich wird von Lin u. a. [46] vorgeschlagen. Aufgrund der besseren numerischen Stabilität und des Entfalls der Fourier-Zerlegung wird diese Methode im Folgenden verwendet.

$$P_{V,Fe,\text{hyst}}(t) = \frac{1}{\pi} k_{\text{hyst}} \max(B) \frac{dB}{dt} \quad (3.21a)$$

$$P_{V,Fe,\text{wirb}}(t) = \frac{1}{2\pi^2} k_{\text{wirb}} \left(\frac{dB}{dt} \right)^2 \quad (3.21b)$$

Für die Berechnung ist die lokale magnetische Flussdichte entscheidend. In der analytischen Berechnung ist die örtliche Auflösung der Flussdichte auf den jeweiligen Kollektor (Zahn, Joch, usw.) beschränkt. Innerhalb eines Kollektors wird eine homogene Flussdichte angenommen. Die Summe der Kollektoren bildet die Gesamt-Eisenverluste. Rotorverluste werden in der analytischen Berechnung vernachlässigt.

Die Stromwärmeverluste $P_{V,Cu,dc}$ werden mit Hilfe des Wicklungswiderstands R_{str} bestimmt. Durch Stromverdrängungseffekte zusätzlich hervorgerufene Verluste $P_{V,Cu,ac}$ können über einen frequenz- und geometrieabhängigen Widerstandszuschlagsfaktor k_n berücksichtigt werden. Entsprechende Berechnungsgänge sind beispielsweise in [6] zu finden.

$$P_{V,Cu,dc} = m_{ph} R_{str} I_{str} \quad (3.22a)$$

$$P_{V,Cu,ac} = m_{ph} R_{str} (k_n - 1) I_{str} \quad (3.22b)$$

Numerische Berechnung

Aufgrund der starken Nichtlinearität hochausgenutzter PMSM mit vergrabenen Magneten ist die analytische Berechnung für die Generierung von Verlustkennfeldern zu ungenau. Insbesondere die Eisenverluste, die für thermische Untersuchungen notwendige Örtlichkeit der Verluste als auch auftretende Entmagnetisierungseffekte können analytisch nicht mit der benötigten Genauigkeit berechnet werden. Für diesen Zweck wird in der Regel eine FE-Berechnung mit einer kommerziellen Software eingesetzt. Abbildung 3.4 zeigt die mittels elektromagnetischer FE-Berechnung ermittelte magnetische Flussdichte sowie die mit einer strukturmechanischen FE-Analyse berechnete mechanische Spannung im Rotor.

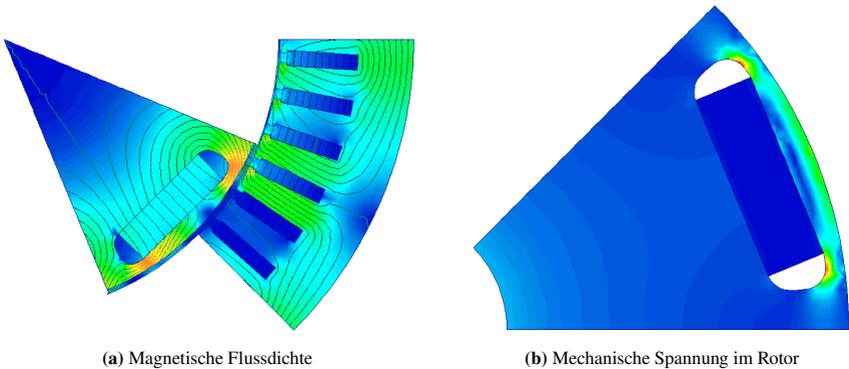


Abbildung 3.4: Elektromagnetische und mechanische FE-Berechnung elektrischer Maschinen.

Mittels FE-Berechnung können sowohl die Flussverkettungen als auch die Verluste mit hoher Genauigkeit bestimmt werden. Zusätzliche fertigungsbedingte

oder in der Berechnung vernachlässigte Verluste werden über Korrekturfaktoren berücksichtigt. Hierzu gehören das nicht ideale Aufmagnetisieren der PM, Lufteinschlüsse bzw. Isolationsschichten zwischen den gestapelten Blechlamellen, elektrische Kurzschlüsse der Bleche in axialer Richtung durch Stanzkanten oder Schweißnähte oder Zusatzverluste durch im Umrichter erzeugte Stromoberwellen. Typische Korrekturfaktoren und deren Wertebereiche sind in Tabelle 3.1 gegeben.

Tabelle 3.1: Korrekturfaktoren zur Berücksichtigung weiterer Effekte während der FE-Berechnung elektrischer Maschinen.

Korrekturfaktor	Typ. Wertebereich in [-]	Bedeutung
k_{Br}	0,9-1	Fertigungsbedingte Reduzierung der Remanenzflussdichte der Magneten
k_{Fe}	0,95-1	Durch Isolation bedingte Verringerung der magnetisch wirksamen Eisenlänge
k_{Ls}	1,5-2	Zuschlagsfaktor für die Wickelkopfstreueinduktivität
k_{PvFe}	1,5-2	Berücksichtigung von fertigungsbedingten und vernachlässigten Zusatzverlusten

Betriebspunktoptimierung

Zuletzt erfolgt die Kennfeldberechnung inklusive Betriebspunktoptimierung. Als Optimierungsstrategie wird häufig die MTPA-Regelstrategie (engl.: maximum torque per ampere) verwendet. Hierbei werden für jede zu berechnende Stützstelle die Verluste über der Frequenz skaliert und die Spannungsgleichungen gelöst.

$$u_d = R_{str} i \sin(\alpha_I) - 2\pi f L_q(i, \alpha_I) i \cos(\alpha_I) \quad (3.23a)$$

$$u_q = R_{str} i \sin(\alpha_I) + 2\pi f [\Psi_{PM}(i, \alpha_I) - L_d(i, \alpha_I) i \sin(\alpha_I)] \quad (3.23b)$$

$$|u| = \sqrt{u_d^2 + u_q^2} \leq u_{max} \quad (3.23c)$$

Dabei entspricht u_{\max} der Spannung, welche vom Inverter bei gegebener DC-Spannung U_{dc} maximal gestellt werden kann. Anschließend werden jene Betriebspunkte in der Stromebene aussortiert, die die Spannungsgleichungen verletzen. Aus den verbleibenden Wertepaaren kann eine beliebige Lösung ausgewählt werden, die das geforderte Drehmoment erfüllt. Bei Verwendung einer MTPA-Regelstrategie wird jene Kombination ausgewählt, die den geringsten Strombetrag aufweist. Somit handelt es sich um ein Optimierungsproblem mit Nebenbedingungen.

Mechanische Verluste werden nach der Berechnung zu den elektromagnetischen Verlusten hinzugefügt. Hierzu eingesetzte Reibkennlinien werden vorab bei nicht-aufmagnetisiertem Rotor vermessen. Zur Vorausberechnung wird häufig eine gemessene Reibkennlinie einer ähnlichen Maschine verwendet und ggf. über dem Durchmesser oder der Länge skaliert.

3.1.2 Inverter

In Abbildung 3.5 ist das Prinzipbild eines Inverters in B6-Brückenschaltung gezeigt, der in automobilen Anwendungen zum Einsatz kommt.

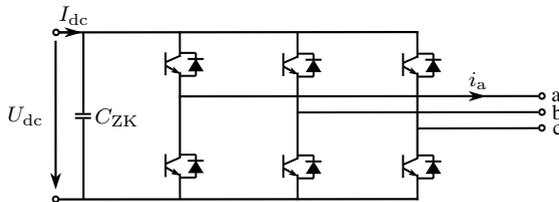


Abbildung 3.5: Prinzipbild eines 2-Level Inverters in B6-Brückenschaltung.

Als Pulsmuster zur Ansteuerung der sechs Schaltelemente wird häufig das Raumzeigermodulations-Verfahren (RZM) verwendet. Manche Hersteller von EA für 48 V-Anwendungen wechseln im Feldschwäcbereich auf die Blocktaktung, um die Leistungsfähigkeit zu erhöhen. Der maximale Modulationsfaktor

bestimmt die Höhe der Wechselspannung, welche der Umrichter AC-seitig maximal stellen kann. Dieser kann nach Taha u. a. [69] für das RZM-Verfahren bestimmt werden.

$$m_i = \frac{\hat{U}_{\text{str}}}{U_{\text{dc}}/2} \stackrel{\text{RZM}}{\leq} \frac{1}{\cos\left(\frac{\pi}{2m_{\text{ph}}}\right)} \quad (3.24)$$

Zur Berechnung der Verluste werden die Bauteile je nach Spannungsklasse ausgewählt und anschließend die Chipfläche entsprechend der geforderten Leistung skaliert. Nach Wintrich u. a. [76] können die Verluste berechnet werden. Hierbei steht der Index T für den Transistor, D für die Diode, d für die Durchlass- und s für die Schaltverluste.

$$P_{V,T,d} = \left(\frac{1}{2\pi} + \frac{m_i \cos \varphi}{8}\right) U_{T0} \hat{I} + \left(\frac{1}{8} + \frac{m_i \cos \varphi}{3\pi}\right) r_T \hat{I}^2 \quad (3.25a)$$

$$P_{V,D,d} = \left(\frac{1}{2\pi} - \frac{m_i \cos \varphi}{8}\right) U_{D0} \hat{I} + \left(\frac{1}{8} - \frac{m_i \cos \varphi}{3\pi}\right) r_D \hat{I}^2 \quad (3.25b)$$

$$P_{V,T,s} = f_{\text{takt}} E_{\text{on/off}} \frac{1}{\pi} \left(\frac{\hat{I}}{I_{\text{ref}}}\right)^{k_{i,T}} \left(\frac{U_{\text{dc}}}{U_{\text{ref}}}\right)^{k_{v,T}} (1 + \alpha_T(T_j - T_{\text{ref}})) \quad (3.25c)$$

$$P_{V,D,s} = f_{\text{takt}} E_{\text{rec}} \frac{1}{\pi} \left(\frac{\hat{I}}{I_{\text{ref}}}\right)^{k_{i,D}} \left(\frac{U_{\text{dc}}}{U_{\text{ref}}}\right)^{k_{v,D}} (1 + \alpha_T(T_j - T_{\text{ref}})) \quad (3.25d)$$

mit $k_{i,T} \approx 1$, $k_{i,D} \approx 0,6$, $k_{v,T} \approx 1,3..1,4$, $k_{v,D} \approx 0,6$. Die Inverterverluste und die EM-Verluste werden addiert und als Verlustkennfeld über der Drehzahl, dem Drehmoment und der DC-Spannung abgelegt.

Die nötige Größe der Zwischenkreiskapazität C_{zk} kann über die Strombelastung I_C (engl.: current stress) des Kondensators bestimmt werden und ist somit abhängig vom Leistungsfaktor. Nach Kolar u. Round [43] kann I_C für PMSM mit einem Leistungsfaktor nahe eins nach oben abgeschätzt werden. Unter Annahme

einer maximal zulässigen DC-seitigen Spannungswelligkeit ΔU_{\max} ergibt sich schließlich C_{zk} .

$$I_{C,\max} \approx \frac{1}{\sqrt{2}} I_{L,\max} \quad (3.26a)$$

$$C_{zk} = \frac{I_{C,\max}}{2f_{\text{takt}} \Delta U_{\max}} \quad (3.26b)$$

3.1.3 Batterie

Die Batterie wird durch das in Abbildung 3.6 dargestellte vereinfachte ESB modelliert. Die Elemente des ESB sind die Leerlaufspannung $U_{LL} = f(SOC)$ und der Innenwiderstand $R_i = f(SOC, t_{\text{Puls}})$. Die Temperaturabhängigkeit des Verhaltens wird vernachlässigt, da die Berechnung mit einer konstanten, durchschnittlichen Temperatur erfolgt.

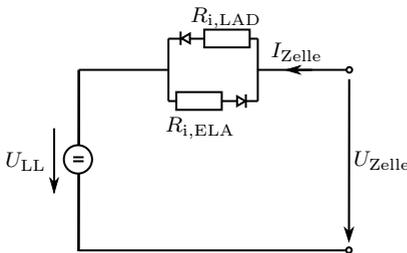


Abbildung 3.6: Ersatzschaltbild einer Batteriezelle.

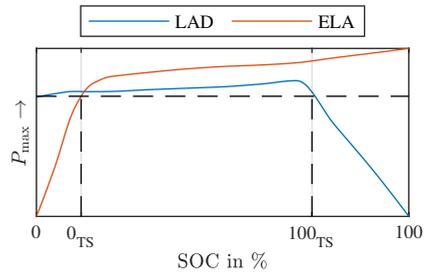


Abbildung 3.7: Leistungsgrenzen einer Batterie und Definition des Ladezustands.

Entsprechend ergeben sich die Batteriespannung und die Leistung in Abhängigkeit des Stroms.

$$U_{\text{Bat}} = U_{LL} N_s + R_i I_{\text{Bat}} \frac{N_s}{N_p} \quad (3.27a)$$

$$P_{\text{Bat}} = (U_{LL} I_{\text{Bat}} + R_i I_{\text{Bat}}^2) N_s N_p \quad (3.27b)$$

In Abbildung 3.7 ist der Verlauf der maximal zur Verfügung stehenden Leistung der verwendeten Zelle über dem Ladezustand (SOC) dargestellt. Die maximale Leistung ergibt sich durch Einsetzen des maximal erlaubten Stromes unter Einhaltung der Spannungsgrenzen in Gleichung (3.27). In dieser Arbeit ist der nutzbare Energieinhalt entsprechend definiert, sodass die gesamte Energie mit der entsprechenden maximalen Leistung P_{\max} sowohl entnommen als auch gespeichert werden kann. Dieser Bereich wird als E_{TS} bezeichnet ($0_{\text{TS}}-100_{\text{TS}}$). Zusätzlich muss ein geforderter minimaler Energieinhalt für das Bordnetz ($0-0_{\text{TS}}$) sichergestellt werden. Der Bereich oberhalb 100_{TS} dient als Alterungsvorhalt.

Die Anzahl seriell verschalteter Zellen N_s wird durch die Systemspannung definiert. Die Einhaltung der Leistungsanforderung wird durch Skalierung sichergestellt. Die Skalierung erfolgt durch Parallelschaltung mehrerer Zellen bzw. der Skalierung der Zellfläche mit dem Faktor k_{skal} .

$$C_{\text{skal}} = C k_{\text{skal}} \quad (3.28a)$$

$$R_{i,\text{skal}} = \frac{R_i}{k_{\text{skal}}} \quad (3.28b)$$

Über k_{skal} wird sichergestellt, dass die geforderte Leistung innerhalb des geforderten Energiefensters E_{TS} verfügbar ist. Falls die Leistungs- oder Energieanforderungen nicht erfüllt werden, ist k_{skal} zu erhöhen. Die Batterie könnte dann theoretisch mehr Leistung oder Energie liefern oder aufnehmen, wird jedoch begrenzt.

Der Widerstand der Zuleitungen wird dem Innenwiderstand zugeschlagen. Es wird eine maximale Stromdichte innerhalb der Zuleitung von 12 A/mm^2 angenommen. Für die 48 V-Systemspannung wird keine Masseleitung berücksichtigt, da nach VDA320 [59] die Masse an die Karosserie angebunden werden kann. Der elektrische Widerstand der Karosserie ist vergleichsweise gering, weshalb ein Spannungsabfall über der Rückleitung vernachlässigt werden kann.

3.1.4 Längsdynamik

Zur Berechnung der CO_2 -Emissionen kommt das in [E3] und [29] entwickelte Modell zur quasi-stationären Rückwärtssimulation zum Einsatz. Dabei wird für ein vorhandenes Fahrprofil die Last am Rad aus den Fahrwiderständen (Luft-, Rad-, Beschleunigungs- und Steigungswiderstand) ermittelt. Unter Berücksichtigung von Verlusten und Massenträgheiten des Triebstrangs wird die Last am Rad anschließend auf die Antriebskomponenten zurückgerechnet und durch ein Energiemanagement effizienz-optimal verteilt. Hierbei wird das Energiemanagement durch eine ECMS (engl.: equivalent consumption minimization strategy) optimierungsbasiert abgebildet. Details sind beispielsweise [29] zu entnehmen. In dieser Arbeit wird ein D-Segment Fahrzeug berücksichtigt, dessen grundlegende Fahrzeugdaten in Tabelle 3.2 gegeben sind. Um die Ergebnisse dem realen

Tabelle 3.2: Fahrzeugparameter des verwendeten D-Segment Fahrzeugs.

Fahrzeug Parameter	Wert
Frontfläche in m^2	2,2
Luftwiderstandsbeiwert in -	0,26
Rollwiderstandsbeiwert in -	0,007
Fahrzeugmasse in kg	1580
Dyn. Reifenradius in m	0,32
Verbrennungsmotor	1,5 L Otto, 135 kW

Kundenverhalten anzunähern, können die von André [2] entwickelten und wissenschaftlich anerkannten Artemis-Fahrzyklen verwendet werden. Deren Geschwindigkeitsverlauf ist in Abbildung 3.8 dargestellt.

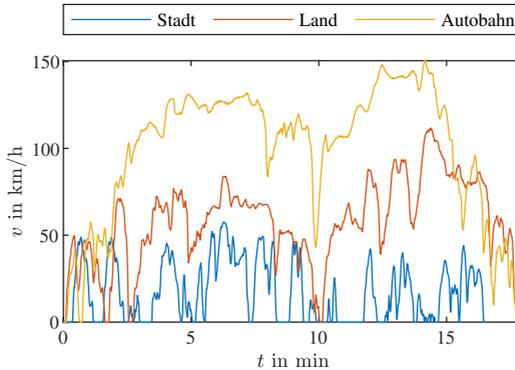


Abbildung 3.8: Geschwindigkeitsverlauf der drei Artemis-Fahrzyklen.

3.2 Mathematische Methoden

Dieser Abschnitt stellt die verwendeten mathematischen Methoden vor. Sowohl Methoden der multi-kriteriellen Optimierung als auch der mathematischen Modellbildung werden erläutert.

3.2.1 Multi-kriterielle Optimierung

Das Ziel der multi-kriteriellen Optimierung ist die Minimierung einer mehrdimensionalen Zielfunktion $\vec{f}(\vec{x})$, welche den Suchraum auf den Lösungsraum abbildet. Hierbei wird der Suchraum durch eine obere \vec{x}_u und eine untere \vec{x}_l Grenze eingeschränkt. Zudem müssen die Nebenbedingungen \vec{g}_1 und \vec{g}_2 erfüllt werden.

$$\vec{x}_l \leq \vec{x} \leq \vec{x}_u \quad (3.29a)$$

$$\vec{g}_1 \leq 0 \quad (3.29b)$$

$$\vec{g}_2 = 0 \quad (3.29c)$$

Aufgrund von Zielkonflikten ist es in der Regel nicht möglich eine optimale Lösung \vec{x}_{opt} zu finden. Vielmehr ist das Ergebnis der Optimierung eine Menge optimaler Lösungen (Pareto-Menge \vec{x}_{Pareto}). Durch Festlegung einer Gewichtung \vec{g} der im Konflikt stehenden Zielfunktionen kann im Anschluss an die Optimierung eine dieser Gewichtung entsprechende optimale Lösung \vec{x}_{opt} gefunden werden. Dabei werden die Zielgrößen f_k zunächst normiert und anschließend in einer gewichteten Summe zusammengefasst.

$$\vec{x}_{\text{opt}} = \vec{x}_{\text{Pareto}} \left(\min \left(\sum_k \frac{f_k(\vec{x}) - f_{k,\min}}{f_{k,\max} - f_{k,\min}} g_k \right) \right) \quad (3.30)$$

In der Literatur werden unterschiedliche Ansätze zur Berechnung der Pareto-Menge beschrieben. Weit verbreitet sind Algorithmen aus den Familien der evolutionären Algorithmen oder der Schwarmintelligenz. In dieser Arbeit wird mit dem NSGA (engl.: non dominated sorting algorithm) eine Variante der genetischen Algorithmen zur multi-kriteriellen Optimierung eingesetzt. Entsprechender Programmcode kann beispielsweise über [51] bezogen werden.

3.2.2 Modellbildung

Die Modellbildung dient der abstrahierten Formulierung eines komplexen Zusammenhangs. Hierbei werden die wesentlichen Einflussfaktoren identifiziert, auf deren Basis eine mathematische Funktion gebildet wird. Es wird unterschieden in eine physikalisch motivierte Modellierung und eine reine Verhaltensmodellierung.

Eine physikalisch motivierte Modellierung liegt vor, falls der funktionale Zusammenhang zwischen den Eingangsgrößen \vec{x} und der Ausgangsgröße y physikalischen Prozessen nachempfunden ist. Sie kann beispielsweise über Polynommodelle erfolgen. Dabei entspricht \vec{f} den Basisfunktionen, welche auf den Eingangsvektor \vec{x} angewendet werden.

$$y = \sum_k c_k f_k(\vec{x}) \quad (3.31)$$

Die Koeffizienten \vec{c} werden durch eine Anpassung des Modells an experimentelle Daten ermittelt. Hierfür kommt häufig das Verfahren der Minimierung der Summe der Fehler-Quadrate zum Einsatz. Im Folgenden wird für diese Optimierung eine Sekanten-basierte Version des Levenberg-Marquardt Algorithmus eingesetzt. Eine Implementierung ist beispielsweise in [57] zu finden.

Der Kategorie der Verhaltensmodelle können sogenannte Black-Box-Modelle zugeordnet werden. Ein prominentes Beispiel sind künstliche neuronale Netze (KNN). Sie werden insbesondere dann eingesetzt, wenn der physikalische Zusammenhang nicht bekannt oder für eine Formulierung in einem Polynom zu komplex ist. Letzteres ist beispielsweise bei einer hohen Dimensionalität des Eingangsvektors \vec{x} der Fall. In dieser Arbeit wird für das Training der KNN das Verfahren der Fehlerrückpflanzung (engl.: back propagation) eingesetzt. Eine entsprechende programmiertechnische Umsetzung kann aus [15] bezogen werden.

Für Probleme der Klassifikation können Entscheidungsbäume angewendet werden. Dabei handelt es sich ebenso um Black-Box-Modelle. Zur Klassifikation wird in dieser Arbeit der Random-Forest-Algorithmus angewandt. Zu finden ist entsprechender Programmcode beispielsweise in [25].

Um eine Überanpassung (engl.: Overfitting) des Verhaltensmodells an den Trainingsdatensatz zu vermeiden, können verschiedene Vermeidungsstrategien angewandt werden. Häufige Anwendung findet das Verfahren der Kreuzvalidierung: Diese Arbeit optimiert die dem Modell entsprechenden Anpassungsparameter (z.B. Regularisierungsparameter für KNN) in zehn Durchläufen, bei welchen 90% der Daten als Trainings- und 10% der Daten als Testdatensatz zufällig ausgewählt werden. Die Güte des Modells wird in einer Validierungsstatistik zusammengefasst. Die Qualität des im Anschluss mit allen verfügbaren Daten und den gegebenenfalls optimierten Anpassungsparametern trainierten Modells wird in einer Trainingsstatistik bewertet.

Die Bewertung der Qualität der trainierten Modelle erfolgt über Gütekriterien. In dieser Arbeit werden das Bestimmtheitsmaß r^2 und der Interpolationsstabilitätsindex Q_{ISI} eingesetzt.

$$Q_{\text{ISI}} = \sqrt{\frac{1}{N_{\text{TP}}} \sum \left(\frac{y - \hat{y}}{y} \right)^2} \cdot 100 \quad (3.32a)$$

$$r^2 = 1 - \frac{\sum (y - \hat{y})^2}{\sum (y - \bar{y})^2} \quad (3.32b)$$

Hierbei entspricht y dem Testergebnis, \hat{y} dem Modellergebnis, \bar{y} stellt den Mittelwert der Testergebnisse dar und N_{TP} ist die Anzahl der untersuchten Testpunkte.

3.3 Zusammenfassung

Dieses Kapitel erarbeitet die Grundlagen zur Berechnung der Komponenten des elektrischen Hybridsystems und definiert wichtige Größen. Die zur Berechnung der Längsdynamik verwendete Systemsimulation wird vorgestellt. Des weiteren erfolgt eine Zusammenfassung der verwendeten mathematischen Methoden zur Optimierung und Modellbildung. Die aufgeführten Definitionen und Methoden dienen als Nachschlagewerk und werden im folgenden referenziert.

4 Exploration des EA-Lösungsraums

In Anlehnung an den Auslegungsprozess in Abbildung 2.3 wird in diesem Kapitel zunächst ein Modell des EA auf Komponentenebene entwickelt und validiert. Durch die Variation der Auslegungsgrößen innerhalb der vorgegebenen projektspezifischen Bauraumgrenzen wird das physikalisch mögliche Variationsspektrum der Eigenschaften (Verlustkennfelder, Bauraum, Gewicht, Kosten, usw.) eines elektrischen Antriebs ermittelt. Weitere Randbedingungen aus der Anwendung wie der Fahrzyklus finden erst im Fahrzeugmodell Einzug und bleiben zunächst unberücksichtigt (vgl. Abbildung 2.3). Um die Rechenzeit zu verkürzen, wird ein zweistufiges Verfahren angewandt. Zuerst wird in einer Vorauswahl auf Basis analytischer Berechnung der Bereich der zu variierenden Auslegungsgrößen auf den zur Erfüllung der Anforderungen sinnvollen Bereich eingeschränkt. Anschließend wird dieser Bereich mittels FE-Berechnung näher untersucht. Zuletzt werden für jeden Antrieb die Herstellungskosten abgeschätzt. Die Pareto-optimalen Lösungen werden in einer Datenbank abgespeichert.

4.1 Vorauswahl auf Basis analytischer Berechnung

Im ersten Schritt soll der gesamte Parameterraum vollfaktoriell abgetastet und bewertet werden. Hierfür werden die im Abschnitt 3.1.1 und 3.1.2 beschriebenen Berechnungsmethoden eingesetzt. Ein Programm zur automatisierten Auslegung und Berechnung wird in Matlab implementiert.

4.1.1 Vorgehen

Abbildung 4.1 beschreibt den zu durchlaufenden Prozess. Zunächst werden die Randbedingungen definiert. Dies beinhaltet einen maximal verfügbaren Bauraum, die Stromgrenzen und die Systemspannung. Zudem werden die Kombinationen

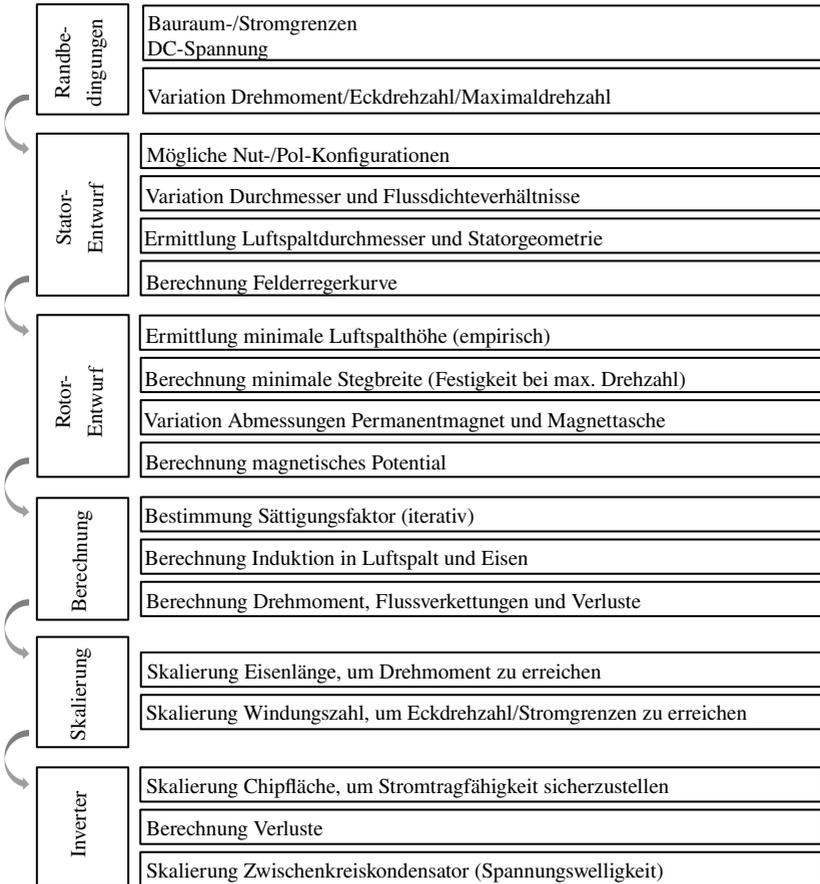


Abbildung 4.1: Prozessablauf der analytischen Vorauswahl.

aus zu erreichendem Drehmoment, Eckdrehzahl und Maximaldrehzahl aufgespannt.

Im Stator-Entwurf werden zu untersuchende Nut-/Pol-Konfigurationen festgelegt und deren Wicklungsfaktoren für alle auftretenden Wicklungsharmonischen analog Gleichung (3.7) bis (3.9) berechnet. Es folgt die Variation des Außendurchmessers und der Flusssdichteverhältnisse zur Bestimmung des optimalen Luftspaltdurchmessers D_{Si} mit der $D_{Sa}^3 l_{Fe}$ -Gleichung. Hierbei werden nicht nur die optimalen Kombinationen der Flusssdichteverhältnisse, sondern alle Kombinationen weiterverwendet, da andere Kriterien (z.B. Effizienz) einer maximalen Drehmomentdichte entgegen stehen können. Zudem erfolgt eine leichte Variation von D_{Si} um den optimalen Wert aufgrund der im Grobentwurf vernachlässigten Reluktanz.

Bei der in Hybridfahrzeugen mit Heck-Längsantrieb häufig eingesetzten EM in koaxialer Anordnung wird der Wandler in radialer Richtung innerhalb des Rotors verbaut. Aufgrund des entstehenden großen Wellendurchmessers liefert die Abschätzung des Luftspaltdurchmessers mit der $D_{Sa}^3 l_{Fe}$ -Gleichung ungültige Ergebnisse. Um gültige Lösungen zu erhalten, wird in die Optimierung der Ausnutzungsfunktion $f_o(\lambda)$ mit Hilfe des Lagrange Multiplikators die Nebenbedingung eines minimalen Luftspalts eingeführt. Damit wird Gleichung (3.3) zu:

$$\lambda(f_o = \max) = \frac{2a_2 - \sqrt{4a_2^2 - 3a_1(1 + \beta)}}{3a_1} \quad (4.1a)$$

$$\beta = -3a_1 \frac{D_{\min}^2}{D_{Sa}^2} + 4a_2 \frac{D_{\min}}{D_{Sa}} - 1 \quad (4.1b)$$

Der minimale Luftspaltdurchmesser D_{\min} ist dabei so zu wählen, dass der geforderte Wellendurchmesser bei ausreichender radialer Bauhöhe des Rotors eingehalten werden kann. Anschließend werden die Statorgeometrieparameter nach Gleichung (3.4) bestimmt.

Zuletzt wird die Felderregerkurve ermittelt. Um den Ausnutzungsgrad der EM besser abtasten zu können, wird für die Berechnung nicht der maximale Strom sondern die maximale Stromdichte variiert.

$$J_S = \frac{2m_{\text{ph}}w}{N_S k_{\text{cu}} A_n} I_{\text{str}} \quad (4.2)$$

Der Rotor-Entwurf beginnt mit der Variation der Luftspalthöhe. Eine empirische Abschätzung der minimalen Luftspalthöhe gibt Gleichung (4.3) [47]. Diese darf nicht unterschritten werden.

$$\delta_{\text{min}} = 0,2 + 0,003\sqrt{D_{\text{Si}}l_{\text{Fe}}} \quad (4.3)$$

Anschließend wird die geometrisch maximal mögliche PM-Breite und PM-Höhe berechnet. Die für eine ausreichende mechanische Festigkeit notwendige minimale Breite der den Magnet tragenden Stege (vgl. Abbildung 4.2) kann mit Gleichung (4.4) abgeschätzt werden.

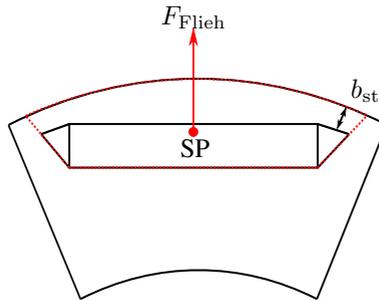


Abbildung 4.2: Im Betrieb auf den Rotor wirkende Fliehkraft.

$$F_{\text{Flieh}} = m_{\text{seg}} \left(2\pi \frac{n}{60} \right)^2 r_{\text{SP}} \leq R_{\text{p}0,2} 2p N_{\text{st}} b_{\text{st}} l_{\text{Fe}} s \quad (4.4a)$$

$$n_{\text{max}} = \frac{60}{2\pi} \sqrt{\frac{2p N_{\text{st}} b_{\text{st}} l_{\text{Fe}}}{m_{\text{seg}} r_{\text{SP}}} R_{\text{p}0,2, \text{Blech}} \frac{1}{s}} \quad (4.4b)$$

Hierbei ist m_{seg} die Masse des rot umrandeten Segments, r_{SP} der Radius des Schwerpunktes, $R_{\text{p}0,2}$ die Streckgrenze des Blechs, N_{st} die Anzahl der auf Zug belasteten Stege, b_{st} die Stegbreite und s ein Sicherheitsfaktor. Für die hier betrachtete Magnetanordnung gibt es nur einen auf Schub belasteten Steg. Die Streckgrenze eines auf Schub belasteten Stegs ist für die meisten Materialien in etwa die Hälfte eines auf Zug belasteten. Somit ergibt sich $N_{\text{st}} = 0,5$.

Ist die benötigte Stegbreite größer als ursprünglich angenommen, werden die Magnetabmessungen reduziert. Dieser Prozess erfolgt iterativ, solange Magnet und Magnetasche kollidieren. Anschließend wird das magnetische Potential des Rotors nach Gleichung (3.12) berechnet.

Für die Berechnung der magnetischen Flussdichte im Luftspalt wird der Effekt der Nutung durch die Verwendung eines Ersatzluftspalts berücksichtigt. Der Ersatzluftspalt ist um den Carterfaktor k_c virtuell vergrößert. Nach Vu Xuan u. a. [72] wird dieser als Mittelwert verschiedener Methoden bestimmt.

$$k_c = \frac{\tau_n}{\tau_n - \gamma_i \delta} \quad (4.5a)$$

$$\gamma_1 = \frac{(b_{\text{ns}}/\delta)^2}{5 + (b_{\text{ns}}/\delta)} \quad (4.5b)$$

$$\gamma_2 = \frac{(b_{\text{ns}}/\delta)^2}{4,4 + 0,75 (b_{\text{ns}}/\delta)} \quad (4.5c)$$

$$\gamma_3 = \frac{4}{\pi} \left[\frac{b_{\text{ns}}}{2\delta} \arctan \left(\frac{b_{\text{ns}}}{2\delta} \right) - \ln \sqrt{1 + \left(\frac{b_{\text{ns}}}{2\delta} \right)^2} \right] \quad (4.5d)$$

$$\gamma_4 = \frac{\tau_{\text{ns}}}{\delta} \left[\frac{b_{\text{ns}}}{\tau_{\text{ns}}} - \frac{4\delta}{\pi \tau_{\text{ns}}} \ln \left(1 + \frac{\pi b_{\text{ns}}}{4\delta} \right) \right] \quad (4.5e)$$

Auch Sättigungseffekte werden durch eine virtuelle Vergrößerung der Luftspalthöhe um den Faktor k_{sat} näherungsweise berücksichtigt.

$$\delta'' = k_{\text{sat}}\delta' = k_{\text{sat}}k_c\delta \quad (4.6)$$

Zur richtigen Bestimmung des Sättigungsfaktors k_{sat} folgt eine iterative Berechnung der magnetischen Flussdichte in Luftspalt und Eisen. Durch einen Vergleich mit der BH-Kennlinie des Blechs wird der Sättigungsfaktor solange neu ermittelt bis Konvergenz eintritt. Anschließend werden das Drehmoment, die Flussverketungen und die Verluste berechnet. Es wird zunächst von der im Bauraum maximal zulässigen Eisenlänge und einer Spulenwindungszahl von eins ausgegangen.

Die in dieser Arbeit implementierte Umsetzung erlaubt die vektorielle Durchführung der bis hier beschriebenen Berechnungsschritte. Dies ermöglicht die simultane Bewertung mehrerer Varianten und Betriebspunkte und führt zu einer stark beschleunigten Rechendauer. Für die nachfolgenden Berechnungsschritte ist eine vektorielle Durchführung nicht möglich. Diese werden daher für mehrere Varianten parallel durchgeführt.

Falls das geforderte Drehmoment bei maximaler Eisenlänge auch mit einem reduzierten Strom eingehalten werden kann, wird eine neue Variante mit reduziertem Maximalstrom und somit reduzierter Ausnutzung erzeugt. Anschließend wird die Eisenlänge entsprechend der Drehmomentanforderung skaliert. Nach Lösen der Spannungsgleichungen wird die spannungshaltende Windungszahl skaliert, um die geforderte Eckdrehzahl sowie die Stromgrenzen einzuhalten. Varianten, die die Anforderungen nicht erfüllen, werden aussortiert.

Die Dimensionierung und Berechnung des Inverters beginnt mit der Skalierung der Chipfläche der benötigten Halbleiter (HL). Hier wird die Annahme getroffen, dass der maximale Leiterstrom $2/3$ des im Datenblatt angegebenen Maximalstroms nicht übersteigen darf. Aus dieser Annahme kann der Skalierungsfaktor ermittelt werden.

$$k_{\text{skal}} = \frac{I_{\text{L,max}}}{I_{\text{HL,max}} \frac{2}{3}} \quad (4.7)$$

Die auftretenden Verlustleistungen der skalierten Halbleiter werden nach Gleichung (3.25) berechnet. Unter der Annahme einer maximal zulässigen DC-seitigen Spannungswelligkeit von $\Delta U_{\max} = U_{\text{dc}}/30$ wird zudem mit Gleichung (3.26) die nötige Zwischenkreiskapazität abgeschätzt.

Zuletzt erfolgt eine Abschätzung der Kosten des EA. Unter Verwendung einer nicht dominanten Sortierung wird anschließend eine Rangfolge der bewerteten Varianten auf Basis der Optimierungsziele erstellt.

Das entwickelte Verfahren ermöglicht durch die eingesetzte vektorielle Berechnung eine sehr schnelle Bewertung einer Vielzahl an Varianten. Parameterbereiche, welche geometrisch nicht umsetzbar sind oder die Anforderungen nicht erfüllen, werden automatisch im Laufe der Bewertung aussortiert. Die umgelegte Rechenzeit für eine Erstbewertung im Kennfeld liegt im Bereich von wenigen Sekunden je Variante. Es erfolgt eine vektorielle Berechnung von ca. 800 000 Varianten. Durch die weitere Skalierung in Eisenlänge und Windungszahl vergrößert sich die betrachtete Anzahl auf über eine Millionen final bewerteter Varianten. Mit der verwendeten Rechenleistung (Intel Xeon E5-1650 v3 Prozessor, 128 GB RAM) ist hierfür ein Zeitraum von 2-3 Wochen nötig.

4.1.2 Validierung

Die Validierung der analytischen Berechnung erfolgt durch den Vergleich mit einer FE-Berechnung. Zunächst wird die Abschätzung der mechanischen Festigkeit des Rotors untersucht. Hierzu wird eine Variationsstudie durchgeführt, wobei der Rotoraußendurchmesser D_{Ra} und die Stegbreite b_{st} variiert und die entsprechende zulässige maximale Drehzahl n_{\max} berechnet wird. Abbildung 4.3 zeigt das Ergebnis. Die Festigkeitsgrenze kann durch das vereinfachte Modell ausreichend genau ermittelt werden. Bei größeren Rotordurchmessern wird der Einfluss einer Variation der Stegbreite jedoch leicht überschätzt.

Im zweiten Schritt erfolgt die Validierung der elektromagnetischen Berechnung anhand der sich unter Last ergebenden magnetischen Flussdichte im Luftspalt am

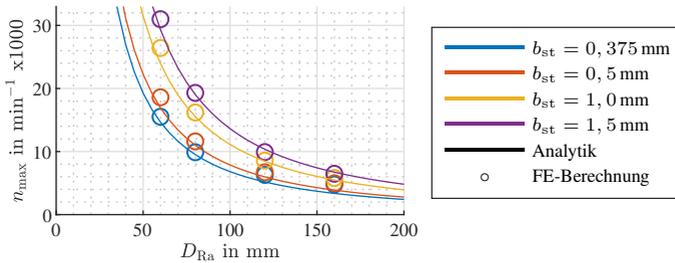


Abbildung 4.3: Validierung der analytischen Abschätzung der Rotorfestigkeit gegenüber mechanischer FE-Berechnung anhand der maximal zulässigen Drehzahl über dem Rotordurchmesser.

Beispiel einer EM mit 36 Nuten und 6 Polen. Das Ergebnis ist in Abbildung 4.4 dargestellt. Auch hier zeigt sich eine gute Übereinstimmung. Deutlich erkennbar ist der Einbruch der magnetischen Flussdichte über der Nutung. Dieser wird in der analytischen Berechnung nicht berücksichtigt, der Effekt auf den energetischen Mittelwert wird allerdings über den Carterfaktor abgeschätzt.

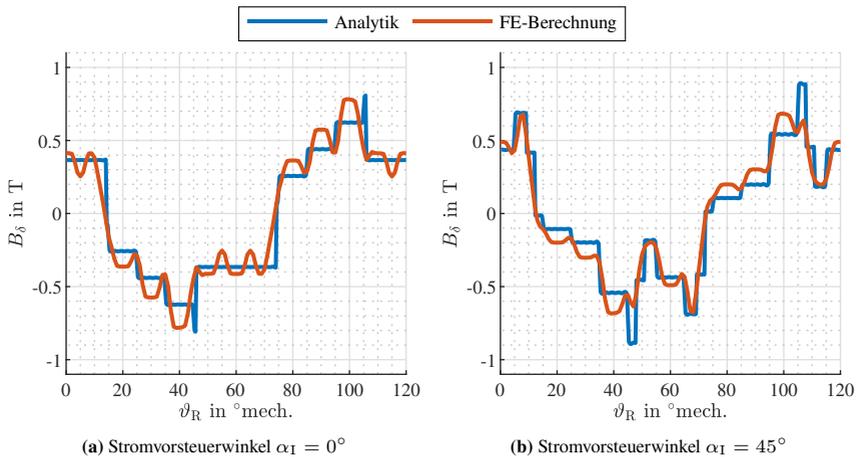


Abbildung 4.4: Validierung der analytischen Berechnung gegenüber FE-Berechnung am Beispiel der Radialkomponente der magnetischen Flussdichte im Luftspalt über dem Rotorkoordinatenwinkel ϑ_R . Die Darstellung zeigt ein Polpaar.

Zuletzt werden auch die zeitlichen Mittelwerte des Drehmoments, der Flussverkettung und der Eisenverluste im Kennfeld validiert. Abbildung 4.5 stellt die mit beiden Methoden berechneten Größen, aufgetragen über Strom I_L und Stromvorsteuerwinkel α_I , vergleichend gegenüber. Die Tendenzen können durch das

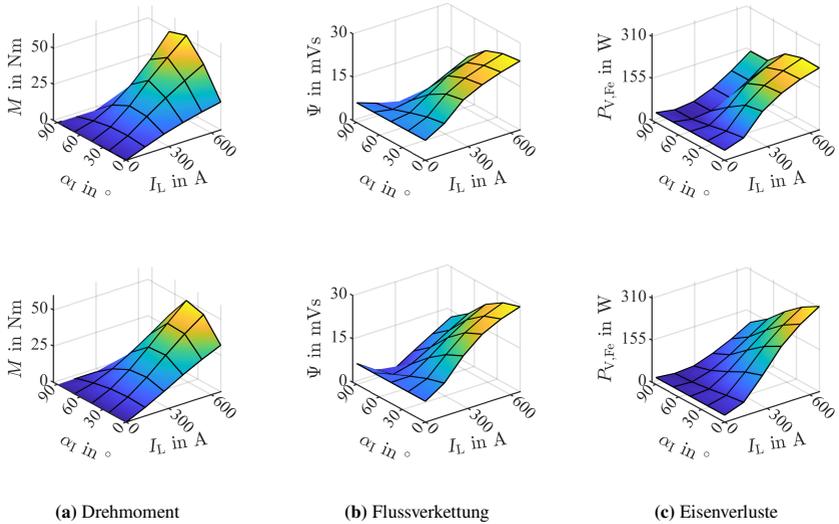


Abbildung 4.5: Validierung der analytischen Berechnung gegenüber FE-Berechnung am Beispiel verschiedener Größen in der Stromebene (Oben: analytische Berechnung, unten: FE-Berechnung).

vereinfachte analytische Modell korrekt abgebildet werden. Insbesondere im Verlauf über dem Stromvorsteuerwinkel kommt es jedoch zu Abweichungen. So können lokale Sättigungseffekte zu größeren Abweichungen, besonders in den Eisenverlusten, führen.

4.2 Finite-Elemente-Berechnung und Optimierung

Im zweiten Schritt wird die Genauigkeit der Berechnung durch den Einsatz von FE-Berechnungen erhöht. Zusätzlich können weitere Größen berechnet werden. Somit werden die Ergebnisse der analytischen Vorauswahl validiert und erweitert. Durch den Einsatz einer genetischen Optimierung wird der optimale Lösungsraum weiter detailliert.

4.2.1 Vorgehen

Abbildung 4.6 stellt den Prozessablauf der weiteren Optimierung des EA dar. Die

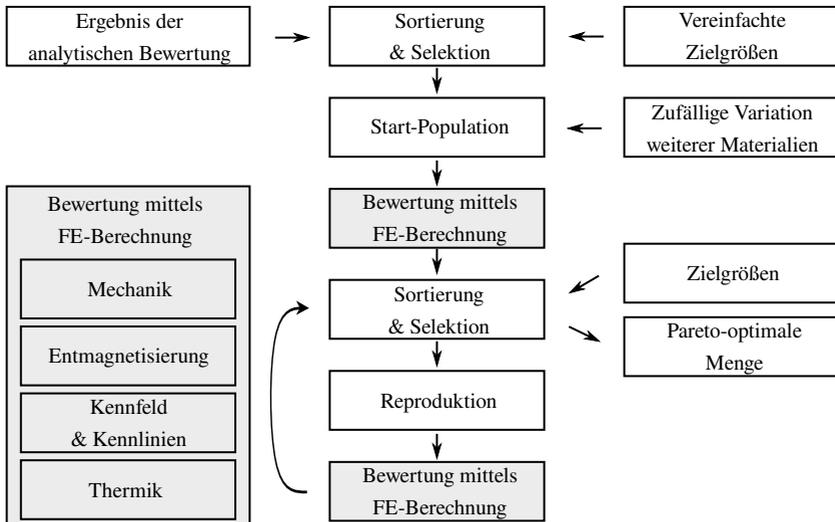


Abbildung 4.6: Prozessablauf der weiteren Optimierung des elektrischen Antriebs mittels FE-Berechnung.

Ergebnisse der analytischen Vorauswahl werden zunächst in unterschiedliche Datensätze für jede Nut-/Pol-Konfiguration aufgeteilt. Für jeden dieser Datensätze wird anschließend der beschriebene Prozess durchlaufen. Auf Basis einer nicht dominanten Sortierung wird die Start-Population als Submenge der auf analytischer Basis ermittelten Pareto-Menge gebildet. Es wird eine Populationsgröße von 256 gewählt. Die vereinfachten Zielgrößen beinhalten das maximale Drehmoment M_{\max} , das maximale Drehmoment bei maximaler Drehzahl $M_{\max}(n_{\max})$, den Wirkungsgrad im Eckpunkt $\eta(n_N, M_{\max})$, den Wirkungsgrad bei maximaler Drehzahl und maximalem Drehmoment $\eta(n_{\max}, M_{\max})$, die maximale Drehzahl n_{\max} , die Eckdrehzahl n_N , das Gewicht m_{EA} und die Kosten Kosten_{EA} .

Die ausgewählten Varianten werden mittels FE-Berechnung erneut bewertet. Neben dem Aufbau der Geometrie der Aktivteile für die FE-Berechnung erfolgt zur Abschätzung des Gewichts und des Bauraums auch ein automatisierter Aufbau des Gehäuses. Dabei wird die axiale Länge des Wickelkopfes vereinfacht abgeschätzt.

$$l_{\text{wk,ax}} = \frac{\pi(D_{\text{Si}} + h_n)}{2p} \quad (4.8)$$

Die generische Konstruktion des Gehäuses ist beispielhaft in Abbildung 4.7 gezeigt.

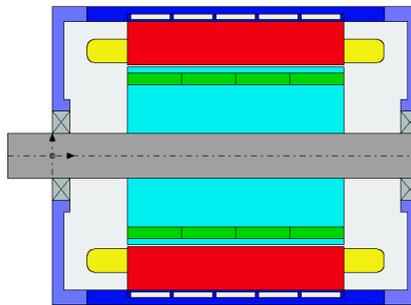


Abbildung 4.7: Automatisierter Gehäuseaufbau zur Abschätzung der Außenabmaße und des Gewichtes mittels Motor-CAD.

Für jedes Individuum wird eine Bewertung durchgeführt. Die zugrunde liegenden Zielgrößen sind das maximale Drehmoment M_{\max} , die maximale Leistung P_{\max} , das maximale Drehmoment bei maximaler Drehzahl $M_{\max}(n_{\max})$, die maximale Drehzahl n_{\max} , der Wirkungsgrad des in vier Bereiche unterteilten Kennfeldes $\eta_{G,1-4}$, das Gewicht m_{EA} sowie die Kosten $K_{\text{Kosten}_{EA}}$.

Die Zielgrößen des in Kennfeldbereiche unterteilten Wirkungsgrades $\eta_{G,1-4}$ dienen der Variation der Verlustcharakteristik in der Pareto-Menge liegender Varianten. Hierfür wird das motorische Kennfeld entlang der Eckdrehzahl und einer Linie bei 50% Last in vier Bereiche aufgeteilt. In jedem dieser Bereiche wird anschließend der mittlere Wirkungsgrad gebildet.

4.2.2 Validierung

Zur Validierung der FE-Berechnung erfolgt ein Abgleich mit dem vermessenen Kennfeld eines 48 V-Prototypen mit 25 kW Spitzenleistung [53]. Hierzu wird ein Modell des Motors in der FE-Software Motor-CAD aufgebaut. Die Inverterverluste werden entsprechend Gleichung (3.25) auf Basis der gemessenen Strom-, Spannung-, Leistungsfaktor- und Temperaturwerte analytisch berechnet. Die berechneten und gemessenen Wirkungsgradkennfelder sind in Abbildung 4.8 vergleichend dargestellt.

Für die elektrische Maschine zeigt sich eine gute Übereinstimmung zwischen Messung und Simulation. Sowohl der Spitzenwirkungsgrad als auch die Form und Lage der Wirkungsgradmuscheln werden korrekt abgebildet. Das Wirkungsgradkennfeld des Inverters hingegen weist leichte Abweichungen auf. Diese treten besonders im Feldschwäcbereich auf und können auf einige Vernachlässigungen im Modell zurückgeführt werden. So werden ausschließlich die Verluste in den Halbleitern berücksichtigt. Zusätzliche Verluste bleiben unberücksichtigt. Hierzu gehören Verluste in der Zwischenkreiskapazität, den Stromschienen oder den Zuleitungen. Dennoch ist die Abweichung auch für den Inverter mit wenigen Wirkungsgrad-Prozentpunkten innerhalb eines akzeptablen Bereichs.

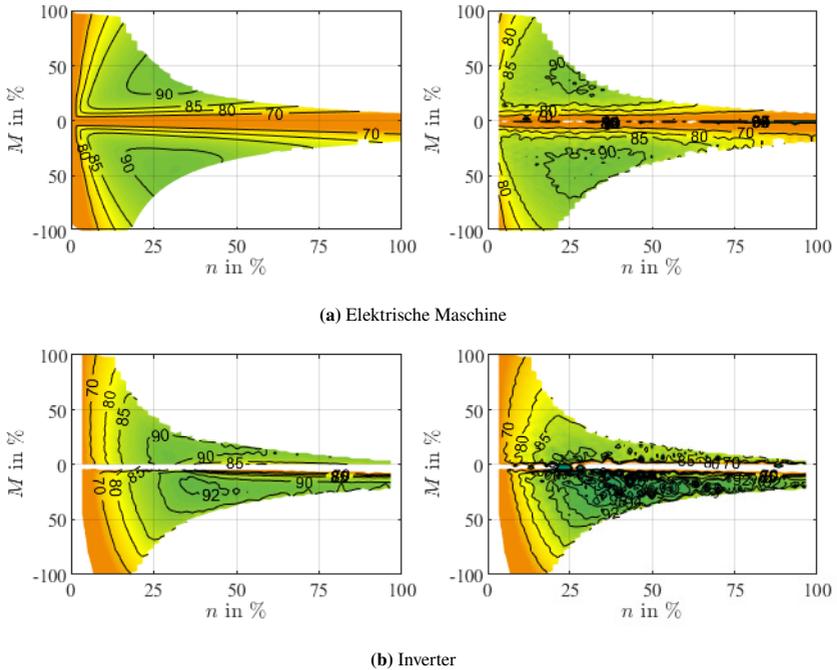


Abbildung 4.8: Validierung der FE-Berechnung eines 25 kW Antriebs gegenüber Messdaten (Links: Berechnung, rechts: Messung).

4.3 Kostenbewertung

Sowohl in der analytischen Vorauswahl als auch während der FE-Berechnung und Optimierung findet eine Abschätzung der Herstellungskosten statt. Dieser Abschnitt beschreibt und validiert das in dieser Arbeit verwendete Vorgehen. Eine allgemeine Kostenabschätzung ist schwierig, da insbesondere die Fertigungskosten stark vom Einzelfall abhängig sein können. Untersuchungen auf der Systemebene verwenden meist einfache Skalierungen oder Regressionen über den grundlegenden Parametern Leistung und/oder Drehmoment (vgl. Abschnitt 2.2.3). In dieser Arbeit sollen die Herstellungskosten des EA unter Berücksichtigung aller relevanten Eigenschaften abgeschätzt werden. Dieser Zusammenhang wird durch

eine detaillierte Berechnung der Materialkosten hergestellt. Die Fertigungskosten werden pauschal berücksichtigt.

4.3.1 Vorgehen

Zur Ermittlung der Materialkosten werden die in Tabelle 4.1 aufgezeigten Rohstoffpreise herangezogen. Solche auf Umfragen basierende Marktpreise können

Tabelle 4.1: Angenommene Marktpreise der wichtigsten Rohmaterialien (April 2020).

Rohmaterial	Nd	Dy	Tb	Pr	Co	Ni	Cu	Fe	Stahl	Al
Rohmaterialpreise in Eur/kg	46	305	650	84	32	13	5,3	0,6	1,7	1,6

beispielsweise unter [37] abgerufen werden. Einige Rohmaterialpreise, insbesondere jene der seltenen Erden, sind sehr volatil. Die hier gezeigten Untersuchungen basieren auf den Werten im April 2020.

Elektrische Maschine

Bei elektrischen Maschinen können die Aktivmaterialien als Hauptkostentreiber identifiziert werden. Im Falle von PMSM weisen insbesondere die Magnete einen bedeutenden Anteil auf. Aus diesem Grund wird zunächst die chemische Zusammensetzung der eingesetzten Magnetmaterialien näher beleuchtet. Tabelle 4.2 zeigt einige in der Literatur veröffentlichte Materialzusammensetzungen.

Neben den Rohstoffkosten fallen auch die Fertigungskosten der Magnete relativ stark ins Gewicht. Doolittle [20] gibt diese mit umgerechnet 21,56 Eur/kg an. Je nach Herstellungsverfahren können jedoch die Kosten zwischen einem aufwändigerem Herstellungsverfahren und dem Anteil der besonders teuren schweren seltenen Erden verschoben werden. Somit wird in dieser Arbeit eine Festlegung

Tabelle 4.2: Chemische Zusammensetzung unterschiedlicher NdFeB-Magnete in der Literatur (in Massenprozent).

Kennung	Nd %	Dy, Pr, Tb %	Co %	B %	Andere z.B. Cu %	Fe %	Quelle
REFeB	18-35	0-10	0-15	0,85-1,2	0-1	Rest	[60]
REFeB	23,7-27,8	4,2-8,3	-	-	-	-	[49]
REFeB	15-33	0-15	0-15	0,8-1	0,5-8	Rest	[50]
NxxSH	27,9	4,1	-	1,0	-	67	[31]
NxxUH	25,6	6,4	-	1,0	-	67	[31]
N42SH	29	6,5	1,3	1,0	-	62,2	[20]
N30UH	31	4,5	2,0	1,0	-	61,5	[14]

auf eine exemplarische aber realistische Zusammensetzung der verwendeten Magnete getroffen. In Tabelle 4.3 sind diese sowie die resultierenden Materialpreise dargestellt.

Tabelle 4.3: Angenommene chemische Zusammensetzung der NdFeB-Magnete (in Massenprozent) und resultierende Materialpreise.

Kennung	Nd %	Dy %	Tb %	Pr %	Co %	Ni %	Cu %	Rest %	Fertigung Eur/kg	Materialpreis Eur/kg
N30SH	25,5	0,5	0,0	6,0	1,5	0,5	0,3	65,7	20	39
N30UH	27,0	2,0	0,0	3,0	1,5	0,5	0,3	65,7	20	42
N42SH	25,5	1,0	0,5	5,0	1,5	0,5	0,3	65,7	20	43
N42UH	27,0	3,0	1,0	1,0	1,5	0,5	0,3	65,7	20	50
N50SH	27,5	3,5	1,5	2,5	1,5	0,5	0,3	62,7	20	56
N50UH	30,0	1,5	3,5	0,0	1,5	0,5	0,3	62,7	20	62

Neben den Magneten tragen ebenfalls die anderen Aktivteile (Elektroblech und Kupfer) sowie die Passivteile (Welle, Gehäuse, Sensoren, Kontaktierungen, etc.) zu den Materialkosten bei. Die Fertigung und Montage des Motors gehen in die Fertigungskosten ein.

Bramerdorfer u. a. [12] setzen in ihren Untersuchungen für das verwendete M400-50A Elektrolech einen Materialpreis von 2 Eur/kg, für die Wicklung 7,5 Eur/kg, den verwendeten N42SH Magneten 50-150 Eur/kg und für das Aluminiumgehäuse 3,5 Eur/kg an. Angerer u. a. [3] gehen von 1 Eur/kg für das Elektrolech, 8 Eur/kg für die Wicklung, 3,6 Eur/kg für das Gehäuse und 1,5 Eur/kg für die Welle aus. Kampker [41] geht von Fixkosten von 47 Eur für Anbauteile (Resolver, Stecker, NTC, Schrauben, Lager, etc.) und 91,4 Eur für die Fertigung und Endmontage aus. Duleep u. a. [21] hingegen prognostizieren Fixkosten zwischen 32-40 Eur für den Zeitraum 2020-2030.

Basierend auf obigen Angaben sowie auf den in Tabelle 4.1 angegebenen Rohmaterialpreisen werden für diese Arbeit Kostenbausteine angenommen. Diese sind in Tabelle 4.4a zusammengefasst. Neben den Preisen für den Bezug der Materialien wird auch eine Rückvergütung für den Verschnitt des Elektrolechs von 0,25 Eur/kg angesetzt.

Tabelle 4.4: Angenommene Kostenbausteine zur Abschätzung der Kosten elektrischer Antriebe.

(a) Elektrische Maschine			(b) Inverter		
Teil	Einheit	Kosten	Teil	Einheit	Kosten
Blech, M330-35A	Eur/kg	1,0	Halbleiter, 48 V	Eur/A	0,10
Blech, NO20	Eur/kg	2,0	Halbleiter, 320 V	Eur/A	0,43
Blech, Rückvergütung	Eur/kg	0,25	Kondensator, 48 V	Eur/mF	2,6
Magnet, NdFeB	Eur/kg	39-62	Kondensator, 320 V	Eur/mF	80
Magnet, Ferrite	Eur/kg	10	Kühlung, Stromschine (Al, Cu)	Eur/kVA	0,4
Wicklung (Cu)	Eur/kg	7,4	Sonstiges	Eur	32
Gehäuse (Al)	Eur/kg	1,6			
Welle (Stahl)	Eur/kg	1,7			
Sonstiges	Eur	42			

Inverter

Auch für die Kosten des Inverters nehmen die Aktivteile, wie Halbleiter und Zwischenkreiskondensator, eine herausragende Stellung ein. Insbesondere für kleinere Leistungsklassen fallen jedoch Bauteile für die Steuerungselektronik stärker ins Gewicht.

Kaufpreise für die Halbleiter können über die Herstellerseite (z.B. [36]) abgerufen werden. Die hier genannten Halbleiterpreise beinhalten die Kosten für den Transistor, die Freilaufdiode und den Gatetreiber. Zur besseren Vergleichbarkeit werden die Kosten auf den maximal erlaubten Halbleiterstrom bezogen und mit der zur Darstellung der B6-Brückenschaltung nötigen Anzahl multipliziert.

$$\text{Kosten}_{\text{HL}} = 6 \frac{\text{Stückpreis}_{\text{HL}}}{\frac{2}{3} I_{\text{max,HL}}} \quad (4.9)$$

Die Kondensatorpreise können ebenfalls über Herstellerseiten oder über entsprechende Händler (z.B. [18]) gefunden werden. Die Darstellung in dieser Arbeit erfolgt bezogen auf die im Datenblatt angegebene Kapazität. Die Kosten des Kühlkörpers und der Stromschienen werden auf Basis der Rohstoffpreise ermittelt und bezogen auf die Scheinleistung des Inverters angegeben.

Der Posten Sonstiges beinhaltet die Kosten der Stecker und der Steuerung und wird in dieser Arbeit in Anlehnung an Duleep u. a. [21] zu 32 Eur gewählt. Die im Folgenden verwendeten Kostenbausteine des Inverters sind in Tabelle 4.4b zusammengefasst.

4.3.2 Validierung

Die Wahl der zur Kostenkalkulation zu Grunde liegenden Roh-Materialpreise wurden in den vorhergehenden Abschnitten bereits mit Annahmen aus der Literatur plausibilisiert. Dennoch soll eine Abschätzung der Genauigkeit des entwickelten

Kostenmodells erfolgen. Zu diesem Zweck werden detaillierte Kostenkalkulationen dreier den betrachteten Leistungs- und Spannungsbereich abdeckenden EA herangezogen [52]. Die relative Abweichung zwischen den Kosten dieser Antriebe und den mit der in dieser Arbeit entwickelten vereinfachten Methodik ermittelten Kosten ist in Abbildung 4.9 dargestellt.

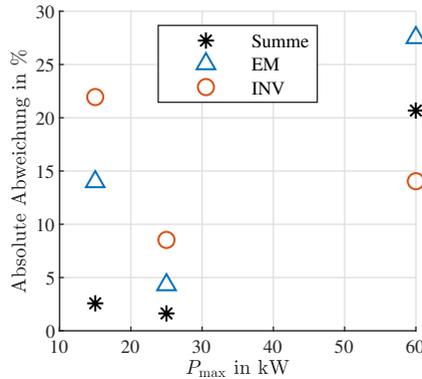


Abbildung 4.9: Validierung der vereinfachten Kostenabschätzung gegenüber detailliert bewerteten elektrischen Antrieben.

Besonders aufgrund der pauschal angenommenen Fertigungskosten können individuelle Effekte nicht berücksichtigt werden. Dies kann zu größeren Abweichungen in den ermittelten Kosten führen. Die beobachtete Genauigkeit des Gesamtkostenmodells beträgt $\pm 20\%$. Somit wird eine ähnliche Größenordnung wie in [3] erreicht. Für die in dieser Arbeit zum Ziel gesetzte Modellierung der Tendenzen wird die erreichte Genauigkeit als ausreichend bewertet.

4.4 Zusammenfassung

In diesem Kapitel wird eine Methodik entwickelt, welche es erlaubt eine Datenbank elektrischer Antriebe mit möglichst unterschiedlichen, optimalen Varianten zu befüllen. Die in der Datenbank abgelegten Varianten stellen hierbei das gesamte

Variationsspektrum der Eigenschaften dar. Sie beinhalten neben Verlustkennfeldern und Grenzkennlinien auch Informationen zu Bauraum, Gewicht und Kosten. Die verwendeten Berechnungsmethoden werden durch geeignete Vergleiche anhand von Stichproben validiert. Die Datenbank dient als Grundlage zur Ableitung vereinfachter Modelle für weitere Untersuchungen auf der Systemebene.

5 Modelle zur Systemauslegung

In diesem Kapitel werden in Abschnitt 5.1 und 5.2 kontinuierlich parametrisierbare Komponentenmodelle auf Systemebene (vgl. Abbildung 2.3) zur Beschreibung aller relevanten Eigenschaften elektrischer Antriebe entwickelt und validiert. Hierzu zählen synthetisch erzeugte Verlustkennfelder und Grenzkennlinien, die Größen Bauraum und Gewicht ebenso wie die entsprechenden Herstellungskosten. Die Modellierung auf Systemebene ermöglicht in einer späteren Systemoptimierung eine rechenressourceneffiziente Variation der Eigenschaften. Zur weiteren Verringerung des Rechenaufwandes wird eine möglichst geringe Anzahl an Modellparametern angestrebt. Um diese Modellparameter bei einer späteren freien Variation der Eigenschaften des EA innerhalb eines physikalisch gültigen Wertebereichs zu begrenzen, entwickelt Abschnitt 5.3 eine entsprechende Methodik. Hierbei findet die in Kapitel 4 aufgebaute Datenbank Verwendung.

5.1 Elektromechanische Modellierung

Zunächst sollen die elektromechanischen Eigenschaften elektrischer Antriebe auf wenige Modellparameter abstrahiert werden. Die entsprechenden Modellparameter werden auf Basis physikalischer Zusammenhänge identifiziert. Diese Zusammenhänge wurden bereits in Abschnitt 3.1 vorgestellt. Die angestrebte physikalisch motivierte Modellbildung ermöglicht einen Rückschluss auf die physikalische Umsetzbarkeit. Die elektromechanische Modellierung ist in zwei Bereiche unterteilt: die Modellierung der Verlustkennfelder und die Modellierung der Grenzkennlinien.

5.1.1 Verlustkennfelder

Zur Modellierung der Verluste elektrischer Antriebe über der Drehzahl und dem Drehmoment bieten sich, aufgrund des meist stetigen Verlaufs und der Abhängigkeit niedriger Ordnung, Polynommodelle an. Wenige entsprechende Ansätze sind in der Literatur zu finden [48, 61–63]. Das von Pourabdollah [63] verwendete Verhaltensmodell ermöglicht lediglich eine Modellierung in Abhängigkeit des Drehmoments. Auf Basis physikalischer Zusammenhänge untersuchen Mahmoudi u. a. [48] den Einfluss unterschiedlicher Terme der Form $c_{xy}M^x n^y$ zur Modellierung verschiedener EM-Verlustmechanismen in Abhängigkeit von Drehzahl und Drehmoment. Hierbei werden die Verluste im Grunddrehzahl- und Feldschwächbereich getrennt modelliert. Eine für unterschiedlichste EM allgemeingültige Kombination der Verlustterme wird nicht ermittelt. Ein solches, physikalisch motiviertes, allgemeingültiges Polynommodell ist in der IEC 60034 Teil 2–3 [61] beschrieben. Allerdings ist dieses für Industrieantriebe entwickelt worden und daher nur im Grunddrehzahlbereich gültig.¹ Ein Interpolationsmodell für Inverterverluste liefert die IEC 61800 Teil 9-2 [62]. Dieses ermöglicht die Bestimmung der Inverterverluste in Abhängigkeit des drehmomentbildenden Stromes und der Motorfrequenz. Die Motorfrequenz ist bei Synchronmaschinen direkt proportional zur Drehzahl. Da der vom Motor aufgenommene Strom im Feldschwächbereich nicht direkt proportional zum Drehmoment verläuft, ist die Bestimmung auf den Grunddrehzahlbereich beschränkt.¹

Die Abhängigkeit der Verluste von der anliegenden DC-Spannung bleibt in den beschriebenen Modellen ebenso unberücksichtigt wie die Unterschiede im motorischen und generatorischen Betrieb. In diesem Abschnitt wird ein entsprechend allgemeingültiges Modell für den Einsatz in einer Hybridsystemoptimierung entwickelt. Hierzu werden zunächst einige Abhängigkeiten der Verluste untersucht, bevor Modelle der auftretenden Verlustmechanismen und schließlich der Gesamtverluste aufgestellt werden. Diese Methodik wurde in [E2] veröffentlicht.

¹ Nach Fertigstellung der vorliegenden Arbeit wurden die in den genannten Normen verwendeten Modelle in überarbeiteten Fassungen auf den Feldschwächbereich erweitert.

Abhängigkeiten

Die im Feldschwächbereich (FS-Bereich) mit wachsender Drehzahl zusätzlich ansteigende eingeprägte Stromkomponente in d-Achse führt zu zusätzlichen Verlusteffekten oberhalb einer Feldschwächgrenze (FS-Grenze). Damit das zu entwickelnde Modell diese Effekte berücksichtigen kann, ist zunächst die FS-Grenze zu modellieren. Der FS-Bereich ist dabei definiert als die Menge der Betriebspunkte in der Drehmoment-/Drehzahlenebene, bei welchen die Strangspannung den maximalen Wert u_{\max} erreicht, den der Inverter bei gegebener DC-Spannung zu stellen in der Lage ist. Abbildung 5.1a stellt den Verlauf der Strangspannung U_{str} für eine exemplarische EM dar.

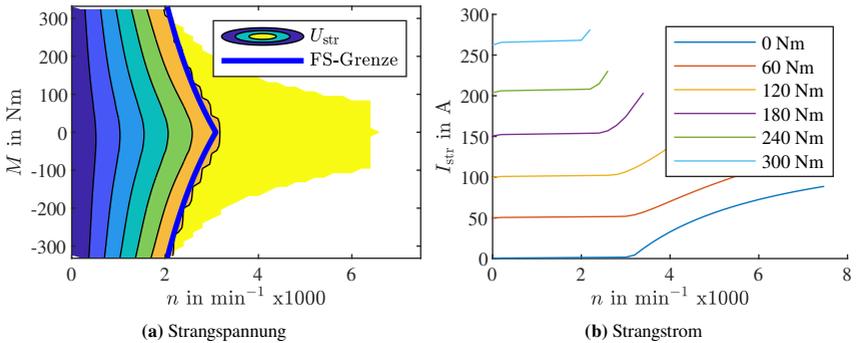


Abbildung 5.1: Verlauf von Strangspannung und -strom über Drehzahl und Drehmoment.

Nach Gleichung (3.23) ist die Strangspannung u proportional zur Flussverketung Ψ und der Drehzahl n . Die Flussverketung wiederum beeinflusst nach Gleichung (5.1) das Drehmoment M . Somit besteht eine Abhängigkeit der FS-Grenze sowohl von der Drehzahl als auch vom Drehmoment. Dieser Zusammenhang ist in Abbildung 5.1a deutlich erkennbar.

$$M = \frac{m}{2} p (\Psi_d i_q - \Psi_q i_d) \quad (5.1)$$

Mit der Definition des normierten PM-Flusses $\Psi_{\text{PM,pu}}$ nach [1] kann die Grenzdrehzahl zum FS-Bereich n_{FS} mit hoher Genauigkeit abgeschätzt werden. Hierbei wird der Effekt einer sich mit der Last ändernden Sättigung des Elektrolechs vernachlässigt.

$$\Psi_{\text{PM,pu}} = \frac{\Psi_{\text{PM}}(LL)}{\Psi_{\text{tot}}(n_{\text{N}}, M_{\text{max}})} \quad (5.2a)$$

$$n_{\text{FS}}(M, U_{\text{dc}}) \approx n_{\text{N}}(U_{\text{dc}}) \left(\Psi_{\text{PM,pu}} + (1 - \Psi_{\text{PM,pu}}) \frac{M}{M_{\text{max}}} \right)^{-1} \quad (5.2b)$$

Die Eckdrehzahl n_{N} ist definiert als die Drehzahl, bei welcher das maximale Drehmoment zum ersten Mal unter die Schwelle von 97% des Drehmoments bei Stillstand M_{max} fällt. Das 97%-Kriterium wird gewählt, da es aufgrund mit der Drehzahl steigender mechanischer Verluste bereits im Grunddrehzahlbereich zu einem leichten Abfall des maximalen Drehmoments über der Drehzahl kommt. Die sich nach Gleichung (5.2b) ergebende Abschätzung der FS-Grenze ist in Abbildung 5.1a eingezeichnet.

Der im FS-Bereich steigende d-Strom führt zu einem steigenden Reluktanz-Anteil des Drehmoments. Dies hat zur Konsequenz, dass bei wachsender Drehzahl und konstantem Drehmoment der q-Strom fällt. Da jedoch die Summe des Drehmoments aus Reluktanz- und PM-Anteil für steigende Stromvorsteuerwinkel sinkt, steigt der d-Strom überproportional zum Abfall des q-Stroms. In Summe kann der Verlauf des Strangstroms über der Drehzahl bei konstantem Drehmoment im FS-Bereich grob mit einer Wurzelfunktion abgeschätzt werden. Dieser Zusammenhang ist in Abbildung 5.1b ersichtlich. Im Grunddrehzahlbereich hingegen ist der Strangstrom nahezu konstant über der Drehzahl und näherungsweise linear proportional zum Drehmoment. Eine sehr starke Sättigung des Eisens löst diese Proportionalität für hohe Ströme auf [48]. Da dies jedoch aufgrund fallender Effizienz unwirtschaftlich ist, tritt dies bei den in dieser Arbeit betrachteten Traktionsmotoren allenfalls in sehr selten frequentierten Betriebsbereichen auf. Die

Annahme einer linearen Proportionalität wird daher in den folgenden Modellen als ausreichend betrachtet.

Aufgrund des bei offenen Klemmen auftretenden Schleppmoments treten der minimale Strom und somit auch die Verluste über der Drehzahl bei leicht generatorischer Last auf. Das Schleppmoment wird dabei hervorgerufen durch mechanische Verluste und Ummagnetisierungsverluste infolge des rotierenden Magnetfeldes der PM. Somit weist das Verlustkennfeld eine leichte Asymmetrie in Bezug auf die Null-Nm-Achse auf. In erster Näherung kann der Anstieg des Schleppmoments linear zur Drehzahl angenommen werden. Im Folgenden wird die Asymmetrie daher durch das Einfügen eines Verlustterms proportional zu Mn^2 berücksichtigt. Weitere Auswirkungen auf die Asymmetrie des Verlustkennfelds, wie der Ohm'sche Spannungsabfall, werden vernachlässigt.

Verlustmechanismen

Abbildung 5.2 zeigt den Verlauf der dominierenden elektromagnetischen Verlustanteile, aufgetragen über Drehmoment und Drehzahl. Deutlich erkennbar ist die FS-Grenze und der sich darüber hinaus ändernde Verlauf der Verluste. Auf Basis der physikalischen Zusammenhänge in Abschnitt 3.1 werden zunächst für jeden dieser Anteile Polynommodelle der Form $\sum c_k M^x (n - z)^y$ aufgestellt.

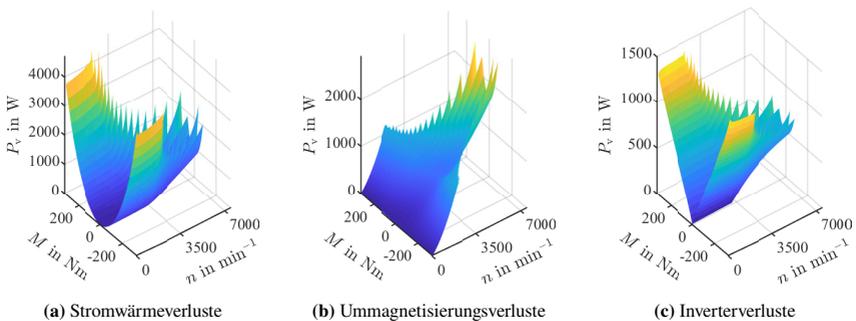


Abbildung 5.2: Verlauf der dominierenden Verlustanteile über Drehzahl und Drehmoment.

Stromwärmeverluste Nach Gleichung (3.22) weisen die Stromwärmeverluste eine quadratische Abhängigkeit zum Strom auf. Mit der Annahme $k_n \propto f^2$ ergibt sich zusätzlich eine Proportionalität zu $I_{\text{str}}^2 f^2$. Bei einer linearen Proportionalität zwischen Strom und Drehmoment führt dies zu den Termen M^2 und $M^2 n^2$. Die zuvor beschriebene Asymmetrie des Kennfelds wird mit dem Term Mn^2 approximiert. Aufgrund des mit der Wurzel der Drehzahl ansteigenden Stroms treten im FS-Bereich zusätzliche Terme auf, welche durch die Heaviside Sprungfunktion $H(x)$ oberhalb der FS-Grenze aktiviert werden. Diese ergeben sich zu n , $M^2 n$ und $M^2 n^3$.

$$P_{V,\text{Cu}} \approx c_1 M^2 + c_2 M^2 n^2 + c_3 M n^2 + [c_4(n - n_{\text{FS}}) + c_5 M^2(n - n_{\text{FS}}) + c_6 M^2(n - n_{\text{FS}})^3] H(n - n_{\text{FS}}) \quad (5.3)$$

Ummagnetisierungsverluste Innerhalb der Ummagnetisierungsverluste weisen die Eisenverluste den dominierenden Anteil auf. Diese sind nach Gleichung (3.20) proportional zu $B^2 f$ und $B^2 f^2$. Die magnetische Flussdichte B kann entsprechend ihrer Wirkursache in zwei Anteile aufgeteilt werden: einen Anteil, hervorgerufen durch den PM B_{PM} , und einen Anteil, hervorgerufen durch den Statorstrom B_{I} . Unter Annahme einer gleichbleibenden Temperatur und Sättigung ist B_{PM} konstant. Somit erhält man die Verlustterme n und n^2 . Die Grundwellenamplitude von B_{I} ist proportional zum Strom und somit zum Drehmoment. Es ergeben sich die Terme $M^2 n$ und $M^2 n^2$. Der Verlauf der höheren Ordnungen ist stark abhängig von der Auslegung und dem Betriebspunkt und bleibt in einer vereinfachten Abschätzung unberücksichtigt. Im FS-Bereich wird der PM-Anteil sukzessive aus dem Stator verdrängt, der effektive Anteil von B_{PM} fällt linear mit der Drehzahl. Gleichzeitig steigt der Anteil B_{I} analog dem Strom mit der Wurzel der Drehzahl an. Somit sinkt der Verlustanteil aufgrund der Proportionalität zu B^2 mit $-n$. Dieser Effekt, zunächst mit steigender Drehzahl fallende Eisenverluste oberhalb der FS-Grenze, ist in Abbildung 5.2 erkennbar. Der für ein konstantes Drehmoment nötige und mit der Drehzahl steigende Strom führt zu einem zusätzlichen Term $M^2 n^3$.

$$P_{V,\text{Fe}} \approx c_1 n + c_2 n^2 + c_3 M^2 n + c_4 M^2 n^2 + c_5 M n^2 + [-c_6(n - n_{\text{FS}}) + c_7 M^2(n - n_{\text{FS}})^3] H(n - n_{\text{FS}}) \quad (5.4)$$

Mechanische Verluste Mechanische Verluste bestehen hauptsächlich aus Reibverlusten in den Lagern (Term n) und Luftverlusten bzw. Öl-Schleppverlusten bei nass-laufenden EM (Term n^3). Diese werden typischerweise nicht berechnet, sondern aus zuvor vermessenen Reibkennlinien ermittelt. Abbildung 5.3 zeigt die verwendete Reibkennlinie mit ihren linearen und kubischen Anteilen.

$$P_{V,\text{Mech}} \approx c_1 n + c_2 n^3 \quad (5.5)$$

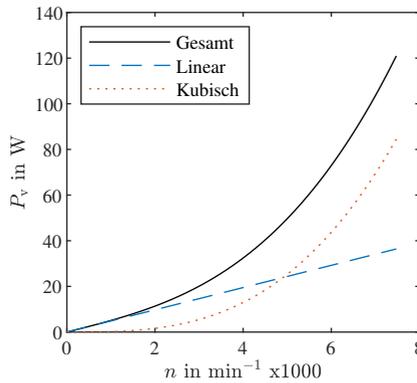


Abbildung 5.3: Reibkennlinie mit linearem und kubischem Anteil.

Inverterverluste Der dominierende Anteil der im Inverter auftretenden Verluste entsteht in den Halbleitern. Es wird in Durchlass- und Schaltverluste unterschieden. Nach Gleichung (3.25) weisen diese eine lineare und eine quadratische Proportionalität zum Strom auf. Somit ergeben sich die Verlustterme $|M|$ und M^2 . Durch den Stromanstieg bei konstantem Drehmoment im FS-Bereich kommen oberhalb der FS-Grenze die Terme \sqrt{n} , n , $|M|\sqrt{n}$ und $M^2 n$ hinzu. Aufgrund des sich im FS-Bereich mit der Last ändernden Leistungsfaktors $\cos \varphi$ können die beiden zuletzt genannten Terme negative Vorzeichen aufweisen. Die Abhängigkeit der Schaltverluste von der DC-Spannung kann nicht berücksichtigt werden,

da eine Separierung des Terms M in Durchlass- und Schaltverluste nicht möglich ist.

$$P_{V,Inv} \approx \frac{c_1|M| + c_2M^2 + [c_3\sqrt{n - n_{FS}} + c_4(n - n_{FS}) + c_5|M|\sqrt{n - n_{FS}} + c_6M^2(n - n_{FS})]}{H(n - n_{FS})} \quad (5.6)$$

Gesamtverluste

Die zuvor beschriebenen Modelle der Verlustmechanismen können zu einem Gesamtverlustmodell zusammengefasst werden. Zur besseren Interpretierbarkeit der einzelnen Koeffizienten ist es jedoch sinnvoll, die Verlustterme auf die für die Gesamtverluste wesentlichen Bestandteile zu reduzieren. Zudem kann so die Anzahl der später zu variierenden Dimensionen gesenkt werden. Die wesentlichen Verlustterme werden durch Experimente mit vielen verschiedenen EA ermittelt. Es zeigt sich, dass insbesondere die Terme mit einer Potenz der dritten Ordnung in bereits vorhandene Terme der zweiten Ordnung überführt werden können. Ebenso ist der Anteil der Terme mit gebrochen rationaler Potenz an den Gesamtverlusten gering, weshalb diese Terme vernachlässigt werden können. Schließlich ergibt sich das Verlustmodell in Gleichung (5.7).

$$P_V(n, M, U_{dc}) \approx \frac{c_1n + c_2n^2 + c_3|M| + c_4M^2 + c_5M^2n^2 + c_6Mn^2 + [c_7(n - n_{FS}) + c_8M^2(n - n_{FS}) + c_9M^2(n - n_{FS})^2]}{H(n - n_{FS})} \quad (5.7)$$

Der Koeffizient c_7 kann sowohl positive als auch negative Werte annehmen. Für alle anderen Koeffizienten des Gesamtverlustmodells gilt $c_k \in \mathbb{R}^+$. Die neun Koeffizienten sind charakteristisch für die Verluste eines spezifischen EA. Eine Variation der DC-Spannung wird durch die Verschiebung der FS-Grenze analog Gleichung (5.2b) berücksichtigt.

Um die Koeffizienten elektrischer Antriebe unterschiedlicher Leistungsklassen vergleichbar zu machen, wird eine Normierung angewandt. Das Drehmoment wird auf seinen Maximalwert bezogen und nimmt Werte im Bereich $[-1;1]$ an. Als Bezugsgröße für die Drehzahl wird die Eckdrehzahl n_N verwendet, wodurch

die Maximaldrehzahl als ein Vielfaches der Eckdrehzahl ausgedrückt wird. Die Koeffizienten c_k werden auf die nominale mechanische Leistung $P_{\text{mech},N} = P_{\text{mech}}(M_{\text{max}}, n_N, U_{\text{DC},N})$ bezogen. Somit kann die Verlustleistung aus den normierten (engl.: per unit (pu)) Verlusten berechnet werden.

$$P_V(n, M, U_{\text{dc}}) = P_{V,\text{pu}}(n/n_N(U_{\text{dc}}), M/M_{\text{max}})P_{\text{mech},N}. \quad (5.8)$$

5.1.2 Grenzkennlinien

Bereits in den 1990er Jahren demonstrierten Soong u. Miller [67], dass die Grenzkennlinie von PMSM mit nur zwei Parametern beschrieben werden kann. Später wurde die Theorie durch Winzer u. Doppelbauer [77] auf fremderregte Synchronmaschinen (FESM) erweitert. Die zwei charakteristischen Parameter sind die normierte PM-Flussverkettung $\Psi_{\text{PM,pu}}$ und die Schenkligkeit $\zeta = L_q/L_d$. Hierzu wurde in [67] eine neue normierte (engl.: per unit (pu)) Parameter-Ebene entwickelt. Grundsätzlich werden alle Größen auf die entsprechenden Werte im Eckpunkt bezogen. Die im Eckpunkt auftretenden Ströme basieren dabei auf der MTPA-Regelstrategie.

Nach [67] ergibt sich das Drehmoment in der normierten Parameterebene aus den beiden charakteristischen Parametern und der normierten Induktivität in d-Achse $L_{d,\text{pu}}$. Diese wiederum ist eine Funktion der beiden charakteristischen Parameter.

$$M_{\text{pu}} = \Psi_{\text{PM,pu}} i_{\text{pu}} \cos(\alpha_I) + \frac{1}{2}(\zeta - 1)L_{d,\text{pu}} i_{\text{pu}}^2 \sin(2\alpha_I) \quad (5.9)$$

$$L_{d,\text{pu}} = \frac{\sqrt{\sin^2(\alpha_I) - \left(\Psi_{\text{PM,pu}}^2 - 1\right) \zeta \cos^2(\alpha_I) + \sin(\alpha_I) \Psi_{\text{PM,pu}}}}{\sin^2(\alpha_I) + \zeta \cos^2(\alpha_I)} \quad (5.10)$$

Analog zu Gleichung (3.23) ergeben sich die Spannungsgleichungen in der normierten Parameterebene.

$$u_{d,\text{pu}} = -2\pi f L_{q,\text{pu}} i_{\text{pu}} \cos(\alpha_{\text{I}}) \quad (5.11\text{a})$$

$$u_{q,\text{pu}} = 2\pi f (\Psi_{\text{PM,pu}} - L_{d,\text{pu}} i_{\text{pu}} \sin(\alpha_{\text{I}})). \quad (5.11\text{b})$$

Dank der Normierung vereinfachen sich die Nebenbedingungen für die Betriebspunktoptimierung.

$$i_{\text{pu}} = \sqrt{i_{d,\text{pu}}^2 + i_{q,\text{pu}}^2} \leq 1 \quad (5.12\text{a})$$

$$u_{\text{pu}} = \sqrt{u_{d,\text{pu}}^2 + u_{q,\text{pu}}^2} \leq 1 \quad (5.12\text{b})$$

Durch Maximierung des Drehmoments für unterschiedliche Drehzahlen unter Berücksichtigung der Nebenbedingungen kann die normierte Grenzkennlinie berechnet werden.

Die beschriebene Modellierung der Grenzkennlinie auf Basis der zwei charakteristischen Parameter beruht auf der vereinfachten Annahme einer idealen Maschine. Weder Sättigungseffekte noch Wicklungswiderstände werden berücksichtigt und die Maschine wird als verlustfrei angenommen. Somit ergeben sich von realen Maschinen abweichende Verläufe der Grenzkennlinien und es treten keine Unterschiede im motorischen und generatorischen Betrieb auf. Diese Arbeit entwickelt das Modell weiter, um den Verlauf der Grenzkennlinie besser der Realität annähern zu können. Die folgenden Überlegungen wurden in [E1] veröffentlicht.

Es werden zwei zusätzliche Parameter eingeführt. Zudem wird die Grenzkennlinie um die mechanischen Verluste korrigiert. Der Einfluss dieser Erweiterung auf den Verlauf der Grenzkennlinie über der Drehzahl ist in Abbildung 5.4 dargestellt. Der erste zusätzliche Parameter ist ein Korrekturfaktor k_{sat} zur Berücksichtigung der Sättigungseffekte. Der durch den Statorstrom hervorgerufene Anteil der magnetischen Durchflutung steigt mit zunehmender Last an. Dagegen bleibt der Anteil des PM konstant. Aufgrund der nichtlinearen magnetischen Eigenschaften des Elektroblechs sinkt die Permeabilität mit zunehmender Last ab. Dies führt zu

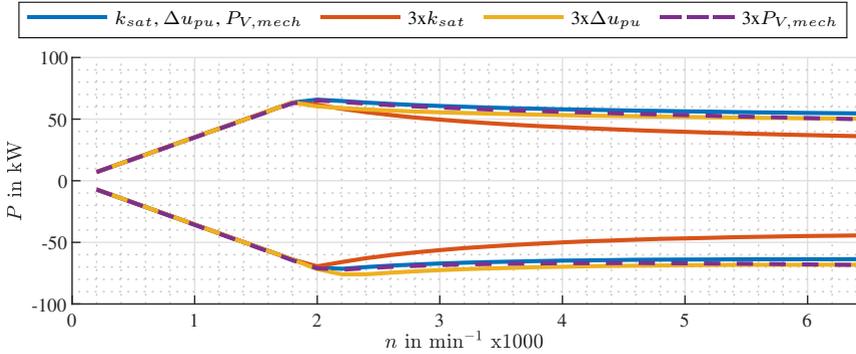


Abbildung 5.4: Einfluss der Parameter des erweiterten Modells der Grenzkennlinie auf deren Verlauf.

einem von der Last abhängigen Anteil des PM an der magnetischen Flussdichte und somit an der gesamten Flussverkettung. Somit ist $\Psi_{PM,pu}$ in einer realen Maschine eine Funktion des Drehmoments. Für die Modellierung der Verlustkennfelder wurde $\Psi_{PM,pu}$ im Leerlauf ermittelt. Zur Ermittlung der Grenzkennlinien wird darum die normierte PM-Flussverkettung im Leerlauf $\Psi_{PM,pu}(LL)$ durch den Sättigungs-Korrekturfaktor geteilt. Zur Vereinfachung wird der Sättigungszustand k_{sat} entlang der Grenzkennlinie über dem Drehzahlverlauf als konstant angenommen.

$$\Psi_{PM,pu}(M_{max}) = \frac{\Psi_{PM,pu}(LL)}{k_{sat}} \quad (5.13)$$

Der zweite zusätzliche Parameter ist der normierte Spannungsabfall Δu_{pu} über dem Wicklungswiderstand und den Halbleitern des Inverters bei maximalem Strom. Dieser Wert beschreibt den Unterschied der FS-Grenzdrehzahlen bei maximaler Last im motorischen und generatorischen Betrieb. Im motorischen Betrieb $0 \leq \alpha_I \leq \pi/2$ gilt $\Delta u_{pu} > 0$, im generatorischen Betrieb $\pi/2 \leq \alpha_I \leq \pi$ hingegen $\Delta u_{pu} < 0$. Der Spannungsabfall führt zu einer Anpassung der Nebenbedingung der maximalen Spannung, ein Einfluss auf $L_{d,pu}$ wird vernachlässigt.

$$u_{pu} = \sqrt{u_{d,pu}^2 + u_{q,pu}^2} \leq 1 - \Delta u_{pu} \quad (5.14)$$

Durch die inverse Normierung kann anschließend das Luftspaltpmoment M_δ berechnet werden. Die Abhängigkeit der DC-Spannung geht über die spannungsabhängige Eckdrehzahl $n_N(U_{dc})$ ein.

$$M_\delta(n, U_{dc}) = M_{pu}(n/n_N(U_{dc})) \frac{M_{max}}{M_{pu}(n_{pu} = 0)} \quad (5.15)$$

Zuletzt führen die auftretenden mechanischen Verluste sowie die Rotorverluste zu einem mit der Drehzahl stärker abfallendem Drehmoment. Insbesondere bei hochdrehenden Maschinen zeigen die mechanischen Verluste einen großen Einfluss auf die Grenzkennlinie. Die Rotorverluste von PMSM sind hingegen in der Regel gering und deren Einfluss auf das Drehmoment kann vernachlässigt werden. Zur Korrektur des ermittelten Drehmoments wird das in Gleichung (5.8) beschriebene Verlustmodell verwendet. Die mechanischen Verluste werden gemäß Gleichung (5.16a) approximiert.

$$P_{V,mech}(n) \approx (c_1 n_{pu} + c_2 n_{pu}^2) P_{mech,N} \quad (5.16a)$$

$$M(n, U_{dc}) = M_\delta(n, U_{dc}) - \frac{P_{V,mech}(n)}{2\pi n/60} \quad (5.16b)$$

Der Verlustterm $c_2 n_{pu}^2$ beinhaltet neben den Luft- und Ölschleppverlusten auch Wirbelstromverluste. Letztere werden durch den vom PM hervorgerufenen Anteil der magnetischen Flussdichte verursacht. Die Effekte können jedoch nicht voneinander getrennt werden. Mit dieser Vereinfachung wird die Grenzkennlinie schließlich nach Gleichung (5.16b) berechnet. Ein Einfluss der im Stator auftretenden Eisenverluste auf den Leistungsfaktor und damit den Verlauf der Grenzkennlinie bleibt an dieser Stelle unberücksichtigt.

5.1.3 Gesamtmodell

Zur Beschreibung der wesentlichen elektromechanischen Eigenschaften des EA sind somit 16 Modellparameter nötig:

- Das maximale Drehmoment M_{\max}
- Die Eckdrehzahl n_N
- Die maximale Drehzahl n_{\max}
- Die neun Verlustkoeffizienten c_1 bis c_9
- Die normierte PM-Flussverkettung $\Psi_{\text{PM,pu}}$
- Die Schenkligkeit ζ
- Der Sättigungskorrekturfaktor k_{sat}
- Der normierte Spannungsabfall Δu_{pu}

Eine Variation der 16 Modellparameter ermöglicht die synthetische Erzeugung von Kennfeldern mit unterschiedlichsten Eigenschaften. Abbildung 5.5 zeigt eine Auswahl mit dem Modell erzeugter Wirkungsgradkennfelder inklusive der Grenzkennlinien.

5.1.4 Validierung

Die Validierung des entwickelten Polynommodells erfolgt durch den Vergleich der berechneten Verlustleistungen und der Grenzkennlinie mit FE-berechneten Kennfeldern. Hierbei werden zunächst die 16 Modellparameter durch das Verfahren der Minimierung der Summe der Fehler-Quadrate ermittelt. Dieses Verfahren wurde in Abschnitt 3.2.2 beschrieben. In der Praxis hat es sich bewährt, zunächst die drehmomentunabhängigen Koeffizienten c_1 , c_2 und c_7 mit Hilfe der Nulllastverluste¹ zu ermitteln. Anschließend werden diese konstant gehalten, während die übrigen Verlustkoeffizienten an das gesamte Verlustkennfeld angepasst werden. Zuletzt wird eine Optimierung der übrigen Modellparameter durchgeführt, mit dem Ziel die Grenzkennlinien bestmöglich abzubilden.

¹ Die Nulllastverluste weichen hierbei aufgrund des Schleppmoments geringfügig von den Leerlaufverlusten ab.

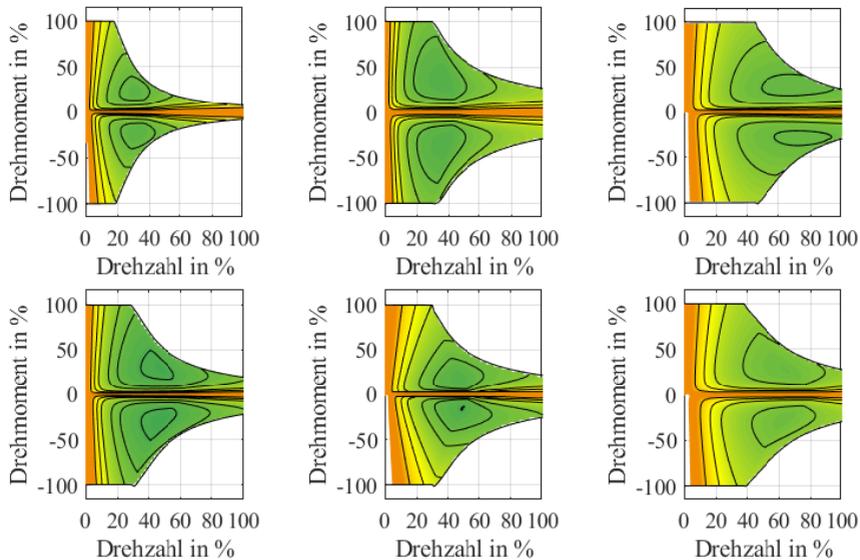


Abbildung 5.5: Auswahl einiger synthetisch erzeugter Kennfelder.

Zunächst wird ein beispielhaft ausgewählter EA betrachtet. Dieser weist eine Leistung von 60 kW bei einer Systemspannung von 320V auf. Die relativen Abweichungen der wichtigsten Verlustkomponenten sowie der Gesamtverluste im Vergleich zu den mittels FE-Berechnung bestimmten Verlusten ist in Abbildung 5.6 gezeigt. Wie zu erkennen ist, können die Verluste korrekt abgebildet werden. Die Stromwärmeverluste weisen eine größere Ungenauigkeit an der FS-Grenze und darüber hinaus auf. Dies ist auf die vereinfachte Annahme des Stromverlaufs im FS-Bereich zurückzuführen. Das Modell der Ummagnetisierungsverluste hingegen zeigt eine höhere relative Abweichung bei niedrigen Drehzahlen. In diesem Bereich sind die Verluste jedoch gering, weshalb die absolute Abweichung zu vernachlässigen ist. Das Inverterverlustmodell zeigt eine sehr gute Übereinstimmung. Lediglich im Bereich niedriger absoluter Verluste sowie im FS-Grenzbereich bei kleinen Lasten treten größere relative Abweichungen auf. Die Abweichung des Gesamtverlustmodells liegt in weiten Kennfeldbereichen unter $\pm 5\%$. Nur im Bereich kleiner absoluter Verluste treten höhere relative Abweichungen auf.

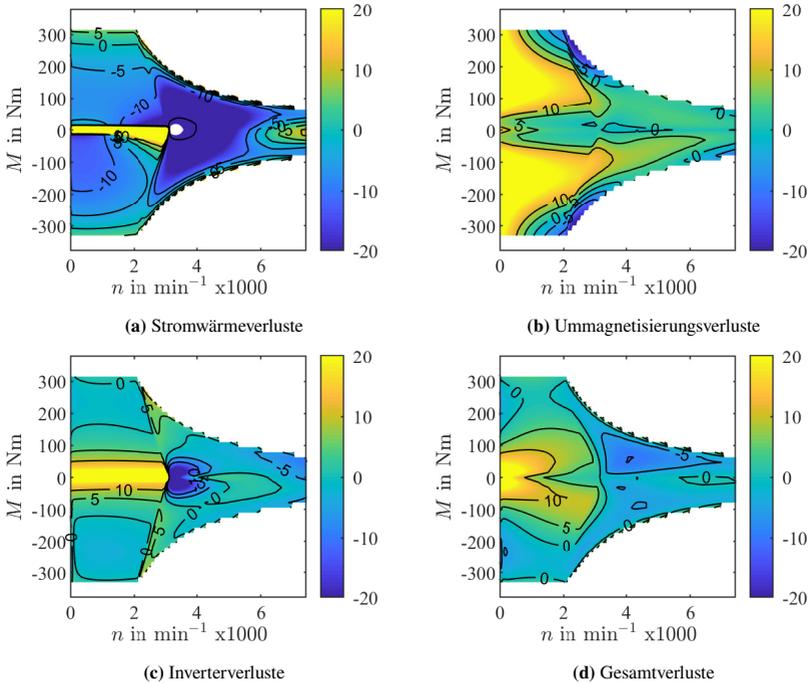


Abbildung 5.6: Validierung der Verlustmodelle für die Verluste des elektrischen Antriebs und der Verlustkomponenten. Die Darstellung zeigt die relative Abweichung der FE-berechneten und der modellierten Verluste bei 320 V in %.

Mit Blick auf das Wirkungsgradkennfeld ergibt sich schließlich ein Modellfehler von deutlich unter einem Wirkungsgrad-Prozentpunkt, wie Abbildung 5.7 demonstriert. Auch die Variation der DC-Spannung im relevanten Bereich kann durch das Modell korrekt vorhergesagt werden.

Ein Vergleich des modellierten Verlaufs der Grenzkennlinien über der Drehzahl mit der FE-Berechnung zeigt Abbildung 5.8. Das Modell der Grenzkennlinie zeigt eine sehr gute Übereinstimmung mit der FE-Berechnung. Der gesamte Drehzahlbereich sowie der relevante DC-Spannungsbereich kann korrekt abgebildet werden.

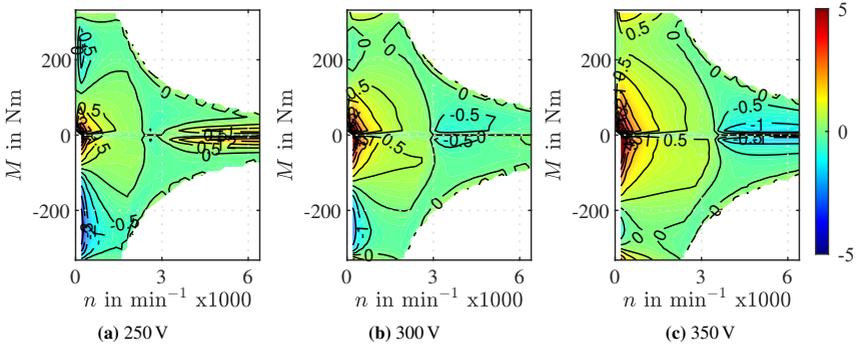


Abbildung 5.7: Validierung des Verlustmodells anhand der auftretenden Abweichung in den spannungsabhängigen Wirkungsgradkennfeldern. Die Darstellung zeigt die Differenz der FE-berechneten und modellierten Wirkungsgrade.

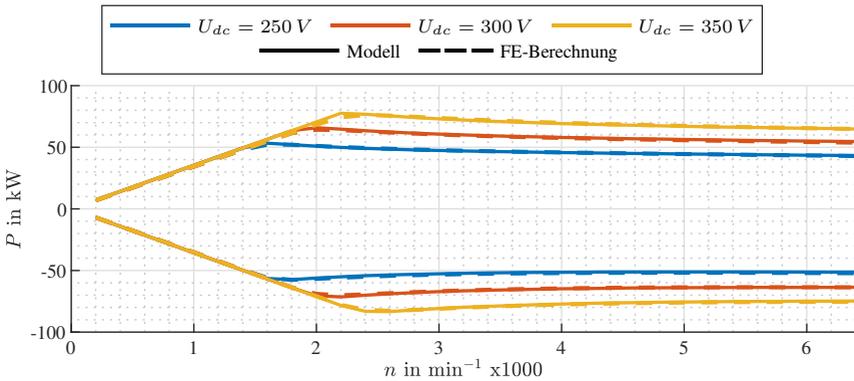


Abbildung 5.8: Validierung des Modells der Grenzkennlinie. Die Darstellung zeigt den Verlauf der Grenzkennlinien über der Drehzahl im motorischen und generatorischen Betrieb bei verschiedenen DC-Spannungen.

Um ebenso die Robustheit des Modells gegenüber unterschiedlichsten EA zu validieren, werden ca. 1600 Varianten aus der in Kapitel 4 aufgebauten Datenbank betrachtet. Zur Bewertung werden der Interpolationsstabilitätsindex Q_{ISI} und das Bestimmtheitsmaß r^2 herangezogen (vgl. Gleichung (3.32)). Abbildung 5.9 zeigt die Häufigkeitsverteilung der auftretenden Werte beider Gütekriterien sowie

deren kumulierte Dichten. Dabei sind die beiden Systemspannungen gesondert dargestellt.

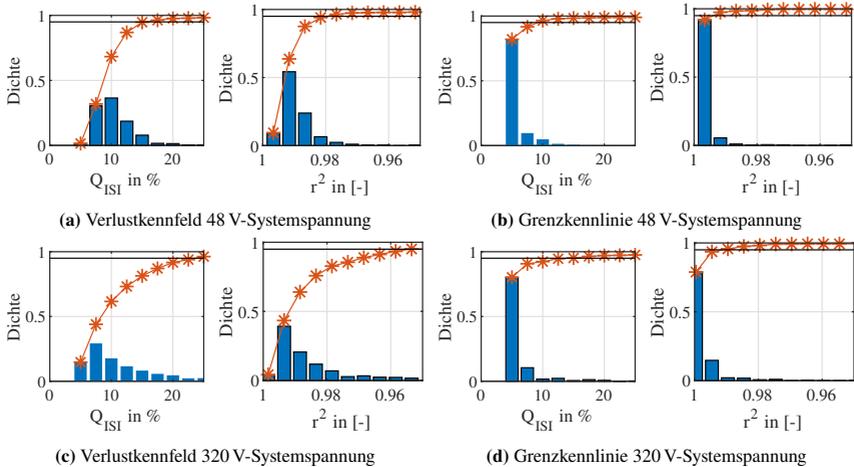


Abbildung 5.9: Statistische Verteilung der Gütekriterien der elektromechanischen Modellierung. In blauen Balken ist die Verteilungsfunktion und in roter Linie die kumulierte Dichte dargestellt.

Das Verlustmodell weist für die meisten untersuchten Antriebe einen Interpolationsstabilitätsindex von 5–12% auf. Das Bestimmtheitsmaß liegt am häufigsten im Bereich von 0,99. Während die 320 V-Systemspannung manche Varianten mit geringerer Übereinstimmung aufweist, werden manche Varianten im Vergleich zur 48 V-Systemspannung besser approximiert. Das Modell der Grenzkennlinien erreicht am häufigsten Werte für den Interpolationsstabilitätsindex von 5–7%. Das Bestimmtheitsmaß liegt für die meisten Varianten sehr nahe Eins.

Diese Ergebnisse demonstrieren die Eignung des entwickelten physikalisch motivierten Polynommodells zur Beschreibung der elektromagnetischen Eigenschaften unterschiedlichster EA. Um die Auswirkungen des auftretenden Modellierungsfehlers auf die CO_2 -Emissionen eines Hybridfahrzeugs zu bestimmen, wird eine Variante mit größerem Modellierungsfehler ausgewählt. Dieser beträgt für

das Verlustmodell $Q_{\text{ISI}} = 14,2\%$, $r^2 = 0,988$ und für das Modell der Grenzkennlinien $Q_{\text{ISI}} = 10,2\%$, $r^2 = 0,994$. Anschließend werden die CO_2 -Emissionen in einer Fahrzeugsimulation für eine P2-Anordnung bestimmt. Hierfür findet das in Abschnitt 3.1.4 vorgestellte Längsdynamikmodell Verwendung. Dabei wird zunächst das FE-berechnete Kennfeld und anschließend das mit dem Polynommodell approximierten Kennfeld eingesetzt. Abbildung 5.10 zeigt die Abweichung in den resultierenden CO_2 -Emissionen für die drei untersuchten Artemis-Fahrzyklen.

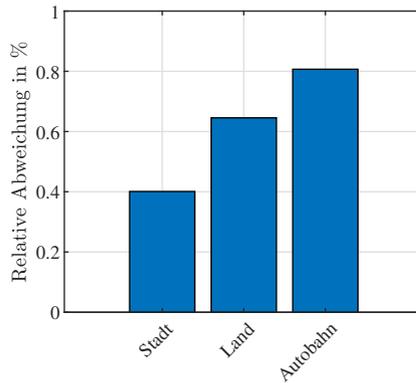


Abbildung 5.10: Abweichung in den CO_2 -Emissionen bei Verwendung des EA-Modells im Vergleich zum FE-berechneten Kennfeld am Beispiel eines EA mit größerem Modellierungsfehler.

Die auftretenden Abweichungen liegen deutlich unter 1%. Für das weitere Vorgehen wird die Festlegung getroffen, dass ausschließlich Varianten mit einem Modellfehler unterhalb eines definierten Schwellwerts berücksichtigt werden sollen. Dies wird durch eine Filterung der Datenbasis zur Erstellung der Begrenzungsfunktion in Abschnitt 5.3 realisiert. Basierend auf den vorgestellten Ergebnissen wird dieser Schwellwert für das Verlustmodell auf $Q_{\text{ISI}} \leq 15\%$, $r^2 \geq 0,97$ und für das Modell der Grenzkennlinien auf $Q_{\text{ISI}} = 10\%$, $r^2 = 0,98$ festgelegt.

5.2 Geometrische Modellierung

Die geometrische Modellierung dient der Bestimmung der übrigen in Kapitel 2 definierten Eigenschaften elektrischer Antriebe. Hierzu zählen der Bauraum, das Gewicht und die Massenträgheiten sowie die Kosten. Auf Basis der 16 Modellparameter des elektromechanischen Modells sollen Rückschlüsse auf diese Größen gezogen werden. Um den Einfluss eines jeden einzelnen der 16 Modellparameter auf die Ausgangsgrößen der geometrischen Modellierung zu identifizieren, werden wie zuvor die 1600 Varianten aus der Datenbank verwendet. Für jede dieser Varianten wurden diese Ausgangsgrößen, wie in Kapitel 4 beschrieben, berechnet und die 16 Modellparameter durch das Verfahren der Minimierung der Fehler-Quadrate ermittelt. Um den Zusammenhang zu veranschaulichen, wird die statistische Funktion der Korrelation eingeführt.

$$\text{Korrelation}(X, Y) = \frac{\text{cov}(X, Y)}{\text{var}(X)\text{var}(Y)} \quad (5.17)$$

Hierbei ist *cov* die Kovarianz und *var* die Standardabweichung der Zufallsvariablen X und Y . Nach [38] stellt die Korrelation ein Ähnlichkeitsmaß der Zufallsvariablen X und Y dar. Ergibt die Korrelationsfunktion den Wert Eins, sind sich die betrachteten Zufallsvariablen maximal ähnlich; ergibt sich ein Wert von Null, sind sie unkorreliert.

Abbildung 5.11 zeigt die Korrelationen zwischen den 16 Parametern des EA und den oben genannten Ausgangsgrößen der geometrischen Modellierung. Betrachtet werden dabei alle in der Datenbank enthaltenen EA der 48 V-Systemspannung. Insbesondere zeigt sich eine starke Abhängigkeit dieser Größen vom Drehmoment M_{\max} , den Verlustkoeffizienten c_3 , c_4 , c_6 und c_8 sowie dem normierten Spannungsabfall Δu_{pu} . Diese Abhängigkeiten lassen sich durch die physikalische Deutung der genannten Koeffizienten erklären. Die Koeffizienten c_3 , c_4 und c_8 repräsentieren hauptsächlich die Durchlassverluste im Inverter bzw. die Kupferverluste. Sollen diese nun reduziert werden, ist eine Vergrößerung der Chipfläche

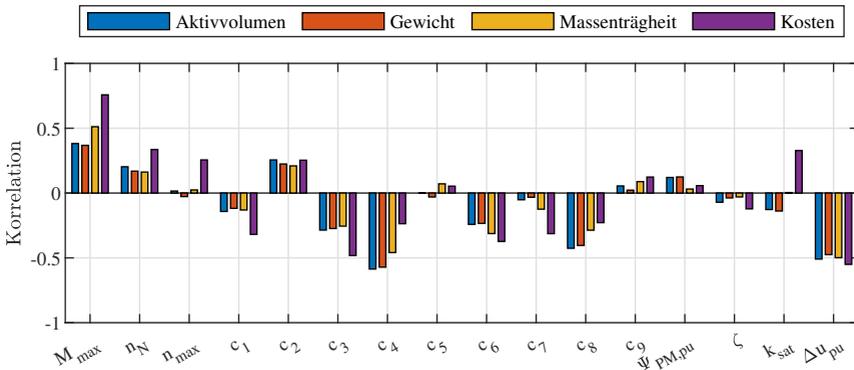


Abbildung 5.11: Korrelation zwischen den 16 Parametern des EA-Modells und ausgewählten Zielgrößen für die 48 V-Systemspannung.

bzw. ein erhöhter Kupfereinsatz notwendig. Ähnliches gilt für Δu_{pu} , dessen physikalische Deutung dem Spannungsabfall unter anderem über dem Wicklungswiderstand entspricht. Sehr geringen Einfluss weisen hingegen die Verlustkoeffizienten c_5 und c_9 sowie die normierte PM-Flussverketzung $\Psi_{PM,pu}$ und das Induktivitätsverhältnis ζ auf. Die Koeffizienten c_5 und c_9 repräsentieren hauptsächlich die Ummagnetisierungsverluste, die im Modell maßgeblich durch die Wirbelstromverluste abgebildet werden. Diese sind sehr stark abhängig vom Oberwellengehalt der magnetischen Flussdichte und der Materialeigenschaften des Blechs. Daher können diese Effekte nicht direkt durch mehr Materialeinsatz kompensiert werden. Diese Auswertung demonstriert anschaulich, dass die in der Literatur häufig eingesetzte Modellierung mit einer oder zwei Einflussgrößen (z.B. M_{max} , P_{max}) nicht ausreichend ist (vgl. Abschnitt 2.2).

5.2.1 Bauraum, Gewicht und Massenträgheit

Die Bauraumbedarfe und das Gewicht der EA in der Datenbank werden wie folgt ermittelt: Für die EM können diese Größen direkt aus den geometrischen Abmessungen und den Materialeigenschaften der eingesetzten Materialien gewonnen werden. Das zusätzliche Gewicht des Inverters sowie der zusätzlich beanspruchte

Bauraum sind verhältnismäßig klein und werden an dieser Stelle vernachlässigt. Diese Größen sind an eine direkte konstruktive Umsetzung gebunden und somit automatisiert nur schwer abzuschätzen.

Ein funktionaler Zusammenhang zwischen den elektromechanischen Eigenschaften und dem Bauraum kann nicht aufgestellt werden. Dies liegt daran, dass unterschiedlichste Umsetzungen zu ähnlichen Eigenschaften führen können. Betrachtet man beispielsweise die Eigenschaft des maximalen Drehmoments, so ist dieses nach Gleichung (3.1) sowohl proportional zum Durchmesser als auch zur Länge. Somit kann eine lange EM mit kleinem Durchmesser in einem gewissen Rahmen ähnliche Eigenschaften aufweisen wie eine kurze EM mit großem Durchmesser. Aus diesem Grund ist an dieser Stelle ausschließlich ein Rückschluss auf das Volumen möglich. Da jedoch die Massenträgheit maßgeblich von den Abmessungen des Rotors beeinflusst wird, werden für ein entsprechendes Modell größere Abweichungen erwartet. Mögliche Einschränkungen aufgrund von Bauraumrestriktionen können dennoch berücksichtigt werden, wie in Abschnitt 5.3 gezeigt werden wird.

Aufgrund des hoch-dimensionalen Parameterraums und der voraussichtlich auftretenden Wechselwirkungen ist der Einsatz eines Polynommodells nicht sinnvoll (vgl. Abschnitt 3.2.2). Gute Ergebnisse lassen sich jedoch mit neuronalen Netzen erzielen. Allerdings erfolgt dies auf Kosten der Interpretierbarkeit, da es sich um sogenannte Black-Box-Modelle handelt. Für jede geometrische Eigenschaft wird ein KNN-Modell trainiert. Dabei sind die 16 Modellparameter als Eingangsgröße und die jeweilige geometrische Eigenschaft als Ausgangsgröße definiert.

Wegen der großen Bedeutung in Bezug auf das Gesamtfahrzeuggewicht wird ebenfalls das Gewicht der Batterie in Anlehnung an Weiß [73] und Werner [74] grob abgeschätzt. Dieses basiert auf dem Gewicht je einer wassergekühlten Referenzkonfiguration für beide betrachtete Systemspannungen. Aufgrund höherer Crash-Anforderungen der HV-Batterie weist die Referenzkonfiguration für die 320 V-Systemspannung eine deutlich geringere Energiedichte auf. Das Batteriegewicht wird in das Zellgewicht m_{Zelle} und das Passivgewicht m_{Passiv} aufgeteilt. Letzteres setzt sich aus der Kühlplatte, dem Gehäuse, den Stromschienen und

der Elektronik zusammen. Wie bereits in Abschnitt 3.1.3 für die elektrischen Eigenschaften gezeigt wurde, wird auch das Gewicht mit dem Faktor k_{skal} skaliert. Dabei wird die Annahme getroffen, dass das Zellgewicht und die Hälfte des Passivgewichtes mit dem installierten Energieinhalt variiert. Die andere Hälfte des Passivgewichtes bleibt konstant. Ebenso wird mit der in Abschnitt 3.1.3 definierten Stromdichte der notwendige Leitungsquerschnitt der Zuleitungen ermittelt und mit der Leitungslänge das Gewicht der Zuleitungen m_{Kab} berechnet. Dieses wird dem Batteriegewicht aufgeschlagen.

$$m_{\text{BAT}} = m_{\text{Zelle,ref}} k_{\text{skal}} + 0,5 m_{\text{Passiv,ref}} (1 + k_{\text{skal}}) + m_{\text{Kab}} \quad (5.18)$$

5.2.2 Kosten

Wie in Abbildung 5.11 erkennbar ist, werden die Herstellungskosten erwartungsgemäß stark durch das Drehmoment und die Drehzahl beeinflusst. Jedoch weisen auch einige Verlustkoeffizienten einen signifikanten Einfluss auf. So führt ein steigender Koeffizient c_3 , was einer reduzierten Halbleiter-Chipfläche entspricht, zu einer erheblichen Reduktion der Kosten. Ähnlich verhält sich der Zusammenhang mit einem wachsenden Koeffizient c_4 . Dies kann durch eine Reduktion der Kupfermasse interpretiert werden. Sinkende Koeffizienten c_{6-8} bedeuten einen reduzierten Feldschwäaufwand. Dies bedingt eine Reduzierung der Magnetmasse und eine Steigerung der Kupfermasse. Allerdings führt der steigende Magnetisierungsstrom zu einem fallenden Leistungsfaktor, weshalb wiederum die Kosten des Inverters steigen und die Ausnutzung der EM reduziert wird. Um diese Effekte tendenziell abbilden zu können, werden erneut KNN eingesetzt.

Da neben dem Gewicht auch die Kosten der Batterie einen erheblichen Einfluss auf die Kosten des Hybridsystems haben, sollen die Batteriekosten abgeschätzt werden. Wie in der Literatur üblich (vgl. Abschnitt 2.2.3) verwendet diese Arbeit eine Kurzkalkulation mit einer Einflussgröße, dem installierten Energieinhalt. Die Herstellungskosten werden im Folgenden nach Gleichung (5.19a) abgeschätzt. Dies liegt im unteren Bereich der in der Literatur verwendeten Spanne, wie ein

Vergleich mit Tabelle 2.3 zeigt. Die Kosten der Zuleitungen gehen zusätzlich mit 7,40 Eur/kg ein.

$$\text{Kosten}_{\text{BAT}} = 200 \text{ Eur} + 150 \text{ Eur/kWh } E_{\text{inst}} \quad (5.19a)$$

$$E_{\text{inst}} = f(E_{\text{TS}}, P_{\text{max}}) \quad (5.19b)$$

5.2.3 Validierung

In diesem Abschnitt soll die Qualität der entwickelten KNN-Modelle bewertet werden. Des Weiteren sollen die Untersuchungen zeigen, dass ein funktionaler Zusammenhang zwischen den 16 Modellparametern und den ausgewählten geometrischen Größen gebildet werden kann. Zunächst werden die KNN-Modelle mit Hilfe der Datenbank trainiert. Im Rahmen einer Kreuzvalidierung werden die bekannten Gütekriterien der Validierungsstatistik ermittelt. Abbildung 5.12 vergleicht für jeden EA die prädizierten Werte \hat{y} mit den entsprechenden Werten aus der Datenbank y .

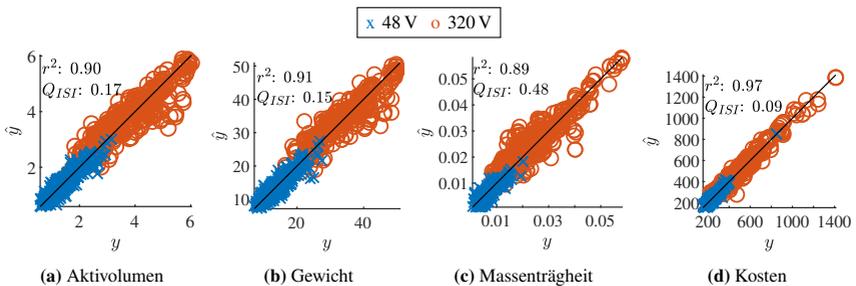


Abbildung 5.12: Vergleich der mittels Metamodellen prädizierten Werte gegenüber den Werten aus der Datenbank.

Trotz der hohen Dimensionalität des Parameterraums sowie der starken Wechselwirkungen können die KNN-Modelle die Tendenzen in den untersuchten Größen korrekt abbilden. Das Bestimmtheitsmaß r^2 erreicht Werte im Bereich 0,9. Dies deutet auf eine zuverlässige Vorhersage des Modells hin. Für die Prädiktion der

Kosten, kann mit $r^2 = 0,97$ sogar eine sehr hohe Modellgüte erreicht werden. Ebenso ist der Interpolationsstabilitätsindex Q_{ISI} mit 15-17% ausreichend genau zur Bestimmung der Größenordnung der zu modellierenden Größe. Das Kostenmodell erreicht sogar einen Wert von 9%. Hingegen weist das Modell der Massenträgheit eine größere relative Abweichung auf. Dies bestätigt die zuvor getroffenen Annahmen. Die Ergebnisse demonstrieren die Möglichkeit der korrekten tendenziellen Prädiktion der betrachteten Größen auf Basis der 16 Modellparameter. Ein Rückschluss auf konkrete Auslegungsgrößen ist jedoch aufgrund der hohen Variabilität nicht möglich.

Weiterführend soll der Einfluss eines Modellfehlers auf die CO_2 -Emissionen eines Hybridfahrzeugs untersucht werden. Hierbei werden die Masse und die Massenträgheit des EA bei sonst gleich bleibenden Eigenschaften variiert und die Änderung der CO_2 -Emissionen in einer Fahrzeugsimulation anhand des städtischen Fahrzyklus für einen 25 kW Antrieb in P2-Position ermittelt. Das Ergebnis ist in Abbildung 5.13 dargestellt. So führt ein Modellfehler von 100% in Masse oder Massenträgheit des EA zu lediglich 1-3% Abweichung in den CO_2 -Emissionen. Vor diesem Hintergrund werden die KNN-Modelle der Ausgangsgrößen der geometrischen Modellierung als ausreichend genau angenommen.

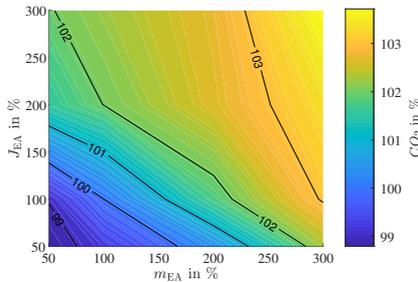


Abbildung 5.13: Einfluss der Masse und der Massenträgheit des elektrischen Antriebs auf die verursachten CO_2 -Emissionen im städtischen Fahrzyklus am Beispiel eines 25 kW Antriebs in P2-Position.

5.3 Begrenzungsfunktion

In den vorhergehenden Abschnitten wurden kontinuierlich variierbare Modelle zur Beschreibung aller relevanten Eigenschaften elektrischer Antriebe entwickelt und validiert. Diese Modelle können in ein überlagertes Fahrzeugmodell integriert werden. Somit kann der Einfluss der Eigenschaften des EA auf die Bewertungskriterien des Hybridsystems untersucht werden. Außerdem lassen sich somit das optimale System und die zugehörigen optimalen Eigenschaften identifizieren. Um jedoch eine Variation außerhalb des physikalisch gültigen Bereichs zu vermeiden, ist eine Begrenzungsfunktion notwendig. Teile der folgenden Überlegungen wurden in [E1] veröffentlicht.

5.3.1 Analyse des Lösungsraums

Betrachtet werden sollen die Wertebereiche der 16 Modellparameter. Diese liegen für die 1600 in der Datenbank hinterlegten EA vor. Eine Analyse des gültigen Lösungsraums zeigt, dass die Modellparameter untereinander korreliert sind. Abbildung 5.14 zeigt beispielhaft die Korrelation zwischen der maximalen Drehzahl und den übrigen 15 Modellparametern. Demnach ist eine hohe Maximaldrehzahl

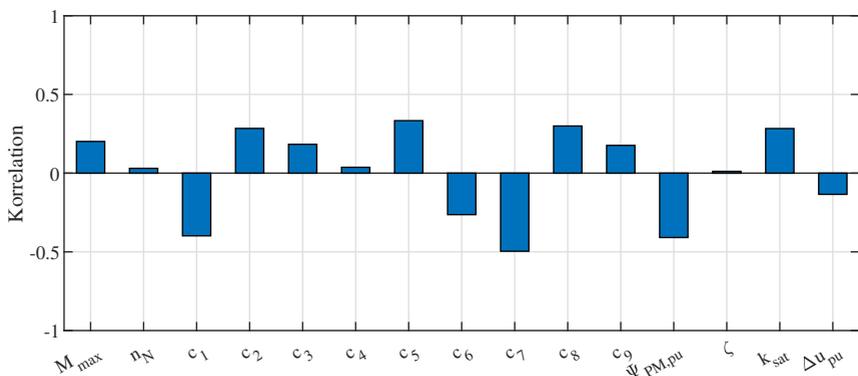


Abbildung 5.14: Korrelation zwischen den 16 Parametern des EA-Modells am Beispiel der maximalen Drehzahl für die 48 V-Systemspannung.

nur bei geringen Werten für die drehzahlabhängigen Verlustkoeffizienten c_1 und c_7 , und somit mit einem geringen $\Psi_{\text{PM,pu}}$, möglich. Die bei den auftretenden höheren Frequenzen ansteigenden Ummagnetisierungsverluste bedingen höhere Werte der Verlustkoeffizienten c_2 und c_5 .

Diese Beobachtungen zeigen, dass die Modellparameter nicht unabhängig voneinander zwischen ihren jeweiligen Grenzwerten variiert werden können. Vielmehr sind die Wertebereiche auf einen Bereich im mehrdimensionalen Parameterraum zu begrenzen. Dies kann durch das Umschließen des gültigen Bereichs mit einer konvexen Umhüllenden erfolgen. Innerhalb dieses mehrdimensionalen Körpers können die Modellparameter frei variiert werden. Varianten, welche außerhalb des Körpers liegen, werden als ungültig angenommen.

5.3.2 Erstellung der Begrenzungsfunktion

Durch eine vorab durchgeführte Filterung der in Betracht gezogenen Varianten kann der gültige Bereich in einem ersten Schritt weiter eingeschränkt werden. Soll das Zieldesign beispielsweise einen gewissen Bauraum nicht überschreiten, so kann die Datenbasis, welche die konvexe Umhüllende formt, entsprechend eingeschränkt werden. Während einer nachfolgenden Variation sind somit ausschließlich Wertebereiche der Modellparameter gültig, die innerhalb des vorgegebenen Bauraums realisierbar sind.

Um ein Aufblähen der konvexen Umhüllenden zu vermeiden und den Abstand zwischen den Punkten zu reduzieren, werden anschließend Ausreißer eliminiert. Dabei kommt das Kriterium des dreifachen Interquartilsabstands zum Einsatz. Punkte, die den dreifachen Interquartilsabstand oberhalb des oberen oder unterhalb des unteren Quartils überschreiten, werden nicht berücksichtigt.

In einem zweiten Schritt wird die konvexe Umhüllende berechnet. Da die Berechnung einer konvexen Umhüllenden im 16-dimensionalen Raum jedoch äußerst rechenintensiv ist, wird eine Vereinfachung vorgeschlagen. Dies beinhaltet den

zweidimensionalen Vergleich jedes Modellparameters mit allen anderen Modellparametern. Dieser Prozess ist in Abbildung 5.15 veranschaulicht.

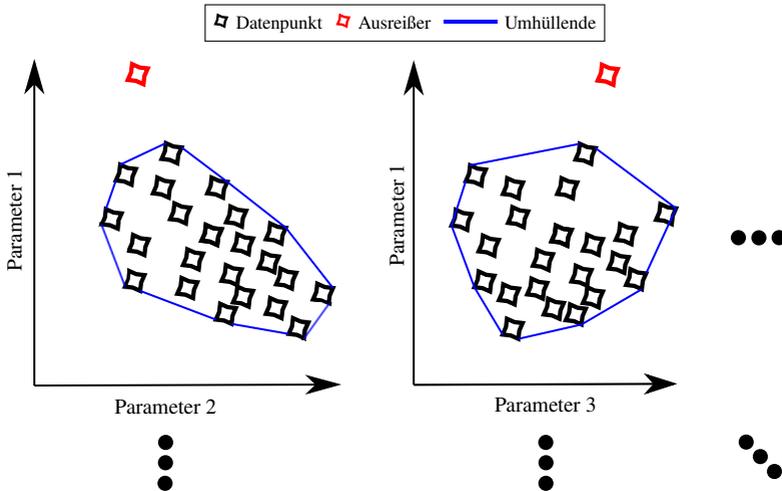


Abbildung 5.15: Schematische Darstellung der implementierten Begrenzungsfunktion [E1].

Die Überprüfung einer Menge beliebiger Punkte auf Gültigkeit erfolgt mit Hilfe der Inhull-Funktion [17]. Je nach Anzahl der Punkte benötigt die Überprüfung einige Sekunden bis wenige Minuten. Aufgrund der sehr hohen Aufruffrequenz innerhalb einer Systemoptimierung ist diese Zeit jedoch relativ lang.

Die Geschwindigkeit der Gültigkeitsprüfung kann durch den Einsatz von Entscheidungsbäumen weiter erhöht werden. Hierfür wird im nächsten Schritt eine große Anzahl an Punkten, bestehend aus einer Kombinationen der 16 Modellparameter, generiert. Jeder der erzeugten Punkte wird anschließend mit der Inhull-Funktion nach Gültigkeit klassifiziert. Mit dieser Information wird ein Random-Forest-Algorithmus (vgl. Abschnitt 3.2.2) trainiert. Aufgrund der hohen Dimensionalität des hier vorliegenden Problems kommt der Erstellung dieser Punktwolke eine hohe Bedeutung zu. Insbesondere entlang der Ränder der konvexen Umhüllenden sollten die Trainingsdaten eine hohe Dichte aufweisen.

5.3.3 Validierung

Die Validierung des Random-Forest-Algorithmus erfolgt durch das Verfahren der Kreuzvalidierung (vgl. Abschnitt 3.2.2). Die absolute und relative Anzahl falsch klassifizierter Punkte wird sowohl in einer Validierungs- als auch einer Trainingsstatistik ausgewertet. Die resultierenden Werte sind in Tabelle 5.1 dargestellt.

Tabelle 5.1: Validierung der Begrenzungsfunktion.

Statistik	Systemspannung	Anzahl Trainingspunkte	Absoluter Fehler	Relativer Fehler
Validierung	48 V	11 238 087	12 238	0,98%
	320 V	9 207 616	12 735	1,24%
Training	48 V	12 486 763	89	<0,001%
	320 V	10 230 685	117	0,001%

Die Ergebnisse deuten auf eine gute Annäherung der konvexen Umhüllenden hin. Der auftretende Fehler der Validierungsstatistik liegt im Bereich von 1% für beide Systemspannungen. Jedoch stellt ein geringer Fehler der Klassifizierung im Fall einer Begrenzungsfunktion keine Garantie korrekter Ergebnisse dar, wie in Kapitel 7 gezeigt werden wird. Es sollte daher immer eine Überprüfung der Optimierungsergebnisse mit Hilfe der Inhull-Funktion erfolgen.

5.4 Zusammenfassung

In diesem Kapitel werden die nötigen Parameter zur elektromechanischen Beschreibung von EA identifiziert. Weiterhin werden kontinuierlich parametrisierbare Modelle des EA entwickelt. Die Modelle ermöglichen die Variation aller relevanten Eigenschaften des EA. Insbesondere wird erstmalig ein funktionaler Zusammenhang zwischen der Wirkungsgradcharakteristik und den Ausgangsgrößen der geometrischen Modellierung, wie Gewicht und Kosten, hergestellt. Dessen

Notwendigkeit wird durch statistische Analysen demonstriert. Auf Basis einer umfassenden Validierung kann eine hohe Modellgüte sowie Robustheit der Modelle ermittelt werden. Durch den Einbezug eines datenbankgestützten Ansatzes wird die Begrenzung des Wertebereichs der Modellparameter auf den physikalisch umsetzbaren Bereich ermöglicht. Als Grundlage dient hierbei die zuvor befüllte Datenbank.

6 Sensitivität der Bewertungskriterien

Dieses Kapitel untersucht die Sensitivität der Bewertungsgrößen des autarken Hybridantriebs auf eine Veränderung der unterschiedlichen Eigenschaften des elektrischen Antriebs. Zur Bewertung herangezogen werden die Kriterien Effizienz (CO_2 -Emissionen), Fahrzeuggewicht und Kosten des elektrischen Hybrid-systems. Die Bewertungsgrößen werden in einem Fahrzeugmodell ausgewertet. Dabei werden die drei Ebenen des Hybridsystems (Topologie, Komponenten, Energiemanagement) im Kontext einer definierten Systemumgebung (Fahrzeug, konventioneller Antrieb, Fahrprofil) betrachtet. Verwendung finden hierbei die in Abschnitt 3.1.4 vorgestellten Fahrzeugdaten, Fahrprofile und das Energiemanagement. Eine graphische Übersicht der Zusammenhänge ist in Abbildung 6.1 gegeben. Die verwendete Simulationsumgebung basiert auf Überlegungen, die in [E3] veröffentlicht wurden.

Das Ziel der Untersuchung ist, die Sensitivität der Bewertungskriterien des Hybridsystems bei einer Variation der Eigenschaften des EA abzubilden. Hierzu werden alle Varianten des EA aus der Datenbank (Kapitel 4) in einem übergeordneten Fahrzeugmodell simuliert. Zusätzlich erfolgt eine vollfaktorielle Variation des nutzbaren Energieinhalts E_{TS} . Zur Veranschaulichung werden die Eigenschaften des EA auf Basis der folgenden sechs Kenngrößen vereinfacht dargestellt:

- P_{\max} : Maximale motorisch mechanische Leistung des EA bei Nennspannung
- $M_{\max}i_{P2}$ oder n_{\max}/i_{P4} : Maximales Drehmoment an der Kurbelwelle (P2) oder maximale Drehzahl am Rad (P14)

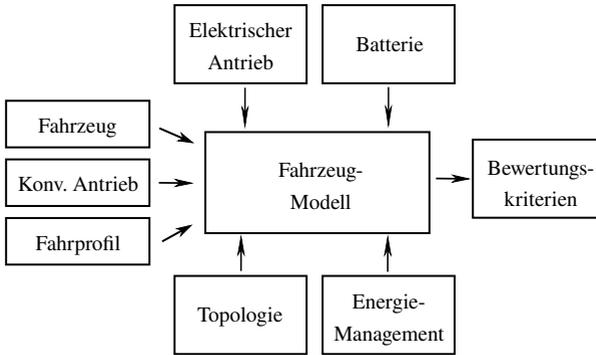


Abbildung 6.1: Simulationsumgebung zur Bewertung der CO_2 -Emissionen.

- $P_{n_{\max,rel}}$: Maximale Leistung des EA bei maximaler Drehzahl im Verhältnis zur maximalen Leistung P_{\max} bei Nennspannung
- η_{\max} : Maximaler Wirkungsgrad des EA im motorischen Betrieb bei Nennspannung
- $n_{\eta_{\max,rel}}$: Drehzahl des Betriebspunktes maximalen Wirkungsgrades im motorischen Betrieb, bezogen auf die Eckdrehzahl bei Nennspannung
- $M_{\eta_{\max,rel}}$: Drehmoment des Betriebspunktes maximalen Wirkungsgrades im motorischen Betrieb, bezogen auf das maximale Drehmoment des EA

Es werden zwei für zukünftige Generationen autarker Hybridantriebe vielversprechende Topologievarianten untersucht. Neben der P2-Anordnung erfolgt die Bewertung ebenfalls für die P14-Anordnung (vgl. Abbildung 2.1). Letztere variiert den EA in P4-Position, wohingegen der EA in P1-Position konstant gehalten wird. An dieser Stelle wird ein 5 kW Antrieb verwendet, der die Versorgung des Bordnetzes mit elektrischer Energie durch Lastpunktanhebung ermöglicht.

In der P2-Anordnung erfolgt die mechanische Anbindung des EA an die Kurbelwelle mit einem einstufigen Reduktionsgetriebe. Die Übersetzung wird für jede Variante individuell gewählt, sodass die EM bei einer Drehzahl der Kurbelwelle von 6500 min^{-1} ihre Maximaldrehzahl n_{\max} erreicht. Für die Zahnradstufe wird

ein konstanter Wirkungsgrad von 99% und ein zusätzliches Gewicht von 10 kg angenommen. Ein Vorteil der Anordnung in P4-Position ist die zusätzliche Verfügbarkeit einer Allrad-Funktionalität. Um dieses Potenzial jedoch ausschöpfen zu können, ist ein minimales, am Rad anliegendes Drehmoment einzuhalten. In dieser Arbeit wird daher die Übersetzung der mechanischen Anbindung des EA an die zweite Achse entsprechend gewählt, dass das Drehmoment am Rad bei maximaler Last der EM 1500 Nm beträgt. Aus dieser Bedingung ergibt sich eine maximale Fahrzeuggeschwindigkeit, oberhalb derer die zweite Antriebsachse abgekoppelt wird. Aufgrund der höheren Übersetzung kommt ein zweistufiges, nicht schaltbares Getriebe zum Einsatz. Hierfür wird ein konstanter Wirkungsgrad von 98% und ein zusätzliches Gewicht von 30 kg berücksichtigt. Das höhere Zusatzgewicht ist in der zweiten Antriebsachse begründet.

Die Modellierung der Batterie wird wie in Abschnitt 3.1.3 beschrieben umgesetzt. Die Skalierung erfolgt anhand der geforderten Leistung des elektrischen Hybrid-systems P_{\max} und des geforderten nutzbaren Energieinhalts E_{TS} , innerhalb dessen die geforderte Leistung abgerufen werden kann. Der nutzbare Energieinhalt wird in einem Bereich zwischen 100 und 1000 Wh variiert¹. Dieser Wertebereich wurde beispielsweise von Förster [29] für autarke Hybridantriebe identifiziert.

Die EA-Datenbank wird nach Varianten gefiltert, welche eine maximale Leistung $P_{\max} < 60 \text{ kW}$, ein maximales Drehmoment $M_{\max} < 150 \text{ Nm}$ und einen maximalen Wirkungsgrad $\eta_{\max} > 80\%$ aufweisen. Entsprechende Varianten decken den sinnvoll möglichen Bereich in autarken Hybridantrieben ab. Alle verbleibenden Einträge aus der Datenbank werden in Form von Verlustkennfeldern und weiterer Eigenschaften an das Fahrzeugmodell übergeben.

¹ Der installierte Energieinhalt ergibt sich aufgrund der in Abschnitt 3.1.3 beschriebenen Skalierungsmethodik sowohl aus dem geforderten nutzbaren Energieinhalt als auch aus der geforderten elektrischen Leistung. Dieser kann gegenüber dem nutzbaren Energieinhalt deutlich erhöht sein.

6.1 Effizienz

Zunächst wird der Einfluss der Eigenschaften der Komponenten des elektrischen Hybridsystems auf das CO_2 -Einsparpotential untersucht. In einem ersten Schritt wird die Auswirkung der hier verwendeten realitätsnahen Skalierung der Batterie aufgezeigt. Abbildung 6.2 zeigt den Einfluss der maximalen DC-Leistung $P_{\max,DC}$ und des nutzbaren Energieinhalts E_{TS} auf den zu installierenden Energieinhalt. Die verwendete Zellchemie entspricht einer NMC-Graphit Hochleistungszelle.

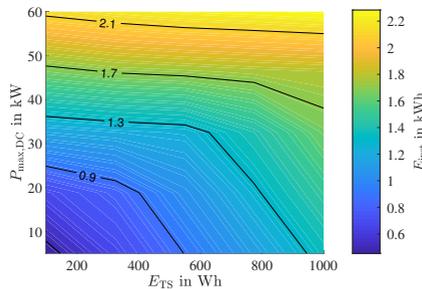


Abbildung 6.2: Einfluss der maximalen DC-Leistung und des für den Vortrieb zur Verfügung stehenden Energieinhalts auf die zu installierende Energie im Falle der ausgewählten Zellchemie.

Das in Abbildung 6.2 dargestellte Verhalten ist charakteristisch für eine Zellchemie. Es hat zur Folge, dass für eine Batterie großer Leistung ein großer Energieinhalt installiert werden muss und umgekehrt. Somit variiert das Verhältnis von gefordertem nutzbarem Energieinhalt und installiertem Energieinhalt in Abhängigkeit der maximalen Leistung. Da der installierte Energieinhalt das Batteriegewicht und die Batteriekosten maßgeblich beeinflusst, ist die in der Literatur häufig angewendete unabhängige Skalierung von Leistung und nutzbarem Energieinhalt nicht zulässig. Aufgrund des Zusammenhangs zwischen Batteriegewicht und Fahrzeuggewicht wirkt sich dieser Effekt auch auf die modellierten CO_2 -Emissionen aus. Aus diesem Grund sollte die Zellchemie spezifisch für einen Anwendungsfall ausgewählt werden.

In einem zweiten Schritt wird jeder in der Datenbank hinterlegte EA an die der Topologie entsprechenden Position in das untersuchte Fahrzeug eingesetzt. Unter Verwendung der in Abbildung 6.1 aufgezeigten Simulationsumgebung werden die CO_2 -Emissionen jeder Variante für die drei Artemis-Fahrzyklen ermittelt. Das Ergebnis wird anschließend auf die CO_2 -Emissionen des äquivalenten konventionellen Fahrzeugs normiert.

$$CO_2 = \frac{CO_{2,HEV}}{CO_{2,konv}} \quad (6.1)$$

In Abbildung 6.3 sind die sich ergebenden CO_2 -Emissionen in P2-Anordnung in Abhängigkeit der Kenngrößen graphisch dargestellt. Dabei wird für die jeweilige Systemspannung (Strichtyp) und den jeweiligen Fahrzyklus (Farbe) eine konvexe Umhüllende um die Punktwolke, basierend auf den Ergebnissen der jeweiligen Varianten aus der EA-Datenbank, aufgetragen. In den folgenden Abschnitten folgt eine Diskussion der Ergebnisse hinsichtlich der unterschiedlichen Einflüsse.

6.1.1 Einfluss des Fahrzyklus

Bei Betrachtung der von der Umhüllenden umschlossenen Flächen in Abbildung 6.3 kann generell ein größerer Einfluss der Kenngrößen auf die CO_2 -Emissionen im städtischen Fahrzyklus festgestellt werden. In Abhängigkeit der Eigenschaften des EA beträgt die Spreizung der CO_2 -Emissionen zwischen 30% im städtischen Fahrzyklus und 7-8% auf der Autobahn. Auch das Einsparpotential selbst ist im städtischen Fahrzyklus mit bis zu 40% Einsparung deutlich größer als im Autobahnzyklus mit bis zu 10% Einsparung.

6.1.2 Einfluss der Kenngrößen

Der Einfluss des nutzbaren Energieinhalts E_{TS} ist gering. Ein Grund für dieses Verhalten ist das mit dem Energieinhalt steigende Batteriegewicht, welches durch eine erhöhte Masse der Kraftstoffeinsparung entgegenwirkt. Ein anderer

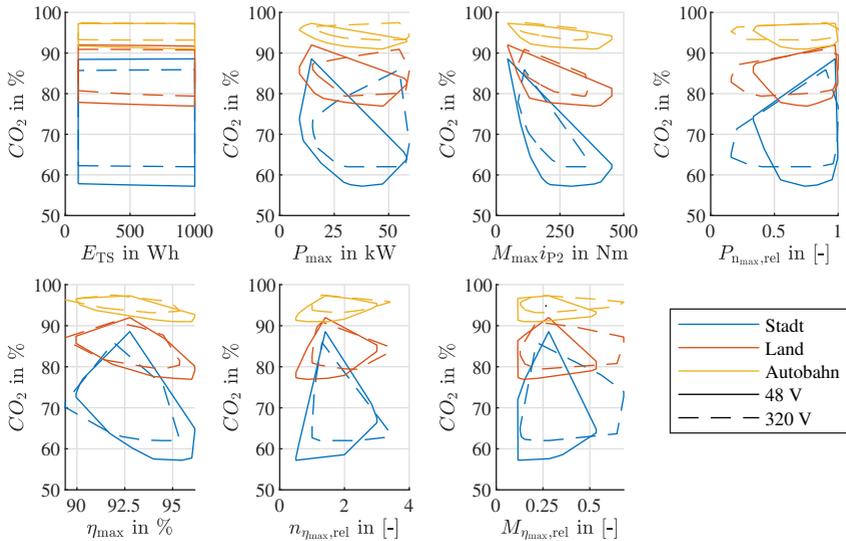


Abbildung 6.3: Einfluss ausgewählter Kenngrößen des Hybridsystems auf die CO_2 -Emissionen in einem P2-System. Die Darstellung zeigt die Umhüllende der Datenpunkte für alle untersuchten Systemspannungen und Fahrzyklen.

Grund könnte in einer nicht repräsentativen Natur der Fahrzyklen gesehen werden. Wie in [E3] gezeigt wurde, kann jedoch auch in Kunden-Realzyklen bereits mit 100-200 Wh ein Großteil des Einsparpotentials erreicht werden.

Die maximal verfügbare Leistung des EA P_{max} ist der größte Stellhebel, den Kraftstoffverbrauch zu reduzieren. Bei ca. 25-30 kW flacht der Einfluss im städtischen Zyklus jedoch stark ab. Dieser Effekt kann auf die im Fahrzyklus auftretenden Bremsleistungen zurückgeführt werden, da die durch Rekuperation zurückgewonnene Energie den größten Anteil am gesamten Einsparpotential aufweist. Im Fall des Autobahnzyklus tritt dieses Abflachen erst bei ca. 40-50 kW auf, jedoch ist der Einfluss generell deutlich geringer.

Das an der Kurbelwelle maximal anliegende Drehmoment $M_{max}i_{P2}$ weist bis zu ca. 200 Nm einen großen Einfluss auf. Oberhalb dieser Grenze zeigt sich keine

signifikante Verbesserung. Dieser Effekt kann auf die Schaltstrategie des Getriebes zurückgeführt werden. Während einer Verzögerung wird die Drehzahl der Kurbelwelle im Bereich von 1000-2000 min^{-1} gehalten. Ist bei einer gegebenen Leistung das Drehmoment zu gering, so steht in diesem Drehzahlbereich nicht die volle Leistung zur Verfügung. Das Rekuperationspotential kann nicht vollständig ausgeschöpft werden. Nimmt man eine maximale Leistung von 30 kW an, so ergibt sich bei 200 Nm eine Eckdrehzahl von ca. 1400 min^{-1} . Treten Bremsungen hoher Leistung unterhalb dieser Drehzahl auf, muss mechanisch zugebremst werden; die Energie wird in Wärme gewandelt. In den beiden schnelleren Fahrzyklen kann das volle Potential bereits mit geringeren Drehmomenten erreicht werden. Dies kann auf die vermehrt höheren Drehzahlen der Kurbelwelle zurückgeführt werden.

Die den Leistungsabfall über der Drehzahl charakterisierende Größe $P_{n_{\max, \text{rel}}}$, weist keinen eindeutigen Einfluss auf die CO_2 -Emissionen auf. Tendenziell erscheint ein zu starker Leistungsabfall (geringe Werte von $P_{n_{\max, \text{rel}}}$) nachteilig zu wirken. Da jedoch in einer P2-Anordnung nur wenige Betriebspunkte bei hohen Drehzahlen auftreten, bleibt der Effekt gering.

Hingegen ist der Effekt eines steigenden Spitzenwirkungsgrades η_{\max} deutlich erkennbar. Neben der Maximalleistung erweist sich der Spitzenwirkungsgrad als zweiter großer Einflussfaktor. Im städtischen Zyklus ist der Energieumsatz aufgrund häufigen Bremsens und Beschleunigens höher. Somit ist der Einfluss dort stärker als in den außerstädtischen Zyklen.

Auch die Lage des Wirkungsgradoptimums im Drehzahl-Drehmoment-Kennfeld beeinflusst die resultierenden CO_2 -Emissionen. Die Drehzahl optimalen Wirkungsgrades sollte in einer P2-Anordnung möglichst gering sein und im Bereich der ein- bis zweifachen Eckdrehzahl liegen. Dies kann ebenfalls auf die Schaltstrategie des Getriebes zurückgeführt werden. Insbesondere in Schubphasen treten mehrheitlich Betriebspunkte bei niedrigen Drehzahlen der Kurbelwelle auf. In Bezug auf die Lage in Richtung der Drehmomentachse kann ein Vorteil von guten Wirkungsgraden bei niedrigen Drehmomenten ausgemacht werden. Die Begründung hierfür liegt in der Häufigkeitsverteilung der durch das Energiemanagement

auf Basis der Fahrzyklen gewählten Betriebspunkte des EA. Diese treten häufig im Teillastbereich und somit bei niedrigen Drehmomenten auf. Jedoch ist der Effekt einer Verschiebung in Richtung der Drehmomentachse im Vergleich zum Effekt der Lage in Richtung der Drehzahlachse etwas geringer. Eine Häufigkeitsverteilung der Betriebspunkte autarker Hybridantriebe in P1- und P2-Anordnung ist beispielsweise in [E3] anschaulich dargestellt.

6.1.3 Einfluss der Systemspannung

Vergleicht man nun die Ergebnisse der beiden untersuchten Systemspannungen, so ergibt sich für die 48 V-Systemspannung ein leicht erhöhtes Einsparpotential. Dieser Effekt wird hauptsächlich hervorgerufen durch einen leicht reduzierten Spitzenwirkungsgrad und eine etwas erhöhte Drehzahl des Betriebspunktes optimalen Wirkungsgrades der HV-Antriebe. So sind in der Datenbank 48 V-Antriebe mit Spitzenwirkungsgraden bis zu 96% enthalten, wohingegen die Antriebe bei der 320 V-Systemspannung lediglich bis zu 95% erreichen. Die Drehzahl optimalen Wirkungsgrades kann für die 320 V-Systemspannung bis auf die Eckdrehzahl reduziert werden, bei 48 V-Antrieben sind auch Drehzahlen leicht unterhalb der Eckdrehzahl möglich.

Die genannten Effekte sind durch den Technologiewechsel der im Inverter verbauten Halbleiter begründet. Während für 48 V-Anwendungen heutzutage MOSFETs dem Stand der Technik entsprechen, werden bei einer 320 V-Systemspannung IGBTs eingesetzt. IGBTs weisen im Gegensatz zu MOSFETs eine Schleusenspannung U_{T0} von ca. 1 V auf. Dies bewirkt nach Gleichung (3.25) erhöhte Durchlassverluste, welche die Inverterverluste insbesondere bei niedrigen Drehzahlen und kleinen Lasten dominieren. Dieses Verhalten führt zu der beobachteten Verschiebung des Wirkungsgradoptimums zu höheren Drehzahlen sowie zu der leichten Verschlechterung des Spitzenwirkungsgrades.

Des Weiteren führt ein erhöhtes Gewicht der HV-Batterie zu einer Reduzierung des Kraftstoff-Einsparpotentials der 320 V-Systemspannung. Dieses ist durch zusätzliche Crash-Anforderungen aufgrund der HV-Sicherheit zu erklären.

6.1.4 Einfluss der Topologie

Die sich ergebenden CO_2 -Einsparpotentiale in einer P14-Anordnung präsentiert Abbildung 6.4. Die entsprechenden auf der x-Achse aufgetragenen Kenngrößen werden hierbei für den Antrieb in P4-Position variiert. Der Antrieb in P1-Position wird konstant gehalten.

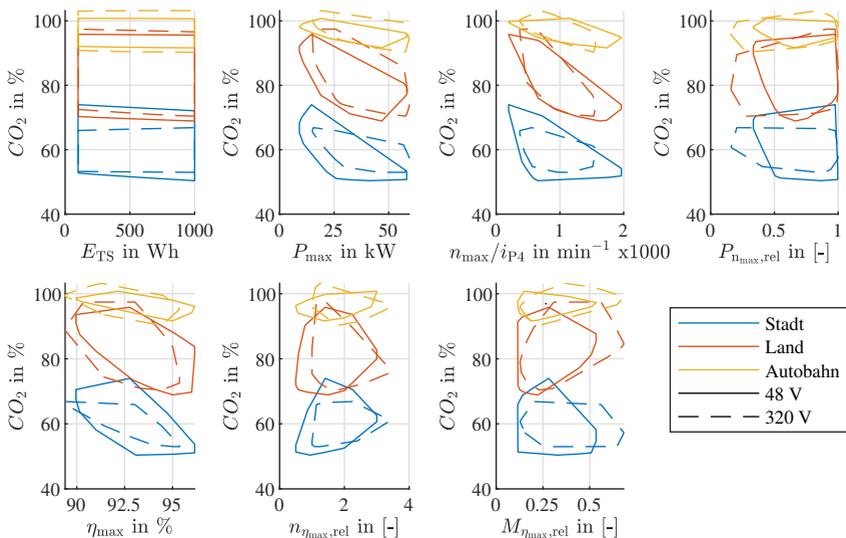


Abbildung 6.4: Einfluss ausgewählter Kenngrößen des Hybridsystems auf die CO_2 -Emissionen in einem P14-System. Die Darstellung zeigt die Umhüllende der Datenpunkte für alle untersuchten Systemspannungen und Fahrzyklen.

Im Vergleich zur P2-Anordnung kann das maximale CO_2 -Einsparpotential auf bis zu 50% noch weiter gesteigert werden. Die größte Sensitivität bei variierenden Komponenten-Eigenschaften tritt im außerstädtischen Landstraßenzyklus auf. In diesem Zyklus variieren die CO_2 -Emissionen um bis zu 25%. Die geringste Sensitivität ist mit ca. 10% weiterhin im Autobahnzyklus zu beobachten.

Der Einfluss des nutzbaren Energieinhalts E_{TS} nimmt leicht zu und wird insbesondere im außerstädtischen Zyklus sichtbar. Im Vergleich zu den anderen Kenngrößen bleibt er dennoch gering. Die gesteigerte Sensitivität kann auf den besseren Gesamtwirkungsgrad zurückgeführt werden, mit welchem die mechanische Leistung aus dem elektrischen Hybridsystem auf das Rad übertragen werden kann. Die EM ist nunmehr direkt mit dem Antrieb verbunden. Die im Schaltgetriebe entstehenden Verluste entfallen während Rekuperations- und Boostphasen. Hierdurch kann mehr Bremsleistung in elektrische Energie gewandelt werden, wodurch der Energiehub in der Batterie leicht ansteigt.

Für die maximal verfügbare Leistung des EA P_{max} gelten die für die P2-Topologie beobachteten Abhängigkeiten fort. Im städtischen Fahrzyklus führt eine über 25-30 kW hinausgehende Erhöhung zu keiner zusätzlichen Einsparung. Unterhalb dieser Schwelle zeigt sich jedoch ein großer Einfluss. Im Gegensatz zur P2-Anordnung kann das Einsparpotential im Autobahnzyklus bei einer Leistungssteigerung bis zur – in dieser Arbeit maximal betrachteten – Leistung von 60 kW in der P14-Anordnung weiter gesteigert werden.

Da in der P14-Topologie das maximale Drehmoment am Rad durch die Wahl der Getriebeübersetzung konstant gehalten wird, ist für die Auswertung die maximale Drehzahl am Rad relevant. Diese berechnet sich aus dem Quotienten der maximalen Drehzahl der EM und der gewählten Getriebeübersetzung und bestimmt die maximale Fahrzeuggeschwindigkeit, oberhalb derer der EA von der zweiten Antriebsachse abgekoppelt werden muss. Somit stehen oberhalb dieser Geschwindigkeit Hybridfunktionalitäten nur noch sehr eingeschränkt zur Verfügung. Eventuell im Fahrzyklus auftretende Bremsungen bei sehr hohen Geschwindigkeiten können somit nicht zur Rekuperation genutzt werden. Das Rekuperationspotential wird dann nicht vollständig ausgeschöpft. Somit ergibt sich im städtischen Zyklus eine Raddrehzahl von ca. 600 min^{-1} , die erreicht werden sollte. Eine weitere Steigerung bringt keine zusätzlichen Einsparungen. Wie zu erwarten war, steigt diese minimale Raddrehzahl mit der im Fahrzyklus auftretenden Geschwindigkeit weiter an. Im außerstädtischen Zyklus flacht sich das Potential oberhalb von ca. 800 min^{-1} ab. Im Autobahnzyklus kann innerhalb des auftretenden Bereichs kein Abflachen beobachtet werden.

Auch in der P14-Anordnung ist der Effekt des Leistungsabfalls über der Drehzahl nicht eindeutig. Zwar treten an der zweiten Antriebsachse durchaus Betriebspunkte bei hohen Drehzahlen und maximaler Last auf, wodurch sich ein möglichst geringer Leistungsabfall vorteilig auswirken würde. Allerdings hat ein größerer Leistungsabfall über der Drehzahl in der Regel auch eine Steigerung des Wirkungsgrades im Teillastbereich zur Folge. Mit Blick auf die große Abhängigkeit des Einsparpotentials von der Lage des Wirkungsgradoptimums in Richtung der Drehmomentachse überwiegt offenkundig der zweitgenannte Effekt. Somit ist insbesondere bei schnelleren Fahrzyklen ein größerer Leistungsabfall über der Drehzahl vorteilhaft für eine Reduktion des Kraftstoffverbrauchs.

Der Spitzenwirkungsgrad weist im Vergleich zur P2-Anordnung einen noch größeren Einfluss auf. Jeder Prozentpunkt mehr hat positive Auswirkungen auf den Kraftstoffverbrauch. Allerdings können niedrige Spitzenwirkungsgrade im Autobahnzyklus auch zu einer Verschlechterung der CO_2 -Emissionen im Vergleich zu einem konventionellen Fahrzeug führen. Dieser Effekt tritt insbesondere in Kombination mit einer Lage des Wirkungsgradoptimums bei höheren Lasten auf. Somit sinken die Wirkungsgrade im Teillastbereich weiter ab. Da die EM im Autobahnzyklus häufig nur „mitdreht“, jedoch bei einer längeren Fahrt mit konstanter Geschwindigkeit nur wenig genutzt wird, liegen besonders viele Betriebspunkte im Teillastbereich. Um solche Schlepplverluste zu vermeiden, kann alternativ die EM in solchen Phasen abgekoppelt werden.

Bezogen auf die Lage des Wirkungsgradoptimums ist in P14-Anordnung besonders die Lage in Richtung der Drehmomentachse entscheidend. Der Spitzenwirkungsgrad sollte bei möglichst niedrigen Drehmomenten erreicht werden. Dieser Effekt verstärkt sich mit steigender Fahrzeuggeschwindigkeit. Die Drehzahl optimalen Wirkungsgrades sollte auch in der P14-Anordnung möglichst gering sein, um das volle CO_2 -Einsparpotential auszuschöpfen.

6.2 Fahrzeuggewicht

Das Fahrzeuggewicht wirkt sich zum einen auf den Kraftstoffverbrauch aus. Der Einfluss der Masse des EA auf die verursachten CO_2 -Emissionen wurde bereits in Abbildung 5.13 untersucht. Es wurde lediglich ein geringer Zusammenhang festgestellt. Allerdings trägt die Batterie in den meisten Fällen den größten Anteil am Mehrgewicht eines hybrid-elektrischen Antriebs und ist somit ebenso zu berücksichtigen. Zum anderen bestimmt das Fahrzeuggewicht die maximal mögliche Zuladung. Wird der Antrieb durch die Hybridisierung schwerer und soll die mögliche Zuladung konstant gehalten werden, so werden Anpassungen am Fahrwerk nötig. Dies hat eine Steigerung der Kosten zur Folge. Aus diesem Grund soll im nächsten Schritt der Einfluss der Eigenschaften des Hybridsystems auf das Fahrzeuggewicht näher untersucht werden. Dazu wird jeder in der Datenbank hinterlegte EA in das untersuchte Fahrzeug eingesetzt, eine dem EA entsprechende Batterie ausgelegt und das Fahrzeuggewicht ermittelt. Das Ergebnis wird anschließend auf das Fahrzeuggewicht des konventionellen Fahrzeugs normiert.

$$m_{\text{Fzg}} = \frac{m_{\text{HEV}}}{m_{\text{konv}}} \quad (6.2)$$

Die sich ergebenden Fahrzeuggewichte für ein Hybridfahrzeug in P2-Anordnung stellt Abbildung 6.5 graphisch dar. Die Ergebnisse für die P14-Topologie werden an dieser Stelle nicht gesondert aufgeführt, da durch die veränderte mechanische Anbindung der EM an den Abtrieb lediglich eine Parallelverschiebung der gezeigten Verläufe des Fahrzeuggewichtes auftritt.

6.2.1 Einfluss der Kenngrößen

Die Fahrzeugmasse steigt mit wachsendem nutzbaren Energieinhalt E_{TS} an. Allerdings weist E_{TS} einen geringen Einfluss auf. Dies ist in der gewählten Zellchemie begründet. Um die geforderte Leistung zu erfüllen, ist der zu installierende Energieinhalt in den meisten Fällen bereits groß genug, sodass der geforderte

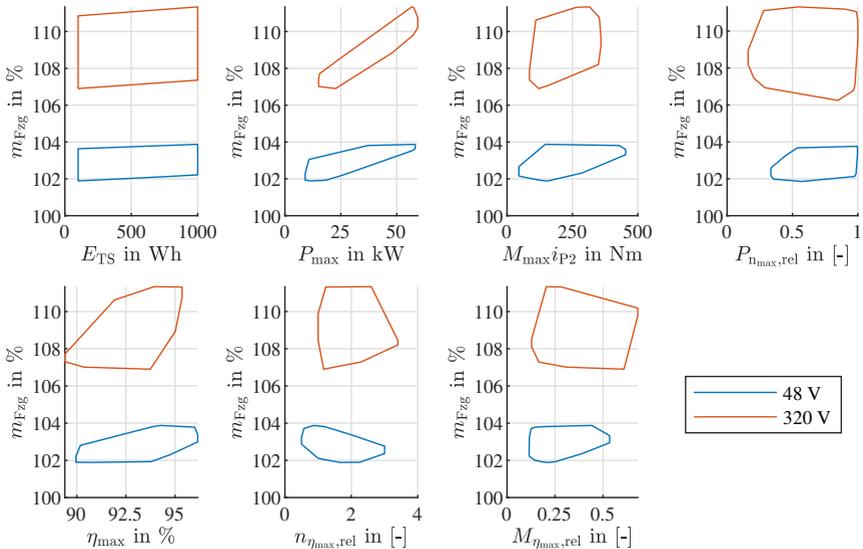


Abbildung 6.5: Einfluss ausgewählter Kenngrößen des Hybridsystems auf die Fahrzeugmasse in einem P2-System. Die Darstellung zeigt die Umhüllende der Datenpunkte für beide untersuchten Systemspannungen.

nutzbare Energieinhalt keiner weiteren Vergrößerung der Batterie bedarf. Dieser Zusammenhang wurde bereits in Abbildung 6.2 aufgezeigt.

Stärker fällt der Einfluss der geforderten maximalen Leistung P_{max} aus. Ein größeres P_{max} führt zu einer nahezu linear ansteigenden Fahrzeugmasse. Der Gewichtsanstieg wird dabei vor allem durch die Batterie dominiert.

Ein steigendes Drehmoment an der Kurbelwelle führt ebenso zu einer steigenden Fahrzeugmasse. Da jedoch Drehmoment und Leistung unabhängig variiert werden, ergibt sich für das Drehmoment eine größere von der Umhüllenden umschlossene Fläche als dies für die Leistung beobachtet wurde. Ein steigendes Drehmoment führt insbesondere zu einer größeren Aktivmasse der EM.

Bei Betrachtung des Leistungsabfalls über der Drehzahl ist keine eindeutige Tendenz der Auswirkung auf das Gesamtfahrzeuggewicht erkennbar. Tendenziell tritt

ein stärkerer Leistungsabfall über der Drehzahl bei einer EM mit hoher Leistungsdichte und viel Magnetmaterial auf. Somit ist eine leichte Gewichtsreduktion mit wachsendem Leistungsabfall zu erwarten, wie er für die 48 V-Variante erkennbar ist. Allerdings wird dieser Effekt durch das größere Batteriegewicht überdeckt.

Ein steigender Wirkungsgrad des EA kann durch eine reduzierte Ausnutzung und somit durch den Einsatz von zusätzlichem Aktivmaterial erreicht werden. Dieser Trend ist in Abbildung 6.5 sichtbar. Gute Spitzenwirkungsgrade sind mit einer Gewichtssteigerung verbunden.

Die Lage des Wirkungsgradoptimums betreffend erlauben die Ergebnisse wiederum keine eindeutigen Aussagen. Betrachtet man lediglich die 48 V-Systemspannung, so kann bei niedrigen Drehzahlen des Betriebspunktes mit optimalem Wirkungsgrad eine Erhöhung des Fahrzeuggewichtes festgestellt werden. Das Gewicht steigt zudem mit dem Drehmoment des Betriebspunktes mit optimalem Wirkungsgrad an. Allerdings sind diese Effekte relativ gering. Der Einfluss dieser Eigenschaften auf die Gesamtfahrzeugmasse kann somit vernachlässigt werden.

6.2.2 Einfluss der Systemspannung

Generell kann für die 320 V-Systemspannung ein größerer Einfluss der Eigenschaften des EA festgestellt werden. Beträgt die Spreizung des Fahrzeuggewichtes bei der 48 V-Systemspannung lediglich ca. 2%, so sind es bei 320 V bereits 5%. Zudem verstärkt sich bei der 320 V-Systemspannung die Abhängigkeit der Fahrzeugmasse vom nutzbaren Energieinhalt. Dieser Effekt ist auch in Abhängigkeit der elektrischen Leistung des EA sichtbar. Außerdem ist für die HV-Variante das Gewicht des Hybridsystems gegenüber der 48 V-Systemspannung deutlich erhöht. Diese Effekte können hauptsächlich auf ein größeres Batteriegewicht zurückgeführt werden. Aufgrund der HV-Sicherheit unterliegt die HV-Batterie höheren Crash-Anforderungen. Dies führt zu zusätzlichen Versteifungen des Batteriekäfigs, wodurch das Brutto-Gewicht der Batterie deutlich ansteigt. Dieser Effekt ist in der Skalierungsmethodik des Batteriegewichtes aufgrund der Annahme einer Referenzkonfiguration berücksichtigt (vgl. Abschnitt 5.2.1).

6.3 Systemkosten

Zuletzt soll der Einfluss der Eigenschaften der Komponenten des elektrischen Hybridsystems auf die dritte Bewertungsgröße, die Systemkosten, untersucht werden. Zur Ermöglichung einer hohen Marktdurchdringung ist die Sensitivität der zusätzlichen Kosten von hoher Bedeutung. Insbesondere das Kosten-Nutzen-Verhältnis soll optimiert werden. Dieses wird aus dem Quotienten von zusätzlichen Kosten und dem CO_2 -Einsparpotential gebildet. Die Zusammenhänge werden in diesem Abschnitt vorgestellt und diskutiert.

Es wird erneut jeder in der Datenbank hinterlegte EA mit einer entsprechend skalierten Batterie kombiniert und die Herstellungskosten ermittelt. Die Kosten des EA basieren hierbei auf der in Abschnitt 4.3 beschriebenen Berechnungsmethodik. Die Herstellungskosten der Batterie werden nach Gleichung (5.19a) vereinfacht abgebildet. Die so ermittelte Sensitivität der Herstellungskosten des elektrischen Hybridsystems zeigt Abbildung 6.6.

In dieser Arbeit werden ausschließlich Herstellungskosten des elektrischen Antriebs, der Batterie und der elektrischen Zuleitungen einbezogen. Kosten der mechanischen Integration (z.B. Reduktionsgetriebe), der elektrischen Integration (z.B. Crash-Anforderungen der HV-Sicherheit) oder Anpassungen am konventionellen Antrieb (z.B. Heiz-Katalysator, Edelstahl-Drucktank) bleiben unberücksichtigt. Somit stellen die aufgezeigten Kosten sicherlich einen unteren Grenzwert dar. Die Tendenzen und Verläufe verlieren durch diese Einschränkung allerdings nicht ihre Gültigkeit.

6.3.1 Einfluss der Kenngrößen

Bei Betrachtung der von der Umhüllenden umschlossenen Fläche in Abbildung 6.6 kann eine sehr große Abhängigkeit der Kosten von den Komponenteneigenschaften festgestellt werden. Die Spreizung im betrachteten Parameterbereich liegt bei ca. 600 Eur.

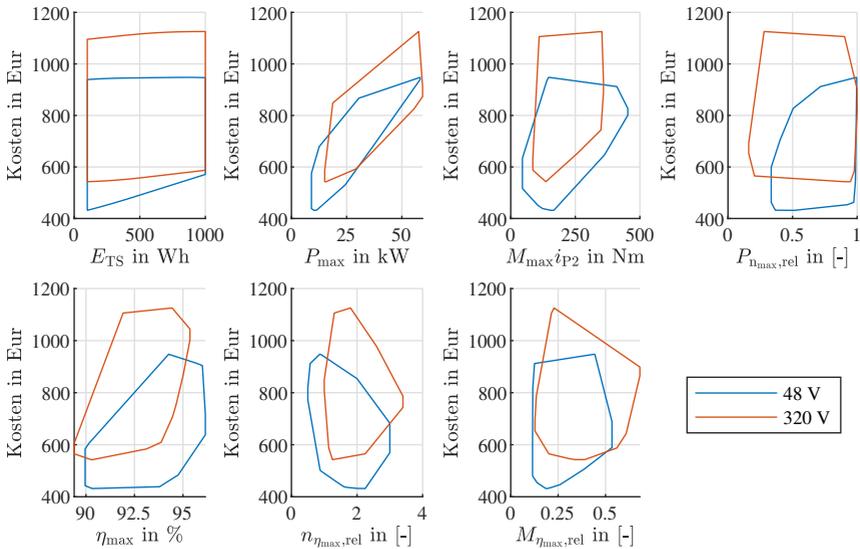


Abbildung 6.6: Einfluss ausgewählter Kenngrößen des Hybridsystems auf dessen Herstellungskosten. Die Darstellung zeigt die Umhüllende der Datenpunkte für beide untersuchten Systemspannungen.

Wie bereits bei der Fahrzeugmasse beobachtet, steigen die Herstellungskosten des elektrischen Hybridsystems mit zunehmendem nutzbarem Energieinhalt E_{TS} an. Jedoch ist der Einfluss vergleichsweise gering. Der geringe Einfluss kann erneut auf die hier verwendete Zellchemie zurückgeführt werden. Aufgrund des definierten P/E-Verhältnisses ist ein größerer Energieinhalt bereits durch die geforderte Leistung notwendig. Maßgeblichen Einfluss auf diesen Anstieg hat die Parametrierung des verwendeten vereinfachten Kostenmodells der Batterie.

Deutlich stärker ist die Abhängigkeit der Kosten von der geforderten maximalen Leistung P_{max} . Dieser nahezu linear mit der Leistung ansteigende Verlauf der Herstellungskosten kann durch einen direkt proportionalen Anstieg der Halbleiter-Chipfläche im Inverter sowie einem ansteigenden installierten Energieinhalt der Batterie erklärt werden. Der Kostenanstieg der EM über der Leistung ist geringer.

Letzterer ist hingegen proportional zum Anstieg des maximalen Drehmoments an der Kurbelwelle $M_{\max} i_{P2}$. Somit ergibt sich auch für ein steigendes Drehmoment ein direkter Zusammenhang zu anwachsenden Herstellungskosten. Durch den Effekt der Anpassung der Getriebeübersetzung, in Abhängigkeit der maximal möglichen Drehzahl der EM, kommt es jedoch zu einer größeren Streuung. Elektrische Maschinen mit einer hohen maximalen Drehzahl erreichen somit mit einem geringeren maximalen Drehmoment an der EM M_{\max} ein höheres Drehmoment an der Kurbelwelle $M_{\max} i_{P2}$. Dies ist in einem geringeren Bauraum und somit mit reduziertem Einsatz von Aktivmaterialien möglich.

Der beobachtete Verlauf der Kosten in Abhängigkeit des Leistungsabfalls über der Drehzahl, charakterisiert durch die Größe $P_{n_{\max},rel}$, lässt keine eindeutigen Rückschlüsse zu. Theoretisch tritt ein höherer Leistungsabfall bei Antrieben mit viel Magnetmaterial stärker auf. Somit kann die Leistungsdichte erhöht werden, der Bauraum und somit die Aktivmaterialmasse können reduziert werden. Diese beiden Effekte weisen einen konträren Einfluss auf die Kosten auf und scheinen sich gegenseitig zu nivellieren.

Ein sichtbarer Einfluss auf die Herstellungskosten ergibt sich wiederum für den Spitzenwirkungsgrad η_{\max} . Wie bereits für den Einfluss auf das Fahrzeuggewicht festgestellt wurde, bedarf eine Steigerung des Wirkungsgrades des EA einer Vergrößerung des Bauraums und somit des Gewichtes der Aktivteile. Die Verringerung der Leistungsdichte hat aufgrund des erhöhten Materialbedarfs einen inversen Einfluss auf die Herstellungskosten. Dieser Trend ist in Abbildung 6.6 eindeutig erkennbar. Ein erhöhter Wirkungsgrad des EA hat auch eine Steigerung des Rekuperationspotentials zur Folge. Somit kann während einer Bremsung mehr Energie zurückgewonnen werden. Um das volle CO_2 -Einsparpotential heben zu können, muss der Energieinhalt der Batterie gegebenenfalls ansteigen. Hierdurch wachsen die Kosten des Hybridsystems weiter an. Jedoch kann bei einem erhöhten Spitzenwirkungsgrad eine geringere maximale Leistung bei konstanten CO_2 -Emissionen ausreichend sein. Somit ist während des Auslegungsprozesses eine optimale Kombination der Eigenschaften P_{\max} , E_{TS} und η_{\max} zu finden.

Eine eindeutige Aussage zur Sensitivität der Kosten in Abhängigkeit der Lage des Betriebspunktes mit optimalem Wirkungsgrad ist auf Basis der Ergebnisse nicht möglich. Der Einfluss ist zu gering, sodass er durch die übrigen Effekte überdeckt wird.

6.3.2 Einfluss der Systemspannung

Für beide untersuchte Systemspannungen kann ein vergleichbarer Einfluss der Komponenten-Eigenschaften auf die Kosten des elektrischen Hybridsystems festgestellt werden. Tendenziell ist die Herstellung eines EA für die 320 V-Systemspannung etwas kostenintensiver als ein vergleichbarer Antrieb mit 48 V. So liegen die minimalen Herstellungskosten für einen 48 V-Antrieb aus der Datenbank bei ca. 450 Eur, für einen 320 V Antrieb bei ca. 550 Eur.

In den hier aufgeführten Betrachtungen bleiben Zusatzkosten der Batterie durch zusätzliche HV-Sicherheitsanforderungen unberücksichtigt. Diese können die Herstellungskosten des Hybridsystems deutlich beeinflussen. Somit stellen die aufgezeigten Ergebnisse lediglich den Einfluss der Systemspannung auf die Herstellungskosten des EA dar.

Betrachtet man die Abhängigkeit der Herstellungskosten von der maximal geforderten elektrischen Leistung P_{\max} , so ergibt sich ein etwas geringerer Anstieg der Kosten für die 320 V-Systemspannung. Jedoch sind die Einstiegskosten bei geringen Leistungen tendenziell höher. Dies führt zu einer Grenzleistung, oberhalb derer die Realisierung eines Antriebs auf der 320 V-Systemspannung kostengünstiger möglich ist. Je nach Wahl der übrigen Eigenschaften des EA liegt diese Grenzleistung oberhalb von 30-40 kW.

Bei Berücksichtigung der Zusatzkosten der Batterie durch zusätzliche HV-Sicherheitsanforderungen dürfte sich diese Grenzleistung weiter erhöhen. Jedoch steigen mit zunehmender Leistung insbesondere die nötigen Querschnitte der DC-seitigen Zuleitungen der 48 V-Systemspannung sehr stark an. Dies dürfte bei

Leistungen oberhalb 20-30 kW aufgrund deutlich vergrößerter Biegeradien zu weiteren montageseitigen Kosten der 48 V-Systemspannung führen.

Die Erreichung höherer Spitzenwirkungsgrade η_{\max} ist in der 48 V-Systemspannung kostengünstiger möglich. Dieser Effekt kann erneut auf den Technologiewechsel der im Inverter verbauten Halbleiter begründet werden. Die erhöhten Durchlassverluste der IGBTs gegenüber MOSFETs führen zu einer Verringerung der Wirkungsgrade des Inverters. Soll der Systemwirkungsgrad dennoch gesteigert werden, so steigt der Einsatz von Aktivmaterial überproportional an.

6.3.3 Kosten-Nutzen-Verhältnis

Aus dem zuvor berechneten CO_2 -Einsparpotential sowie den Kosten des elektrischen Hybridsystems wird im letzten Schritt das Kosten-Nutzen-Verhältnis der Hybridisierung ermittelt. Das Kosten-Nutzen-Verhältnis in Abhängigkeit der elektrischen Systemleistung und des Spitzenwirkungsgrades für die P2-Anordnung zeigt Abbildung 6.7. Es wird die Umhüllende aller Varianten aus der Datenbank dargestellt. Durch weitere Randbedingungen, wie beispielsweise eine gewünschte Reduktion der CO_2 -Emissionen, kann die optimale Lösung vom optimalen Kosten-Nutzen-Verhältnis abweichen.

Der Wertebereich des Kosten-Nutzen-Verhältnisses ergibt sich je nach Fahrzyklus zu zwischen 15 Eur/% CO_2 und über 400 Eur/% CO_2 . Dabei erhält man im städtischen Fahrzyklus ein deutlich besseres Verhältnis als auf der Autobahn. Dies liegt an dem geringeren Einsparpotential bei Fahrten mit hohen Geschwindigkeiten.

In Abschnitt 6.1 wurde die geforderte maximale elektrische Leistung P_{\max} als der größte Stellhebel für die Effizienz und somit den Nutzen der Hybridisierung identifiziert. Jedoch ist der Einfluss der maximalen Leistung auf die Herstellungskosten ebenfalls groß. Betrachtet man nun die Entwicklung des Kosten-Nutzen-Verhältnis über der maximalen Leistung, so kann für größere Leistungen eine Verschlechterung ausgemacht werden. Für die 48 V-Systemspannung liegt das optimale Kosten-Nutzen-Verhältnis (Minimum der Kurve) in der Stadt bei einer

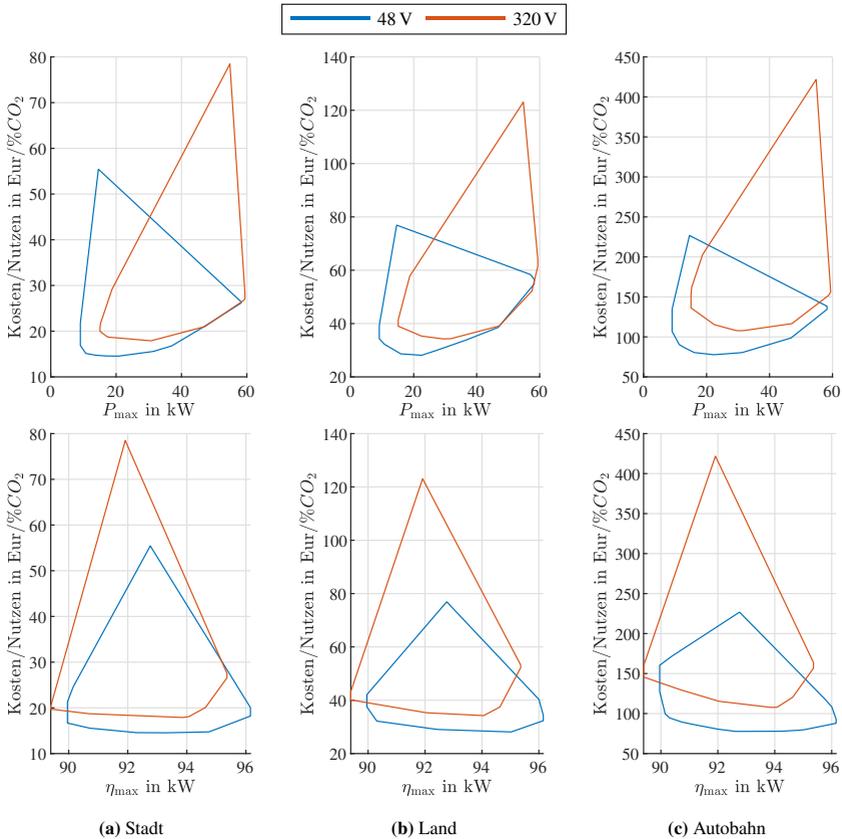


Abbildung 6.7: Kosten-Nutzen-Verhältnis in Euro je eingespartem Prozent CO_2 in einem P2-System. Die Darstellung zeigt die Umhüllende der Datenpunkte für beide untersuchten Systemspannungen.

maximalen Leistung unter 20kW und außerorts bei ca. 20kW. Zur Erfüllung legislativer Vorgaben zur CO_2 -Einsparung muss jedoch die Leistung gegebenenfalls über die optimalen Wertebereiche hinaus erhöht werden. Ein schlechteres Kosten-Nutzen-Verhältnis wird dann in Kauf genommen.

Aufgrund des geringeren Spitzenwirkungsgrades und der ungünstigeren Lage des Wirkungsgradoptimums sowie der höheren Herstellungskosten weist die 320 V-Systemspannung tendenziell ein schlechteres Kosten-Nutzen-Verhältnis auf. Die Leistung, bei welcher ein optimales Verhältnis (Minimum der Kurve) erreicht wird, erhöht sich auf ca. 30 kW. Oberhalb von 40 kW kann – abgesehen vom Autobahnzyklus – ein mit der 48 V-Systemspannung vergleichbares Kosten-Nutzen-Verhältnis erreicht werden. Wird somit ein autarker Hybridantrieb auf HV-Basis vorausgesetzt, sollte die maximale Leistung mindestens 40 kW betragen.

Als zweiter großer Stellhebel auf das CO_2 -Einsparpotential wurde in Abschnitt 6.1 der Spitzenwirkungsgrad ausgemacht. Aus diesem Grund wird in Abbildung 6.7 ebenfalls die Entwicklung des Kosten-Nutzen-Verhältnisses in Abhängigkeit des Spitzenwirkungsgrades untersucht. Im Gegensatz zur Leistung ist hier jedoch keine eindeutige Tendenz erkennbar. Es ist davon auszugehen, dass eine Erhöhung des Spitzenwirkungsgrades zwar eine Steigerung des CO_2 -Einsparpotentials bewirkt. Im Gegenzug steigen allerdings im gleichen Maße auch die Herstellungskosten.

6.4 Zusammenfassung

In diesem Kapitel wird die Sensitivität der zuvor definierten Bewertungsgrößen Effizienz, Fahrzeuggewicht und Kosten eines autarken Hybridantriebs bei einer Variation der Eigenschaften des elektrischen Hybridsystems aufgezeigt und diskutiert. Zur besseren Veranschaulichung werden die Eigenschaften dabei vereinfacht durch Kenngrößen dargestellt.

Aus den Ergebnissen lassen sich mehrere Aussagen ableiten, welche bei der Systemauslegung unterstützen können:

- Vergleichsweise geringe Energieinhalte und Leistungen sind ausreichend, um einen Großteil des CO_2 -Einsparpotentials autarker Hybridantriebe zu heben.

- Das beste Kosten-Nutzen-Verhältnis liegt bei ca. 20-30 kW. Dieses Verhältnis variiert mit dem betrachteten Fahrzyklus. Das erwartbare Kundenprofil sollte somit während der Systemauslegung berücksichtigt werden.
- Systeme unterhalb 20-25 kW sind auf der 48 V-Systemspannung ökonomischer umzusetzen.
- Soll ein Antrieb auf der 320 V-Systemspannung entwickelt werden, sollte eine maximale Leistung oberhalb 40 kW gewählt werden.
- Für ein Hybridsystem auf 320 V-Basis ist aufgrund von zusätzlichen Anforderungen an die HV-Sicherheit ein größeres Batteriegewicht anzusetzen.

Die Erkenntnisse in diesem Kapitel beruhen auf den in der zuvor aufgebauten Datenbank vorkommenden Varianten. Zudem basiert die Sensitivität der Kosten auf den in Abschnitt 4.3 getroffenen Prämissen. Gegebenenfalls kann ein Hinzufügen weiterer Varianten oder eine Anpassung der Prämissen die getroffenen Aussagen verändern.

7 Systemoptimierung

In Kapitel 6 wurde anschaulich aufgezeigt, wie sensitiv die Bewertungskriterien auf eine Variation der Eigenschaften des Hybridsystems reagieren. Die Variation der Eigenschaften basierte dabei ausschließlich auf einer Variation der FE-berechneten Varianten aus der Datenbank. Diese wurden mit Hilfe der in Kapitel 4 entwickelten Methodik auf Komponentenebene mit möglichst unterschiedlichen Eigenschaften ermittelt. Demnach stellen die in der Datenbank vorhandenen Varianten eine Variation der Auslegungsgrößen dar (vgl. Abbildung 2.3). Eine möglichst homogene Verteilung der Eigenschaften des EA ist hierdurch nicht gegeben. Zudem handelt es sich um eine diskrete, endliche Menge unterschiedlicher Varianten. Hierdurch könnte die Existenz lokaler Optima übersehen werden.

Dieses Kapitel führt eine Optimierung der Eigenschaften des elektrischen Hybridsystems durch. Die Eigenschaften werden dabei charakterisiert durch die Variationsparameter (vgl. Abbildung 2.3). Hierbei werden die in Kapitel 5 entwickelten kontinuierlich parametrierbaren Komponentenmodelle auf Systemebene eingesetzt. Diese Modelle werden in eine Systemoptimierung eingebettet. Ein solches Vorgehen erlaubt die direkte und kontinuierliche Variation der Eigenschaften der Komponenten des Hybridsystems und der Untersuchung der hierdurch hervorgerufenen Auswirkungen auf die Bewertungsgrößen. Die Identifikation der für einen konkreten Anwendungsfall (Fahrzeug, Fahrprofil) unter verschiedenen Gesichtspunkten (Effizienz, Kosten, Fahrzeuggewicht) optimalen Eigenschaften

des elektrischen Hybridsystems wird ermöglicht. Es werden wieder die in Abschnitt 3.1.4 vorgestellten Fahrzeugdaten, Fahrprofile und das Energiemanagement verwendet¹. Die in diesem Kapitel vorgestellten Überlegungen wurden zum Teil in [E1] veröffentlicht.

7.1 Vorgehen

Eine schematische Übersicht des implementierten Optimierungsprozesses gibt Abbildung 7.1. Der Prozess der multi-kriteriellen Optimierung erfolgt analog

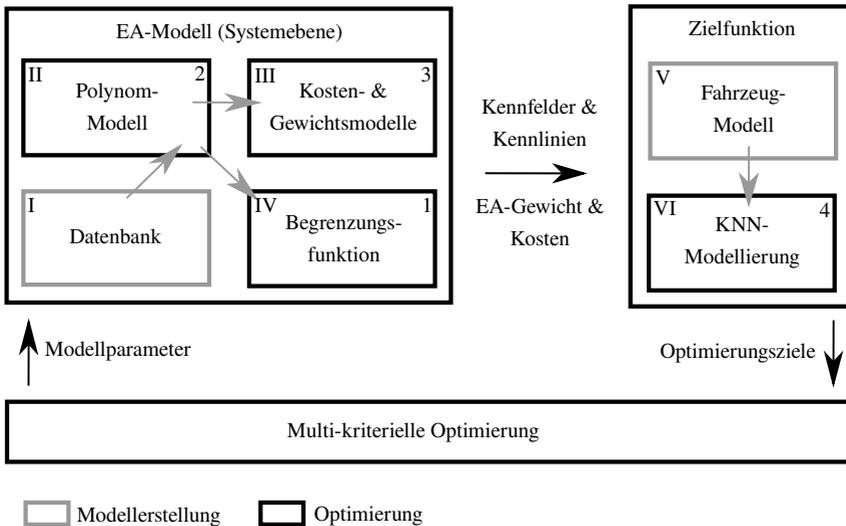


Abbildung 7.1: Schematische Darstellung des Optimierungsprozesses unter Verwendung der vorgeschlagenen Methodik zur Modellierung des EA.

¹ Eine Variation des Fahrzeugs, des konv. Antriebsstranges und des Energiemanagements wird in dieser Arbeit nicht durchgeführt. Es wird auf die Literatur (bspw. [4, 22, 29, 63, 66, 73]) verwiesen.

zu Abschnitt 3.2.1. Jedoch wird der Optimierungsprozess in zwei Arbeitsschritte unterteilt: die Modellerstellung (grau, römische Ziffern) und die Optimierung (schwarz, arabische Ziffern).

Während der Optimierung bestimmt der Optimierer eine Menge an Kombinationen der 17 untersuchten Modellparameter. Diese entsprechen den 16 Modellparametern des EA-Modells aus Abschnitt 5.1. Durch die neue Kombination der 16 Modellparameter des EA wird ein neuer EA ausgelegt. Des Weiteren wird der nutzbare Energieinhalt der Batterie E_{TS} als 17-ter Parameter variiert.

Die Modellparameter werden anschließend auf die Erfüllung der Nebenbedingungen überprüft (1). Da die Modellparameter des EA-Modells untereinander korrelieren, ist eine isolierte Überwachung des Wertebereichs jeder einzelnen Dimension nicht ausreichend. Als Nebenbedingung wird deshalb die Begrenzungsfunktion aus Abschnitt 5.3 verwendet. Diese berücksichtigt den gültigen Wertebereich einer Dimension in Abhängigkeit der aktuellen Werte der übrigen Dimensionen. Befinden sich Varianten im ungültigen Bereich, werden neue Modellparameter vom Optimierer angefordert. Dieser Prozess wird fortgeführt bis alle Varianten einer Generation innerhalb des gültigen Bereichs liegen. Mit Hilfe des EA-Modells aus Kapitel 5 werden für jede Variante Kennfelder und Kennlinien (2) sowie Gewicht, Massenträgheit und Kosten (3) ermittelt.

Anschließend werden die modellierten Komponenten des Hybridsystems an das Fahrzeugmodell übergeben. Die Simulationsumgebung ist hierbei analog zu Abbildung 6.1 umgesetzt. Hier werden die Zielfunktionen ausgewertet (4). In dieser Arbeit werden die CO_2 -Emissionen, die Herstellungskosten des elektrischen Hybridsystems und das Fahrzeuggewicht minimiert.

Das Ergebnis des Optimierungsprozesses ist eine Pareto-Menge optimaler Varianten sowie deren zugehörige Eigenschaften der Komponenten des Hybridsystems. Aus der Pareto-Menge können durch Gewichtung der einzelnen Zielfunktionen mit Hilfe von Gleichung (3.30) skalare Optima ausgewählt werden. Jedoch ermöglicht die Pareto-Menge auch die direkte Abschätzung der Auswirkungen etwaiger Veränderungen einzelner Eigenschaften.

Vor der Optimierung wird einmalig eine Datenbank, bestehend aus EA mit unterschiedlichsten Eigenschaften gemäß Kapitel 4, aufgebaut (I). Für jede Variante werden die Modellparameter des Polynommodells aus Abschnitt 5.1 durch das Verfahren der Minimierung der Summe der Fehler-Quadrate ermittelt (II). Mit der so gewonnenen Information über den Zusammenhang zwischen den Modellparametern und den in der Datenbank hinterlegten Eigenschaften werden die Kosten- und Gewichtsmodelle trainiert (III). Dieser Prozess wurde in Abschnitt 5.2 beschrieben. Nach einer eventuellen zusätzlichen Filterung der Datenbank werden die übrigen Kombinationen der Modellparameter zur Erstellung der Begrenzungsfunktion analog Abschnitt 5.3 verwendet (IV).

Um die Rechenzeit des Optimierungsprozesses weiter zu reduzieren, wird innerhalb der Optimierung keine Berechnung des Fahrzeugmodells durchgeführt. Stattdessen wird für alle Zielgrößen sowie alle notwendigen Zwischengrößen vorab der Zusammenhang von den Modellparametern durch KNN-Modelle beschrieben. Hierzu muss zunächst der Lösungsraum mit einem Versuchsplan auf Basis der statistischen Versuchsplanung (DOE) abgetastet und mit dem Fahrzeugmodell bewertet werden (V). Die Verwendung von Verhaltensmodellen zur Beschreibung der Zielgrößen innerhalb einer Systemoptimierung ist weit verbreitet und wurde beispielsweise auch in [29] verwendet. Es wird ein raumfüllender Versuchsplan mit 17 Dimensionen und 8193 Punkten eingesetzt. Um die Modellgenauigkeit innerhalb des gültigen Bereichs weiter zu erhöhen, fließen zusätzlich die Punkte der Datenbank mit ein. Mit den so gewonnenen Daten wird für jede Zielfunktion und jede benötigte Zwischengröße, jede Systemspannung, jede Topologie und jeden Fahrzyklus ein KNN-Modell trainiert (VI). Die Modellgüte wird durch eine Kreuzvalidierung ermittelt und in einer Validierungsstatistik dargestellt.

7.2 Ergebnisse

Zunächst erfolgt eine Validierung der in der Zielfunktion verwendeten KNN-Modelle (VI in Abbildung 7.1) gegen das Fahrzeugmodell (V in Abbildung 7.1).

Hierbei kommen die Bewertungskriterien aus Gleichung (3.32) zum Einsatz. Tabelle 7.1 präsentiert die sich ergebende Validierungsstatistik für alle Zielfunktionen und für die im Weiteren verwendeten Zwischengrößen. Das Bestimmtheits-

Tabelle 7.1: Validierungsstatistiken aller verwendeten Modelle für die betrachteten Fahrzyklen und Varianten.

		Stadt				Land				Autobahn			
		48 V		320 V		48 V		320 V		48 V		320 V	
		P2	P14	P2	P14	P2	P14	P2	P14	P2	P14	P2	P14
CO_2	r^2	0,97	0,95	0,96	0,99	0,94	0,92	0,93	0,94	0,93	0,83	0,95	0,85
	Q_{ISI}	2,20	3,12	4,30	3,26	1,33	2,36	3,21	3,00	0,63	1,69	1,60	1,96
E_{inst}	r^2	0,98	0,98	0,97	0,98	0,98	0,98	0,98	0,97	0,98	0,98	0,98	0,98
	Q_{ISI}	9,02	8,92	16,6	14,88	9,05	9,77	14,7	15,1	7,97	9,10	14,3	16,6
m_{Fzg}	r^2	0,91	0,90	0,97	0,97	0,90	0,91	0,97	0,97	0,91	0,91	0,97	0,97
	Q_{ISI}	0,29	0,32	1,14	1,16	0,30	0,31	1,18	1,14	0,29	0,31	1,13	1,13
m_{Kab}	r^2	0,98	0,97	0,98	0,97	0,98	0,97	0,97	0,98	0,98	0,98	0,98	0,97
	Q_{ISI}	10,2	13,4	17,2	18,2	10,7	11,5	18,2	16,8	9,93	9,96	17,6	20,1

maß r^2 deutet mit Werten deutlich über 0,9 auf eine sehr gute Modellgüte hin. Lediglich das CO_2 -Modell weist im Fall der P14-Topologie im Autobahnzyklus ein $r^2 < 0,9$ auf. Aufgrund des geringen Wertes des Interpolationsstabilitätsindex Q_{ISI} ist jedoch auch hier von einem sehr geringen relativen Fehler auszugehen. Ein ähnliches Verhalten kann für das Modell der Fahrzeugmasse m_{Fzg} beobachtet werden. Höhere Werte weist Q_{ISI} für die Modelle des installierten Energieinhalts E_{inst} und der Masse der Zuleitungen m_{Kab} auf. Für diese Modelle ist ein erhöhter relativer Fehler insbesondere in Bereichen geringer Modellwerte zu erwarten. Das erreichte Bestimmtheitsmaß nahe eins deutet dennoch auf eine hohe Modellgüte hin.

In einem zweiten Schritt erfolgt die Überprüfung der in Abschnitt 5.3 aufgestellten Annahme, dass die Begrenzungsfunktion mit einem Entscheidungsbaum

dargestellt werden kann. Hierzu werden vier Optimierungen durchgeführt, wobei die Eigenschaften des Hybridsystems in P2-Anordnung variiert werden. Beide untersuchte Systemspannungen werden betrachtet. Die Begrenzungsfunktion wird hierbei einmal durch die Inhull-Funktion und einmal durch den trainierten Random-Forest Algorithmus umgesetzt (vgl. Abschnitt 5.3 bzw. 3.2.2). Die Pareto-Fronten der ersten beiden Optimierungsziele CO_2 und Kosten sind in Abbildung 7.2 dargestellt.

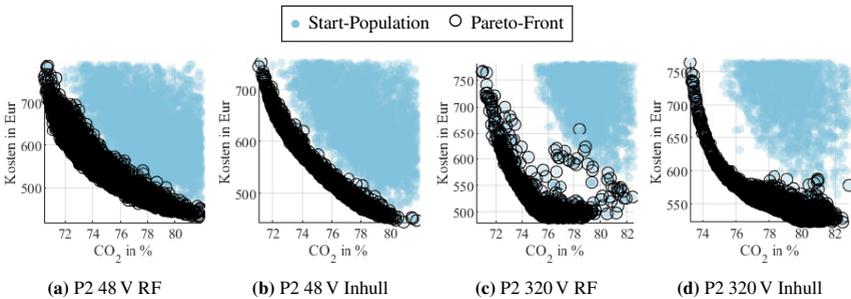


Abbildung 7.2: Gegenüberstellung der Optimierungsergebnisse der P2-Topologie unter Variation der Methoden der Begrenzungsfunktion.

Vergleicht man die Ergebnisse der 48 V-Systemspannung untereinander (Abbildung 7.2a bzw. 7.2b), so kann eine hohe Übereinstimmung der Optimierungsergebnisse festgestellt werden. Lediglich eine leichte Verschiebung der Pareto-Front zu kleineren Werten und somit optimalen Ergebnissen tritt auf. Dies kann durch die diskrete Punktwolke erklärt werden, anhand derer der RF-Algorithmus trainiert wird. Liegt ein Punkt dieser Trainingsdaten leicht außerhalb der konvexen Umhüllenden, so wird dieser im Trainingsprozess als ungültig klassifiziert. Ausgehend von diesem Punkt wird der Bereich in Richtung der Grenzfläche der konvexen Umhüllenden jedoch als gültig angenommen. Somit ist eine hohe Anzahl an Testpunkten sowie eine hohe Auflösung im Randbereich der konvexen Umhüllenden während des Trainingsprozesses ausschlaggebend, um eine hohe Genauigkeit zu erreichen.

Im Fall der 320 V-Systemspannung ist hingegen eine größere Abweichung in den Optimierungsergebnissen zu erkennen. Der Vergleich von Abbildung 7.2c bzw. 7.2d zeigt insbesondere im Bereich mittlerer bis großer CO_2 -Einsparungen deutlich reduzierte Kosten bei Verwendung des RF-Algorithmus. Offensichtlich konnte in diesem Beispiel der RF-Algorithmus den gültigen Bereich nicht vollständig umschließen, sodass der Optimierer eine Lücke in der Begrenzungsfunktion ausnutzen konnte. Da der in Kapitel 4 ermittelte gültige Lösungsraum verlassen wurde, sind die Ergebnisse unter Verwendung des RF-Algorithmus in diesem Fall als ungültig anzunehmen.

Das dargestellte Beispiel zeigt, dass die Begrenzungsfunktion prinzipiell mit einem RF-Algorithmus angenähert werden kann. Der RF-Algorithmus bietet den Vorteil deutlich reduzierter Laufzeiten des Optimierers (von mehreren Stunden zu mehreren Minuten). Jedoch sollten die Ergebnisse mit der Inhull-Funktion überprüft werden.

Um die Darstellung ungültiger Varianten zu vermeiden, wird für die folgenden Untersuchungen stets die Inhull-Funktion verwendet. Es werden verschiedene Optimierungen durchgeführt. Die Einflüsse der Optimierungsziele, der Topologie, der Systemspannung sowie des Fahrzyklus werden untersucht. Zuletzt wird das Kosten-Nutzen-Verhältnis ausgewertet und Handlungsempfehlungen werden abgeleitet.

7.2.1 Einfluss der Gewichtung der Optimierungsziele

Zunächst wird eine Optimierung des Hybridsystems in P2-Anordnung und 48 V-Systemspannung analog Abbildung 7.1 durchgeführt. Dabei werden die 16 Modellparameter des EA und der nutzbare Energieinhalt variiert. Die Übersetzung des einstufigen Reduktionsgetriebes wird analog dem Vorgehen in Kapitel 6 für jede Variante individuell gewählt, sodass die maximale Drehzahl der EM und die maximale Drehzahl der VKM zusammenfallen.

Die CO_2 -Emissionen werden für eine äquivalente Gewichtung der drei untersuchten Artemis-Fahrzyklen ($\vec{g} = [1, 1, 1]$) ermittelt und anschließend auf den gewichteten Mittelwert des konventionellen Fahrzeugs bezogen.

$$CO_2 = \frac{\sum \vec{g} \vec{CO}_{2,HEV}}{\sum \vec{g} \vec{CO}_{2,konv}} \quad (7.1)$$

Die resultierenden Pareto-Fronten im Bildraum sind in Abbildung 7.3a dargestellt. Ebenso eingetragen ist die zufällig verteilte Start-Population. Die Menge Pareto-optimaler Varianten erreicht eine Reduktion des Kraftstoffverbrauchs gegenüber dem konventionellen Fahrzeug zwischen ca. 18-29% im äquivalent gewichteten Fahrzyklus nach Gleichung (7.1). Hierbei variieren die Herstellungskosten des elektrischen Hybridsystems zwischen ca. 450 und 750 Eur. Der Anstieg der Fahrzeugmasse liegt im Bereich 1,5-3,5%.

Ausgehend von der Start-Population zeigt sich eine deutliche Verbesserung des Kosten-Nutzen-Verhältnisses durch die Optimierung. Dies ist durch eine Verschiebung der Varianten in der Pareto-Menge nach links unten zu erkennen. Es zeigt sich eine deutliche Tendenz zu steigenden Kosten bei einer Reduzierung der CO_2 -Emissionen. Ebenso ist ein Anstieg des Fahrzeuggewichtes bei einer Reduktion des Kraftstoffverbrauchs zu erwarten. Allerdings tritt im letzteren Fall eine größere Streuung auf.

Ebenso zeigt Abbildung 7.3b die Verteilung der Wertebereiche der Kenngrößen. Diese wurden in Kapitel 6 definiert und stellen die 17 Modellparameter in vereinfachter Form dar. Der nutzbare Energieinhalt wird im Laufe der Optimierung auf den Bereich von 100-400 Wh minimiert. Ein Großteil der Varianten weist Werte unter 150 Wh auf. Dieses Verhalten war zu erwarten, da bereits in Abschnitt 6.1 aufgezeigt wurde, dass mit 100-200 Wh nutzbarem Energieinhalt ein Großteil des CO_2 -Einsparpotentials erreicht werden kann. Außerdem führt ein steigender Energieinhalt zu erhöhten Systemkosten und einem gesteigerten Fahrzeuggewicht, was den Optimierungszielen entgegensteht.

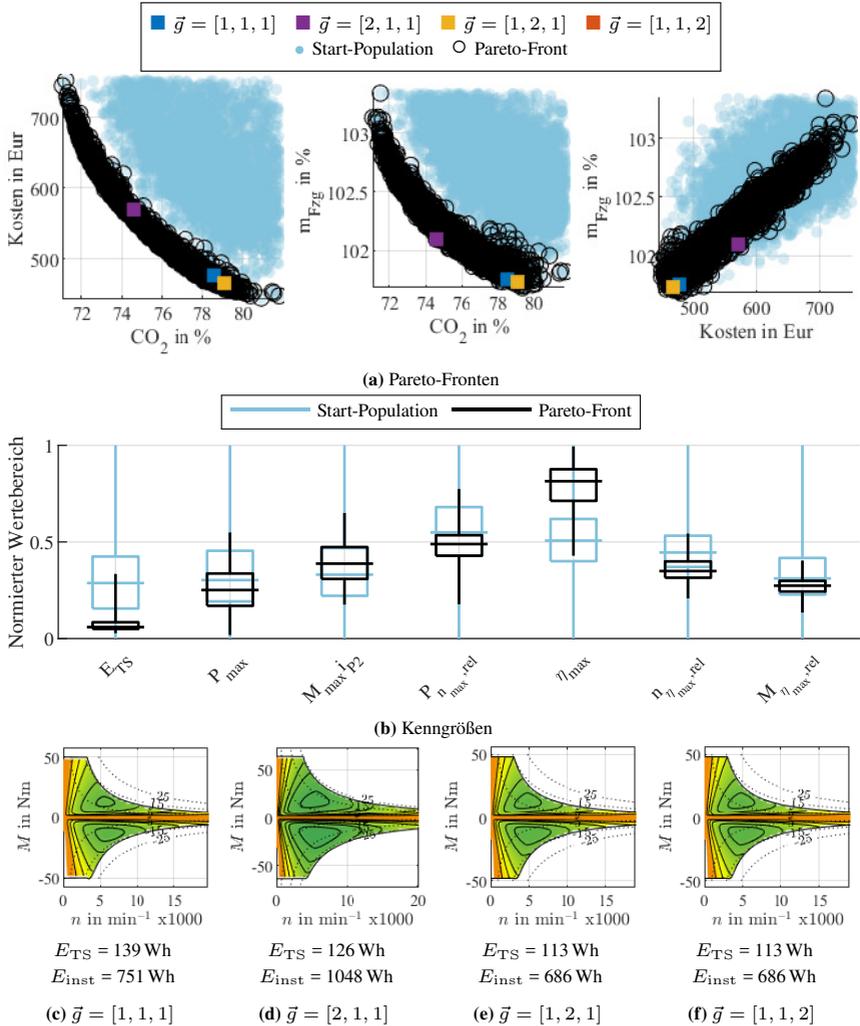


Abbildung 7.3: Optimierungsergebnisse der P2-Topologie für die 48 V-Systemspannung.

Auch die Leistung des Hybridsystems wird entsprechend reduziert und bewegt sich größtenteils zwischen 15 und 35 kW. In Abschnitt 6.1 wurde festgestellt, dass eine weitere Erhöhung der Leistung eine Steigerung des Einsparpotentials im Autobahnzyklus ermöglicht. Da jedoch das maximale Potential im städtischen Fahrzyklus deutlich größer ausfällt, ergibt sich im hier betrachteten äquivalent gewichteten Fahrzyklus kein nennenswerter Vorteil einer Leistungssteigerung.

Entgegen der vorigen Beobachtungen steigt das an der Kurbelwelle anliegende Drehmoment während der Optimierung leicht an. Es stellen sich hauptsächlich Werte zwischen 160 und 220 Nm ein. Aufgrund der Schaltstrategie des Getriebes sollte das Drehmoment ausreichend groß gewählt werden, um die maximale Leistung bereits bei niedrigen Drehzahlen zu erreichen. Auch dieser Effekt wurde in Abschnitt 6.1 bereits erläutert. Da jedoch ein gesteigertes Drehmoment insbesondere auf die Kosten Einfluss nimmt, entspricht der resultierende Wertebereich einem Kompromiss aus Kosten- und CO_2 -Optimalität.

In Kapitel 6 wurde ein geringer Einfluss des Leistungsabfalls über der Drehzahl auf die Zielgrößen festgestellt. Das Ergebnis der Optimierung bestätigt diese Beobachtung. Es stellt sich ein relativ weiter Wertebereich ein, wobei eine Konzentration im mittleren Bereich beobachtet werden kann. Dies entspricht einem Leistungsabfall von 40-50%. In diesem mittleren Bereich findet die geringste Einschränkung der übrigen Größen durch die Begrenzungsfunktion statt. Somit können die übrigen Eigenschaften optimal eingestellt werden.

Betrachtet man den Spitzenwirkungsgrad, so lässt sich eine Steigerung feststellen. Bereits zuvor wurde der Spitzenwirkungsgrad als wesentlicher Stellhebel identifiziert. Offensichtlich können die bei höheren Wirkungsgraden gesteigerten Kosten im EA durch eine Reduktion der Kosten in der BAT teilweise kompensiert werden. In der Pareto-Front stellen sich größtenteils Spitzenwirkungsgrade im Bereich von 93-96% ein.

Die Lage des Betriebspunktes optimalen Wirkungsgrades im Kennfeld betreffend, ergeben sich für das untersuchte Beispiel optimale Wertebereiche von der

1,2-1,4-fachen Eckdrehzahl beziehungsweise 7-9% des maximalen Drehmoments. Dies entspricht dem Teillastbereich bei niedrigen Drehzahlen.

Im Anschluss an die Optimierung werden für vier unterschiedliche Gewichtungen der Optimierungsziele jeweils die skalaren Optima bestimmt. Es werden folgende Gewichtungen \vec{g} der CO_2 -Emissionen, der Kosten und des Fahrzeuggewichtes gewählt:

- [1,1,1]
- [2,1,1]
- [1,2,1]
- [1,1,2]

Die sich ergebenden Optima im Bildraum sind in den Pareto-Fronten in Abbildung 7.3 farbig markiert. Ebenso dargestellt sind die entsprechenden Eigenschaften im Definitionsraum (Abbildung 7.3c-7.3f). Dies geschieht in Form der Wirkungsgradkennfelder des EA sowie der nutzbaren Energieinhalte E_{TS} . Zur besseren Einordnung der Ergebnisse wird zusätzlich der installierte Energieinhalt E_{inst} dargestellt. Dieser ergibt sich aus der Leistung des EA und dem nutzbaren Energieinhalt.

Für die äquivalente Gewichtung der drei Optimierungsziele ergibt sich eine CO_2 -Einsparung von knapp 22% im Vergleich zum konventionellen Fahrzeug bei einer Steigerung des Fahrzeuggewichtes um ca. 1,6% und ca. 480 Eur Kosten für das elektrische Hybridsystem. Das dazugehörige Wirkungsgradkennfeld des EA weist ein Wirkungsgradoptimum im Teillastbereich bei der 1,6-fachen Eckdrehzahl auf. Die generatorische Leistung bei 48 V beträgt knapp 20 kW.

Bei stärkerer Gewichtung der CO_2 -Emissionen resultiert eine Variante mit knapp 26% CO_2 -Einsparung bei einer Steigerung des Fahrzeuggewichtes von gut 2% und ca. 580 Eur Kosten für das elektrische Hybridsystem. Das zugehörige Wirkungsgradkennfeld zeigt eine Verbesserung des Spitzenwirkungsgrades sowie eine Verschiebung des Betriebspunktes optimalen Wirkungsgrades zu niedrigeren

Drehzahlen. Die maximale generatorische Leistung steigt auf 27 kW. Dies führt zu einer deutlichen Steigerung des installierten Energieinhalts, wodurch die signifikant gestiegenen Kosten erklärt werden können. Da der nutzbare Energieinhalt nicht weiter ansteigt, sondern sogar leicht reduziert wurde, kann der Anstieg des installierten Energieinhalts allein auf die Leistungssteigerung zurückgeführt werden. Für eine solche Variante sollte somit eine andere Zellchemie mit höherem Leistungs- zu Energie-Verhältnis (P/E-Verhältnis) in Betracht gezogen werden.

Die bevorzugte Gewichtung der Ziele Kosten und Gewicht führt zu einer identischen Lösung, welche nahe der äquivalenten Gewichtung liegt. Eine weitere Reduktion der Leistung auf ca. 17 kW sowie des Energieinhalts ermöglicht eine kostengünstigere und leichtere Hybridisierung. Dies erfolgt allerdings auf Kosten höherer CO_2 -Emissionen.

Zur Verdeutlichung der Wirkung der Begrenzungsfunktion innerhalb des Optimierungsprozesses zeigt Abbildung 7.4 die Werte der 17 Modellparameter des mit dem Faktor $\vec{g} = [2, 1, 1]$ gewichteten Optimums. Um die Wertebereiche zu

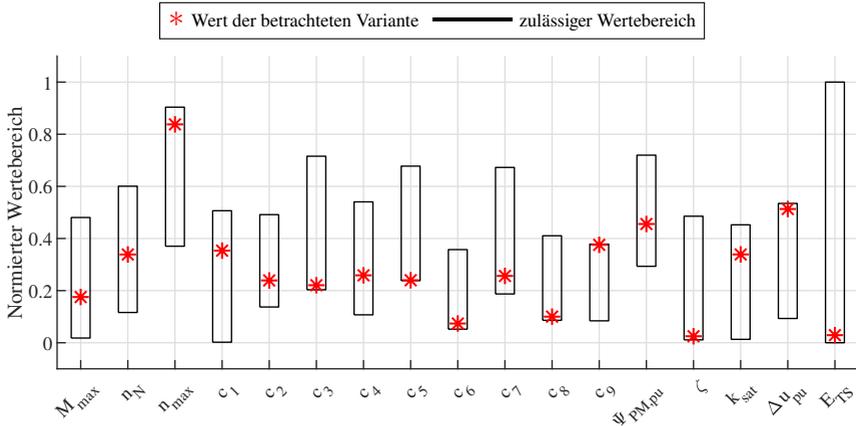


Abbildung 7.4: Verdeutlichung der Funktionsweise der Begrenzungsfunktion (P2-Topologie, 48 V-Systemspannung, $\vec{g} = [2, 1, 1]$)

vereinheitlichen, werden die Parameter auf ihren jeweiligen maximal erlaubten (unabhängigen) Wertebereich normiert. Anschließend wird der erste Parameter variiert und mit Hilfe der Begrenzungsfunktion der gültige Wertebereich identifiziert. Dieser ist als Balken in Abbildung 7.4 eingetragen. Dieser Balken stellt den gültigen Wertebereich des ersten Parameters dar, für den Fall, dass alle übrigen Parameter unverändert sind. Es ist deutlich zu erkennen, dass dieser Bereich lediglich einer Submenge des maximal erlaubten (unabhängigen) Wertebereichs entspricht. Anschließend wird diese Variation für alle übrigen Parameter durchgeführt und der gültige Bereich sukzessive in Abbildung 7.4 eingetragen.

Diese Art der Darstellung ermöglicht einen Einblick, wie frei der Optimierer sich bewegen konnte, um dieses Optimum zu erreichen. Liegt der aktuelle Wert am Rand des gültigen Bereichs, so führte ein Wert außerhalb voraussichtlich zu verbesserten Ergebnissen. Jedoch wäre eine entsprechende Lösung im gegebenen Bauraum physikalisch nicht umsetzbar.

Im dargestellten Beispiel ist die Einschränkung der Begrenzungsfunktion für die Verlustkoeffizienten c_5 und c_9 aktiv. Hierbei verhalten sich beide Werte gegenläufig. Der Koeffizient c_5 befindet sich am unteren Rand des gültigen Bereichs, c_9 am oberen. Somit werden die Verluste bei niedrigen bis mittleren Drehzahlen reduziert, womit eine Reduktion des Kraftstoffverbrauchs einhergeht. Bei sehr hohen Drehzahlen steigen die Verluste an. Jedoch treten in diesem Bereich nur sehr wenige Betriebspunkte auf, weshalb kein nennenswerter Nachteil im Kraftstoffverbrauch entsteht. Gleichzeitig führt ein gesteigerter Wert des Verlustkoeffizienten zu einem Anstieg der Ausnutzung und somit zu reduzierten Kosten. Beide Koeffizienten lassen sich den selben Verlustmechanismen zuweisen, den Stromwärmeverlusten und den Ummagnetisierungsverlusten. Dies ist der Grund, weshalb eine gegenläufige Variation nur eingeschränkt möglich ist.

7.2.2 Einfluss der Topologie

Im nächsten Schritt wird das Hybridsystem der 48 V-Systemspannung in P14-Position optimiert. Dabei wird die gleiche Start-Population wie zuvor verwendet,

die CO_2 -Emissionen werden für den äquivalent gewichteten Fahrzyklus ermittelt. Wie auch schon in Kapitel 6 wird lediglich der EA in P4-Position variiert. Die mechanische Anbindung ans Rad erfolgt wieder mit einem zweistufigen Reduktionsgetriebe. Die Übersetzung wird analog dem Vorgehen in Kapitel 6 für jede Variante individuell gewählt, sodass das maximal am Rad anliegende Drehmoment 1500 Nm beträgt. Abbildung 7.5a zeigt die resultierenden Pareto-Fronten.

Die Menge der Pareto-optimalen Varianten erreicht gegenüber dem konventionellen Fahrzeug eine Reduktion des Kraftstoffverbrauchs von ca. 15-35%. Die Herstellungskosten variieren dabei zwischen ca. 450 und 1000 Eur. Die Fahrzeugmasse erhöht sich im Vergleich zum konventionellen Fahrzeug um ca. 4-6%.

In Gegenüberstellung zur P2-Anordnung sind weitere 5-6% Kraftstoffeinsparung möglich. Dieser Effekt kann durch den besseren Gesamtwirkungsgrad der Energieübertragung zwischen Batterie und Rad begründet werden. Wohingegen in der P2-Anordnung der Energiefluss durch das Schaltgetriebe verläuft, treten dessen Verluste während Rekuperations- und E-Fahrt-Phasen in P4-Anordnung nicht auf. Eine Kraftstoffeinsparung über das Potential der P2-Anordnung hinaus führt zu einer Steigerung der Kosten. Größere Kraftstoffeinsparungen lassen sich in einer P4-Anordnung kostengünstiger umsetzen. So liegen die Kosten für eine Kraftstoffeinsparung von 28% bei 650-700 Eur in P2-Anordnung und bei 550-650 Eur in P4-Anordnung. Geringere Einsparungen hingegen sind in P2-Anordnung kostengünstiger. Bei einer Kraftstoffeinsparung von 20% liegen die Kosten in P2-Anordnung bei 450-470 Eur, in P4-Anordnung bei 450-520 Eur. In dieser Gegenüberstellung sind jedoch die zusätzlichen Kosten der mechanischen Integration des EA in P4-Position sowie des zusätzlichen Generators in P1-Position nicht berücksichtigt. Durch die höhere Übersetzung des Reduktionsgetriebes erhöht sich die Fahrzeugmasse im Vergleich zur P2-Anordnung um weitere 2,5%.

Aus den obigen Beobachtungen lässt sich ableiten, dass insbesondere bei stärkerer Hybridisierung ein Antrieb in P4-Anordnung Vorteile bietet. Diese Aussage bestätigt sich auch beim Vergleich der Verteilung der Wertebereiche der Kenngrößen in Abbildung 7.5b und 7.3b. Der nutzbare Energieinhalt der Varianten in der Pareto-Menge bewegt sich zwischen 100-600 Wh. Der Bereich zwischen dem

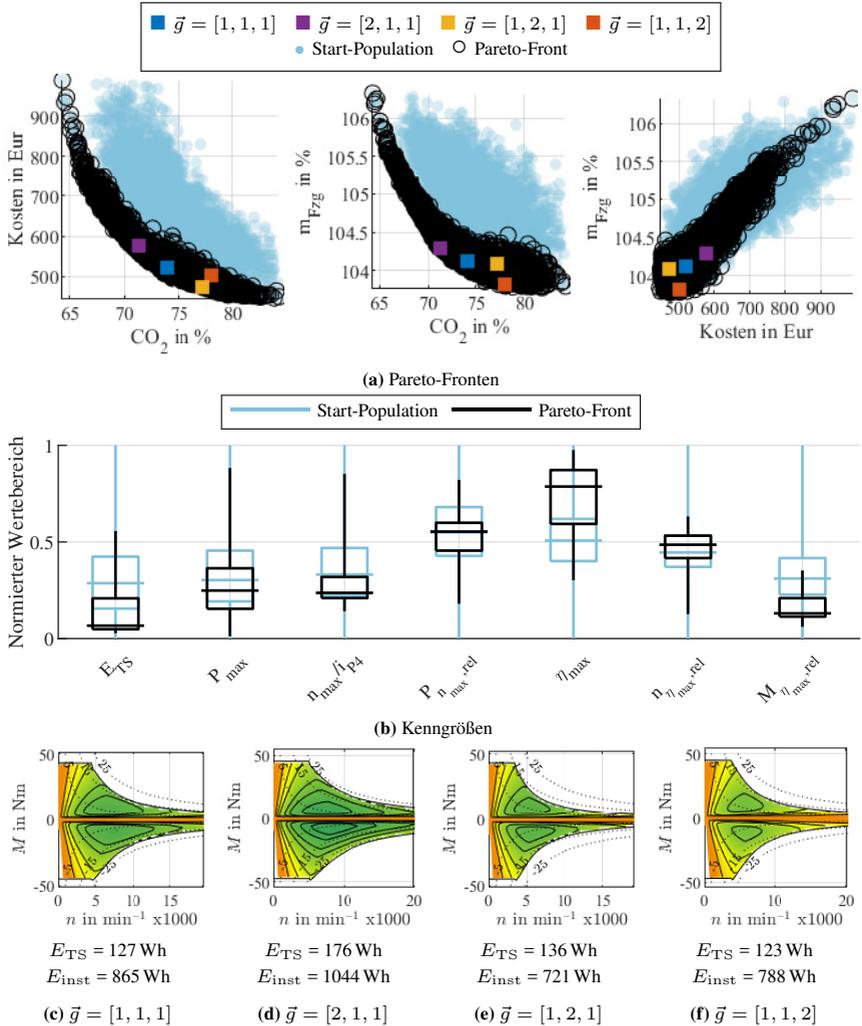


Abbildung 7.5: Optimierungsergebnisse der P14-Topologie für die 48 V-Systemspannung.

oberen und dem unteren Quartil weist Werte zwischen 145 und 280 Wh auf und liegt somit oberhalb des Bereichs, welcher für die P2-Anordnung zu beobachten war. Auch dieser Effekt kann mit dem besseren Gesamtwirkungsgrad erklärt werden. Insbesondere in Rekuperations-Phasen kann so mehr Energie in das System zurückgeführt werden. Ebenfalls kann die erzeugte elektrische Energie mit geringeren Verlusten wieder eingesetzt werden, was zu einem stärkeren Einsatz der Lastpunktanhebung führt. Die Batterie muss entsprechend größer ausgelegt werden, um diese zusätzliche Energie zwischenspeichern zu können.

Die Leistung des Hybridsystems liegt größtenteils im Bereich von 15-35 kW und ist somit vergleichbar zur P2-Anordnung. Jedoch nimmt die Spreizung in P4-Anordnung weiter zu. So steigt die maximale Leistung in der Pareto-Menge auf bis zu 60 kW an.

Analog zu Abschnitt 6.1 wird in P4-Anordnung die maximale Drehzahl am Rad anstelle des an der Kurbelwelle anliegenden Drehmoments dargestellt. Im Laufe der Optimierung sinkt diese leicht ab. Die Varianten der Pareto-Menge variieren zwischen 520 und 1400 min^{-1} . Die mittleren 50% der Varianten liegen im Bereich von 575-730 min^{-1} . Dieses Verhalten deckt sich mit den Beobachtungen aus Abschnitt 6.1. Dort wurde festgestellt, dass im städtischen Fahrzyklus oberhalb 600 min^{-1} und im außerstädtischen oberhalb 800 min^{-1} keine weitere Verbesserung der Effizienz zu erwarten ist. Das Überschreiten einer Untergrenze der maximalen Drehzahl am Rad ist jedoch für die Kraftstoffersparnis bedeutsam, da andernfalls Bremsvorgänge oberhalb einer kritischen Fahrzeuggeschwindigkeit nicht durch Rekuperation abgedeckt werden können.

Der optimale Leistungsabfall über der Drehzahl stellt sich erneut im mittleren Bereich ein. Im Vergleich zur P2-Position zeigt sich jedoch eine höhere Sensitivität. So kann für die meisten Varianten der Pareto-Menge ein Leistungsabfall bei maximaler Drehzahl von 35-45% beobachtet werden. Dies entspricht einem um 5% geringeren Leistungsabfall als in P2-Position. Durch die direkte Anbindung des EA an das Rad ist der Drehzahlbereich der Betriebspunkte in P4-Anordnung direkt an die Fahrzeuggeschwindigkeit gekoppelt. Somit treten Betriebspunkte unter Vollast auch bei höheren Drehzahlen auf. Aus diesem Grund wirkt sich

eine erhöhte Leistungsverfügbarkeit bei hohen Drehzahlen in P4-Position positiv auf die Kraftstoffersparnis aus.

Durch den besseren Gesamtwirkungsgrad in P4-Anordnung erscheint ein reduzierter Spitzenwirkungsgrad des EA vertretbar. In der Pareto-Menge stellt sich für die meisten Varianten ein Wert zwischen 92 und 96% ein. Somit wird der Bereich im Vergleich zur P2-Anordnung um einen Prozentpunkt nach unten erweitert. Dies ermöglicht bei vergleichbarem Kraftstoffverbrauch eine Reduktion der Kosten und des Gewichtes des EA.

Die Lage des Betriebspunktes optimalen Wirkungsgrades verschiebt sich in P4-Position zu höheren Drehzahlen. Dies steht im Gegensatz zu den Beobachtungen in Abschnitt 6.1. Offenbar ergeben sich in der freien Variation der Eigenschaften lokale Optima, welche in der diskreten Menge an Varianten aus Kapitel 6 nicht enthalten waren. Für den Großteil der Varianten der Pareto-Menge stellen sich Werte im Bereich der 1,5-1,7-fachen Eckdrehzahl ein. In Übereinstimmung mit Abschnitt 6.1 kann insbesondere eine Verschiebung zu niedrigeren Drehmomenten beobachtet werden. Für die meisten Varianten ergeben sich Werte von 5-8% des maximalen Drehmoments.

Erneut werden die skalaren Optima für die vier unterschiedlichen Gewichtungen der drei Optimierungsziele bestimmt. Die entsprechenden Wirkungsgradkennfelder zeigt Abbildung 7.5c-7.5f. Ebenso sind die Optima in den Pareto-Fronten farbig markiert.

Die äquivalente Gewichtung der Optimierungsziele ergibt eine CO_2 -Einsparung von ca. 26%. Hierbei entstehen Mehrkosten von 520Eur und ein Anstieg des Fahrzeuggewichtes um gut 4%. Das zugehörige Wirkungsgradkennfeld weist einen über der Drehzahl breit gespreizten Bereich optimalen Wirkungsgrades bei sehr niedrigen Drehmomenten auf. Ein Unterschied zur optimalen Wirkungsgradcharakteristik in P2-Position ist deutlich erkennbar. Der Vergleich der optimalen Wirkungsgradkennfelder der beiden Topologien zeigt ebenfalls einen deutlich größeren Bereich konstanter Leistung im Falle der P4-Position. Ebenfalls kann eine

Steigerung der Leistung auf 25 kW im generatorischen Betrieb festgestellt werden. Der nutzbare Energieinhalt sinkt im Vergleich zur entsprechenden Variante in P2-Anordnung leicht auf knapp 130 Wh.

Bei stärkerer Gewichtung der CO_2 -Emissionen ergibt sich eine Kraftstoffeinsparung von 28% bei einem Zusatzgewicht von 4,3%. Beide Werte liegen etwas oberhalb der Werte der entsprechenden Variante in P2-Anbindung. Die Kosten sind mit ca. 580 Eur vergleichbar. Der Vergleich des Wirkungsgradkennfelds mit jenem aus Abbildung 7.3 zeigt auch hier deutliche Unterschiede. Es zeigt sich eine deutliche Verschiebung des Bereichs optimalen Wirkungsgrades zu niedrigeren Drehmomenten und höheren Drehzahlen. Die maximale Leistung ist mit ca. 27 kW im generatorischen Betrieb vergleichbar. Der nutzbare Energieinhalt steigt um 40% stark an.

Die bevorzugte Gewichtung der Kosten und des Gewichtes führt zu einer Reduktion der CO_2 -Einsparung auf 22-23%. Dabei fallen Zusatzkosten von 480-500 Eur an. Die stärkere Gewichtung der Kosten bedingt eine Reduktion der Leistung auf ca. 17 kW. Im Fall der auf das Gewicht fokussierten Variante wird die Gewichtsreduktion auf 3,8% durch einen deutlich verringerten Wirkungsgrad des EA erreicht.

7.2.3 Einfluss der Systemspannung

Anschließend erfolgt die Untersuchung des Einflusses der Systemspannung. Hierzu wird das Hybridsystem für die 320 V-Systemspannung in beiden Topologien optimiert. Es kommen die KNN-Modelle der 320 V-Systemspannung aus Tabelle 7.1 sowie die Begrenzungsfunktion für die 320 V-Systemspannung zum Einsatz. Letztere wurde anhand der für diese Systemspannung in der Datenbank hinterlegten Varianten trainiert. Der übrige Optimierungsprozess bleibt unverändert. Die Start-Population wird für beide Topologie-Varianten identisch gewählt. Aufgrund veränderter zulässiger Wertebereiche der 16 Modellparameter des EA-Modells, unterscheidet sie sich jedoch von der Start-Population der 48 V-Systemspannung.

Die Optimierungsergebnisse der P2-Topologie zeigt Abbildung 7.6. Die Menge Pareto-optimaler Varianten erreicht eine Reduktion der CO_2 -Emissionen gegenüber dem konventionellen Fahrzeug um 17-27%. Die Herstellungskosten des Hybridsystems variieren zwischen 530 und 750 Eur, der Anstieg der Fahrzeugmasse im Bereich 7-9%. Im Vergleich zur 48 V-Systemspannung ist das maximale CO_2 -Einsparpotential somit um ca. 3% reduziert. Die minimalen Kosten erhöhen sich um ca. 80 Eur. Begründet durch die erhöhten Anforderungen der HV-Sicherheit, tritt ein deutlicher Anstieg der Fahrzeugmasse um gut 5% auf.

Das reduzierte Kraftstoffeinsparpotential wurde bereits in Abschnitt 6.1 beobachtet und hat mehrere Gründe. Zum einen das bereits erwähnte erhöhte Batteriegewicht. Zum anderen führt der Technologiewechsel der im Inverter verbauten Halbleiter zu erhöhten Verlusten im Teillastbetrieb. Hieraus ergibt sich eine Einschränkung der Flexibilität in der Auswahl der optimalen Lage des Betriebspunktes mit dem höchsten Wirkungsgrad.

Der Vergleich der Pareto-Fronten im Bildraum zu den vorigen Optimierungsergebnissen auf der 48 V-Systemspannung zeigt eine deutlich stärkere Verbesserung des Kosten-Nutzen-Verhältnisses im Laufe der Optimierung. Ein Blick auf die Verteilung der Wertebereiche der Kenngrößen in Abbildung 7.6b liefert hierzu eine Erklärung. Stärker als zuvor beobachtet, findet eine Konzentration des nutzbaren Energieinhalts als auch der Leistung des Hybridsystems am unteren Rand des zulässigen Wertebereichs statt. Der nutzbare Energieinhalt nimmt nahezu ausschließlich Werte im Bereich 130-150 Wh an. Die Leistung konzentriert sich bei ca. 20 kW. Die Begründung für dieses Verhalten liegt im erhöht angenommenen Batteriegewicht der 320 V-Systemspannung. Um das Fahrzeuggewicht nicht zu stark ansteigen zu lassen, muss der installierte Energieinhalt reduziert werden. Dies wirkt sich direkt auf den nutzbaren Energieinhalt aus. Aufgrund des P/E-Verhältnisses der betrachteten Zellchemie resultiert ebenso ein starker Einfluss auf die Leistung. Die Wahl einer anderen Zellchemie sollte für eine solche Anwendung in Betracht gezogen werden.

Die übrigen Kenngrößen verhalten sich vergleichbar mit der 48 V-Systemspannung. Das an der Kurbelwelle anliegende Drehmoment variiert größtenteils zwischen

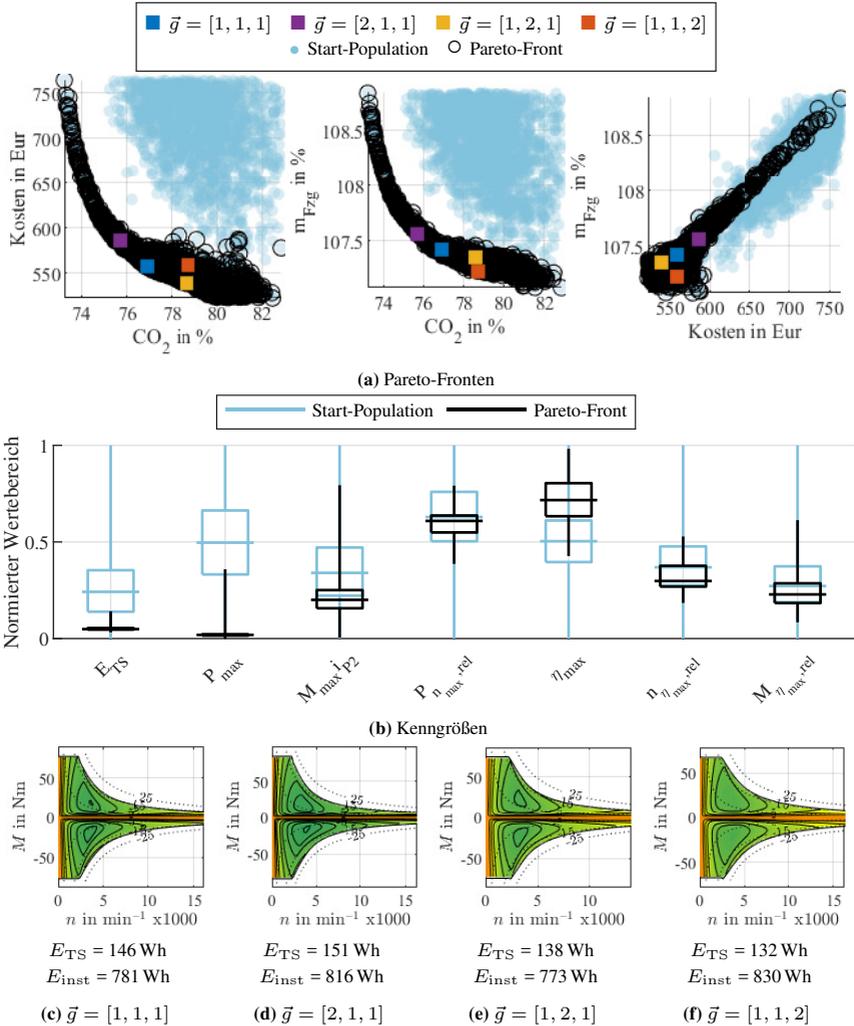


Abbildung 7.6: Optimierungsergebnisse der P2-Topologie für die 320 V-Systemspannung.

150 und 190 Nm. Der geringere Maximalwert ist durch die ebenfalls reduzierte Leistung begründet. Der Leistungsabfall über der Drehzahl ergibt sich für die meisten Varianten zu 30-40%. Der Bereich zwischen dem oberen und dem unteren Quartil des Spitzenwirkungsgrades weist einen Wertebereich von 94-95% auf. Die optimale Lage des Betriebspunktes mit maximalem Wirkungsgrad stellt sich bei der 1,3-1,6-fachen Eckdrehzahl ein. Der optimale Drehmomentbereich des Betriebspunktes maximalen Wirkungsgrades ist im Bereich von 10-14% zu finden. Beide Werte liegen im Vergleich zur 48 V-Systemspannung etwas höher. Auch dieser Effekt kann mit dem Technologiewechsel der Halbleiter begründet werden. Die erhöhten Durchlassverluste der eingesetzten IGBTs führen dazu, dass das Verhältnis aus der Drehzahl optimalen Wirkungsgrades und der Eckdrehzahl zunimmt. Um dennoch gute Wirkungsgrade im für P2-Anordnungen relevanten Drehzahlbereich zu erreichen, erfolgt eine Erhöhung des Drehmoments des EA. Hierdurch sinkt bei konstanter Leistung die Eckdrehzahl. Jedoch führt dies gleichzeitig zu einer Erhöhung des Drehmoments, bei welchem der maximale Wirkungsgrad erreicht wird.

Die beschriebenen Effekte spiegeln sich auch in den Eigenschaften der skalaren Optima wider. Die in Abbildung 7.6c-7.6f dargestellten Kennfelder aller vier Gewichtungen weisen im Vergleich zu Abbildung 7.3 ein erhöhtes maximales Drehmoment sowie eine reduzierte Eckdrehzahl auf. Um den Nachteil einer kleineren Leistung zu kompensieren, steigt der Bereich hohen Wirkungsgrades an.

Das mit Präferenz zur Kraftstoffeinsparung gewichtete Optimum erreicht mit ca. 590 Eur mit der 48 V-Systemspannung vergleichbare Kosten. Jedoch fällt die mögliche CO_2 -Einsparung um zwei Prozentpunkte auf knapp 24%. Die Fahrzeugmasse dieser Variante steigt auf 107,5% des konventionellen Fahrzeugs. Die übrigen Gewichtungen weisen höhere Herstellungskosten bei vergleichbaren CO_2 -Emissionen auf.

Abbildung 7.7 präsentiert die Optimierungsergebnisse der P14-Topologie für die 320 V-Systemspannung. Die Kraftstoffeinsparung der Menge Pareto-optimaler Varianten variiert zwischen 18-33%, die Herstellungskosten liegen im Bereich

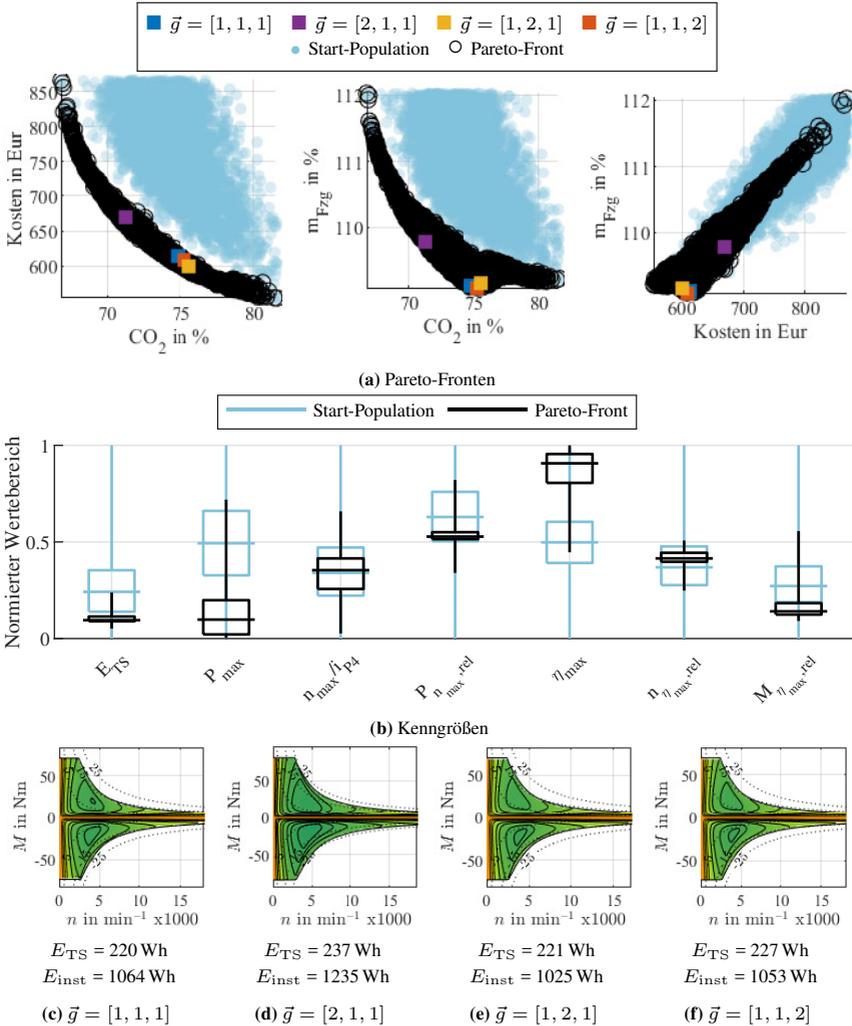


Abbildung 7.7: Optimierungsergebnisse der P14-Topologie für die 320 V-Systemspannung.

von 560-870 Eur. Das auf das konventionelle Fahrzeug bezogene Fahrzeuggewicht steigt dabei um 9-12% an. Wie zu erwarten war, liegen die Werte für Gewicht und Kosten der P14-Anordnung somit ebenfalls oberhalb derer der 48 V-Systemspannung. Die erreichbare CO_2 -Einsparung ist hingegen um ca. 2% reduziert.

Bei Betrachtung der Verteilung der Wertebereiche der Kenngrößen kann analog der P2-Anordnung eine Konzentration des nutzbaren Energieinhalts am unteren Rand des zulässigen Wertebereichs beobachtet werden. Für die meisten Varianten stellt sich ein Wert zwischen 170 und 240 Wh ein. Dieser Bereich liegt oberhalb des Bereichs der P2-Anordnung. Für die Leistung ist ebenfalls eine Verschiebung an den unteren Rand des zulässigen Bereichs erkennbar. Jedoch findet für den EA in P4-Position keine Konzentration der Leistung statt. Diese bewegt sich größtenteils zwischen 20 und 30 kW. Auffällig ist zudem die Verschiebung des Wirkungsgrades an den oberen Rand des zulässigen Bereichs. Die mittleren 50% der Varianten befinden sich bei 95-96%. Somit weist der Großteil der Varianten in der Pareto-Menge einen sehr hohen Wirkungsgrad auf. Hierdurch scheint es möglich, das Zusatzgewicht weitestgehend zu kompensieren. Die Lage des Betriebspunktes optimalen Wirkungsgrades konzentriert sich hauptsächlich auf den Bereich der 1,6-1,7-fachen Eckdrehzahl sowie 8-11% des maximalen Drehmoments. Somit wird ein mit der 48 V-Systemspannung vergleichbarer Drehzahlbereich erreicht. Der Drehmomentbereich steigt aufgrund der erhöhten Durchlassverluste der IGBTs jedoch an. Die übrigen Kenngrößen verhalten sich vergleichbar mit den für die 48 V-Systemspannung festgestellten Beobachtungen.

Bei Betrachtung der skalaren Optima fällt im Vergleich zur 48 V-Systemspannung ein Anstieg des nutzbaren Energieinhalts auf. Die Leistung ist dabei vergleichbar. Ebenso auffällig ist der höhere Wirkungsgrad. Besonders im städtischen Fahrzyklus kann so der CO_2 -Nachteil der schwereren Batterie teilweise kompensiert werden. So erreicht die stärkere Gewichtung der CO_2 -Emissionen eine mit der 48 V-Systemspannung vergleichbare Kraftstoffeinsparung von 28%. Der höhere Wirkungsgrad sowie der leicht gesteigerte Energieinhalt erfordern jedoch ca.

90 Eur Mehrkosten. Die in P14-Anordnung auf 48 V-Basis beobachtete Verschiebung des Bereichs optimalen Wirkungsgrades hin zu sehr niedrigen Drehmomenten erfolgt nicht in gleichem Maße.

7.2.4 Einfluss des Fahrzyklus

Schließlich soll der Einfluss des Fahrzyklus auf die Optimierungsergebnisse untersucht werden. Hierfür wird erneut die P2-Anordnung und die 48 V-Systemspannung herangezogen. Es werden drei Optimierungen des Hybridsystems durchgeführt. Anstelle des gewichteten Fahrzyklus werden nun die drei Artemis-Fahrzyklen direkt ausgewertet. Die Start-Population wird hierbei für die drei Optimierungen gleich und identisch zu den vorhergehenden Optimierungen der 48 V-Systemspannung gewählt. Die resultierenden Pareto-Fronten der ersten beiden Ziele CO_2 -Emissionen und Kosten für alle drei Fahrzyklen sind in Abbildung 7.8 aufgetragen. Die Herstellungskosten der Varianten in der Pareto-

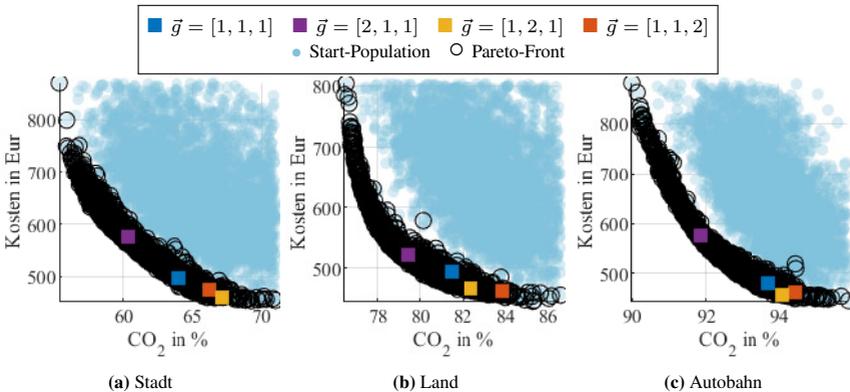


Abbildung 7.8: Pareto-Fronten der ersten beiden Ziele in P2-Anordnung für die 48 V-Systemspannung unter Variation der Fahrzyklen.

optimalen Menge variieren für alle drei Zyklen zwischen 450 und 800 Eur. Das Kraftstoffeinsparpotential hingegen zeigt eine große Abhängigkeit vom Fahrzyklus. Wohingegen im städtischen Fahrzyklus 29-45% Kraftstoffeinsparung

erreicht werden, sind es im Autobahnzyklus lediglich 4-10%. Der außerstädtische Zyklus liegt mit 13-24% dazwischen. Diese Bereiche decken sich mit den Erkenntnissen aus Abbildung 6.3.

Im städtischen Fahrzyklus zeigt sich ein nahezu linearer Anstieg der Kosten bei einer Reduktion der CO_2 -Emissionen. Erst bei Einsparungen oberhalb 42-43%, steigen die Kosten überproportional an. Im außerstädtischen Fahrzyklus tritt eine Änderung des Kosten-Nutzen-Verhältnisses bereits bei einer CO_2 -Einsparung von ca. 21% ein, im Autobahnzyklus bereits bei ca. 7%.

Doch nicht nur auf die Optimierungsziele hat der Fahrzyklus eine entscheidende Auswirkung. Auch auf die optimalen Eigenschaften des Hybridsystems kann ein Einfluss festgestellt werden. Die Verteilung der Wertebereiche der Kenngrößen für die drei Fahrzyklen zeigt Abbildung 7.9.

Der nutzbare Energieinhalt der Varianten in der Pareto-Menge konzentriert sich in allen Fahrzyklen am unteren Rand des zulässigen Bereichs. Im städtischen sowie im Autobahn-Fahrzyklus stellt sich größtenteils ein Wert von 140-180 Wh ein. Im außerstädtischen Zyklus wächst der Bereich auf 220 Wh an. Wenige Varianten befinden sich oberhalb dieses Bereichs. Die Spreizung nimmt für die schnelleren Zyklen zu. Im Autobahnzyklus tritt maximal ein nutzbarer Energieinhalt von fast 800 Wh auf. Im städtischen Fahrzyklus sind es hingegen maximal 380 Wh.

Die mittleren 50% der Varianten weisen im städtischen Zyklus mit 20-35 kW die größten Werte der Leistung auf. Im außerstädtischen Zyklus sind 20-25 kW, im Autobahnzyklus 20-27 kW zu beobachten. Die Spreizung fällt wiederum für die schnelleren Fahrzyklen größer aus. Im Autobahnzyklus treten maximal 55 kW in der Pareto-Menge auf.

Das an der Kurbelwelle anliegende Drehmoment weist ebenfalls eine Veränderung des optimalen Wertebereichs mit dem Fahrzyklus auf. Wohingegen im städtischen Fahrzyklus ein höheres Drehmoment im Bereich von 195-225 Nm auftritt, ist es in den schnelleren Zyklen mit 140-165 Nm deutlich reduziert. Dieses Verhalten bestätigt die Beobachtungen in Abschnitt 6.1. Bei den außerstädtischen Fahrzyklen treten vornehmlich Betriebspunkte mit höheren Drehzahlen der Kurbelwelle

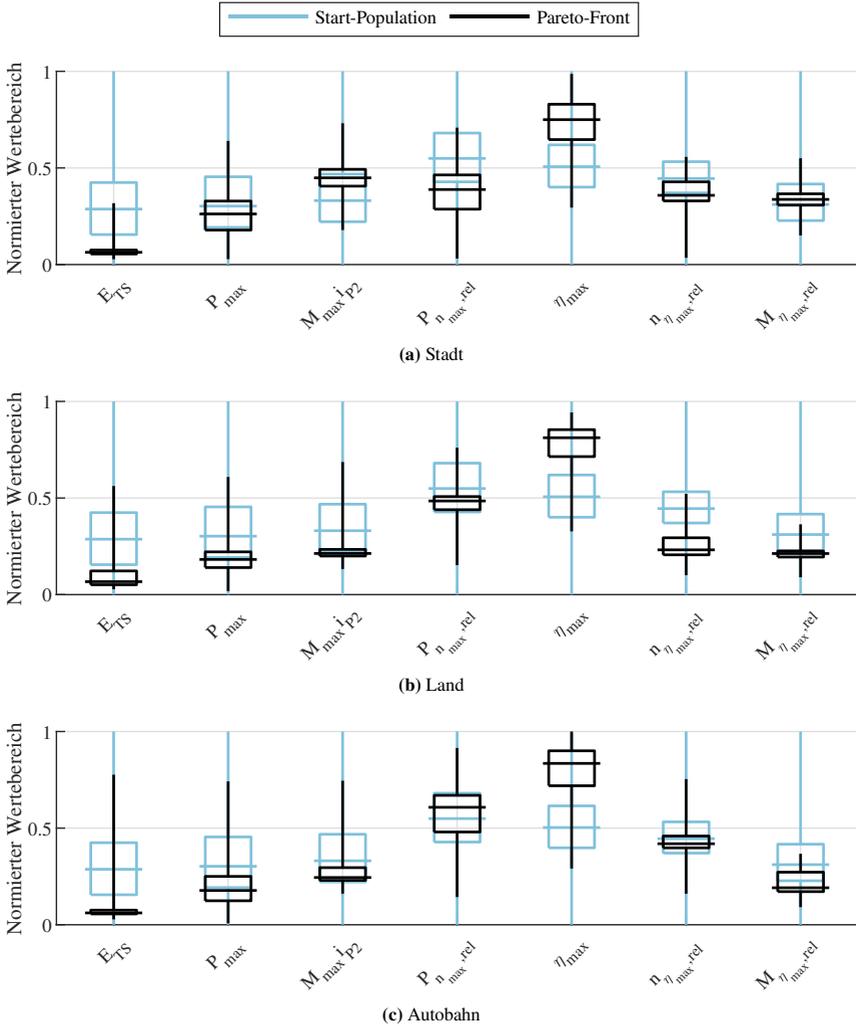


Abbildung 7.9: Kenngrößen in P2-Anordnung für die 48 V-Systemspannung unter Variation der Fahrzyklen.

auf. Somit kann die volle Leistung auch bei kleineren Drehmomenten abgerufen werden.

Der Leistungsabfall über der Drehzahl verhält sich dagegen komplementär. Aufgrund der Betriebspunkte mit geringeren Drehzahlen im städtischen Fahrzyklus kann die Leistung bei maximaler Drehzahl geringer ausfallen. Es ergibt sich größtenteils ein Leistungsabfall von 43-55%. Im außerstädtischen und insbesondere im Autobahnzyklus fällt der Leistungsabfall mit 30-40% geringer aus.

Auch der optimale Spitzenwirkungsgrad zeigt einen Einfluss vom Fahrzyklus. Aufgrund der geringeren Wirkung der Hybridisierung auf die Effizienz des Gesamtsystems bei zunehmender Geschwindigkeit ist in den schnelleren Fahrzyklen ein höherer Wirkungsgrad notwendig. So nimmt der Wertebereich der mittleren 50% der Varianten vom städtischen Fahrzyklus (93-95%) zum Autobahnzyklus (94-95,5%) zu.

Die optimale Lage des Betriebspunktes mit maximalem Wirkungsgrad wird von den im Fahrzyklus auftretenden Betriebspunkten bestimmt. In Richtung der Drehzahlachse zeigt sich im städtischen und im Autobahnzyklus ein ähnlicher optimaler Bereich. Hier tritt hauptsächlich die 1,3-1,5-fachen Eckdrehzahl auf. Im außerstädtischen Fahrzyklus hingegen verschiebt sich der optimale Bereich zur 1-1,2-fachen Eckdrehzahl. Da jedoch gleichzeitig aufgrund des geringeren Drehmoments auch die Eckdrehzahl steigt, ist dieses Verhalten nicht verwunderlich. In Richtung der Drehmomentachse kann ein Absinken des optimalen Wertebereichs bei höheren Geschwindigkeiten beobachtet werden. Die mittleren 50% der Varianten liegen im städtischen Zyklus im Bereich von 9-10% des maximalen Drehmoments. Im außerstädtischen Zyklus tritt eine Konzentration bei 7% und im Autobahnzyklus ein Bereich von 6-8,5% auf. Dies kann durch den größeren Anteil an Konstantfahrten bei höheren Geschwindigkeiten erklärt werden. Bei solchen Betriebsarten ist der Nutzen der Hybridisierung gering, der EA fungiert hauptsächlich als Generator und dreht bei geringen Lasten mit. Um den Einfluss auf den Kraftstoffverbrauch zu verringern, sollte der Wirkungsgrad in diesem Bereich hohe Werte aufweisen.

7.2.5 Kosten-Nutzen-Verhältnis

Zuletzt soll die Variation des Kosten-Nutzen-Verhältnisses über verschiedenen Größen betrachtet werden. Dies erlaubt das Ableiten von Handlungsempfehlungen, welche die Systemauslegung in der frühen Phase der Entwicklung unterstützen können. Abbildung 7.10 zeigt die Umhüllende des Kosten-Nutzen-Verhältnisses aller Varianten der Pareto-Menge. Betrachtet werden die Optimie-

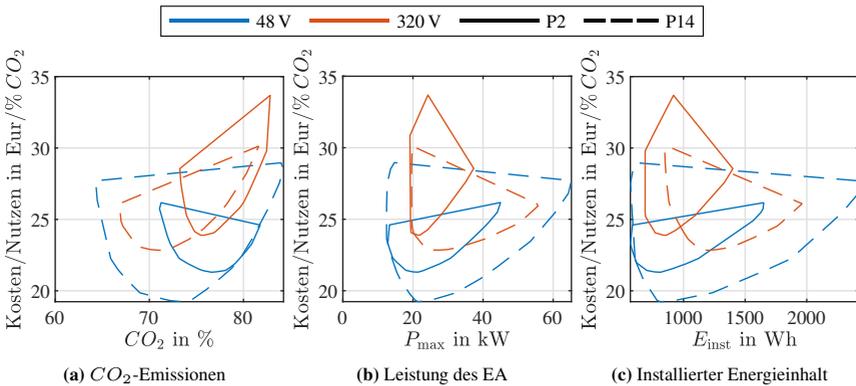


Abbildung 7.10: Variation des Kosten-Nutzen-Verhältnisses der Pareto-optimalen Varianten über verschiedenen Größen.

rungen bei einer äquivalenten Gewichtung der drei untersuchten Fahrzyklen. Das Kosten-Nutzen-Verhältnis ist hierbei definiert als das Verhältnis aus Herstellungskosten je Prozentpunkt CO₂-Einsparung.

Direkt sichtbar wird das schlechtere Kosten-Nutzen-Verhältnis der 320 V-Systemspannung. Die Berücksichtigung zusätzlicher Kosten der HV-Sicherheit würde dieses zudem weiter verschlechtern. Werden CO₂-Einsparungen unter 20-25% angestrebt, weist die P2-Topologie voraussichtlich niedrigere Kosten auf. Soll jedoch darüber hinaus der Kraftstoffverbrauch reduziert werden, sollte die P14-Topologie in Betracht gezogen werden. Das beste Kosten-Nutzen-Verhältnis kann mit einer motorischen Leistung des elektrischen Hybridsystems von ca. 20 kW erreicht werden. In P14-Anordnung sollte die Leistung tendenziell etwas höher

liegen. Bei Wahl einer für hohe Leistungs- zu Energieverhältnisse ausgelegten NMC-Graphit Zellchemie in der Batterie sollten Energieinhalte im Bereich von 700-1000 Wh installiert werden. Das HV-System profitiert dabei tendenziell von höheren Energieinhalten.

7.3 Zusammenfassung

In diesem Kapitel wird eine freie Optimierung der Eigenschaften des elektrischen Hybridsystems für unterschiedliche Randbedingungen durchgeführt. Das vorgestellte Vorgehen ermöglicht die Identifikation der optimalen Komponenteneigenschaften für einen konkreten Anwendungsfall. Auf Basis der identifizierten optimalen Eigenschaften können im nächsten Schritt die Komponenten optimal ausgelegt werden.

Die Schwierigkeit besteht hierbei in der hohen Dimensionalität des Problems sowie in der untereinander bestehenden Abhängigkeit der Variationsparameter. Eine den gültigen Variationsbereich vollständig umschließende Begrenzungsfunktion ist die Voraussetzung, um valide Ergebnisse zu erhalten. Da die optimalen Lösungen häufig im Randbereich des Lösungsraums liegen, sollten die verwendeten Modelle besonders am Rand eine hohe Modellgüte aufweisen. Insbesondere für die Kosten- und Gewichtsmodelle des EA ist dies eine Herausforderung. Solche Modelle werden anhand der in der Datenbank vorhandenen Varianten trainiert. Eine vollfaktorielle oder raumfüllende Abtastung im Sinne der statistischen Versuchsplanung ist somit für solche Modelle nicht möglich. Aus diesem Grund sollte auf die Datenbankerstellung (vgl. Kapitel 4) besonderes Augenmerk gelegt werden. Bei auftretenden Unplausibilitäten sollte die Datenbank zunächst erweitert werden.

Die folgenden Erkenntnisse können aus den in diesem Kapitel erzeugten Ergebnissen gewonnen werden:

- Zunächst sind die optimalen Eigenschaften des Hybridsystems stark von äußeren Einflüssen abhängig. Solche äußere Einflüsse können beispielsweise

das betrachtete Grundfahrzeug oder die Getriebebeschaltstrategie sein. Auch die gewählte Topologie zeigt einen starken Einfluss. Im Sinne einer Baukastenlösung sind somit Kompromisse zu treffen. Die entwickelte Methodik erlaubt etwaige Auswirkungen bereits in der frühen Entwicklungsphase abzuschätzen.

- In Bezug auf die Systemspannung bestätigen die Beobachtungen in diesem Kapitel die in Kapitel 6 getroffenen Schlussfolgerungen. Für autarke Hybridantriebe in paralleler Anordnung ist der Einsatz von HV-Antrieben nicht sinnvoll. Soll neben der Kraftstoffeinsparung auch die Fahrleistung verbessert werden, wodurch höhere Leistungen des elektrischen Hybridsystems notwendig werden, muss diese Aussage jedoch neu bewertet werden. In einem solchen Szenario könnte eine Hubraumreduzierung der VKM (engl.: Downsizing) den Kraftstoffverbrauch positiv beeinflussen.
- Zudem beeinflusst auch der Fahrzyklus die optimalen Eigenschaften. Das erwartbare Kundenprofil sollte daher bereits in der frühen Systemauslegungsphase berücksichtigt werden. Ein Fokus auf reine Zertifizierungszyklen führt nicht zu optimalen Lösungen im Kundenbetrieb.

8 Schlussfolgerungen und Ausblick

Diese Arbeit stellt Methoden bereit, welche eine Identifikation der optimalen Eigenschaften der Komponenten des elektrischen Hybridsystems erlauben. Für den EA entsprechen diese Eigenschaften dem Verlustleistungskennfeld sowie der Grenzkennlinie. Dabei wird die physikalische Realisierbarkeit einer Variation der Eigenschaften näherungsweise sichergestellt. Die entwickelte Methodik ermöglicht zudem einen Rückschluss auf die hervorgerufene Variation der Kosten sowie des Gewichtes. Unter Einhaltung der identifizierten optimalen Eigenschaften der Komponenten können nachfolgend die Komponenten für das Zielsystem optimal ausgelegt werden.

8.1 Schlussfolgerungen

Der Beitrag dieser Arbeit zur Erweiterung des Stands des Wissens kann in drei Bereiche unterteilt werden. Die ersten beiden Punkte beinhalten die Bereitstellung neuer und erweiterter Methoden. Der dritte Punkt besteht in der Erlangung neuer Erkenntnisse durch deren Einsatz.

Erster Beitrag Zunächst wird die systematische Exploration des physikalisch möglichen Variationsspektrums der Eigenschaften elektrischer Antriebe erarbeitet. Hierzu wurde erstmalig eine Methodik entwickelt, welche die Identifikation möglichst unterschiedlicher, jedoch optimaler Varianten zum Ziel hat. Das Ziel

möglichst geringer Rechenzeiten bei hoher Genauigkeit wird durch einen zwei-stufigen Prozess aus Analytik und FE-Berechnung gewährleistet. Dieser Prozess erlaubt die Untersuchung von mehreren hunderttausend Varianten innerhalb weniger Wochen, ohne den Bedarf eines Hochleistungsrechners oder hoher Lizenzgebühren.

Zweiter Beitrag Zur Abstraktion der EA-Modelle werden Polynommodelle aufgestellt und validiert, welche Verlustkennfelder und Grenzkennlinien mit hoher Genauigkeit ressourceneffizient präzisieren können. Erstmals wird ein Polynommodell der elektromechanischen Eigenschaften von EM und INV in Abhängigkeit von Drehzahl, Drehmoment und DC-Spannung bereitgestellt. Der Einbezug eines datenbankgestützten Ansatzes ermöglicht die Begrenzung der Variation der synthetisch erzeugten Eigenschaften auf den physikalisch umsetzbaren Lösungsraum. Durch den Einsatz von Methoden des maschinellen Lernens kann ferner ein Bezug zwischen den synthetisch erzeugten Eigenschaften und den Bewertungskriterien Kosten und Gewicht hergestellt werden.

Dritter Beitrag Die neu entwickelte Methodik ermöglicht auf Basis einer Variation der Eigenschaften die Erlangung neuer Erkenntnisse. Zudem können bekannte Zusammenhänge systematisch belegt werden.

Die optimalen Eigenschaften und insbesondere die Verlustleistungscharakteristik zeigen eine Abhängigkeit von äußeren Einflüssen auf. Äußere Einflüsse stellen beispielsweise der Fahrzyklus oder Fahrstil, das Grundfahrzeug und die Getriebeschaltstrategie oder auch die gewählte Topologie dar. Im Sinne einer Modulstrategie müssen daher Kompromisse eingegangen werden. Die erarbeitete Methodik ermöglicht das Auffinden einer gesamtheitlich optimalen Lösung bereits in der frühen Entwicklungsphase.

Für autarke Hybridantriebe in paralleler Anordnung im D-Segment besteht das beste Kosten-Nutzen-Verhältnis bei ca. 20 kW motorischer Leistung und installierten Energieinhalten im Bereich von 700-1000 Wh. Für angestrebte CO_2 -Einsparungen von 20-25% ist dabei eine P2-Anordnung zu bevorzugen. Sollen

die CO_2 -Emissionen darüber hinaus reduziert werden, ist der Einsatz der aufwändigeren P14-Anordnung in Betracht zu ziehen.

Bereits ohne die Berücksichtigung zusätzlicher Kosten der HV-Sicherheit ist das Kosten-Nutzen-Verhältnis von HV-Hybridssystemen schlechter als jenes der 48 V-Systemspannung. Somit sind HV-Anwendungen für parallele autarke Hybridssysteme unter reinen Effizienz-Gründen kostenseitig nicht sinnvoll. Diese Aussage muss neu bewertet werden, falls durch die Hybridisierung ebenso die Fahrleistung gesteigert werden soll und somit höhere Leistungen verbaut werden. Durch eine zeitgleiche Hubraumreduzierung der VKM (engl.: Downsizing) könnte ein Potential für den Kraftstoffverbrauch und die Gesamtfahrzeugkosten entstehen.

8.2 Ausblick

Die Anwendung der erarbeiteten Ergebnisse im industriellen Kontext erfordert die Einbindung einer übergeordneten Produktstrategie. Diese kann die Wirtschaftlichkeit der Lösungen stark beeinflussen und somit zu Verschiebungen der optimalen Eigenschaften führen. Insbesondere kann auch die Übernahme von Komponenten aus BEV oder Plug-In-HEV Antriebssystemen die Wahl der Systemspannung beeinflussen.

Die in dieser Arbeit gewählte Zellchemie weist ein den Anforderungen nicht optimal entsprechendes P/E-Verhältnis auf. Häufig bestimmt die geforderte Leistung den zu installierenden Energieinhalt. Somit sollte für autarke Hybridantriebe der Einsatz alternativer Zellchemien untersucht werden. Die Verwendung von Lithium-Eisen-Phosphat (LFP) an der positiven Elektrode oder Lithiumtitanat (LTO) an der negativen Elektrode kann ein weiteres Kostenpotential darstellen. Hierbei sollte jedoch ebenso der Energiebedarf zusätzlicher Komfortfunktionen Berücksichtigung finden. Dies kann beispielsweise eine Vorkonditionierung oder wiederholbares elektrisches Rangieren sein.

Weiterhin können die Untersuchungen um die Fahrleistung erweitert werden. Durch die Entwicklung dem EA-Modell vergleichbarer VKM-Modelle kann

der Einbezug einer Hubraumreduzierung der VKM zu neuen Erkenntnissen führen. Um in diesem Fall eine verlässliche Wahl der Systemspannung gewährleisten zu können, sollten ebenfalls die Kosten, entstehend durch HV-Sicherheitsanforderungen, berücksichtigt werden.

Die entwickelten Methoden stehen für die Untersuchung weiterer Topologievarianten bereit. Die gegenüberstellende Bewertung der von asiatischen Herstellern präferierten leistungsverzweigten Hybridsysteme erfordert jedoch eine genaue Untersuchung der Herstellungskosten und Bauraumbedarfe der mechanischen Anbindung des EA. Weiterhin kann der Einsatz des EA-Modells auch neue Erkenntnisse zur optimalen Auslegung der Antriebe an unterschiedlichen Achsen in BEV-Antriebssträngen liefern.

Abkürzungen und Symbole

Abkürzungen

AC	Wechselstrom (engl.: alternating current)
BAT	Batterie
BEV	Batterie-elektrisches Fahrzeug (engl.: Battery Electric Vehicle)
DC	Gleichstrom (engl.: direct current)
DOE	Statistische Versuchsplanung (engl.: Design Of Experiments)
EA	Elektrischer Antrieb
ECMS	Equivalent Consumption Minimization Strategy
EM	Elektrische Maschine
ESB	Ersatzschaltbild
FE	Finite Elemente
FS	Feldschwächung
HEV	Hybrid-elektrisches Fahrzeug (engl.: Hybrid Electric Vehicle)
HL	Halbleiter
HV	Hochvolt
INV	Inverter
ISG	Integrierter-Starter-Generator
KNN	Künstliches Neuronales Netz
LL	Leerlauf

MTPA	Maximum Torque Per Ampere Regelstrategie
NSGA	Non-Dominated Sorting Genetic Algorithm
PKW	Personenkraftwagen
PM	Permanentmagnet
PMSM	Permanentmagneterregte Synchronmaschine
RSG	Riemen-Starter-Generator
RZM	Raumzeigermodulation
SOC	Ladezustand (engl.: State Of Charge)
VKM	Verbrennungskraftmaschine

Konstanten

π	Kreiszahl Pi: 3,14159 . . .
μ_0	Magnetische Feldkonstante: $4\pi \cdot 10^{-7} \text{ N/A}^2$

Lateinische Symbole und Variablen

a	Hilfsgröße
A	Fläche
b	Breite
B	Flussdichte, Induktion
c	Koeffizient
C	Kapazität
D	Durchmesser
E	Energie
f	Frequenz, Funktion
F	Magnetisches Potential, Kraft

g	Nebenbedingung, Gewichtungsfaktor
G	Verhältnis, Hilfsgröße
h	Höhe
i, I	Elektrischer Strom
i_{P2}, i_{P4}	Getriebeübersetzung
J	Elektrische Stromdichte, Massenträgheit
k	Faktor
K	Strombelag
l	Länge
L	Induktivität
m	Masse
m_i	Modulationsindex
m_{ph}	Phasenzahl
M	Drehmoment
n	Drehzahl
N	Anzahl
N_S	Statornutzzahl
p	Polpaarzahl
P	Leistung
q	Lochzahl
Q_{ISI}	Interpolationsstabilitätsindex
r	Radius
r^2	Bestimmtheitsmaß
R	Widerstand
$R_{p0,2}$	Mechanische Streckgrenze

s	Sicherheitsfaktor
t	Zeit, Periodizität
u, U	Elektrische Spannung
v	Geschwindigkeit
w	Windungszahl
x	Variable
y	Spulenschrittweite, Ergebnisgröße
\hat{y}	Prädizierte Ergebnisgröße

Griechische Symbole und Variablen

α	Winkel
α_I	Stromvorsteuerwinkel
β	Lagrange Multiplikator
δ	Luftspalthöhe
ζ	Schenkligkeit
η	Wirkungsgrad
ϑ	Winkel
ϑ_R	Koordinatenwinkel im Rotorreferenzsystem
ϑ_S	Koordinatenwinkel im Statorreferenzsystem
ϑ_m	Rotorposition
λ	Verhältnis, Hilfsgröße
μ	Magnetischer Leitwert
ν	Ordnungszahl
ξ	Wickelfaktor
σ	Streuziffer

τ	Teilung
Φ	Magnetischer Fluss
Ψ	Flussverkettung

Operatoren und mathematische Symbole

\bar{a}	Mittelwert
\hat{a}	Amplitudenwert
\vec{a}	Vektor

Allgemeine Tiefindizes

δ	Luftspalt
a	Außen
Cu	Kupfer
d	d-Achse, Durchlass
D	Diode
dc	Gleichkomponente
e	Elektrische Größe
ELA	Entladerichtung
Fe	Eisen
Fzg	Fahrzeug
gr	Gruppe
h	Hauptkomponente
hyst	Hysterese
i	Innen
inst	Installiert

j	Joch, Junction
k	Index
K _{ab}	Kabel, Leitungssatz
konv	konventionell
L	Leiter
LAD	Laderichtung
LL	Leerlauf
Lu	Luft
max	Maximalwert
mech	Mechanisch
min	Minimalwert
n	Nut
N	Nennpunkt
ns	Nutschlitz
opt	Optimal
p	Parallel, Pol
pu	Normiert (engl.: Per Unit)
ph	Phase
q	q-Achse
r	Remanenz
R	Rotor
ref	Referenz
rel	Relativgröße
s	Schalt, seriell
S	Stator

sat	Gesättigt
seg	Segment
skal	Skaliert
sp	Spule
SP	Schwerpunkt
St	Steg
str	Strang
T	Transistor
tot	Gesamt
TP	Testpunkt
TS	Triebstrang
takt	Takt
V	Verlust
wirb	Wirbelstrom
wk	Wickelkopf
z	Zahn
zk	Zwischenkreis

Abbildungsverzeichnis

2.1	Aufbau des konventionellen Triebstrangs inklusive Nomenklatur für parallele Hybridantriebe.	6
2.2	Definition der Begriffe elektrisches Hybridsystem und elektrischer Antrieb.	6
2.3	Ablauf des Auslegungsprozesses und Definition von Ein- und Ausgangsgrößen.	10
3.1	Definition der verwendeten Parameter und Bezugsgrößen zur Berechnung elektrischer Maschinen.	26
3.2	Darstellung des Kurvenverlaufs des magnetischen Potentials sowie der Luftspaltflussdichte.	31
3.3	Ersatzschaltbild zur Berechnung der durch den Permanentmagnet im Luftspalt hervorgerufenen magnetischen Flussdichte.	32
3.4	Elektromagnetische und mechanische FE-Berechnung elektrischer Maschinen.	35
3.5	Prinzipbild eines 2-Level Inverters in B6-Brückenschaltung.	37
3.6	Ersatzschaltbild einer Batteriezelle.	39
3.7	Leistungsgrenzen einer Batterie und Definition des Ladezustands.	39
3.8	Geschwindigkeitsverlauf der drei Artemis-Fahrzyklen.	42
4.1	Prozessablauf der analytischen Vorauswahl.	48
4.2	Im Betrieb auf den Rotor wirkende Fliehkraft.	50
4.3	Validierung der analytischen Abschätzung der Rotorfestigkeit gegenüber FE-Berechnung.	54

4.4	Validierung der analytischen Berechnung gegenüber FE-Berechnung am Beispiel der Radialkomponente der magnetischen Flussdichte im Luftspalt.	54
4.5	Validierung der analytischen Berechnung gegenüber FE-Berechnung am Beispiel verschiedener Größen in der Stromebene.	55
4.6	Prozessablauf der weiteren Optimierung des elektrischen Antriebs mittels FE-Berechnung.	56
4.7	Automatisierter Gehäuseaufbau zur Abschätzung der Außenabmaße und des Gewichtes mittels Motor-CAD.	57
4.8	Validierung der FE-Berechnung eines 25 kW Antriebs gegenüber Messdaten.	59
4.9	Validierung der vereinfachten Kostenabschätzung gegenüber detailliert bewerteten elektrischen Antrieben.	64
5.1	Verlauf von Strangspannung und -strom über Drehzahl und Drehmoment.	69
5.2	Verlauf der dominierenden Verlustanteile über Drehzahl und Drehmoment.	71
5.3	Reibkennlinie mit linearem und kubischem Anteil.	73
5.4	Einfluss der Parameter des erweiterten Modells der Grenzkennlinie auf deren Verlauf.	77
5.5	Auswahl einiger synthetisch erzeugter Kennfelder.	80
5.6	Validierung der Verlustmodelle für die Verluste des elektrischen Antriebs und der Verlustkomponenten.	81
5.7	Validierung des Verlustmodells anhand der auftretenden Abweichung in den spannungsabhängigen Wirkungsgradkennfeldern.	82
5.8	Validierung des Modells der Grenzkennlinie.	82
5.9	Statistische Verteilung der Gütekriterien der elektromechanischen Modellierung.	83
5.10	Abweichung in den CO_2 -Emissionen bei Verwendung des EA-Modells im Vergleich zum FE-berechneten Kennfeld.	84
5.11	Korrelation zwischen den 16 Parametern des EA-Modells und ausgewählten Zielgrößen für die 48 V-Systemspannung.	86
5.12	Vergleich der mittels Metamodellen prädizierten Werte gegenüber den Werten aus der Datenbank.	89

5.13	Einfluss der Masse und der Massenträgheit des elektrischen Antriebs auf die verursachten CO_2 -Emissionen.	90
5.14	Korrelation zwischen den 16 Parametern des EA-Modells am Beispiel der maximalen Drehzahl für die 48 V-Systemspannung.	91
5.15	Schematische Darstellung der implementierten Begrenzungsfunktion.	93
6.1	Simulationsumgebung zur Bewertung der CO_2 -Emissionen.	98
6.2	Einfluss der maximalen DC-Leistung und des für den Vortrieb zur Verfügung stehenden Energieinhalts auf die zu installierende Energie.	100
6.3	Einfluss ausgewählter Kenngrößen des Hybridsystems auf die CO_2 -Emissionen in einem P2-System.	102
6.4	Einfluss ausgewählter Kenngrößen des Hybridsystems auf die CO_2 -Emissionen in einem P14-System.	105
6.5	Einfluss ausgewählter Kenngrößen des Hybridsystems auf die Fahrzeugmasse in einem P2-System.	109
6.6	Einfluss ausgewählter Kenngrößen des Hybridsystems auf dessen Herstellungskosten.	112
6.7	Kosten-Nutzen-Verhältnis in einem P2-System.	116
7.1	Schematische Darstellung des Optimierungsprozesses unter Verwendung der vorgeschlagenen Methodik zur Modellierung des EA.	120
7.2	Gegenüberstellung der Optimierungsergebnisse der P2-Topologie unter Variation der Methoden der Begrenzungsfunktion.	124
7.3	Optimierungsergebnisse der P2-Topologie für die 48 V-Systemspannung.	127
7.4	Verdeutlichung der Funktionsweise der Begrenzungsfunktion.	130
7.5	Optimierungsergebnisse der P14-Topologie für die 48 V-Systemspannung.	133
7.6	Optimierungsergebnisse der P2-Topologie für die 320 V-Systemspannung.	138
7.7	Optimierungsergebnisse der P14-Topologie für die 320 V-Systemspannung.	140
7.8	Pareto-Fronten unter Variation der Fahrzyklen.	142
7.9	Kenngrößen unter Variation der Fahrzyklen.	144

7.10 Variation des Kosten-Nutzen-Verhältnisses der Pareto-optimalen
Varianten über verschiedenen Größen. 146

Tabellenverzeichnis

2.1	Vergleichende Betrachtung der Bewertungskriterien sowie der Variationsparameter zur Auslegung elektrifizierter Antriebe in der Literatur.	12
2.2	Klassifizierung von Methoden zur Erzeugung von Kennfeldern des elektrischen Antriebs.	15
2.3	Grundpreise zur Kostenkalkulation in der Literatur.	22
3.1	Korrekturfaktoren zur Berücksichtigung weiterer Effekte während der FE-Berechnung elektrischer Maschinen.	36
3.2	Fahrzeugparameter des verwendeten D-Segment Fahrzeugs.	41
4.1	Angenommene Marktpreise der wichtigsten Rohmaterialien.	60
4.2	Chemische Zusammensetzung unterschiedlicher NdFeB-Magnete in der Literatur.	61
4.3	Angenommene chemische Zusammensetzung der NdFeB-Magnete und resultierende Materialpreise.	61
4.4	Angenommene Kostenbausteine zur Abschätzung der Kosten elektrischer Antriebe.	62
5.1	Validierung der Begrenzungsfunktion.	94
7.1	Validierungsstatistiken aller verwendeten Modelle für die betrachteten Fahrzyklen und Varianten.	123

Eigene Veröffentlichungen

- [E1] Decker, L. ; Förster, D. ; Gauterin, F. ; Doppelbauer, M.: Physics-Based and Data-Enhanced Model for Electric Drive Sizing during System Design of Electrified Powertrains. In: *Vehicles* 3 (2021), Nr. 3, 512–532. <http://dx.doi.org/10.3390/vehicles3030031>. – DOI 10.3390/vehicles3030031. – ISSN 2624–8921
- [E2] Decker, L. ; Timmann, M. ; Inderka, R. ; Doppelbauer, M.: Electric Drive System Efficiency Modeling Based on Polynomial Functions. In: Bargende, M. (Hrsg.) ; Reuss, H.-C. (Hrsg.) ; Wagner, A. (Hrsg.): *21. Internationales Stuttgarter Symposium*. Wiesbaden : Springer Vieweg, Wiesbaden, 2021. – ISBN 978–3–658–33466–6, S. 74–88
- [E3] Förster, D. ; Decker, L. ; Doppelbauer, M. ; Gauterin, F.: Analysis of CO_2 Reduction Potentials and Component Load Collectives of 48 V-Hybrids under Real-Driving Conditions. In: *Automotive and Engine Technology* (2021). <http://dx.doi.org/10.1007/s41104-021-00076-3>. – DOI 10.1007/s41104-021-00076-3
- [E4] Schutzrecht DE 10 2019 007 819 A1: Hybridfahrzeug und Verfahren zum Betrieb (2019). Timmann, M. ; Thiel, A. ; Schoenen, T. ; Decker, L. ; Glatz, D. (Erfinder); Mercedes-Benz AG (Anmelder).

Literaturverzeichnis

- [1] Adnanes, A. K. ; Undeland, T. M.: Optimum Torque Performance in PMSM Drives above Rated Speed. In: *Conference Record of the 1991 IEEE Industry Applications Society Annual Meeting* Bd. 1, 1991, S. 169–175
- [2] André, M.: The ARTEMIS European Driving Cycles for Measuring Car Pollutant Emissions. In: *Science of The Total Environment* 334-335 (2004), 73-84. <http://dx.doi.org/10.1016/j.scitotenv.2004.04.070>. – DOI 10.1016/j.scitotenv.2004.04.070. – ISSN 0048–9697
- [3] Angerer, C. ; Felgenhauer, M. ; Eroglu, I. ; Zähringer, M. ; Kalt, S. ; Lienkamp, M.: Scalable Dimension-, Weight- and Cost-Modeling for Components of Electric Vehicle Powertrains. In: *International Conference on Electrical Machines and Systems (ICEMS)* Bd. 21, 2018, S. 966–973
- [4] Balazs, A.: *Optimierte Auslegung von ottomotorischen Hybridantriebssträngen unter realen Fahrbedingungen*, RWTH Aachen, Diss., 2015. <https://publications.rwth-aachen.de/record/569562>. – Veröffentlicht auf dem Publikationsserver der RWTH Aachen University 2016
- [5] Barcaro, M.: *Design and Analysis of Interior Permanent Magnet Synchronous Machines for Electric Vehicles*. Padova, Università degli Studi di Padova, Diss., 2011. <http://paduaresearch.cab.unipd.it>
- [6] Bauer, D.: *Verlustanalyse bei elektrischen Maschinen für Elektro- und Hybridfahrzeuge zur Weiterverarbeitung in thermischen Netzwerkmodellen*, Universität Stuttgart, Diss., 2018. <http://dx.doi.org/10.1007/978-3-658-24272-5>. – DOI 10.1007/978-3-658-24272-5. – ISBN 978-3-658-24271-8

- [7] Bianchi, N. ; Bolognani, S. ; Bon, D. ; Dai Pré, M.: Torque Harmonic Compensation in a Synchronous Reluctance Motor. In: *IEEE Transactions on Energy Conversion* 23 (2008), Nr. 2, S. 466–473. <http://dx.doi.org/10.1109/TEC.2007.914357>. – DOI 10.1109/TEC.2007.914357
- [8] Bianchi, N. ; Bolognani, S. ; Bon, D. ; Dai Pré, M.: Rotor Flux-Barrier Design for Torque Ripple Reduction in Synchronous Reluctance and PM-Assisted Synchronous Reluctance Motors. In: *IEEE Transactions on Industry Applications* 45 (2009), Nr. 3, S. 921–928. <http://dx.doi.org/10.1109/TIA.2009.2018960>. – DOI 10.1109/TIA.2009.2018960
- [9] Bianchi, N. ; Dai Pré, M.: Use of the Star of Slots in Designing Fractional-Slot Single-Layer Synchronous Motors. In: *IEE Proceedings - Electric Power Applications* Bd. 153, 2006, S. 459–466
- [10] Blumenröder, K. ; Bennewitz, K. ; Zillmer, M. ; Mann, A. ; Voeltz, T. ; Dick, V.: Das 48V-Mild-Hybrid-Antriebsstrangsystem des Volkswagen Golf 8: Auslegung und Steuerung. In: *40. Internationales Wiener Motorensymposium, 2019*
- [11] Boehme, T. J. ; Frank, B. ; Schori, M. ; Jeinsch, T.: Multi-objective Optimal Powertrain Design of Parallel Hybrid Vehicles with Respect to Fuel Consumption and Driving Performance. In: *European Control Conference (ECC), 2014*, S. 1017–1023
- [12] Bramerdorfer, G. ; Silber, S. ; Weidenholzer, G. ; Amrhein, W.: Comprehensive Cost Optimization Study of High-Efficiency Brushless Synchronous Machines. In: *International Electric Machines and Drives Conference, 2013*, S. 1126–1131
- [13] Buecherl, D. ; Bertram, C. ; Thanheiser, A. ; Herzog, H.: Scalability as a Degree of Freedom in Electric Drive Train Simulation. In: *IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference, 2010*, S. 1–5
- [14] Campbell, P.: System Cost Analysis for an Interior Permanent Magnet Motor / Ames Laboratory, Iowa State University. 2008. – Forschungsbericht

-
- [15] Chen, M.: *MLP Neural Network Trained by Backpropagation*. MATLAB Central File Exchange. Version: 2016. <https://www.mathworks.com/matlabcentral/fileexchange/55946-mlp-neural-network-trained-by-backpropagation>. – Softwareprogramm
- [16] Danzer, C.: *Systematische Synthese, Variation, Simulation und Bewertung von Mehrgang- und Mehrantrieb-Systemen rein elektrischer und hybrider Fahrzeugantriebsstränge*, Technische Universität Chemnitz, Diss., 2017. – ISBN 978-3-95735-053-4
- [17] D’Errico, J.: *Inhull*. MATLAB Central File Exchange. Version: 2020. <https://www.mathworks.com/matlabcentral/fileexchange/10226-inhull>. – Softwareprogramm
- [18] Digi-Key Electronics: *Preise & Beschaffung: EGVD800ELL821MM30H*. <https://www.digikey.de/products/de?keywords=EGVD800ELL821MM30H>. – Abgerufen im April 2020
- [19] Domingues, G. ; Reinar, A. ; Alaküla, M.: Design and Cost Optimization of Electrified Automotive Powertrain. In: *International Conference on Electrical Systems for Aircraft, Railway, Ship Propulsion and Road Vehicles and International Transportation Electrification Conference (ESARS-ITEC)*, 2016, S. 1–6
- [20] Doolittle, R.: *Design and Optimization of a Direct-Drive In-Wheel Electric Motor for Automotive Applications*, Universität der Bundeswehr München, Diss., 2016. – ISBN 978-3-8440-4351-8
- [21] Duleep, G. ; van Essen, H. ; Kampman, B. ; Grünig, M.: Impacts of Electric Vehicles - Deliverable 2: Assessment of Electric Vehicle and Battery Technology / CE Delft. Version: 2011. <https://cedelft.eu/publications/impact-of-electric-vehicles>. 2011 (11.4058.04). – Forschungsbericht
- [22] Eghtessad, M.: *Optimale Antriebsstrangkonfigurationen für Elektrofahrzeuge*, Technische Universität Braunschweig, Diss., 2021. – ISBN 978-3-8440-2782-2

- [23] Eroglu, I. ; Horlbeck, L. ; Lienkamp, M. ; Hackl, C. M.: Increasing the Overall Efficiency of Induction Motors for BEV by Using the Overload Potential through Downsizing. In: *IEEE International Electric Machines and Drives Conference (IEMDC)*, 2017, S. 1–7
- [24] Fatemi, A. ; Nehl, T. W. ; Yang, X. ; Hao, L. ; Gopalakrishnan, S. ; Omekanda, A. M. ; Namuduri, C. S.: Design Optimization of an Electric Machine for a 48-V Hybrid Vehicle With Comparison of Rotor Technologies and Pole-Slot Combinations. In: *IEEE Transactions on Industry Applications* 56 (2020), Nr. 5, S. 4609–4622. <http://dx.doi.org/10.1109/TIA.2020.3007132>. – DOI 10.1109/TIA.2020.3007132
- [25] Feldman, P. M. ; Leo: *Random Forest*. MATLAB Central File Exchange. Version: 2020. <https://www.mathworks.com/matlabcentral/fileexchange/31036-random-forest>. – Softwareprogramm
- [26] Fries, M. ; Kerler, M. ; Rohr, S. ; Schickram, S. ; Sinning, M. ; Lienkamp, M.: *An Overview of Costs for Vehicle Components, Fuels, Greenhouse Gas Emissions and Total Cost of Ownership Update 2017*. Version: Juli 2017. <http://dx.doi.org/10.13140/RG.2.2.19963.21285>. – DOI 10.13140/RG.2.2.19963.21285
- [27] Fritsch, K.-M. ; Schmuelling, C. ; Wieske, P.: Designed by Power Demand: An Electric Drive System for Urban Mobility. In: *Aachen Colloquium Automobile and Engine Technology* Bd. 26, 2017, S. 1279–1292
- [28] Fuchs, S.: *Verfahren zur parameterbasierten Gewichtsabschätzung neuer Fahrzeugkonzepte*, Technische Universität München, Diss., 2014
- [29] Förster, D.: *Systemauslegung autarker Hybridantriebe unter Berücksichtigung kundenspezifischer Randbedingungen*, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Diss., 2024. <http://dx.doi.org/10.5445/IR/1000169197>. – DOI 10.5445/IR/1000169197
- [30] Gletter, C. ; Mayer, A. ; Kallo, J. ; Winsel, T. ; Nelles, O.: A Novel Approach for Development of Neural Network based Electrical Machine Models

- for HEV System-level Design Optimization. In: *International Conference on Vehicle Technology and Intelligent Transport Systems* Bd. 1 INSTICC, SciTePress, 2019. – ISBN 978–989–758–374–2, S. 17–24
- [31] Glöser-Chahoud, S. ; Pfaff, M. ; Tercero Espinoza, L. ; Faulstich, M.: Dynamische Materialfluss-Analyse der Magnetwerkstoffe Neodym und Dysprosium in Deutschland. In: Teipel, U. (Hrsg.) ; Reller, A. (Hrsg.): *Symposium Rohstoffeffizienz und Rohstoffinnovationen* Bd. 4, Fraunhofer Verlag, 2016. – ISBN 978–3–8396–0980–4, S. 257–288
- [32] Grunditz, E. A.: *BEV Powertrain Component Sizing With Respect to Performance, Energy Consumption and Driving Patterns*, Chalmers University of Technology, Thesis for the degree of licentiate of engineering, 2014
- [33] Hellberg, T.: *Nutzungsbasierte Optimierungsstrategie für Antriebssysteme*. Hamburg, Helmut-Schmidt-Universität Hamburg, Diss., 2016. <http://dx.doi.org/10.24405/4287>. – DOI 10.24405/4287
- [34] Hofmann, P.: *Hybridfahrzeuge: Ein alternatives Antriebssystem für die Zukunft*. 2. Auflage. Wien : Springer, 2014. – ISBN 978–3–7091–1779–8
- [35] Honsinger, V. B.: Sizing Equations for Electrical Machinery. In: *IEEE Transactions on Energy Conversion* EC-2 (1987), Nr. 1, S. 116–121. <http://dx.doi.org/10.1109/TEC.1987.4765812>. – DOI 10.1109/TEC.1987.4765812
- [36] Infineon Technologies AG: *Mosfet Finder*. <https://www.infineon.com/cms/en/tools/solution-finder/product-finder/mosfet-finder>. – Abgerufen im April 2020
- [37] Institut für Seltene Erden und Metalle AG: *Preise für seltene Erden und Metalle*. <https://institut-seltene-erden.de/category/preise-fuer-seltene-erden-und-metalle>. – Abgerufen im April 2020
- [38] Jondral, F. ; Wiesler, A.: *Wahrscheinlichkeitsrechnung und stochastische Prozesse*. 2. Auflage. Stuttgart/Leipzig/Wiesbaden : B. G. Teubner, 2002. – ISBN 3–519–16263–6

- [39] Kalt, S. ; Erhard, J. ; Lienkamp, M.: Electric Machine Design Tool for Permanent Magnet Synchronous Machines and Induction Machines. In: *Machines* 8 (2020), Nr. 1. <http://dx.doi.org/10.3390/machines8010015>. – DOI 10.3390/machines8010015. – ISSN 2075–1702
- [40] Kalt, S. ; Wolff, S. ; Lienkamp, M.: Impact of Electric Machine Design Parameters and Loss Types on Driving Cycle Efficiency. In: *International Conference on Power Science and Engineering (ICPSE)* Bd. 8, 2019, S. 6–12
- [41] Kampker, A.: *Elektromobilproduktion*. 1. Auflage. Berlin, Heidelberg : Springer Vieweg, 2014. – ISBN 978–3–642–42022–1
- [42] Keller, U. ; Weiss, M. ; Gitt, C. ; Lamm, A. ; Prestel, J ; Hermsen, M.: Hybrid effizient, clever und kompakt. In: *ATZ Extra* 19 (2014), S. 56–61. <http://dx.doi.org/10.1365/s35778-014-1220-x>. – DOI 10.1365/s35778-014-1220-x
- [43] Kolar, J. W. ; Round, S. D.: Analytical Calculation of the RMS Current Stress on the DC-Link Capacitor of Voltage-PWM Converter Systems. In: *IEE Proceedings, Electric Power Applications* Bd. 153, 2006, S. 535–543
- [44] Köllner, C.: *48-Volt-Hybridantrieb von Continental für den Renault Scénic*. <https://www.springerprofessional.de/antriebsstrang/bordnetze/48-volt-hybridantriebvon-continental-fuer-den-renault-senic/10932550>. – Abgerufen im Februar 2022
- [45] Le Berr, F. ; Abdelli, A. ; Benlamine, R.: Sensitivity Study on the Design Methodology of an Electric Vehicle. In: *SAE 2012 World Congress and Exhibition*, SAE International, 2012. – ISSN 0148–7191
- [46] Lin, D. ; Zhou, P. ; Fu, W. N. ; Badics, Z. ; Cendes, Z. J.: A Dynamic Core Loss Model for Soft Ferromagnetic and Power Ferrite Materials in Transient Finite Element Analysis. In: *IEEE Transactions on Magnetics* 40 (2004), Nr. 2, S. 1318–1321. <http://dx.doi.org/10.1109/TMAG.2004.825025>. – DOI 10.1109/TMAG.2004.825025

- [47] Lipo, T. A.: *Introduction to AC Machine Design*. Hoboken, New Jersey : John Wiley & Sons, Ltd, 2017. – ISBN 9781119352181
- [48] Mahmoudi, A. ; Soong, W. L. ; Pellegrino, G. ; Armando, E.: Loss Function Modeling of Efficiency Maps of Electrical Machines. In: *IEEE Transactions on Industry Applications* 53 (2017), Nr. 5, S. 4221–4231. <http://dx.doi.org/10.1109/TIA.2017.2695443>. – DOI 10.1109/TIA.2017.2695443
- [49] Marschneider-Weidemann, F. ; Langkau, S. ; Hummen, T. ; Erdmann, L. ; Tercero Espinoza, L.: Rohstoffe für Zukunftstechnologien / Fraunhofer-Institut für System- und Innovationsforschung ISI. 2016. – Forschungsbericht. – 353 S. – ISBN 978–3–943566–71–0
- [50] Martienssen, W. (Hrsg.) ; Warlimont, H. (Hrsg.): *Springer Handbook of Condensed Matter and Materials Data*. 1. Berlin, Heidelberg : Springer, 2015. – ISBN 978–3–540–30437–1
- [51] Martínez, V.: *Non Sorting Genetic Algorithm II (NSGA-II)*. MATLAB Central File Exchange. Version:2021. <https://www.mathworks.com/matlabcentral/fileexchange/65494-non-sorting-genetic-algorithm-ii-nsga-ii>. – Softwareprogramm
- [52] Mercedes-Benz AG: *Detaillierte Kostenkalkulation unterschiedlicher elektrischer Antriebe*. 2019–2020. – unveröffentlichte interne Untersuchung
- [53] Mercedes-Benz AG: *Messdaten eines 48 V Prototypen*. 2020. – unveröffentlichte interne Untersuchung
- [54] Motor Design Ltd.: *Motor-CAD Manual*. Motor Design Ltd., 2020. – Softwareprogramm, Version 13.1
- [55] Müller, G. ; Vogt, K. ; Ponick, B.: *Berechnung elektrischer Maschinen*. 6., völlig neu bearbeitete Auflage. Weinheim : Wiley-VCH, 2008
- [56] Nell, M. ; Lenz, J. ; Hameyer, K.: Efficient Numerical Optimization of Induction Machines by Scaled FE Simulations. In: *International Conference on Electrical Machines (ICEM)* Bd. 13, 2018, S. 198–204

- [57] Nielsen, H. B.: *Immoptibox – A Matlab Toolbox for Optimization and Data Fitting*. Technical University of Denmark. Version: 2.2, 2018. <http://www2.imm.dtu.dk/projects/immoptibox>. – Softwareprogramm
- [58] Norm ECE-R101 2011. *Addendum 100: Regelung Nr. 101*
- [59] Norm VDA320 2014. *VDA Empfehlung 320: Elektrische und elektronische Komponenten im Kraftfahrzeug - 48V-Bordnetz - Anforderungen und Prüfungen*
- [60] Norm DIN EN 60404-8-1 2015. *Magnetische Werkstoffe - Hartmagnetische Werkstoffe (Dauermagnete)*
- [61] Norm DIN EN IEC 60034-2-3 2020. *Drehende elektrische Maschinen - Teil 2-3: Besondere Verfahren zur Bestimmung der Verluste und des Wirkungsgrades von umrichter gespeisten Wechselstrommaschinen*
- [62] Norm DIN EN IEC 61800-9-2 2021. *Drehzahlveränderbare elektrische Antriebe - Teil 9-2: Ökodesign für Antriebssysteme, Motorstarter, Leistungselektronik und deren angetriebene Einrichtungen - Indikatoren für die Energieeffizienz von Antriebssystemen und Motorstartern*
- [63] Pourabdollah, M.: *On Optimization of Plug-in Hybrid Electric Vehicles*, Chalmers University of Technology, Thesis for the degree of licentiate of engineering, 2012
- [64] Ramakrishnan, K. ; Stipetic, S. ; Gobbi, M. ; Mastinu, G.: Optimal Sizing of Traction Motors Using Scalable Electric Machine Model. In: *IEEE Transactions on Transportation Electrification* 4 (2018), Nr. 1, S. 314–321. <http://dx.doi.org/10.1109/TTE.2017.2750488>. – DOI 10.1109/TTE.2017.2750488
- [65] Ried, M.: *Lösungsraumanalyse für Plug-In-Hybridfahrzeuge hinsichtlich Wirtschaftlichkeit und Bauraumkonzept*, Universität Duisburg-Essen, Diss., 2014. https://duepublico2.uni-due.de/receive/duepublico_mods_00034822

- [66] Schulte-Cörne, C.: *Multikriterielle integrierte Systemoptimierung von hybriden Plug-In-Antriebsystemen*, RWTH Aachen, Diss., 2015. – ISBN 978-3-940374-83-7
- [67] Soong, W. L. ; Miller, T. J. E.: Theoretical Limitations to the Field-Weakening Performance of the Five Classes of Brushless Synchronous AC Motor Drive. In: *International Conference on Electrical Machines and Drives (Conf. Publ. No. 376)* Bd. 6, 1993, S. 127–132
- [68] Stipetic, S. ; Goss, J.: Calculation of Efficiency Maps using Scalable Saturated Flux-linkage and Loss Model of a Synchronous Motor. In: *International Conference on Electrical Machines (ICEM)* Bd. 22, 2016, S. 1380–1386
- [69] Taha, M. ; Wale, J. ; Greenwood, D.: Design of a High Power-Low Voltage Multiphase Permanent Magnet Flux Switching Machine for Automotive Applications. In: *IEEE International Electric Machines and Drives Conference (IEMDC)*, 2017, S. 1–8
- [70] Timmann, M. ; Inderka, R. ; Eder, T.: Development of 48V powertrain systems at Mercedes-Benz. In: Bargende, M. (Hrsg.) ; Reuss, H.-C. (Hrsg.) ; Wiedemann, J. (Hrsg.): *18. Internationales Stuttgarter Symposium*. Wiesbaden : Springer Fachmedien Wiesbaden, 2018. – ISBN 978-3-658-21194-3, S. 567–577
- [71] Vaillant, M.: *Design Space Exploration zur multikriteriellen Optimierung elektrischer Sportwagenantriebsstränge: Variation von Topologie und Komponenteneigenschaften zur Steigerung von Fahrleistungen und Tank-to-Wheel Wirkungsgrad*, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Diss., 2016. <http://dx.doi.org/10.5445/KSP/1000050618>. – DOI 10.5445/KSP/1000050618. – ISBN 978-3-7315-0452-8
- [72] Vu Xuan, H. ; Lahaye, D. ; Polinder, H. ; Ferreira, J. A.: Influence of Stator Slotting on the Performance of Permanent-Magnet Machines With Concentrated Windings. In: *IEEE Transactions on Magnetics* 49 (2013), Nr. 2, S. 929–938. <http://dx.doi.org/10.1109/TMAG.2012.2212025>. – DOI 10.1109/TMAG.2012.2212025

- [73] Weiß, F.: *Optimale Konzeptauslegung elektrifizierter Fahrzeugantriebsstränge – Eine computergestützte Methodik zur Beschleunigung des Auslegungsprozesses*, Technische Universität Chemnitz, Diss., 2018. <http://dx.doi.org/10.1007/978-3-658-22097-6>. – DOI 10.1007/978-3-658-22097-6. – ISBN 978-3-658-22097-6
- [74] Werner, Q.: *Model-based Optimization of Electrical System in the Early Development Stage of Hybrid Drivetrains*, Université de Lorraine, Diss., 2017
- [75] Winkler, M. ; Hoffmann, S. ; Unterberger, B. ; Park, S.G. ; Weissbäck, M.: *Hundai Kia's ganzheitlicher Ansatz zum Thema 48V Hybridisierung*. In: *36. Internationales Wiener Motorensymposium*, 2015
- [76] Wintrich, A. ; Nicolai, U. ; Tursky, W. ; Reimann, T. ; SEMIKRON International GmbH (Hrsg.): *Application Manual Power Semiconductors*. 2nd revised edition. Ilmenau : ISLE Verlag, 2015. – ISBN 978-3-938843-83-3
- [77] Winzer, P. ; Doppelbauer, M.: *Characterisation and Dimensioning of electrically excited synchronous machines as traction drives by means of the normalised parameter plane*. In: *Energieversorgung auf dem Weg nach 2050: Beiträge des Internationalen ETG-Kongresses vom 5. - 6. November 2013 in Berlin* Bd. 139, VDE Verlag, 2013 (ETG-Fachbericht). – ISBN 978-3-8007-3550-1
- [78] Zhu, L. ; Jiang, S. Z. ; Zhu, Z. Q. ; Chan, C. C.: *Analytical Modeling of Open-Circuit Air-Gap Field Distributions in Multisegment and Multilayer Interior Permanent-Magnet Machines*. In: *IEEE Transactions on Magnetics* 45 (2009), Nr. 8, S. 3121–3130. <http://dx.doi.org/10.1109/TMAG.2009.2019841>. – DOI 10.1109/TMAG.2009.2019841
- [79] Zăvoianu, A.-C. ; Bramerdorfer, G ; Lughofer, E. ; Silber, S. ; Amrhein, W. ; Klement, E. P.: *A Hybrid Soft Computing Approach for Optimizing Design Parameters of Electrical Drives*. In: *Snášel, V. (Hrsg.) ; Abraham, A. (Hrsg.) ; Corchado, E. S. (Hrsg.): Soft Computing Models in Industrial and Environmental Applications*. Berlin, Heidelberg : Springer, 2013. – ISBN 978-3-642-32922-7, S. 347–358