

Optimalsteuerung des Energieflusses in einem 48-Volt-Mildhybrid-Bordnetzsystem schwerer Nutzfahrzeuge

Optimal Control of Energy Flow within a Mild Hybrid Powernet System based
on 48 V for Heavy Duty Vehicles

Von der Fakultät
Konstruktions-, Produktions- und Fahrzeugtechnik
der Universität Stuttgart
zur Erlangung der Würde eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)
genehmigte Abhandlung

vorgelegt von
Matthias Dellermann
geboren in Nürnberg

Hauptberichter: Prof. Dr.-Ing. Dr. h. c. Oliver Sawodny
1. Mitberichter: Prof. Dr. sc. techn. habil. Oliver Zirn
2. Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. André Casal Kulzer
Tag der mündlichen Prüfung: 18.03.2024

Institut für Systemdynamik der Universität Stuttgart

2024

Vorwort

Der inhaltliche Teil dieser Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als Doktorand in der Vorentwicklung der Daimler Truck AG im Zeitraum von Mai 2016 bis Oktober 2020. Die schriftliche Ausarbeitung wurde anschließend parallel zu meiner Beschäftigung in der Serienentwicklung der Daimler Truck AG angefertigt.

An dieser Stelle möchte ich vielen Menschen danken, die mich unterstützt haben und dadurch zur erfolgreichen Fertigstellung dieser Arbeit beigetragen haben.

Mein aufrichtiger Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. Oliver Sawodny vom Institut für Systemdynamik (ISYS) der Universität Stuttgart für die wohlwollende Betreuung dieser Arbeit und die fachliche Unterstützung, sowie für die Übernahme des Hauptberichts.

Herrn Prof. Dr. sc. techn. habil. Oliver Zirn danke ich ganz besonders für die inhaltliche Betreuung und Unterstützung. Der regelmäßige Austausch und das bestärkende Feedback haben dabei immer wieder wertvolle und fruchtbare Beiträge zur Durchführung dieser Arbeit geliefert. Mein außerordentlicher Dank gilt auch hier für die Übernahme des Mitberichts.

Ebenso bedanke ich mich herzlich bei Herrn Prof. Dr.-Ing. André Casal Kulzer für seine Bereitschaft als Mitberichter zur Verfügung zu stehen und Herrn Prof. Dr.-Ing. Philipp Berendes für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes.

Äußerst große Unterstützung habe ich während meiner Zeit als Doktorand von vielen Kollegen der Daimler Truck Vorentwicklung erhalten. Insbesondere danke ich Herrn Dr. Ottmar Gehring für die hervorragende daimlerseitige Betreuung meiner Arbeit und die vielen gewinnbringenden fachlichen Diskussionen. Die Einbindung in das Projektgeschäft zum Thema 48 V auf der einen und das Schaffen von Freiheiten gegenüber manch sonstigen Aufgaben auf der anderen Seite haben maßgeblich zum Abschluss dieser Arbeit beigetragen. Danke weiterhin an alle Kollegen der Vorentwicklung für die Unterstützung und für eine tolle Zeit!

Ganz besonders bedanke ich mich bei meinen Eltern für die vielfältige Unterstützung während meines gesamten Studiums und der Promotion und letztendlich auch für ihre Geduld bis zur Fertigstellung dieser Arbeit.

Schließlich möchte ich meiner Freundin Marlene sehr danken, die mich besonders während der schriftlichen Ausarbeitung stets motiviert und bestärkt hat, mir immer viel Verständnis entgegengebracht hat und somit großen Anteil an der vorliegenden Arbeit hat.

Stuttgart, im März 2024

Matthias Dellermann

Kurzfassung

Die Betriebsstrategie spielt für die Einsparung von Kraftstoff bei hybridelektrischen Fahrzeugen eine entscheidende Rolle. Dabei steigt das Potenzial zur Reduktion des Kraftstoffverbrauchs, indem eine möglichst umfassende Strategie eingesetzt wird, welche eine Vielzahl an Stellgrößen des Gesamtsystems abdeckt. Befinden sich in einem hybridelektrischen Fahrzeug neben dem Antriebsstrang weitere elektrifizierte Komponenten, so liegt es nahe, diese in eine ganzheitliche Betriebsstrategie einzubeziehen, um sie möglichst effizient zu betreiben.

Das Ziel der vorliegenden Arbeit ist es, eine solche Betriebsstrategie basierend auf einer Optimalsteuerung für ein 48-V-Mildhybrid-Bordnetzsystem in einem schweren Nutzfahrzeug zu ermitteln und zu untersuchen. Die betrachtete Fahrzeugkonfiguration besteht dabei sowohl aus einer Batterie und einer elektrischen Maschine des Hybridantriebs auf einem Spannungsniveau von 48 V als auch aus zwei elektrifizierten Nebenverbrauchern. Diese sind der Klimakompressor des Klimakreislaufs des Fahrerhauses und der Luftpresse des Druckluftsystems. Daneben ist in der Modellbildung des Systems das klassische 24-V-Nutzfahrzeugbordnetz als weitere Stellgröße berücksichtigt.

Im Rahmen dieser Arbeit wird die Dynamische Programmierung genutzt, um eine optimale Betriebsstrategie im Hinblick auf den Kraftstoffverbrauch für das Gesamtsystem zu berechnen. Um beim vorliegenden System mit jeweils vier Stell- und Zustandsgrößen den Berechnungsaufwand zu reduzieren, werden Methoden vorgestellt und entwickelt, um das Problem beherrschbar zu halten. So wird die Zeit als unabhängige Variable in Abhängigkeit des momentanen Betriebspunktes des Antriebsstrangs unterteilt und zu sog. Use Cases zusammengefasst. Zusätzlich wird eine der Stellgrößen inäquidistant diskretisiert, um bei reduzierter Anzahl der Stützstellen, dennoch eine hohe Genauigkeit der Lösung sicherzustellen. Es wird eine prädiktive Strategie mit gleitendem Horizont vorgestellt, welche den Nachweis der prinzipiellen Umsetzbarkeit einer echtzeitfähigen Implementierung der Betriebsstrategie im Fahrzeug liefert.

Abschließend werden die Ergebnisse der verschiedenen entwickelten Betriebsstrategien auf Basis von Simulationen validiert, verglichen und einer reaktiven Betriebsstrategie ohne Kenntnis der vorausliegenden Strecke gegenübergestellt.

Es kann gezeigt werden, dass durch den Einsatz einer intelligenten Betriebsstrategie zur optimalen Steuerung der elektrifizierten Komponenten Kraftstoff eingespart werden kann, zusätzlich zu dem Verbrauchsvorteil, welcher durch die Elektrifizierung und Entkopplung der Komponenten erzielt wird.

Abstract

The control strategy of a hybrid electric vehicle plays a major role for its fuel efficiency. Thereby, potentials for reducing fuel consumption increase when applying a holistic control strategy that covers many of the control variables of the integral system. If there are more electrified components in a hybrid electric vehicle besides the powertrain, it makes sense to include them into the control strategy to operate them in a most efficient way.

The contribution of this thesis is developing and evaluating such an optimal control strategy for a mild hybrid powertrain system based on 48 V for heavy duty trucks. The considered vehicle configuration contains both a battery and an electrical machine on a voltage level of 48 V as well as two electrified auxiliaries. Those are the compressor of the air conditioning system and the air compressor of the truck's pressurized air system. Additionally, the low voltage powertrain is covered by the modelling as control input variable, too.

In this thesis dynamic programming is used for computing an optimal control strategy regarding fuel consumption of the complete vehicle. To reduce computational effort of the considered system with its four states and control variables techniques are introduced and developed ensuring the problem to remain manageable. Therefore independent variable time is classified as use cases dependent on current state of the powertrain. Furthermore, one control input is discretized non equidistantly to reduce the number of sample points while ensuring high accuracy of the solution. A predictive control strategy with moving horizon is introduced to provide the proof of concept of a real time capable implementation of the optimal control.

Finally the results of the different control strategies are validated by simulation and compared to a reactive control without knowledge about the upcoming route attributes.

It will be shown that the application of an intelligent control strategy for governing the electrified components is beneficial for fuel efficiency on top of reduction of fuel consumption by pure electrification with decoupling auxiliaries from powertrain.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
1.1	Motivation	1
1.2	Einordnung und Zielsetzung der Arbeit	2
1.3	Aufbau der Arbeit	4
2	Bordnetzsysteme und elektrifizierte Antriebe im Nutzfahrzeug	7
2.1	Energiebordnetze im schweren Nutzfahrzeug	7
2.1.1	Energiespeicher im Bordnetz	8
2.1.2	Quellen elektrischer Energie im Bordnetz	11
2.2	Mehrspannungsbordnetze	12
2.2.1	Das 48-V-Bordnetz	14
2.2.2	Hochvoltssysteme	15
2.3	Elektrifizierung von Nebenverbrauchern	16
2.3.1	Nebenverbraucher im Nutzfahrzeug	17
2.3.2	Vorteile elektrifizierter Nebenverbraucher	22
2.4	Energieversorgung im Stand	27
2.5	Elektrifizierung im Antriebsstrang	28
2.5.1	Topologien der Hybridantriebe	30
2.5.1.1	Serieller Hybrid	31
2.5.1.2	Paralleler Hybrid	31
2.5.1.3	Leistungsverzweigter Hybrid	36
2.5.2	Hybridisierungsgrade	37
3	Fahrzeugmodell	41
3.1	Betrachtete Konfiguration	41
3.2	Ansatz zur Kraftstoffverbrauchsrechnung	44
3.3	Modell des Mehrspannungsbordnetzes	47
3.3.1	Modell der elektrischen Maschine	49
3.3.2	Batteriemodell	51
3.4	Modell der Fahrzeugklimatisierung	53
3.5	Modell des Druckluftsystems	56
3.5.1	Grundlagen der Gase	56
3.5.2	Modellbildung für den Luftpresser	58

3.6	Zusammenfassung des Gesamtmodells	59
4	Entwicklung einer optimalen Betriebsstrategie	61
4.1	Stand der Technik bei Betriebsstrategien teilelektrifizierter Fahrzeuge	61
4.1.1	Regelbasierte Betriebsstrategien für Hybridfahrzeuge	62
4.1.2	Optimierungs-basierte Betriebsstrategien für Hybridfahrzeuge	62
4.1.3	Betriebsstrategien für elektrifizierte Nebenverbraucher	71
4.2	Reaktive Basisbetriebsstrategie	73
4.3	Diskrete Dynamische Programmierung	76
4.3.1	Nicht äquidistante Diskretisierung der Stellgrößen	81
4.3.2	Nicht äquidistante Diskretisierung der Zeit	85
4.4	Heuristische Klassifikation der Strecke	86
4.5	Definition des Optimalsteuerungsproblems	91
4.5.1	Zustandsraumbeschränkungen	93
4.5.2	Stellgrößenbeschränkungen	94
4.6	Prädiktive Betriebsstrategie	98
4.6.1	Global optimale Betriebsstrategie	99
4.6.2	Betriebsstrategie mit gleitendem Horizont	99
5	Simulative Auswertung der optimalen Strategie	103
5.1	Umsetzung der Simulationen	104
5.2	Wahl der Diskretisierung der Optimierungsvariablen	106
5.3	Vergleich der unterschiedlichen Hybridkonfigurationen	108
5.3.1	Use Cases bei unterschiedlichen Konfigurationen	109
5.3.2	Einfluss der Systemkonfiguration auf das Einsparungspotenzial	113
5.4	Vergleich mit reaktiver Basisstrategie	119
5.5	Auswertung der Berechnungsdauern der Optimierungen	129
5.6	Vergleich mit klassischer Hybridstrategie	131
5.7	Vergleich mit prädiktiver Strategie mit gleitendem Horizont	133
6	Zusammenfassung und Ausblick	139
A	Anhang	143
A.1	Batterieparameter	143
A.2	Fahrzyklen	144
A.3	Technische Daten des simulierten Lkw	148
A.4	Parameter und Randbedingungen der Optimierung	149

Abkürzungsverzeichnis	153
Abbildungsverzeichnis	155
Tabellenverzeichnis	159
Literaturverzeichnis	161

1 Einleitung

Der Transport von Waren und Gütern ist eine tragende Säule unserer modernen Gesellschaft und Wirtschaft. Dabei ist das Transportaufkommen in den letzten 25 Jahren um etwa 60 % gestiegen und es wird prognostiziert, dass der Gütertransport bis 2040 nochmals um 50 % anwachsen wird [1]. Aktuell beträgt der Anteil der Transportleistung im Güterverkehr in Deutschland, welcher auf den Transport auf der Straße entfällt, über 70 % [183]. Somit ist der Lastkraftwagen (Lkw) das hauptsächlich eingesetzte Transportmittel. Mit dem Anstieg des Transportaufkommens wird auch der Bestand der Nutzfahrzeuge in Deutschland um ein Sechstel zunehmen [1].

Mit der Zunahme des Güterverkehrs auf der Straße steigt der Energiebedarf im Transportsektor. Da etwa 95 % der Lkw durch einen Dieselmotor betrieben werden [1], nehmen folglich die Emissionen und damit der Ausstoß von CO₂ zu. Um dennoch die Ziele des Pariser Klimaabkommens zur Eindämmung der Erderwärmung erreichen zu können, hat die Europäische Union Normen zur CO₂-Emission von schweren Lkw festgelegt. Gemäß dieser Normen sind Lkw-Hersteller verpflichtet den Ausstoß von CO₂ bei neuen Fahrzeugen um durchschnittlich 15 % bis zum Jahr 2025 und um 30 % zum Jahr 2030 gegenüber den Werten von 2019 zu reduzieren [46].

1.1 Motivation

Es bestehen demnach viele Gründe, den Kraftstoffbedarf besonders von schweren Nutzfahrzeugen weiter zu reduzieren. In früheren Jahren wurde dabei hauptsächlich bei der weiteren Optimierung des Verbrennungsmotors angesetzt. Diese Verbesserungen sind sehr weit fortgeschritten und haben eine Sättigung erreicht, sodass weitere Optimierungen sehr aufwändig sind und nur noch einen geringen Beitrag zu Verbrauchsreduzierung liefern. Zusätzlich tragen die strengen Abgasrichtlinien und die daraus resultierenden Maßnahmen wiederum zu einer Steigerung des Kraftstoffbedarfes bei [201]. Aus diesen Gründen rückt die teilweise Elektrifizierung des Antriebsstranges und der Nebenaggregate in den Fokus der Entwicklung [201].

Naheliegender für die Hybridisierung eines schweren Nutzfahrzeugs ist eine Kombination des sehr ausgereiften Dieselmotors mit einer elektrischen Maschine zur Unterstützung und zur Rückgewinnung von Bremsenergie. Um den Aufwand und die Kosten der Integration eines solchen hybridelektrischen Antriebs gering zu halten, ist das Konzept des Mild-Hybrides besonders geeignet. Somit kann elektrische Energie während eines Bremsvorgangs zurückgewonnen werden [166], um gewinnbringend, zum Beispiel zum Betrieb eines Nebenaggregates, eingesetzt zu werden. Außerdem besteht der Vorteil, die Potenziale des Hybridantriebs auszunutzen, den Verbrennungsmotor zu unterstützen und somit wiederum Kraftstoff zu sparen [79].

Alle elektrifizierten Nebenverbraucher können unabhängig von einander und vom Verbrennungsmotor eingesetzt werden. Somit besteht für Teilsysteme mit einem internen Energiespeicher die Möglichkeit, deren Zuschaltung individuell zu steuern und diese Energiewandler zu möglichst günstigen Zeitpunkten zu aktivieren. Auch werden die Speichermöglichkeiten ausgenutzt, um einen Betrieb der Aggregate bei momentan sehr hohen Anforderungen an das elektrische Bordnetz aufzuschieben. Ebenso wird durch die direkte Wandlung von rekuperierter Bremsenergie in den Nebenverbrauchern die Wirkungsgradkette verkürzt, indem eine verlustbehaftete Zwischenspeicherung der elektrischen Energie in der Batterie umgangen wird [97].

Durch geeignetes Energiemanagement im Bordnetz und bei günstiger Streckentopologie sind die elektrifizierten Nebenverbraucher größtenteils mit rekuperierter Energie und damit ohne zusätzlichen Kraftstoffverbrauch zu betreiben und die elektrische Maschine des Hybridantriebs kann zu den effektivsten Zeitpunkten eingesetzt werden. Dieses Energiemanagement stellt die Betriebsstrategie des Mildhybrid-Bordnetzsystems dar. Diese Softwarekomponente kann zusätzliche Potenziale eröffnen, um den Kraftstoffverbrauch weiter zu reduzieren, ohne dabei zusätzliche Hardwarekomponenten zu benötigen. Aus diesen Gründen ist die Entwicklung und Untersuchung einer solchen intelligenten Betriebsstrategie Gegenstand dieser Arbeit.

1.2 Einordnung und Zielsetzung der Arbeit

Da das Ziel der Reduktion des Kraftstoffverbrauchs ein zentrales in der Erforschung und Entwicklung von Kraftfahrzeugen ist, existieren bereits zahlreiche Arbeiten auf dem Gebiet der Elektrifizierung des Antriebsstrangs oder von Nebenaggregaten. In diesem Abschnitt werden kurz thematisch verwandte Arbeiten vorgestellt und gegenüber der vorliegenden abgegrenzt. Ein ausführlicher Literaturüberblick ist in Abschnitt ?? gegeben.

Der Beitrag [161] kombiniert die vorangegangenen Arbeiten der Autoren aus [158–160] zu einer echtzeitfähigen Energiemanagementstrategie für einen hybridelektrischen Lkw mit elektrifiziertem Druckluft- und Klimakompressor einschließlich des konventionellen Bordnetzes, welches über einen DC/DC-Wandler gekoppelt ist. Das resultierende, nicht konvexe und höchst rechenintensive Optimalsteuerungsproblem zur Bestimmung der Betriebsstrategie wird mittels dualer Dekomposition gelöst. Bei diesem verteilten Ansatz wird vom Kraftstoffverbrauch als maßgebliche Größe der Kostenfunktion zu den Verlusten eines jeden Teilsystems übergegangen und somit das Optimierungsproblem in einfachere Teilprobleme zerlegt. So kann zur Lösung für jedes Teilsystem ein quadratisches Programm mit linearen Beschränkungen berechnet werden. Durch die zusätzliche Einführung einer Prädiktion mit variabler Intervalllänge des Vorausschauhorizonts wird eine Anwendung im Fahrzeug in Echtzeit möglich. So kann ein langer Horizont, welcher für bestmögliche Ergebnisse notwendig ist, mit nur wenigen Abtastschritten in der Vorausschau erreicht werden, wodurch die Rechenzeit gering gehalten wird. Die Intervalllänge ist dabei intuitiv festgelegt, indem die Länge der Zeitschritte im Horizont zunimmt, umso weiter diese in der Zukunft liegen. Die Autoren betrachten bei der Validierung der so bestimmten Gesamtstrategie allerdings nur generatorische Betriebspunkte der elektrische Maschine (EM) im Antriebsstrang. So sind weitere Hybridmodi, wie Boosten oder Segeln, nicht berücksichtigt, während denen die EM als Senke im elektrischen Bordnetz agiert, um den Verbrennungsmotor zu entlasten.

In [63] wird ein ganzheitlicher Ansatz für eine prädiktive Energiemanagementstrategie für einen Pkw mit P0-Hybrid und elektrischen Aggregaten auf einer 48-V-Spannungsebene vorgestellt. Die Komponenten Riemen-Starter-Generator (RSG) und elektrischer Ladedruckkompressor des 48-V-Bordnetzes im betrachteten Performance-Hybridfahrzeug dienen zum schnelleren Momentenaufbau im Antriebsstrang und zur Reduzierung des sog. Turbolochs. Die vorausschauende, optimierungsbasierte Betriebsstrategie hat die Aufgabe, die Unterstützung durch die 48-V-Komponenten möglichst effektiv bei möglichst geringem elektrischen Energieaufwand zu steuern. Der Horizont des NMPC-Verfahrens für die Optimierung der Fahrdynamik beträgt dabei nur wenige Sekunden. Der Fokus liegt auf der Verbesserung des Ansprechverhaltens des Antriebsmoments durch die elektrifizierten Nebenverbraucher. Dies wird bereits bei der Modellbildung deutlich, da das Bordnetz und die elektrischen Komponenten mit Schwerpunkt auf dem verbrennungsmotorischen Antriebsstrang widergegeben sind, beispielsweise durch einen nur unidirektional arbeitenden DC/DC-Wandler und eine EM mit konstant angenommenen Wirkungsgrad [64]. Der prädiktive Ansatz richtet sich dabei nicht auf mögliche Hybridmodi, sondern auf die Fahrdynamik. Die Autoren stellen zudem in [62] ein kamerabasiertes Verfahren vor, um

Segelphasen mit abgestellter Verbrennungskraftmaschine (VKM) basierend auf dem aktuellen Verkehrsgeschehen prädiktiv zu planen. Mit diesem Verfahren sind folglich nur relativ kurze Horizonte der Streckenvorausschau umsetzbar.

Die Entwicklung einer ganzheitlichen Betriebsstrategie für das Zusammenwirken der Teilsysteme inklusive aller zulässigen Hybridmodi und für die Nutzung der zusätzlichen Freiheitsgrade durch den Einsatz elektrifizierter Nebenverbraucher in einem schweren Lkw im Fernverkehr ist Kern dieser Arbeit. Die Optimalsteuerung des 48-V-Systems der elektrifizierten Nebenverbraucher und des hybridelektrischen Antriebsstrangs wird zusammen mit dem konventionellen Bordnetz in einem gemeinsamen Optimalsteuerungsproblem bestimmt. Als grundlegendes Optimierungsverfahren wird die Dynamische Programmierung (DP) eingesetzt, welche für die Entwicklung von Energiemanagementstrategien in hybridelektrischen Fahrzeugen häufig eingesetzt wird und auch die Basis für die Arbeiten [181, 182] ist, auf welchen die vorliegenden Untersuchungen aufbauen. Es werden mehrere Verfahren eingesetzt, um den Rechenaufwand der DP zu reduzieren. Dazu werden sowohl die unabhängige Variable, als auch eine Stellgröße des Optimalsteuerungsproblems inäquidistant diskretisiert. Die Diskretisierung der unabhängigen Variable wird durch die Unterteilung der Fahrtstrecke in charakteristische Abschnitte unterschiedlicher Längen in Anlehnung an [77, 182] umgesetzt. Zusätzlich wird im Rahmen dieser Arbeit eine inäquidistante Diskretisierung der Stellgrößen entwickelt und damit die klassische Diskrete Dynamische Programmierung (DDP) erweitert. Mittels dieser Ansätze bleibt das Optimalsteuerungsproblem beherrschbar, obwohl es im Gegensatz zu [77, 182] um die Nebenverbraucher im Bordnetz erweitert ist.

1.3 Aufbau der Arbeit

Die vorliegende Arbeit ist folgendermaßen gegliedert:

Zunächst werden in Kapitel 2 die Grundlagen im Zusammenhang mit dem untersuchten System dargestellt. Es werden Energiebordnetze im Fahrzeug und deren Hauptkomponenten beschrieben. Dabei liegt ein besonderes Augenmerk auf dem 48-V-Mehrspannungsbordnetz. Im Anschluss werden relevante Nebenaggregate von Nutzfahrzeugen vorgestellt und die Vorteile deren Elektrifizierung erörtert. Eine ausführliche Einführung in hybridelektrische Antriebsstränge mit deren Varianten und unterschiedlichen Ausprägungen schließt das Grundlagenkapitel ab.

In Kapitel 3 wird das Fahrzeugmodell vorgestellt, auf welchem die Untersuchungen in dieser Arbeit beruhen. Dazu wird zunächst die betrachtete Hybridkonfiguration dargestellt, welche für den 48-V-Mild-Hybrid-Lkw zum Einsatz

kommt. Neben der mathematischen Modellierung der einzelnen Teilsysteme und Nebenaggregate wird die Berechnung des Kraftstoffverbrauchs für das Fahrzeugmodell definiert und begründet.

Zu Beginn des Kapitel 4 wird die relevante Literatur zum Stand der Technik präsentiert. Anhand dieser Beispiele werden etablierte und weithin eingesetzte Optimierungsverfahren zur Optimalsteuerung von Hybridfahrzeugen eingeführt. Außerdem wird ein Überblick zu verschiedenen Strategien zum Betrieb von elektrifizierten Nebenverbrauchern gegeben und mit entsprechenden vorangegangenen Arbeiten belegt. Die hier eingesetzte Methodik zur Entwicklung der optimalen Betriebsstrategie für das 48-V-Mildhybridsystem wird anschließend in Kapitel 4 behandelt. Es wird eine reaktive Betriebsstrategie als Referenz geschildert und die in dieser Arbeit entwickelte Methode vorgestellt. Die Dynamische Programmierung wird dabei als Basis des Optimierungsverfahrens eingesetzt und um das inäquidistante Vorgehen bei der Diskretisierung der unabhängigen Variablen und der Stellgrößen erweitert. Daraus resultiert die Unterteilung des Fahrzyklus in heuristische Abschnitte, welche für eine P0- und eine P2-Hybridkonfiguration definiert werden. Das Optimalsteuerungsproblem für die ganzheitliche Betrachtung des Systems wird eingeführt und der Einfluss des beschränkten Steuer- und Zustandsraums wird genutzt, um das Optimierungsproblem einzuschränken. Abschließend ist das Vorgehen bei einem gleitenden Prädiktionshorizont für die Optimierung veranschaulicht und die notwendigen Anpassungen des Optimalsteuerungsproblems wiedergegeben.

Kapitel 5 beinhaltet die Darstellung und die Auswertung der vorgestellten Betriebsstrategien. Es werden Vergleiche zwischen alternativen Hybridkonfigurationen angestellt, sowie detailliert das Verhalten der optimalen Betriebsstrategie gegenüber der reaktiven untersucht. Mittels einer Gegenüberstellung einer klassischen Betriebsstrategie für reine Hybridsysteme und des ganzheitlichen Ansatzes wird der Einfluss der optimalen Steuerung der elektrifizierten Nebenverbraucher evaluiert. Des Weiteren werden die Ergebnisse des prädiktiven Ansatzes mit gleitendem Horizont vorgestellt, sowie die aus den unterschiedlichen Maßnahmen und Methoden resultierenden Berechnungsdauern der Optimierungsalgorithmen.

Eine Zusammenfassung der Ergebnisse und daraus abgeleiteten Erkenntnisse liefert Kapitel 6. Darin wird auch ein Ausblick auf Potenziale zur Weiterentwicklung der vorgestellten Methodik gegeben.

2 Bordnetzsysteme und elektrifizierte Antriebe im Nutzfahrzeug

Ein modernes Nutzfahrzeug ist kein rein mechanisch zu betrachtendes System. Neben einfachen elektrischen und elektromechanischen Komponenten, wie beispielsweise Innenraumbeleuchtung bzw. elektrischen Fensterhebern, sind auch leistungsstarke oder sicherheitsrelevante Teilsysteme auf eine zuverlässige Versorgung mit elektrischer Energie angewiesen. Dies wird durch das Energiebordnetz im Fahrzeug realisiert. In dieser Arbeit wird mit dem Begriff Bordnetz grundsätzlich ein Energiebordnetz adressiert, wobei im Fahrzeug auch weitere Netze existieren können, beispielsweise Informationsbordnetze, Druckluft- oder Hydrauliknetze.

Dieses Kapitel beschreibt verschiedene Arten und Topologien von Energiebordnetzen im Nutzfahrzeug. Weiterhin werden unterschiedlichen Quellen und Senken der elektrischen Energie im Fahrzeug beschrieben. Diese Betrachtungen sind sowohl für Lkw als auch für Personenkraftwagen (Pkw) gültig. Maßgebliche Nebenverbraucher im Nutzfahrzeug und die Motivation für den Einsatz elektrifizierter Teilsysteme werden vorgestellt. Dabei wird auch die teilweise Elektrifizierung des Antriebsstrangs erläutert, welche zu hybridelektrischen Antriebstopologien führt. Diese werden voneinander abgegrenzt und detailliert beschrieben.

2.1 Energiebordnetze im schweren Nutzfahrzeug

Das Fahrzeugbordnetz ist ein lokales elektrisches Netzwerk und dient der Energieverteilung zwischen den verbundenen elektrischen Teilsystemen. Es besteht grundlegend aus einem Generator zur Energiewandlung, einem oder mehreren Energiespeichern und elektrischen Verbrauchern [153]. Das Bordnetz wird während der Fahrt vom Generator mit elektrischer Energie gespeist, der mechanisch von der VKM angetrieben wird. Somit werden alle Verbraucher im Bordnetz versorgt und bei ausreichend hoher Spannung die Fahrzeugbatterie geladen. Wenn die VKM gestoppt ist, muss die gesamte im Bordnetz benötigte elektrische Energie von der Batterie bereitgestellt werden. Daraus ergibt sich direkt die

Anforderung, dass der Ladezustand der Batterie ausreichen muss, um jederzeit den Verbrennungsmotor zu starten. Das Starten der Verbrennungsmotors durch den Anlasser fordert kurzzeitig eine elektrische Leistung in der Größenordnung der theoretischen Maximalleistung der Starterbatterie, verbunden mit entsprechend hoher Strombelastung. Um diese Ströme bereitstellen zu können, sind die üblichen Fahrzeugbatterien als Blei-Säure-Akkumulatoren ausgeführt [81]. Weiterhin werden kurzzeitige Lastspitzen (beispielsweise hohe Einschaltströme elektrischer Komponenten) von der Batterie abgedeckt, wenn die momentane Generatorleistung aufgrund niedriger Motordrehzahl nicht ausreichend ist oder die Ladeleistung (bedingt durch die Erregerwicklungsinduktivität) nicht schnell genug erhöht werden kann.

Bei Verbrauchern im Energiebordnetz wird grundsätzlich zwischen Ruhestromverbrauchern und Fahrverbrauchern unterschieden. Zu ersteren werden alle Systeme gezählt, die auch bei ausgeschalteter Zündung vom Bordnetz versorgt werden und aktiv bzw. aktivierbar sind. Als Beispiele für solche Dauerverbraucher seien hier Diebstahlwarnanlage, funkgesteuerte Zentralverriegelung oder Standlicht genannt. Fahrverbraucher umfassen alle elektrischen Lasten, die nur während der Fahrt oder bei laufendem Motor zugeschaltet werden, wie beispielsweise das Abblendlicht oder die Heckscheibenheizung. Als zusätzliche Gruppe an Verbrauchern sind in Abschnitt 2.4 weitere Systeme aufgeführt, die bei Motorstillstand betrieben werden und hauptsächlich der Unterhaltung oder Komforterrhöhung des Fahrers in Ruhepausen dienen.

Das Bordnetz in schweren Lkw ist als Gleichspannungsnetz ausgeführt und wird in Europa klassischer Weise mit einer Nennspannung von 24 V betrieben, um ausreichend Leistung zum Starten der großen Dieselmotoren bereitzustellen. Die Ladeendspannung der Batterie bzw. die Nennspannung des Generators beträgt dabei etwa 28 V, weshalb bei einer generatorseitigen Betrachtung auch vom 28-V-Bordnetz gesprochen wird.

2.1.1 Energiespeicher im Bordnetz

Die zuvor erwähnten Energiespeicher sind im konventionellen Fahrzeugbordnetz als elektrochemische Batterien ausgeführt. Blei-Säure-Akkumulatoren agieren sowohl als Starterbatterie, um ausreichend elektrische Leistung zum Starten des Verbrennungsmotors bereitzustellen, als auch als Pufferspeicher, um bei veränderlicher Generator- oder Verbraucherleistung die Systemspannung im Bordnetz stabil zu halten. In Abbildung 2.1 sind verschiedene Energiespeichertechnologien in Abhängigkeit ihrer spezifischen Leistung und Energie in einem sogenannten *Ragone*-Diagramm nach [91] eingeordnet, wobei die Ordinate logarithmisch skaliert ist. Für die Positionierung weiterer Zellchemien in

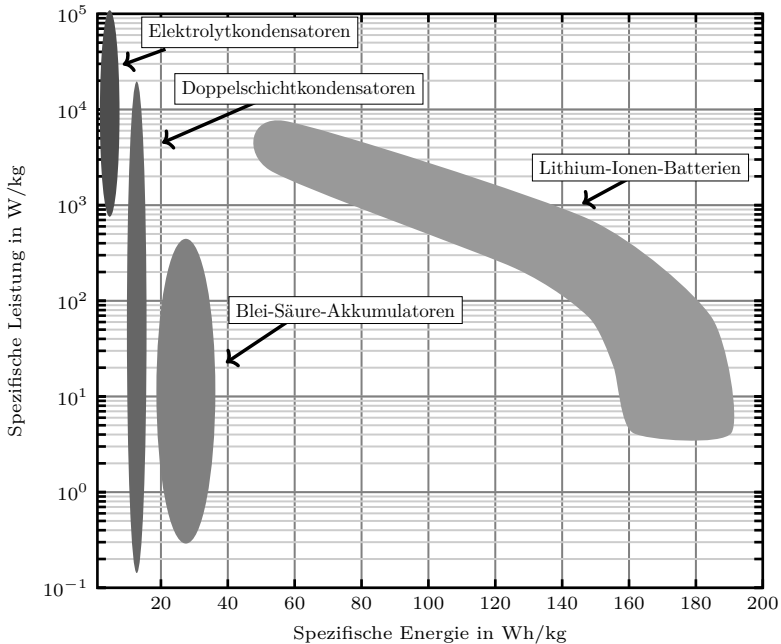


Abbildung 2.1: Vergleich unterschiedlicher Energiespeichertechnologien bezüglich ihrer spezifischen Leistung und Energie [91]

der Darstellung bzw. für weitere auch nicht elektrische Speichertechnologien sei auf [91] bzw. [184] verwiesen. Es ist zu erkennen, dass unterschiedliche elektrische Speicherarten unterschiedliche gravimetrische Leistungs- und Energiedichten besitzen. Es besteht ein Zielkonflikt zwischen finanziellem Aufwand und technischem Nutzen. Je nach Anwendungsfall ist für die Auslegung des Bordnetzes somit die geeignetste Variante in Bezug auf Eigenschaften und Kosten auszuwählen. Dabei bleibt der Sektor rechts oben in der Darstellung leer. Es muss demnach immer ein Kompromiss abgewogen werden zwischen hohen Leistungen oder hohen Energien, die der Speicher liefern kann.

Der Blei-Säure-Akkumulator hat sich dabei aufgrund ihrer geringen Kosten etabliert, auch wenn ihre Leistungs- und Energiedichte im Vergleich zu anderen Technologien eher gering ist. Weiterhin ist als nachteilige Eigenschaft der Blei-Säure-Akkumulatoren deren geringe Zyklisierbarkeit zu nennen. Das heißt, dass die Batterie bezogen auf ihre Lebensdauer nur einer relativ geringen Anzahl

an Ladungs- und Entladungszyklen unterzogen werden kann. Nach [197] sind das 300-600 Vollzyklen gegenüber 1000-5000 Vollzyklen mit Lithium-Ionen-Batterien.

In rot ist der Bereich dargestellt, den Lithium-Ionen-Batterien im *Ragone*-Diagramm abdecken. Dabei haben verschiedene Zellchemien stark unterschiedliche Charakteristiken. Lithium-Ionen-Batterien können sowohl als Energie- (rechter Randbereich) als auch als Leistungsbatterien (linker Randbereich) eingesetzt werden. Aus diesem Grund werden Lithium-Ionen-Batterien gleichermaßen in rein batterieelektrischen und hybridelektrischen Fahrzeugen als Traktionsbatterien genutzt. In vollelektrischen Fahrzeugen oder Plug-in-Hybriden ist die Energiedichte besonders wichtig, da diese deren Reichweite maßgeblich bestimmt. Bei Nutzfahrzeugen mit Mild-Hybridantrieb ist die elektrische Reichweite jedoch kein ausschlaggebender Faktor. Hier ist die Leistungsdichte essentiell, um mit möglichst hoher Leistung rekuperieren und durch dynamisches Boosten die VKM entlasten zu können [111]. Darüber hinaus zeigen Lithium-Ionen-Batterien eine geringe kalendarische und zyklische Alterung sowie eine gegenüber Blei-Säure-Akkumulatoren wesentlich geringere Selbstentladung. Sie eignen sich damit besonders für den Einsatz unter den oben genannten dynamischen Bedingungen in elektrifizierten Antrieben.

Als weitere Technologie zur Speicherung von elektrischer Energie im Bordnetz sind in Abbildung 2.1 Kondensatoren eingetragen. Grundsätzlich können diese sehr hohe Leistungen aufnehmen und abgeben, jedoch nur für sehr kurze Zeit, wegen ihrer geringen spezifischen Energie, wie es in der Darstellung abzulesen ist. Außerdem kann die Energie wegen der vergleichsweise großen Selbstentladung nur über geringe Zeiträume hinweg gespeichert werden. Unterschieden werden hier Elektrolytkondensatoren und Doppelschichtkondensatoren. Letztere werden auch als Supercaps oder Ultracaps bezeichnet. Im Gegensatz zu Batterien ist bei Kondensatoren die Leistungsabgabe unabhängig von der Temperatur und dem Ladezustand. Besonders in hybrid-elektrischen Stadtbussen eignen sich Supercaps zur kurzzeitigen Speicherung der rückgewonnenen Bremsenergie beim Stoppen an einer Haltestelle oder Ampel, um diese beim anschließenden Anfahren direkt wieder in den Antriebsstrang zurückzuspeisen [14]. In [147] werden Supercaps und Batterien kombiniert, indem sie parallel geschaltet werden. Supercaps dienen als Pufferspeicher in transienten Betriebspunkten und stützen dabei die Bordnetzspannung während dynamischer elektrischer Lastwechsel. Durch die kurzzeitige Aufnahme oder Abgabe höherer Ströme durch die Supercaps wird die Spitzenleistung des gesamten Systems erhöht. Außerdem wird über die Parallelschaltung die geringe Ladeakzeptanz der Batterie bei tiefen Temperaturen von unter 0°C kompensiert, um die Rekuperationsfähigkeit des Systems zu gewährleisten [151]. Unterschiedliche Rekuperationstopologien mit

gekoppeltem und entkoppeltem Doppelschichtkondensator werden in [34] diskutiert. Die Entkopplung und Anbindung über einen steuerbaren DC/DC-Wandler verhindert, dass im Gegensatz zu einer reinen Parallelschaltung Batterie und Kondensator unabhängig von einander geladen werden können. Somit kann die Zyklisierung der Batterie verringert und ihre Lebensdauer erhöht werden. Allerdings zeigt [205], dass die zyklische Alterung moderner Lithium-Ionen-Speicher weniger mit den transienten Belastungen als vielmehr mit der Entladetiefe zunimmt.

Aus Abbildung 2.1 wird ebenfalls deutlich, dass solch eine Kombination mehrerer Speichertechnologien die Vorteile der einzelnen im Gesamtsystem vereinen kann. So bleibt im Niedervoltbordnetz die Blei-Säure-Batterie erhalten, auch wenn zusätzlich ein Hochvoltbordnetz vorhanden ist, wie in Abschnitt 2.2 ausführlicher beschrieben. So werden transiente Lasten durch die zyklisierbare Lithium-Ionen-Batterie abgedeckt, während ein zweiter kostengünstiger Blei-Säure-Speicher mit hoher Kapazität eine ausreichend große Energiemenge für Dauerverbraucher bereitstellt.

2.1.2 Quellen elektrischer Energie im Bordnetz

Elektrische Energiequellen aus Sicht des Bordnetzes sind Energiewandler, in denen aus gespeicherten und mitgeführten Energieträgern elektrische Energie erzeugt wird. Dieser Wandlungsvorgang kann auch indirekt über mehrere Komponenten im Fahrzeug geschehen, wie es bei der am weitestverbreiteten und primären Energiequelle für das Bordnetz, dem Generator, der Fall ist. Die Energie im Kraftstoff wird von der VKM in mechanische Energie umgesetzt, wobei die dabei große Menge an erzeugter Wärme an dieser Stelle vernachlässigt wird. Der Generator wandelt die mechanische in elektrische Energie um und speist diese ins Bordnetz ein. Auf die Funktionsweise solcher Fahrzeuggeneratoren wird in Abschnitt 2.3.1 genauer eingegangen.

Gerade aber für moderne Leistungsbordnetze ergeben sich neue zusätzliche Möglichkeiten, effizient elektrische Energie zu gewinnen, um sie im Bordnetz oder Antriebsstrang einzusetzen. In vielen Forschungsarbeiten wird die Nutzung der Abwärme im Abgas durch EHR-Systeme (Exhaust Heat Recovery) untersucht. Einen Überblick über den Einsatz thermoelektrischer Generatoren in Automobilen gibt [138]. In [33] wird ein solches System mit einem 48-V-Bordnetz kombiniert. Als Alternative zum thermoelektrischen *Seebeck*-Effekt kann ein thermodynamischer *Rankine*-Kreisprozess genutzt werden, um in einer Wärmekraftmaschine mechanische Energie aus der Abgaswärme zu gewinnen. Mit dieser kann wiederum ein Generator betrieben werden, um zusätzlich das

Bordnetzes und elektrische Nebenverbraucher zu versorgen [196] oder um damit die elektrische Maschine eines hybriden Antriebsstrangs zu betreiben [56]. Bei Nutzfahrzeugen im Fernverkehr ist das kinetische Rekuperationspotenzial stark abhängig von der Streckentopographie, wohingegen der Abwärmestrom der VKM auf hohem Temperaturniveau ein konstantes thermisches Rekuperationspotenzial für ein EHR-System darstellt [206].

Eine weitere Gruppe von Energiequellen bilden Hilfsaggregate, eingesetzt als sogenannte Auxiliary Power Unit (APU). Dabei handelt es sich um unabhängige, fahrzeugseitige Aggregate, welche chemische in elektrische Energie wandeln. Sie sind beispielsweise als Gasturbine, zusätzlicher Verbrennungsmotor oder Brennstoffzelle ausgeführt [72]. Letztere wandelt aus Wasserstoff und Sauerstoff direkt elektrische Energie und erzeugt bei diesem Prozess keine weiteren Emissionen außer Wasserdampf. Elektrische Verbraucher können so komplett unabhängig von der VKM mit Energie versorgt werden [191], also auch zur Vermeidung des Leerlaufbetriebs des Motors während längeren Stand- und Pausenzeiten [28]. Bei allen APU-Konzepten als Quellen elektrischer Energie ist zu beachten, dass ein zusätzlicher chemischer Energieträger als Kraftstoff mitgeführt werden muss. Es kann mit diesen Systemen keine Verlustenergie zurückgewonnen werden.

Die Nutzung externer Energiequellen bietet ebenfalls Möglichkeiten, zusätzliche elektrische Energie für das Bordnetz zu erzeugen. Die Integration von photovoltaischen Zellen in das Fahrzeug wird bei [135] untersucht. Die Bedarfe des Bordnetzes sollen primär aus solarer Energie gedeckt werden, was jedoch tages- und jahreszeitlich und auch witterungsbedingt starken Schwankungen unterliegt. Außerdem ist ein Photovoltaiksystem für ein Nutzfahrzeug nach heutigem Stand der Kosten nicht wirtschaftlich. Als externe Quelle sei hier auch das Nachladen am Stromnetz oder an Ladestationen während der Standzeiten des Fahrzeugs genannt. Da dies den konzeptionellen Übergang zu Plug-in-Hybriden darstellt, wie sie in Abschnitt 2.5.1 beschreiben sind, wird an dieser Stelle nicht weiter darauf eingegangen.

2.2 Mehrspannungsbordnetze

In einem Fahrzeug können neben galvanisch getrennten elektrischen Netzwerken gleicher Spannungsebene auch mehrere Bordnetze verschiedener Spannungslagen vorhanden sein [39]. Da im Laufe der vergangenen Jahre immer weitere Steuergeräte und elektrische Verbraucher im Kraftfahrzeug Einzug gehalten haben und sich dieser Trend weiter fortsetzen wird, stoßen herkömmliche Bordnetzsysteme an ihre Leistungsgrenzen. Aus diesem Grund wurden in den 1990er

Jahren weitgehende Untersuchungen zu einer Spannungsebene von 42 V ange stellt (42-V-Initiative). Eine Auswahl an Beiträgen zu 42-V-Bordnetzen findet sich in [204] und [93], [112]. In den letzten Jahren hat sich das 48-V-Bordnetz in der Automobilindustrie etabliert [41, 195]. Die Vorteile und Beweggründe zur Einführung eines zweiten leistungsstärkeren Bordnetzes im Fahrzeug sind nach [29, 47, 148]:

- Elektrische Verbraucher mit höherer Leistungsaufnahme können betrieben werden, wie beispielsweise eine elektrifizierte Lenkung oder ein elektrifi zierter Klimakompressor [47].
- Diese Leistungsaktuatoren können bei höheren Spannungen effizienter ar beiten und in kompakterer Bauweise ausgelegt werden, wodurch Bauraum und Gewicht eingespart werden [47].
- Die Energieeffizienz des gesamten Bordnetzes wird verbessert, indem der ohmsche Widerstand und damit der Spannungsabfall und die Verlustlei stung in den Leitungen reduziert wird.
- Daraus folgt, dass bei gleichen Strömen und folglich gleichen thermischen Verlusten, mehr Leistung transportiert werden kann.
- Spannungseinbrüche im konventionellen Bordnetz zur Versorgung der Steuergeräte werden dadurch vermieden, dass Verbraucher mit hohen Anlaufströmen über die zweite Spannungsebene betrieben werden.

Im Folgenden wird von einer 48 V - 24 V Topologie ausgegangen, wobei alle Aussagen im Wesentlichen auch für sonstige Kombinationen von Bordspan nungsebenen gelten. Es werden in [150] grundlegend zwei verschiedene Archi tekturen unterschieden, um ein Mehrspannungsbordnetz in ein Fahrzeug zu integrieren. Eine Variante ist eine verbraucherseitige Inselnetzlösung, welche in Abbildung 2.2 schematisch dargestellt ist. Eine Alternative dazu ist die genera torseitige Erweiterung des Bordnetzes, wie sie in Abschnitt 3.3 abgebildet und beschrieben ist. Bei erstgenannter Architektur werden spezifische leistungsinten sive Verbraucher über einen unidirektionalen DC/DC-Wandler (Hochsetzsteller) mit der benötigten höheren Spannungslage versorgt. Das zusätzliche Netz ist hier somit verbraucherseitig angebunden. Für die alternative Topologie wird ein Generator mit der erhöhten Spannungslage eingesetzt, welcher gegebenenfalls auch in der Lage ist, die Aufgaben der Starters zu übernehmen und somit als Startergenerator bezeichnet werden kann. Das konventionelle Bordnetz wird über einen bidirektionalen DC/DC-Wandler an das Leistungsbordnetz angebunden. Dieser Ansatz bietet zusätzlich zu den zuvor genannten Vortei len noch die Möglichkeit zur Mild-Hybridisierung des Fahrzeugs [144], um durch die Hybridfunktionen den Kraftstoffverbrauch und somit Emissionen zu

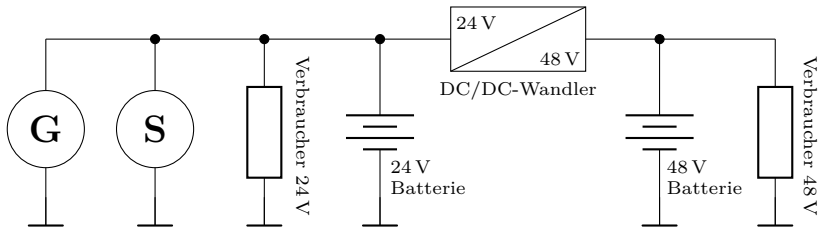


Abbildung 2.2: Schaltplan eines Mehrspannungsbordnetzes als Inselnetz mit 24 V und 48 V Domänen. Mit **G** bzw. **S** sind die elektrischen Maschinen Generator bzw. Starter gekennzeichnet.

reduzieren. Dies ist wegen der Regulierungen zu Flottenverbräuchen und CO₂-Zielen ein großer Motivator in der Automobilindustrie, auf die 48-V-Technik zu setzen. Sie bietet erhebliche Potenziale zur Einsparung von Kraftstoff bei relativ geringem Kosten- und Integrationsaufwand [106]. Beide Varianten der Bordnetzarchitektur haben gemeinsam, dass das konventionelle Bordnetz (12 V im Pkw bzw. 24 V im Lkw) erhalten bleibt. Argumente hierfür sind, dass viele etablierte Komponenten, wie Steuergeräte, Lampen und Displays auf die klassische Bordnetzspannung ausgelegt sind [199]. Weiterhin bieten die verbreiteten 12-V-Bleiakkumulatoren kostengünstig große Speicherkapazitäten im Gegensatz zu den eingesetzten Lithium-Ionen-Batterien für die erhöhte Spannungslage. Diese sind dennoch notwendig, um den Anforderungen an die Speicherzyklisierung durch den erhöhten Energiedurchsatz gerecht zu werden und um die hohen Ströme während der Bremsenergieerückgewinnung aufnehmen zu können [180].

2.2.1 Das 48-V-Bordnetz

Die Wahl von 48 V als zweite Spannungsebene im Fahrzeug resultiert aus einer Nutzen-Kosten-Abwägung. Einerseits bieten höhere Spannungen mehr Potenziale zur Kraftstoffeinsparung vor allem im Hinblick auf erweiterte Hybridfunktionen im Fahrzeug, aus den oben aufgeführten Gründen. Andererseits sind Hochvoltsysteme in Kraftfahrzeugen mit einer Gleichspannung von mehr als 60 V gemäß ISO-Norm [87] mit zusätzlichen Maßnahmen zur Absicherung verbunden und damit erheblich kostenintensiver in Entwicklung und Integration. Der Grenzwert von 60 V muss für jeden Betriebszustand des Systems unterschritten bleiben, wodurch die Nennspannung mit einem gewissen Abstand zu dieser Schwelle festgelegt wird. Somit ist sichergestellt, dass auch bei einer hohen Leistungsabgabe der EM im Generatorbetrieb keine Hoch-

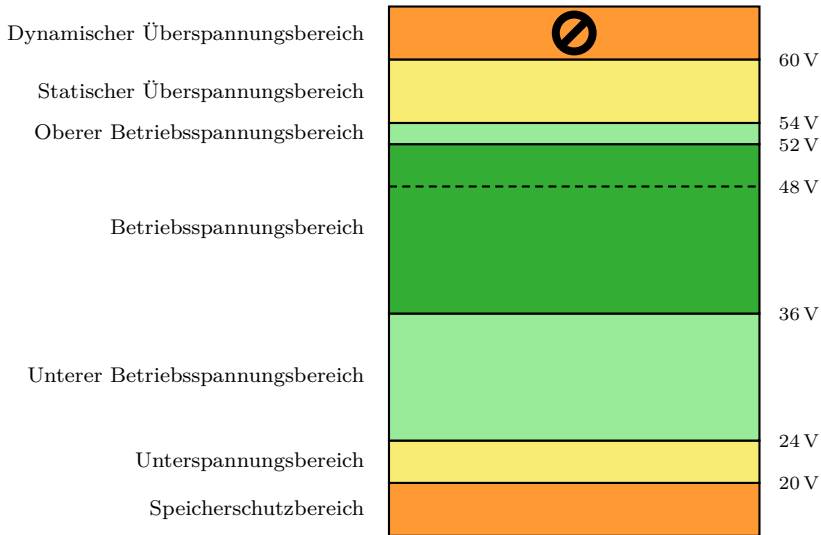


Abbildung 2.3: Eingrenzung der Spannungslevel im 48-V-Bordnetz nach [202]

spannung nach [87] auftritt. Die vorhandenen definierten Spannungslevel im 48-V-Bordnetz nach [202] sind in Abbildung 2.3 dargestellt. Weiterhin muss durch geeignete Maßnahmen sichergestellt werden, dass nicht nur der statische Überspannungsbereich schnellstmöglich wieder verlassen wird, sondern auch, dass bei Spannungen im oberen und unteren Betriebsspannungsbereich, wo jeweils nur eingeschränkte Funktionalitäten zur Verfügung stehen, umgehend gegengesteuert wird. Gegenmaßnahmen sind vor allem das Reduzieren der rekuperierten Leistung im oberen, bzw. das aktive Zuschalten des Generators im unteren Betriebsspannungsbereich.

2.2.2 Hochvoltssysteme

Die Auslegung des Energiebordnetzes erfolgt auf Basis der maximalen Leistungsaufnahme und -abgabe der jeweiligen Teilsysteme und Komponenten. Je weiter die Elektrifizierung im Antriebsstrang fortschreitet, desto höher wird der elektrische Leistungsbedarf und damit die Anforderungen an das Energiebordnetz. Wenn das Fahrzeug zumindest zeitweise rein elektrisch angetrieben werden

soll, wird ein Hochvoltbordnetz unumgänglich. Für schwere Nutzfahrzeuge ist das gerade im urbanen Lieferverkehr relevant, um den letzten Abschnitt der Route durch innerstädtische Gebiete lokal emissionsfrei zurückzulegen. Laut [25] verzehnfacht sich die nominale und mittlere Leistung im Bordnetz von Elektrofahrzeugen im Gegensatz zu konventionell angetriebenen. Die benötigten Kabelquerschnitte, welche zur Übertragung dieser Leistungen erforderlich sind, wären mit sehr hohen Kosten und zusätzlichem Gewicht verbunden. Weiterhin wäre bei derart großen Strömen die Verlustleistung in den Leitungen enorm [199]. Hohe Ströme bedeuten hohe C-Raten des Akkumulators, welche als Maß für die Stromstärke bezogen auf die Nennkapazität wesentlich für Alterungsprozesse in Batterien sind und diese ebenso stark belasten [78]. Die Topologie solcher Hochspannungsbordnetze entspricht der in Abschnitt 3.3 dargestellten. Dementsprechend bleibt das etablierte Niedervoltbordnetz vorhanden, um Komponenten geringer elektrischer Leistung weiterhin zu versorgen. Dabei entfällt jedoch der Niederspannungsgenerator und das konventionelle Bordnetz wird über einen DC/DC-Wandler aus dem Hochvoltnetz gespeist [26]. Dabei sind die Fahrzeugmasse, also die Karosserie, und der Rückleiter des Hochvoltsystems voneinander getrennt, um Störeinflüsse durch Hochleistungsverbraucher auf das konventionelle Bordnetz zu vermeiden [7].

2.3 Elektrifizierung von Nebenverbrauchern

Nebenverbraucher oder auch Nebenaggregate sind Komponenten im Fahrzeug, die zum dauerhaften und sicheren Betrieb des Verbrennungsmotors notwendig sind, die elektrische Energieversorgung sicherstellen und Sicherheits- und Komfortfunktionen ermöglichen [15]. Diese Hilfsaggregate sind mechanisch über den Riementrieb an der Motorvorderseite oder abtriebseitig über den Rädertrieb mit dem Hauptaggregat gekoppelt [6] und werden von ihm während des Betriebs mit mechanischer Energie versorgt. Die Nebenaggregate wandeln diese mechanische Energie in die jeweiligen Hilfsenergien der einzelnen Teilsysteme im Fahrzeug um. Dabei kommen überwiegend elektrische, pneumatische oder hydraulische Hilfsenergien zum Einsatz beispielsweise in den entsprechenden Teilsystemen Bordnetz, Druckluftbremse oder Lenkunterstützung. Der Energiebedarf aller Systeme im Nutzfahrzeug wird also durch gegebenenfalls mehrfache Wandlung durch den Hauptenergieträger Diesel gedeckt.

Da die umzusetzenden Vorgaben der EU [46] in Bezug auf die Reduktion der Emissionen und damit auf den Kraftstoffverbrauch ambitioniert sind, ist jedes auszuschöpfende Potenzial zu nutzen. Es rücken also auch Systeme in den Fokus der Untersuchungen, die nur einen relativ geringen Anteil am

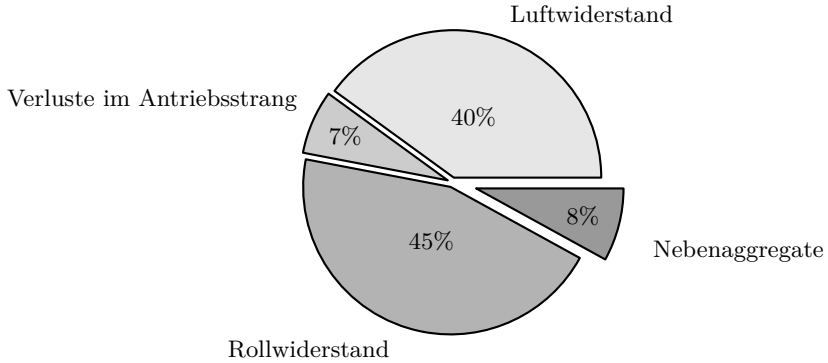


Abbildung 2.4: Verteilung der Energieanteile für einen schweren Fernverkehrs-Lkw in der Ebene bei 85 km/h nach [109]

Gesamtenergieverbrauch des Fahrzeugs haben. Wie in Abbildung 2.4 abzulesen ist, muss die von der VKM gewandelte mechanische Energie überwiegend für die Überwindung von Roll- und Luftwiderstand aufgebracht werden [109]. Der Anteil der Nebenverbraucher am Gesamtenergiebedarf ist mit unter 10 % angegeben. Dennoch summieren sich auch geringere Beiträge zur Reduktion des Kraftstoffverbrauchs auf und rechtfertigen somit den investierten Aufwand in die Optimierung dieser Systeme, wie hier der Nebenaggregate, um die gesetzten Ziele zu erreichen. Darüber hinaus ist zu erwarten, dass immer weitere leistungsstarke Systeme mit maßgeblichem Energiebedarf in zukünftige Fahrzeuge integriert werden.

Die Integration eines Energiebordnetzes, welches mehr Leistung als ein konventionelles Bordnetz transportieren kann, bietet die Möglichkeit, vormals mechanisch angetriebene Komponenten im Fahrzeug mit elektrischer Energie zu betreiben. Diese können somit unabhängig von der VKM und bedarfsgerecht betrieben werden. Indem durch elektrifizierte Hilfsaggregate ein sicherer Betrieb des Fahrzeugs für jeden Betriebszustand des Hauptaggregats sichergestellt wird, ist die notwendige Voraussetzung geschaffen, die VKM während der Fahrt abzustellen, worauf im folgenden Abschnitt 2.5 noch näher eingegangen wird.

2.3.1 Nebenverbraucher im Nutzfahrzeug

Für die Betrachtung der Nebenverbraucher im Nutzfahrzeug können diese nach [178] in drei Kategorien unterteilt werden:

- Primäre Nebenaggregate, welche für den uneingeschränkten Betrieb der VKM notwendig sind, vor allem im Hinblick auf Kühlung und Schmierung. Als Beispiele seien die Ölpumpe und die Wasserpumpe genannt.
- Sekundäre Nebenaggregate, die unterstützende Aufgaben übernehmen oder zum Fahrkomfort beitragen, wie beispielsweise die hydraulische Lenkunterstützung oder der Kompressor zur Klimatisierung der Fahrerkabine.
- Tertiäre Nebenaggregate, die im Rahmen dieser Arbeit nicht betrachtet werden. Sie dienen hauptsächlich zum Betrieb der Fahrzeugaufbauten, zum Beispiel die Laderaumkühlung oder über den Nebenabtrieb des Getriebes betriebene Komponenten.

Im restlichen Verlauf dieses Abschnitts soll der Stand der Technik jener Nebenverbraucher genauer betrachtet werden, die einen signifikanten Beitrag zum Energiebedarf einer Sattelzugmaschine haben [72].

Ölpumpe

Die Ölpumpe stellt eine ausreichende Schmierung und Kühlung des Motorblocks und der sich bewegenden oder drehenden Treibwerksteile sicher [6]. Indem sie über den Rädertrieb mit einer festen Übersetzung an die VKM gekoppelt ist, fördert sie dauerhaft, während des gesamten Betriebs des Motors drehzahlabhängig Öl durch den Ölkreislauf. Dabei erhöht sich die Leistungsaufnahmen nicht linear mit der Drehzahl, sondern wegen des konstant steigenden Druckniveaus überproportional zur Motordrehzahl. Diese hohen Drehzahlen werden aber hauptsächlich nur im Motorbremsbetrieb erreicht, wobei der gesamte Triebstrang von den Rädern angetrieben wird und somit kein Kraftstoff verbraucht wird.

Kühlmittelpumpe

Die Kühlmittelpumpe wird auch als Wasserpumpe bezeichnet, deren Aufgabe es ist, die Kühlflüssigkeit durch den Kühlkreislauf zu fördern. Im Gegensatz zur Ölpumpe ist die Wasserpumpe zwar in den Riementrieb integriert, aber wird im klassischen Fall durch die Riemenscheibe ebenso mit fester Übersetzung proportional zur Motordrehzahl betrieben. Durchschnittlich muss im Fernverkehr etwa 1 kW Leistung vom Motor für die Wasserpumpe aufgebracht werden. Da jedoch im Teillastbetrieb der VKM nur ein geringer Kühlmittelvolumenstrom und damit eine geringere Pumpendrehzahl erforderlich ist, wird in neueren Nutzfahrzeugmotoren eine geregelte Wasserpumpe eingesetzt. Diese ist über eine Magnetkupplung mit dem Riementrieb verbunden und kann in Abhängigkeit der erforderlichen Kühlleistung mehrstufig zu- und abgeschaltet oder auch

stufenlos geregelt werden [110]. Die Bestimmung des Kühlbedarfs erfolgt nicht nur über Motorlast und Temperatur, sondern auch je nach Betriebsart. Ist das Fahrzeug beispielsweise im Dauerbremsbetrieb, so wird die Wasserpumpe grundsätzlich voll zugeschaltet. Einerseits, um mit der Leistung der Pumpe zusätzlich zu bremsen und andererseits, um die Abwärme von Retarder und Motorbremse abzuführen.

Motorlüfter

Eine weitere Komponente des Kühlsystems ist der Motorlüfter. Die vom Kühlmittel aufgenommene Wärme wird durch den von der Kühlmittelpumpe erzeugten Volumenstrom zum Kühler, einem Wärmetauscher, transportiert. Im Falle von hoher Abwärme und geringen Fahrzeuggeschwindigkeiten, beispielsweise bei einer Bergauffahrt unter Vollast oder im Dauerbremsbetrieb durch den Retarder, muss dennoch eine ausreichende Durchströmung des Kühlers mit Umgebungsluft sichergestellt sein. Während solcher Fahrtzustände oder auch im Stand sorgt der Motorlüfter durch eine Zwangsbelüftung des Kühlmittelkühlers für einen ausreichenden Wärmeaustausch mit der Umgebungsluft. Bei maximaler Luftförderung kann der Lüfter Leistungen von bis zu 30 kW aufnehmen [82], die von der VKM bereitgestellt werden müssen. Um die Leistungsaufnahme des Lüfters bedarfsgerecht zu steuern, ist dieser über eine temperaturgeregelte Viskositätskupplung mit der Kurbelwelle des Motors verbunden [6].

Klimakompressor

Der Klimakompressor oder auch Kältemittelverdichter ist die Komponente des Kältekreislaufes der Klimaanlage mit dem größten Energiebedarf. Die kontinuierliche Förderung des Kältemittels durch den Kältekreislauf wird durch den Klimakompressor sichergestellt. Dieser saugt das gasförmige Kältemittel im thermodynamischen Kreisprozess an und verdichtet es isentrop, bevor es im Kondensator durch den Entzug von Wärme wieder isobar verflüssigt wird. Nach einer weiteren Abkühlung durch die isenthalpe Expansion des Kältemittels nimmt dieses im Verdampfer wieder Wärme auf und der Kreisprozess beginnt erneut [65]. Der Klimakompressor wird über den Riementrieb angetrieben. Er besitzt eine Magnetkupplung, die den Kompressor von der Riemenscheibe trennen kann, sodass dieser kein Moment aufnimmt, wenn er nicht benötigt wird [5] und somit ein getakteter Betrieb realisiert wird.

Druckluftkompressor

Zum Betrieb des Druckluftsystems im schweren Nutzfahrzeug, ist als weiterer Verdichter unter den Nebenaggregaten der Druckluftkompressor (auch "Luftpresse" genannt) notwendig. Dessen Aufgabe ist es, ausreichend Druckluft für

die Funktion der pneumatisch betätigten Komponenten im Fahrzeug bereitzustellen. Der Luftpresser saugt Luft an, verdichtet sie und fördert diese in die Druckluftspeicher. Gesteuert wird dieser Prozess von der Electronic Air Processing Unit (EAPU), welche das Druckniveau im System überwacht und entsprechend den Verdichter zuschaltet. Der Luftpresser wird über den Rädertrieb von der VKM dauerhaft betrieben. Eine komplette Abschaltung ist somit nicht möglich, für den Fall, dass keine Kupplung verbaut ist. Jedoch kann der Luftpresser in den Leerlauf geschaltet werden, sodass er nur gegen den Umgebungsdruck fördern muss. Nur im Fördermodus arbeitet der Luftpresser gegen den Systemdruck in der Druckleitung und fördert Druckluft in das System. Dabei beträgt die Leistungsaufnahme des Verdichters bis zu 6 kW [72]. Die Zuschaltung des Luftpressers geschieht abhängig vom aktuell vorherrschenden Luftdruck im System und dem aktuellen Fahrzustand. Dabei werden zwei unterschiedliche Druckniveaus als Schaltschwellen berücksichtigt. Im Schubbetrieb wird der Luftpresser bereits bei Unterschreitung eines höheren Druckniveaus wieder zugeschaltet und bleibt bis zu einem erhöhten Systemdruck aktiv. So wird der Luftpresser bevorzugt betrieben, während kein Kraftstoff verbraucht wird, um dabei gezielt Energie in Form von Druckluft im System zu speichern. Im befeuerten Zugbetrieb liegen die Schwellen der Druckniveaus von Zu- und Abschaltung jeweils etwas niedriger, um den Luftpresser nur bei systemseitiger Notwendigkeit zu aktivieren [82].

Servoölpumpe

Im schweren Nutzfahrzeug ist die Lenkunterstützung aufgrund hoher Achslasten und damit hohen auftretenden Kräften am Lenkgestänge hydraulisch ausgeführt. Der zur Lenkunterstützung notwendige Öldruck wird durch die hydraulische Servoölpumpe bereitgestellt, welche auch als Lenkhilfpumpe bezeichnet wird. Diese wird über den Rädertrieb an der Motorrückseite angetrieben. In Abhängigkeit von der Motordrehzahl wird ein Volumenstrom generiert, der bei Geradeausfahrt mit einem geringen Durchflussdruck durch das Lenkgetriebe und den Hydrauliköltank zirkuliert [80]. Da die Pumpe also dauerhaft Öl fördert, benötigt sie dabei auch ohne Lenkbewegungen ständige Leistung vom Verbrennungsmotor. Wird eingelenkt, so wird Hydrauliköl durch den Verteilerschieber in den Arbeitsraum der Lenkunterstützung geleitet. Der Strömungswiderstand nimmt bei zunehmendem Lenkeinschlag zu. Somit muss die Lenkhilfpumpe gegen einen höheren Druck fördern und nimmt demnach mehr Leistung auf. Im modernen Fahrzeugen ist die Servoölpumpe als Axialkolbenpumpe mit variabler Verdrängung ausgeführt, wodurch die Fördermenge und damit die Leistungsaufnahme geschwindigkeits- und lenkkraftabhängig geregelt werden kann. Darüber hinaus existieren elektrohydraulische Konzepte

mit überlagerten Unterstützungsprinzipien. Diese Systeme ermöglichen auch Fahrerassistenzsysteme, welche aktive Lenkeingriffe vornehmen. Außerdem kann damit die Verfügbarkeit der Lenkunterstützung auch während Phasen mit abgestelltem Verbrennungsmotor sichergestellt werden.

Elektrischer Generator

Da historisch der erste elektrische Verbraucher im Fahrzeug die Beleuchtung war, wird der Generator zur Versorgung des Fahrzeugs mit elektrischer Energie auch Lichtmaschine genannt. Wie bereits in Abschnitt 2.1 beschrieben, ist der Generator zentraler Bestandteil des Bordnetzes und wandelt mechanische in elektrische Energie. Der Generator wird mit fester Übersetzung über den Riementrieb von der VKM angetrieben. Der so erzeugte Strom ist maßgeblich abhängig von der Motordrehzahl. Somit ist die Nenndrehzahl der elektrischen Maschine auf die zeitlich häufigste Drehzahl während des Fahrbetriebs ausgelegt, um den Energiebedarf der Verbraucher zu decken und gleichzeitig die Batterie zu laden. Hauptsächlich sind konventionelle Generatoren im Automobilbereich als Klauenpolgeneratoren ausgeführt [143], welche wegen der dreiphasigen Ständerwicklung grundsätzlich zu den Drehstrommaschinen gehören. Die integrierte Leistungselektronik richtet den erzeugten Drehstrom mittels einer B6-Diodenbrücke gleich, um ihn direkt ins Gleichspannungsbordnetz speisen zu können. Außerdem versorgt die Leistungselektronik mit integriertem Feldregler die Erregerwicklung im Rotor mit dem entsprechenden Erregerstrom [209]. Durch diesen kann in Abhängigkeit der momentanen Ladespannung der Bordnetzatterie, der Generator Drehzahl und der Last im Bordnetz die Leistungsabgabe des Generators gesteuert werden. Dabei wird durch Pulsweitenmodulation der Strom durch die Rotorwicklung eingeregelt [153]. Das Ziel ist es unter dem Einfluss der oben genannten Abhängigkeiten als Störgrößen die Bordnetzspannung konstant zu halten [154]. Aus Sicht des Bordnetzes agiert der Generator demnach als spannungsgeregelte Stromquelle. In modernen sogenannten Compact-Generatoren sind Multifunktionsregler integriert, worin zusätzlich der aktuelle Betriebszustand des Antriebsstrangs berücksichtigt wird. So existieren Load-Response-Funktionen, die unterteilt in die Zustände Motorstart und Fahrt, die Lastzuschaltung des Generators steuern. Zum einen wird während Brems- oder Schubphasen die Generatorspannung angehoben, um die Batterie aktiv zu laden, da hier eine zusätzliche Last durch den Generator am Motor keinen erhöhten Kraftstoffverbrauch zur Folge hat. Diese Funktion wird bereits als Rekuperation bezeichnet, also Rückgewinnung von Bremsenergie (Mikro-Hybridisierung beim Pkw). Andererseits wird nach Möglichkeit die Last am Verbrennungsmotor durch den Generator reduziert, indem dessen Spannung abgesenkt wird. Als Schnittstelle zur Motorsteuerung dient hier der LIN-Bus,

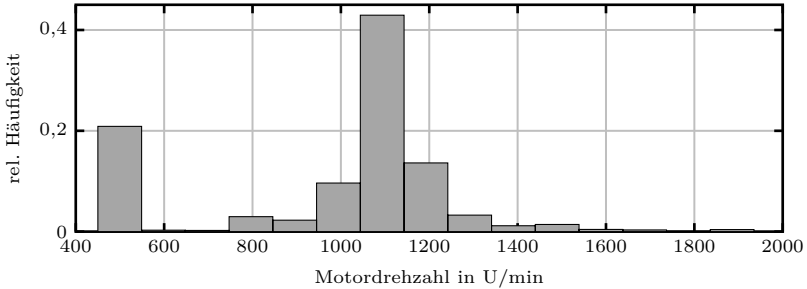


Abbildung 2.5: Häufigkeitsverteilung der Motordrehzahl für einen Lkw mit Gesamtgewicht 40 t auf der Strecke Stuttgart-Hamburg-Stuttgart

weshalb diese Systeme häufig als LIN-Generatoren bezeichnet werden [82].

2.3.2 Vorteile elektrifizierter Nebenverbraucher

Alle konventionell von der VKM angetriebenen Nebenaggregate sind auf den Worst Case ausgelegt. Das heißt, sie sind so dimensioniert, dass auch im ungünstigsten Betriebszustand des Verbrennungsmotors ein zuverlässiger Betrieb sichergestellt ist. Ein solcher Extremfall besteht, wenn bei niedrigen Motordrehzahlen hohe Leistung vom Nebenverbraucher gefordert ist. Als Beispielszenario sei hier das Lenken im Stand genannt. Die erforderliche Kraft, die von der Lenkunterstützung aufgebracht werden muss, ist in diesem Fall maximal, während die VKM nur mit Leerlaufdrehzahl arbeitet. In Abbildung 2.5 ist die relative Häufigkeit der Motordrehzahl für einen schweren Lkw auf der Strecke Stuttgart - Hamburg und zurück dargestellt. Es ist zu erkennen, dass der Verbrennungsmotor hauptsächlich bei ca. 1100 Umdrehungen pro Minute arbeitet, was aus der typischen Fahrzeuggeschwindigkeit von etwa $85 \frac{\text{km}}{\text{h}}$ auf der Autobahn resultiert. Diese typische und häufigste Drehzahl wird als *Marschdrehzahl* bezeichnet. Um das oben genannte Beispiel der Lenkhilfpumpe aufzugreifen, sei hier erwähnt, dass gerade bei Marschdrehzahl auf der Autobahn kaum Lenkunterstützung notwendig ist [177].

Nur rund ein Fünftel der Zeit befindet sich der Motor im Leerlauf, worauf die meisten mechanisch angetriebenen Nebenverbraucher ausgelegt sind. Tabelle 2.1 listet nach [20] die Extremfälle der Betriebspunkte für einige Nebenaggregate auf, worauf das Design der Komponenten ausgelegt ist, um gerade bei niedrigen Drehzahlen hohen Leistung abzugeben [70]. So wird beispielsweise von der Ölpumpe die maximale Ölfördermenge benötigt, wenn bei heißem Öl und

Tabelle 2.1: Auslegungskriterien für verschiedene Nebenaggregate

Komponente	Zustand VKM	Umgebungsbedingungen
Wasserpumpe	geringe Drehzahl, hohe Last	heiße Umgebungstemperaturen
Ölpumpe	Leerlauf	Motorstart im heißen Zustand, niedrige Ölviskosität
Lüfter	geringe Drehzahl, hohe Last	heiße Umgebungstemperaturen, Fahrzeugstillstand
Klimakompressor	Leerlauf	Cooldown im Stand im Sommer
Luftpresser	Leerlauf	Abfahrtbereitschaft möglichst schnell herstellen
Lenkhilfpumpe	Leerlauf	Rangieren und Lenken im Stand
Generator	Leerlauf	Nachtfahrt im Winter

entsprechend niedriger Viskosität die Schmierung und Kühlung aller Lager sichergestellt werden muss. Der für die Auslegung der Ölpumpe relevante Extremfall tritt bei ebensolchen Umgebungsbedingungen in Kombination mit einer geringen Drehzahl der VKM oder dem Motorstart auf [20].

Diese Auslegungskriterien haben zur Folge, dass fest an die Kurbelwelle gekoppelte Nebenaggregate für fast 80 % der Betriebspunkte des normalen Fahrbetriebs überdimensioniert sind. Der Wirkungsgrad der Komponenten nimmt bei zunehmenden Drehzahlen deutlich ab [70]. Es wird mehr Leistung aufgenommen und von den Aggregaten gewandelt als benötigt, was zu zusätzlichem Energie- und damit Kraftstoffverbrauch führt. Beispielsweise fördern die verschiedenen Pumpen dementsprechend einen höheren Volumenstrom als zur Schmierung oder Kühlung der Komponenten benötigt wird. Zwar sind Kupplungssysteme oder Getriebe in der Lage die direkte Kopplung der Nebenverbraucher an die Kurbelwelle auflösen, dennoch kann damit nicht unabhängig von der VKM agiert werden, da dieser weiterhin die Antriebsleistung für die Komponenten liefern muss. Eine Elektrifizierung der Nebenaggregate bietet dahingegen folgende zusammengefasste Vorteile nach [107, 119, 167]:

- Vom Verbrennungsmotor und dessen Drehzahl unabhängiger Betrieb, sowohl im Stand, als auch während der Fahrt. Dabei kann der Motor auch gänzlich abgestellt sein, da die Antriebsleistung für die Aggregate

von elektrischen Maschinen, versorgt aus dem Bordnetz, aufgebracht wird.

- Bedarfsgesteuerter Einsatz der Nebenaggregate, sodass diese durchgängig nur mit der vom jeweiligen Teilsystem benötigten Leistung betrieben bzw. nur zu den entsprechenden Zeitpunkten aktiviert und zugeschaltet werden.
- Wahl einer individuellen wirkungsgradoptimalen Drehzahl für jede Komponente, diese zu betreiben, solange sichergestellt ist, dass Leistungsanforderungen erfüllt werden.
- Downsizing der einzelnen Komponenten, da diese nicht mehr auf den Worst Case bezogen auf die Drehzahl der VKM ausgelegt sein müssen. So lassen sich neben der aufgenommenen Leistung auch Gewicht und Kosten des Bauteils reduzieren.

Das gemeinsame Ziel dieser Ansätze ist die Reduktion des Gesamtenergiebedarfs aller Aggregate. Neben den bisher genannten energiesparenden Potenzialen elektrifizierter Nebenverbraucher entstehen durch die Auflösung der mechanischen Kopplung auch Vorteile in der Anordnung und dem Einbauort der Komponenten. Diese können aus der sehr warmen Umgebung des Motorraums entfernt werden und theoretisch frei am Fahrzeug positioniert werden. Dabei lassen sich auch durch geschickte Wahl des Einbauorts Leitungen einsparen oder verkürzen [107]. Da die vier oben aufgelisteten Kernvorteile elektrifizierter Nebenverbraucher sich gegenseitig beeinflussen und sich damit teilweise überschneiden [166], werden die einzelnen Punkte im Folgenden anhand von Beispielen ausgeführt.

Unabhängigkeit vom Verbrennungsmotor

Der Betrieb eines Nebenaggregats unabhängig von der Drehzahl des Verbrennungsmotors macht die Komponente auch unabhängig vom Fahrzustand. Dies bietet die Möglichkeit ein Nebenaggregat mit dem zugehörigen Teilsystem zu jedem beliebigen Zeitpunkt zu betreiben. Zum einen wird das Abstellen der VKM ermöglicht, ohne dass auf die Einsatzbereitschaft des Teilsystems verzichtet werden muss. Beispielfür hierfür ist die Klimatisierung im Stand, während längerer Fahrpausen. Ein elektrischer Klimakompressor nutzt die gespeicherte Energie des Batteriesystems und das Zuschalten der VKM im Stand wird vermieden [13]. Auch während der Fahrt kann die VKM abgestellt werden, wenn sichergestellt ist, dass obligatorische oder sicherheitsrelevante Systeme des Fahrzeugs durch elektrische Energie betrieben werden können. Zum anderen ist eine Anpassung der Leistung einzelner Nebenaggregate während des Fahrbetriebs möglich. Einerseits kann dabei ein Nebenaggregat abgeschaltet oder die

gewandelte Leistung reduziert werden, um die VKM in Vollastphasen zu entlasten und deren Leistung bestmöglich zum Vortrieb einzusetzen. Andererseits beinhaltet eine vom Hauptaggregat unabhängige Steuerung von Nebenaggregaten auch beispielsweise das Zuschalten des Generators im Schubbetrieb. Dort kann kinetische Energie des Fahrzeugs für das elektrische Bordnetz zurückgewonnen werden, weshalb auch von einer Nutzbremmung durch die Komponente gesprochen wird [166].

Bedarfsgerechte Ansteuerung

In vielen Arbeiten wird das Wärmemanagement im Kraftfahrzeug untersucht und dessen Verbrauchseinsparungspotenzial evaluiert. Insbesondere die bedarfsgerechte Regelung der Kühlmittelpumpe und des Kühlerlüfters bieten Möglichkeiten zur energetischen Verbesserung des Gesamtsystems [30, 70, 83, 107, 121, 173]. Zum einen wird der Energiebedarf direkt reduziert, indem die Teilsysteme nur bei Bedarf aktiv sind und Leistung aufnehmen. Eine elektrisch betriebene Kühlmittelpumpe kann in Abhängigkeit der thermischen Belastung der VKM und nicht ihrer Drehzahl gesteuert werden. Eine momentan überflüssige Energiewandlung unterbleibt. Der Kühlmittelstrom wird gezielt beeinflusst und optimiert, um das Thermomanagement des Fahrzeugs zu unterstützen, wobei gleichzeitig die Gesamtenergieaufnahme der Pumpe reduziert wird. Zum anderen kann durch bedarfsgerecht geregelte Kühlkomponenten indirekt der Kraftstoffverbrauch und die Emissionen der VKM beeinflusst werden. So verringert eine Verkürzung der Warmlaufphase des Motors durch eine abgeschaltete Kühlmittelpumpe die Dauer der Kaltstartanreicherung mit erhöhtem Dieserverbrauch. Als Nebeneffekt steht dadurch schneller ausreichend Abwärme zur Heizung der Fahrerkabine zur Verfügung. Des Weiteren ermöglichen die steuerbaren Nebenaggregate jederzeit den Betrieb der VKM im günstigsten Temperaturbereich in Bezug auf Kraftstoffverbrauch bzw. Schadstoffemissionen.

Wirkungsgradoptimierter Betrieb

Eine freie Wahl der Antriebsdrehzahl eines Nebenverbrauchers bietet die Möglichkeit diesen mit der individuell optimalen Drehzahl in Bezug auf dessen Wirkungsgrad zu betreiben. So basiert die Auslegung nicht auf dem Worst Case, wie in Tabelle 2.1 beschrieben, sondern die Aggregate können durch das spezielle Design auf den Hauptanwendungsbereich über weite Phasen des Betriebs im Bereich ihres maximalen Wirkungsgrades betrieben werden. Auch am obigen Beispiel einer elektrifizierten Wasserpumpe wird dies in [30] hervorgehoben.

Ein weiteres Beispiel ist ein elektrifizierter Luftpresser. Dieser muss nicht auf den weiten Drehzahlbereich der VKM ausgelegt werden, sondern kann mit

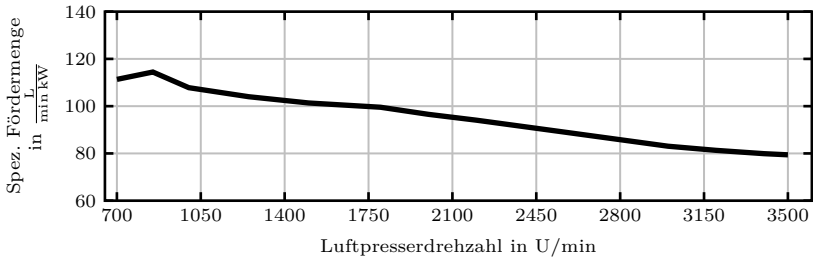


Abbildung 2.6: Spezifische Fördermenge eines elektrifizierten Luftpressers nach [172] über dessen Drehzahl

dessen wirkungsgradoptimaler Luftpresserdrehzahl betrieben werden. Diese Drehzahl wird in [172] anhand der spezifischen Fördermenge bestimmt. Diese gibt das geförderte Luftvolumen pro Zeit bezogen auf die Leistungsaufnahme an. Diese ist in Abbildung 2.6 für einen Gegendruck von 12,5 bar über der Drehzahl der Antriebswelle des Luftpressers dargestellt. Für steigende Drehzahlen verringert sich die spezifische Fördermenge des Luftpressers. Die ist damit zu erklären, dass die Leistungsaufnahme zunimmt, was auf eine erhöhte Reibung bei höheren Drehzahlen zurückzuführen ist. Anhand des Verlaufes des spezifischen Fördervolumens ist für den betrachteten Luftpressor erkennbar, dass eine Drehzahl von etwa 850 U/min die effizienteste ist, bei welcher am meisten Volumen pro Zeit und aufgewandeter Leistung gefördert wird. Da die Luftpresserdrehzahl durch die Elektrifizierung frei von einem Elektromotor vorgegeben werden kann, ist es möglich ihn im Normalbetrieb bei dieser optimalen Drehzahl zu betreiben. Dennoch besteht der Freiheitsgrad, den Kompressor abzuschalten, wenn das Druckniveau im System ausreichend ist, bzw. die Drehzahl und damit die Förderleistung des Verdichters anzuheben, wenn kurzzeitig mehr oder schneller Druckluft bereitgestellt werden soll.

Downsizing der Nebenaggregate

Zu Beginn dieses Abschnitts 2.3.2 wurde bereits die Hydraulikpumpe der Lenkunterstützung als für den Normalbetrieb überdimensioniertes Bauteil erwähnt. Durch die Entkopplung von Pumpen- und Verbrennungsmotordrehzahl muss die große Drehzahlspreizung der VKM bei der Auslegung nicht berücksichtigt werden, sodass die Hydraulikeinheit kleiner und somit energiesparender gestaltet werden kann [119]. In [149] werden anhand des erforderlichen Volumenstroms für die Lenkung während drei charakteristischer Fahrzustände die optimalen Parameter einer elektrifizierten Lenkhilfpumpe bestimmt. Durch die

se bedarfsgerechte Festlegung von Verdrängungsvolumen der Pumpe und dem Maximalmoment des integrierten Elektromotors ist es möglich Baugröße des Lenksystems zu reduzieren. Dieses durch die Elektrifizierung mögliche Downsizing begrenzt gleichzeitig die maximale Leistungsaufnahme der Lenkhilfpumpe und bietet so zusätzliche Einsparpotenziale in Bezug auf den Kraftstoffverbrauch [149].

2.4 Energieversorgung im Stand

Die Dieselmotoren werden bei schweren Lkw im Fernverkehr häufig während Standzeiten im Leerlauf betrieben. Zum einen, um bei sehr tiefen Temperaturen im Winter Motor und Diesel warm zu halten [186]. Zum anderen, um die Fahrerkabine zu heizen oder zu kühlen und ausreichend Energie für elektrische Kleingeräte zur Verfügung zu haben. Die Fahrer, die auf weiten Strecken im Fernverkehr im Einsatz sind, wohnen teilweise in den Fahrzeugen, sodass ein möglichst komfortabler Schlafplatz und auch kleine Kochmöglichkeiten integriert sind. Als Beispiele nennt [6] unter anderem TV-Geräte, Kaffeemaschinen, Mikrowellengeräte, Heiz- und Klimageräte, sowie die Innenbeleuchtung. In diesem Zusammenhang wird auch von Hotelfunktionen, Hotel-Power oder *Hotelling* gesprochen. Um diese elektrischen Verbraucher im Stand nicht über den Generator durch die VKM versorgen zu müssen (was in den USA bereits verboten ist), können zusätzliche Speichermöglichkeiten in das Fahrzeug integriert werden. Dazu gehört auch die zusätzliche zyklenfeste Batterie eines zweiten Energiebordnetzes oder eine in Abschnitt 2.1.2 beschriebene APU [48]. Die elektrische Versorgung durch einen externen Anschluss an das Stromnetz zur Vermeidung von Leerlauf der VKM während der Standzeit ist in [53] untersucht, wobei in [86] beschrieben ist, zu diesem Zweck zusätzliche Batterien ins Fahrzeug zu integrieren.

Die Nutzung der durch die fortschreitende Elektrifizierung mittels eines 48-V-Bordnetzes bereits vorhandenen Komponenten vermeidet dabei die Integration von zusätzlichen Aggregaten, wie in den oben genannten Untersuchungen. So ist beispielsweise keine separate Standklimaanlage notwendig, wenn im Stand bei abgeschalteter VKM die elektrifizierte Klimaanlage, versorgt über das 48-V-Bordnetz, genutzt wird. Ebenso entfällt das Mitführen von zusätzlichen Batterien nur für die Energieversorgung im Stand, da diese, begründet durch die weiteren Vorteile eines 48-V-Bordnetzes, bereits im Fahrzeug vorhanden sind.

Die Vermeidung des Betriebs der VKM im Leerlauf, um die Klimaanlage zu betreiben oder die Batterie zu laden, verringert neben dem Kraftstoffverbrauch

des Fahrzeugs auch den Verschleiß des Motors, sowie Lärmemissionen. Durch eine geeignete vorausschauende Strategie des Batteriemanagementsystems kann anhand der Lenkzeit des Fahrers eine kommende Pause prädiziert werden. In diesem Fall werden die Ladezustände der Energiespeicher im Fahrzeug durch Rekuperation angehoben, um nicht nur während der Standzeit ein Zuschalten der VKM wegen eines Mangels an elektrischer Energie im System zu unterbinden, sondern auch diesen Energiebedarf während des Stillstandes durch zurückgewonnene Bremsenergie ohne zusätzlichen Kraftstoffverbrauch zu decken [58, 179].

2.5 Elektrifizierung im Antriebsstrang

Die Einführung weiterer, erhöhter Spannungslagen in Form von Mehrspannungsbordnetzen beinhaltet nicht nur die Chance durch die Elektrifizierung von Nebenaggregaten Kraftstoff einzusparen, indem diese Verbraucher bedarfsgerecht und mit verbessertem Wirkungsgrad betrieben werden. Viel mehr lässt sich das zusätzliche Angebot an elektrischer Energie im Fahrzeug in dessen Antriebsstrang nutzen. Durch die umgekehrte Energiewandlung im Generator lässt sich aus der elektrischen wiederum mechanische Energie wandeln, welche zum Vortrieb des Fahrzeugs eingesetzt werden kann. Die zusätzliche erhöhte Spannungslage ermöglicht es, die dafür benötigten leistungsstarken Aktuatoren zu betreiben.

Eine Kombination aus mehreren unterschiedlichen Energiespeichern und Energiewandlern im Antriebsstrang eines Fahrzeugs wird Hybridantrieb genannt. Bei Weitem am Häufigsten ist die Kombination von verbrennungsmotorischen und elektrischen Antriebssystemen, welche als hybridelektrischer Antrieb bezeichnet wird. Die VKM und eine EM fungieren als Energiewandler, während Kraftstofftank und Batterien oder Supercaps, wie sie in Abschnitt 2.1.1 beschrieben sind, als Energiespeicher dienen. In diesem Zusammenhang werden die Batterien speziell als Traktions- oder Hybridbatterien bezeichnet.

Die Verknüpfung zweier unterschiedlicher Technologien in einem Hybridfahrzeug kombiniert deren Vorteile und eliminiert auf diese Weise nachteilige Eigenschaften einzelner Ansätze im Gesamtsystem. Ein hybridelektrisches Fahrzeug profitiert sowohl von der hohen Reichweite und Energiedichte der VKM und des Kraftstofftanks, als auch vom hohen Wirkungsgrad einer EM und der Möglichkeit, Energie zu rekuperieren und zwischenzuspeichern. Bei geeigneter Auslegung der elektrischen Komponenten im Antriebsstrang ist lokal emissionsfreies, rein elektrisches Fahren möglich. Dies ist besonders in urbanen Gebieten

und Innenstädten gefragt, wobei auf längeren Überland- und Autobahnfahrten der Verbrennungsmotor absehbar dominieren wird [209].

Hybridelektrische Fahrzeuge werden anhand ihrer Antriebskonfigurationen und dem Verhältnis der installierten elektrischen und verbrennungsmotorischen Leistung differenziert [209]. Die Topologien elektrischer Hybridfahrzeuge sind

- serieller Hybridantrieb,
- paralleler Hybridantrieb und
- leistungsverteilter Hybridantrieb

und werden im folgenden Abschnitt 2.5.1 detailliert beschrieben. Im darauffolgenden Abschnitt 2.5.2 werden die Hybridisierungsgrade

- Mikro-Hybrid,
- Mild-Hybrid,
- Voll-Hybrid und
- Plug-in-Hybrid

dargestellt und unterschieden.

Daneben existieren vielfältige weitere Typen von Hybridantrieben. Mechanische Hybridfahrzeuge speichern kinetische Energie mithilfe eines Schwungrades als Rotationsenergie. Diese wird mechanisch über ein Getriebe an den Triebstrang zurückgegeben [69]. Besteht Bedarf sehr hohe Leistung in kurzer Zeit aus dem kinetische Speicher abzurufen, wird die Rotationsenergie mittels einer EM in elektrische Energie gewandelt und zum Vortrieb genutzt [144]. Ebenso werden hydraulische oder pneumatische Hybridantriebe eingesetzt, wobei die Energie durch Pumpen in Druckspeicher rekuperiert und umgekehrt wieder abgegeben wird [18]. Mit einer Brennstoffzelle ausgestattete Fahrzeuge zählen ebenso zu den Hybriden [79]. Um transiente Leistungsanforderungen im Antriebsstrang zu decken, wird die Energie aus einer Batterie eingesetzt. Die Brennstoffzelle arbeitet dagegen in einem stationären Betriebspunkt, um möglichst konstant die Batterie nachzuladen. Somit sind durch Wasserstofftank und Batterie bzw. mit Brennstoffzelle und EM jeweils zwei Energiespeicher bzw. Energiewandler im Antriebsstrang vorhanden.

Zusammenfassend lassen sich nach [84, 144, 155] drei Vorteile von Hybridantrieben gegenüber konventionellen Antriebssträngen mit ausschließlich einer VKM nennen:

- Reduzierung des Gesamtkraftstoffverbrauchs
- Verringerung der Emissionen, sowohl in Bezug auf Abgase, als auch auf Lärm, bei elektrischer Fahrt
- Steigerung der Antriebsleistung und Fahrdynamik

Allerdings gibt es auch nachteilige Aspekte eines Hybridantriebs. Dazu gehört in erster Linie das zusätzliche Gewicht, das mitgeführt werden muss und somit in erster Linie zu einem Mehrbedarf an Traktionsenergie führt. Besonders die Batterien, aber auch die sonstigen zusätzlichen Komponenten für den Hybridantrieb verursachen einen deutlich höheren Anschaffungspreis. Die mehrfache Wandlung der Energie im Antriebsstrang beaufschlagt den Prozess mit zusätzlichen Verlusten durch die einzelnen Wirkungsgrade [209]. Aus diesen Gründen ist neben der obligatorischen sorgfältigen Auslegung der Komponenten eine intelligente Betriebsstrategie wichtig, um die Potenziale hybridelektrischer Antriebe zu nutzen [74].

Auch für Nutzfahrzeuge werden hybridelektrische Antriebe intensiv untersucht. Dabei unterscheiden sich die Ansätze vor allem im Hybridisierungsgrad (siehe Abschnitt 2.5.2), beispielsweise bei [94], [43] oder [92]. Die Wahl des geeigneten Grades der Hybridisierung ist dabei stark von den vorhandenen Einsatzprofilen des Fahrzeugs abhängig. Für Lkw im Fern- oder Verteilerverkehr eignen sich mild-hybride Varianten, wobei im städtischen Verkehr, bei Müllsammel-fahrzeugen oder Bussen, Voll-Hybride sinnvoll sind [6]. Diese Ausprägungen werden ebenso bei [182] für den Fernverkehrseinsatz und bei [181] für den Müllsammeleinsatz deutlich.

Abhängig vom Anwendungsgebiet eines Nutzfahrzeugs sind darüber hinaus jeweils unterschiedliche Hybridisierungstopologien geeignet [79]. Wegen hoher Kosten und hohem Integrationsaufwand werden serielle Hybride nur bei Stadtbussen eingesetzt, da somit das hohe vorhandene Rekuperationspotenzial maximal ausgenutzt werden kann [79]. Für schwere Lkw im Fernverkehr sind Hybridantriebe in P2-Konfiguration prädestiniert [79]. Trotz vergleichsweise geringem Kosten- und Integrationsaufwand sind dennoch alle Hybridfunktionen umzusetzen und zu nutzen [124]. So ergeben sich zwar prozentual geringere Einsparungen in Bezug auf den Kraftstoffverbrauch, aber durch die insgesamt hohe Fahrleistung dieser Lkw und den damit hohen Gesamtverbrauch summiert sich der Verbrauchsvorteil auf und ist neben den hybridelektrischen Stadtbussen am höchsten [124]. Zusammenfassend ist für die Hybridisierung von Nutzfahrzeugen mit unterschiedlichen Einsatzprofilen durch das Kraftstoffeinsparungspotenzial und die Anschaffungskosten des Hybridantriebs abzuwägen.

2.5.1 Topologien der Hybridantriebe

Gemäß der Definition eines hybridelektrischen Antriebsstrangs sind dessen Hauptkomponenten festgesetzt. Jedoch unterscheiden sich verschiedene Ausprägungen hybridelektrischer Antriebsstränge im Zusammenwirken und der

Anordnung dieser Teilsysteme. Die drei grundlegenden hybridelektrischen Strukturen eines Antriebsstrangs werden im Folgenden ausgeführt.

2.5.1.1 Serieller Hybrid

Ein serieller Hybridantrieb ist dadurch gekennzeichnet, dass die Räder ausschließlich von einem oder mehreren Elektromotoren angetrieben werden [6]. Die VKM hat keine mechanische Verbindung zur Antriebsachse, sondern liefert nur die Antriebsenergie für einen Generator, der daraus elektrische Energie wandelt. Diese beiden Maschinen werden gemeinsam auch als Ladegruppe bezeichnet [84]. Mit dieser wird entweder direkt der elektrische Traktionsmotor betrieben oder die Batterie geladen. Je nach Leistungsanforderung der Antriebsachse kann der Traktionsantrieb entweder einzeln aus Ladegruppe oder Batterie oder aus beiden gemeinsam versorgt werden. Bremsenergie kann über die EM der Antriebsachse rekuperiert und in der Batterie gespeichert werden. Wegen der fehlenden mechanischen Kopplung zwischen Antriebsstrang und VKM kann diese unabhängig vom Fahrzustand im stationären Betrieb und mit ihrer optimalen Last bezogen auf den Wirkungsgrad eingesetzt werden [155]. Ebenso kann eine vergleichsweise kleine VKM eingesetzt werden [209], welche darüber hinaus zeitweise für rein elektrisches Fahren abgeschaltet werden kann. Ein Getriebe kann entfallen, wodurch Gewicht und Kosten gespart werden, da die EM zum Vortrieb über weite Drehzahlbereiche konstante Leistung liefert. Außerdem kann wegen der rein elektrischen Kopplung von Traktionsantrieb und Ladegruppe letztere frei im Fahrzeug positioniert werden [84]. Als Nachteil eines seriellen Hybrides ist die mehrfache Energiewandlung zu nennen, wodurch der Gesamtwirkungsgrad reduziert wird [84]. Insbesondere die Zwischenspeicherung generatorisch erzeugter Energie der Ladegruppe in der Batterie und die Entnahme dieser zum Vortrieb ist zusätzlich verlustbehaftet und bietet nur mäßige Gesamtwirkungsgrade. Einschränkungen im Hinblick auf die Reduktion des Kraftstoffverbrauchs bringt das zusätzliche Gewicht der benötigten Komponenten mit sich, sodass die Kraftstoffeffizienz hinter der eines konventionelles Fahrzeugs mit einem sparsamen Verbrennungsmotor zurückbleibt [69].

2.5.1.2 Paralleler Hybrid

Der zuvor beschriebene serielle Hybrid kann als elektrischer Antrieb betrachtet werden, der durch die zusätzliche Ladegruppe mit VKM mit elektrischer Energie versorgt wird. Im Gegensatz dazu ist ein Parallelhybird eher ein Fahrzeug mit konventionellem Antriebsstrang, der zusätzlich durch eine EM unterstützt

wird [69]. Bei einer parallelen Hybridkonfiguration wirken sowohl EM als auch VKM durch ein Getriebe oder eine Kupplung auf die Antriebsachse [126]. Dadurch können beide Maschinen in Bezug auf ihre Leistung klein ausgelegt werden, um jeweils Platz, Gewicht und Energiebedarf zu reduzieren [6]. Je nach Ausprägung des Parallelhybrides und Anbindung des EM, wie sie im Verlauf dieses Abschnitts beschrieben sind, können die beiden Traktionsmaschinen das Fahrzeug auch einzeln antreiben. Dieser Freiheitsgrad in der Aufteilung der Leistungsanforderung auf die beiden Maschinen bietet vielfältige Möglichkeiten Kraftstoff einzusparen [69]. Allerdings lässt sich der Betriebspunkt der VKM nicht gänzlich frei wählen, da bei geschlossenem Antriebsstrang die Motordrehzahl direkt von der Fahrzeuggeschwindigkeit abhängt. Durch die Momentenaddition von EM und VKM ist allerdings das Abschalten letzterer oder eine Lastpunktverschiebung zur Entlastung oder Effizienzsteigerung möglich [84]. Die EM fungiert auch als Generator und lädt die Batterie, indem er entweder durch die VKM oder während Rekuperationsphasen durch die Räder angetrieben wird.

Die Vorteile von parallelen Hybridantrieben für das Gesamtsystem im Hinblick auf die Senkung des Kraftstoffverbrauchs sind im Wesentlichen die folgenden:

- **Rekuperation von Bremsenergie:** Diese im Hinblick auf den Kraftstoffverbrauch des Fahrzeugs kostenlos gewonnene Energie kann vielfältig eingesetzt werden. Zum einen können damit elektrische Lasten im Bordnetz gedeckt werden, ohne dass durch zusätzlichen Einsatz von Kraftstoff diese Energie verbrennungsmotorisch erzeugt werden muss. Zum anderen kann rekuperierte Energie wieder an den Antriebsstrang zurückgespeist werden, um den Verbrennungsmotor zu entlasten, oder gänzlich abzustellen.
- **Verschiebung des Lastpunkts der VKM:** Die zuvor genannte Entlastung des Verbrennungsmotors entspricht dabei einer Verschiebung des Lastpunkts in Regionen geringerer Last und damit niedrigerem Verbrauch. Jedoch kann sich auch eine Anhebung des Lastpunktes auf den Gesamtenergieverbrauch des Fahrzeugs positiv auswirken. Wird das aufzubringende Moment der VKM in Betriebspunkten mit nur geringem Wirkungsgrad angehoben, wird zwar momentan mehr Kraftstoff benötigt, aber die VKM wird in einem Betriebspunkt mit höherer Effizienz betrieben [155]. So wird neben der zum Vortrieb notwendigen Energie zusätzlich elektrische Energie erzeugt, die zu einem späteren Zeitpunkt so eingesetzt wird, dass sich ein positiver Effekt auf den Kraftstoffverbrauch über die gesamte Fahrt ergibt.
- **Abschalten der VKM:** In Betriebspunkten, die exklusiv vom EM durch

die in der Batterie gespeicherte Energie geleistet werden können, wird die VKM gestoppt und abgestellt. Während dieser Zeit wird kein Kraftstoff verbraucht.

Diese Einsparungen beim Kraftstoffverbrauch sind grundsätzlich mit jeder parallelen Hybridkonfiguration (P-Konfiguration) realisierbar, wenn auch in unterschiedlicher Ausprägung. Zeitweise rein elektrisches Fahren ist jedoch nicht mit allen parallelen Konfigurationen umzusetzen [155]. Die charakteristischen Eigenschaften der unterschiedlichen Topologien paralleler Hybridantriebe werden nachfolgend jeweils beschrieben. Abbildung 2.7 zeigt die topologische Darstellung der unterschiedlichen parallelen Hybridkonfigurationen, wobei die EM jeweils in rot abgebildet ist. Die sonstigen schematisch abgebildeten Komponenten des konventionellen Antriebsstrangs sind von links nach rechts der Verbrennungsmotor, die Kupplung, das Getriebe und die Hinterachse. Es ist zu beachten, dass in den einzelnen Abbildungen nur die zur Klassifizierung notwendigen Hybridkomponenten dargestellt sind. Auf die Darstellung beispielsweise der Traktionsbatterie oder der Leistungselektronik wurde verzichtet, da diese aus topologischer Sicht frei im Fahrzeug angeordnet werden können.

*

P0-Konfiguration Wie in Abbildung 2.7 a) zu erkennen ist, befindet sich die EM an der Vorderseite der VKM und ist über den Riementrieb mechanisch angebunden. Aufgrund dieser Anordnung im Antriebssystem ist der Integrationsaufwand eines P0-Hybrides gering. Die EM ersetzt den konventionellen Generator im Riementrieb und kann sowohl dessen Aufgaben wahrnehmen, als auch motorisch die VKM unterstützen. Jedoch ist das übertragbare Moment durch den Riemen begrenzt und die EM kann bei gestoppter VKM nicht arbeiten, außer zum Motorstart. Aus diesen Gründen ist das P0-System ausschließlich als Mikro- oder Mild-Hybrid einzusetzen. Daher wird diese Konfiguration sehr häufig mit einer Spannungslage von 48 V betrieben, um auch die elektrische Integration einfach zu halten (vgl. Abschnitt 2.2.1).

P1-Konfiguration

In der P1-Konfiguration ist die EM direkt an der Abtriebsseite der VKM am Kurbelwellenende lokalisiert, wie in Abbildung 2.7 b) dargestellt. Die beiden Maschinen sind somit drehfest miteinander gekoppelt und die Integration in bestehende Antriebsstrangkonfigurationen ist einfach. Durch die Anbindung direkt an der VKM sind Start-Stopp-Funktionen besonders gut umsetzbar, da hohe Momente übertragen und hohe Drehzahlen erreicht werden können [155]. Der Elektromotor wird in dieser Einbauart auch als Integrierter Starter-Generator (ISG) bezeichnet. Die Unterstützung des Verbrennungsmotors durch

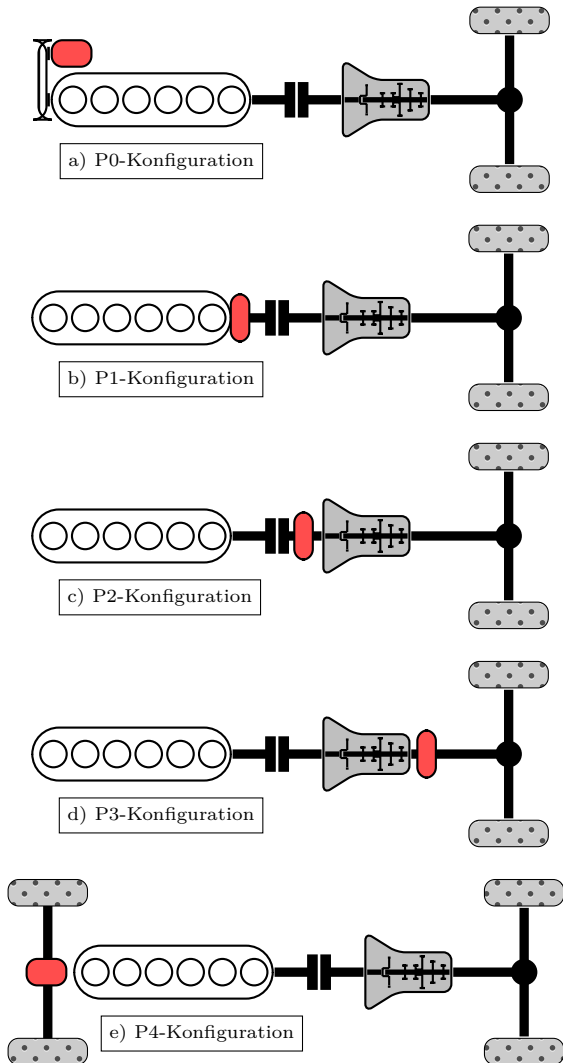


Abbildung 2.7: Darstellung der unterschiedlichen Hybridkonfigurationen mit Fokus auf der Integration der elektrischen Maschine im Antriebssystem

Boosten ist ebenso darstellbar, wie eine Lastpunktanhebung. Bei geöffneter Kupplung sind EM und VKM vom restlichen Triebstrang getrennt und können als Ladegruppe fungieren, um zusätzlich elektrische Energie für die Batterie zu generieren. Wegen der festen Kopplung von EM und VKM ist rein elektrisches Fahren nicht möglich. Daher gehören P1-Konfigurationen grundsätzlich zu den Mild-Hybridantriebssträngen. Ein weiterer Nachteil dieser statischen Verbindung ist, dass die EM zu jeder Zeit mitgeschleppt werden muss. Dadurch verringert sich die Effizienz des Systems sowohl während Zugphasen, als auch bei der Rekuperation [74].

P2-Konfiguration

Die EM befindet sich in einer parallelhybriden P2-Konfiguration nach Abbildung 2.7 c) auf der Antriebsseite des Getriebes und ist über eine Trennkupplung von der VKM abkoppelbar. Dadurch kann elektrisches Fahren dargestellt werden, unabhängig vom Betriebszustand der VKM während dieser Phase. Außerdem spielen dessen Motorschleppverluste durch die Abkopplung während Rekuperationsphasen oder rein elektrischer Fahrt keine Rolle. Wird das Getriebe nach Neutral geschaltet, so kann auch die Antriebsachse von der EM getrennt werden, um beispielsweise mit der EM bei geschlossener Trennkupplung den Verbrennungsmotor zu starten oder als Ladegruppe die Batterie auch im Stand nachzuladen [155]. Somit besteht beim P2-Hybrid die Möglichkeit, den Antriebsstrang vor oder hinter der EM zu öffnen oder zu schließen und damit alle Hybridfunktionen zu realisieren. Dementsprechend kann der P2-Hybrid als Voll-Hybrid eingestuft werden und hat das volle Potenzial zur Reduktion des Kraftstoffverbrauchs. Die ist jedoch stark von der Auslegung der einzelnen Komponenten abhängig, vor allem von der Kapazität der Hybridbatterie. Der Integrationsaufwand in einen klassischen Antriebsstrang ist jedoch beim P2-Hybrid wegen der Positionierung der EM zwischen Kupplung und Getriebe erheblich.

P3-Konfiguration

Ist die EM entsprechend Abbildung 2.7 d) im Antriebsstrang hinter dem Getriebe angeordnet, wird dies als P3-Konfiguration bezeichnet. Die Übersetzung des Getriebes zwischen VKM und Achsgetriebe wirkt bei dieser Konfiguration nicht auf Elektro- sondern nur auf Verbrennungsmotor. Damit kann die Drehmomentwandlung durch das Getriebe ausgenutzt werden, indem die EM geringere Momente aufbringen muss, wodurch diese mit weniger Bauraum ausgelegt werden kann, jedoch für weitere Drehzahlbereiche einsetzbar sein muss. Der P3-Hybrid ist in der Lage die Zugkraft bei Getriebeschaltvorgängen zu erhalten, um damit den Fahrkomfort zu erhöhen [155]. Das Rekuperieren

und elektrische Fahren ist mit dieser Konfiguration sehr gut umzusetzen, da sowohl die Schleppverluste der VKM als auch des Getriebes umgangen werden [74]. Bis auf das Laden der Batterie im Stillstand, können mit der P3-Topologie alle Funktionen eines Voll-Hybrides realisiert werden.

P4-Konfiguration

Bei der P4-Konfiguration wirkt die EM auf eine nicht von der VKM angetriebene Achse, wie sie in Abbildung 2.7 e) links vom Verbrennungsmotor skizziert ist. Somit sind Allradkonzepte mit einer elektrisch und einer verbrennungsmotorisch angetriebene Achse leicht umsetzbar. Damit ist naheliegend, dass Rekuperation und elektrische Fahrt direkt möglich sind und eine Unterstützung beim Vortrieb durch die elektrisch angetriebene Achse [144]. Daher wird der P4-Hybrid auch als Hybrid durch die Straße bezeichnet, da die beiden Energiewandler nicht gemeinsam auf eine Antriebswelle wirken. Dementsprechend ist eine Lastpunktanhebung des VKM durch die EM nur theoretisch denkbar. Die Funktionen Motorstart und Laden im Stand sind im P4-Hybrid nicht realisierbar. Allerdings ist die Integration eher simpel, da der konventionelle Antriebsstrang unverändert bleibt. Aus diesem Grund eignet sich diese Topologie besonders zur nachträglichen Hybridisierung von Serienfahrzeugen [209].

Kombinierte Konfigurationen

Neben den oben aufgeführten sortenreinen Topologien für parallele Hybridantriebsstränge sind durch den Einsatz einer zweiten EM im System Kombinationen der einzelnen Konfigurationen denkbar, um die Vorteile der jeweiligen im Gesamtsystem zu vereinen und mögliche Nachteile abzuschwächen. Für detaillierte Beschreibungen einzelner kombinierte Konfigurationen sei auf die Literatur verwiesen, wie beispielsweise [155].

2.5.1.3 Leistungsverzweigter Hybrid

Ein leistungsverzweigter Hybridantrieb wird auch als Mischhybird bezeichnet, da er eine Kombination aus serielllem und parallelem Hybridantrieb darstellt. Demnach gehören wie beim seriellen Hybrid neben einer VKM und einer Hybridbatterie zwei Elektromotoren zu dessen Kernkomponenten [155]. Wie die Bezeichnung leistungsverzweigt suggeriert wird bei dieser Konfiguration die Leistung der VKM auf zwei Pfade aufgeteilt, sodass ein mechanischer Teil direkt auf die Antriebsachse wirkt und ein anderer Teil eine EM antreibt und dadurch elektrische Energie erzeugt. Diese kann entweder durch eine zweite EM in ein mechanisches Moment gewandelt und über ein Planetengetriebe an die

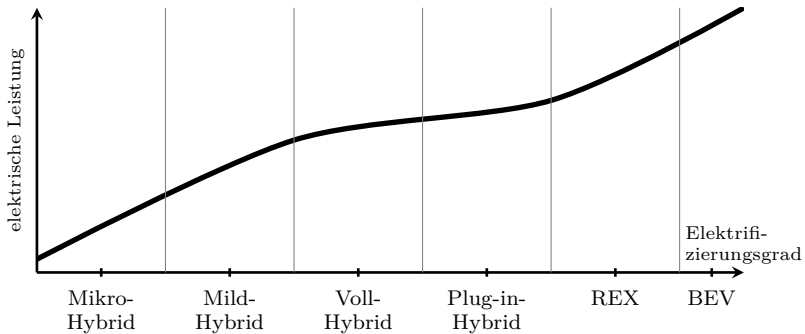


Abbildung 2.8: Qualitative Einordnung der Hybridkonzepte nach Hybridisierungsgrad und elektrischer Leistung

Antriebsachse abgegeben werden oder sie wird in der Batterie gespeichert [209]. Die Aufteilung der Leistung der VKM auf den mechanischen bzw. elektrischen Pfad ist dabei stufenlos variabel und kann gemäß Fahrzustand so angepasst werden, dass die VKM in ihrem optimalen Betriebspunkt arbeitet [6].

2.5.2 Hybridisierungsgrade

Unabhängig von den oben vorgestellten Topologien der Hybridantriebe werden verschiedene Hybridisierungsgrade unterschieden, welche in diesem Abschnitt aufgeführt und definiert werden. Ausschlaggebend für die Klassifikation ist der Anteil der elektrischen Leistung an der Gesamtantriebsleistung des Fahrzeugs [69]. Bevor auf die einzelnen Charakteristika eingegangen wird, sind in Abbildung 2.8 die Relationen von elektrischer Energie und Leistung für die unterschiedlichen Hybridisierungsgrade zum Überblick dargestellt und eingeordnet. Dabei sind auch die Ausprägungen Range-Extender (REX) und Battery Electric Vehicle (BEV), das rein batterieelektrische Elektrofahrzeug, aufgeführt und ins Verhältnis gesetzt [155].

Mikro-Hybrid

Die einfachste Variante der Hybridisierung stellt der Mikro-Hybrid dar. Die Lichtmaschine wird durch einen leistungsfähigeren Starter-Generator im Riemtrieb ersetzt. Der klassische Starter kann bei solch einem System mit RSG entfallen. Stoppt das Fahrzeug beispielsweise an einer Ampel, wird die VKM abgestellt und sämtliche Verbraucher werden durch die Batterie versorgt (vgl.

Abschnitt 2.3.2). Beim Anfahren oder bei sonstigem Bedarf wird die VKM automatisch wieder gestartet. Diese Start-Stopp-Funktionalität ist die elementarste Hybridfunktion [144]. Darüber hinaus wird die RSG-Spannung beim Bremsen etwas angehoben, um dadurch vermehrt Bremsenergie rekuperieren zu können [84]. Diese Energie wird allerdings nur im Bordnetz eingesetzt und nicht über die EM an den Antriebsstrang wieder abgegeben.

Mild-Hybrid

Die Funktionalitäten eines Mild-Hybrides umfassen neben jenen des Mikro-Hybrides die Unterstützung der VKM. In dynamischen und transienten Betriebspunkten kann die EM des Mild-Hybrides zum einen ein zusätzliches Moment an den Antriebsstrang abgeben. Zum anderen kann verbrennungsmotorisches Moment substituiert und die VKM somit entlastet werden, wobei in der Regel rein elektrisches Fahren nicht vorgesehen ist [69]. Diese beiden Funktionen erlauben eine Verkleinerung der VKM, ein sogenanntes *Down-Sizing* [209]. Der leistungsreduzierte Verbrennungsmotor verbraucht folglich weniger Kraftstoff. In einem Mild-Hybrid eingesetzte EM verfügen über Leistungen im Bereich von 10 bis 25 kW. Die entsprechende Batteriegröße ist so ausgelegt, dass die kinetische oder potenzielle Energie des Fahrzeugs weitestgehend rekuperiert werden kann [209]. Dementsprechend ist im Vergleich zum Mikro-Hybrid wegen der deutlich höheren Leistungen eine Rekuperation mit verbesserter Effizienz möglich [84].

Voll-Hybrid

Dieser maximale Hybridisierungsgrad beinhaltet die Potenziale der geringer elektrifizierten Stufen und nutzt diese durch eine elektrische Leistung in der Größenordnung der verbrennungsmotorischen im Hinblick auf Rekuperation und Lastpunktverschiebung gänzlich aus [144]. Mit einem Voll-Hybrid sind alle Hybridfunktionen realisierbar, die in [209] detailliert beschrieben sind. Voll-Hybride können rein verbrennungsmotorisch, rein elektrisch oder durch eine Kombination der Antriebsmomente betrieben werden. Wegen des hohen Leistungsbedarfs ist dies nur mit Hochvoltsystemen umzusetzen [69] und dabei bleibt die rein elektrische Reichweite durch die Kapazität der Batterie begrenzt. Da für teilweise batterieelektrisches Fahren alle Nebenaggregate elektrifiziert sein müssen, ist bei Voll-Hybridsystemem auch der Start-Stopp-Betrieb während des Fahrens möglich. In diesen sogenannten Segelphasen wird die VKM abgeschaltet [155], sodass der Kraftstoffverbrauch folglich ausgesetzt ist. Die hohe Leistungsfähigkeit der EM liefert auch bei geringen Drehzahlen hohe Drehmomente, wodurch ein elektrisches Anfahren umsetzbar ist. Dieses und die mögliche hohe Dynamik beim Beschleunigen tragen zum Fahrspaß eines

Voll-Hybridfahrzeugs bei [84, 209].

Plug-in-Hybrid

Als weitere Gruppe sind hier die extern aufladbare Hybridantriebe aufgeführt. Wie die Bezeichnung Plug-in-Hybrid bereits impliziert, lässt sich die Batterie dieser Fahrzeuge über einen Stecker am externen Stromnetz laden. Sie bilden den Übergang vom Voll-Hybrid zum rein batteriebetriebenen Elektrofahrzeug. Plug-in-Hybride besitzen meist eine Batterie mit größerer Kapazität und damit eine höhere elektrische Reichweite als autarke Hybridantriebe. Innerstädtische und mittlere Strecken mit gemäßigttem Leistungsbedarf werden rein elektrisch zurückgelegt. Die VKM wird zugeschaltet, wenn kurzzeitig hohe Antriebsleistungen gefordert sind, oder die elektrische Reichweite erschöpft und die extern zugeführte Energie in der Batterie aufgebraucht ist [84]. In diesem Fall besitzt das Fahrzeug noch alle Funktionen eines autarken Voll-Hybrid.

3 Fahrzeugmodell

In diesem Kapitel werden die technisch-physikalischen Grundlagen und Zusammenhänge des betrachteten Gesamtfahrzeugs hergeleitet und beschrieben. Das so erstellte mathematische Modell bildet die Einflüsse der verschiedenen Steuerungsgrößen auf den Verlauf der Zustands- und Ausgangsgrößen ab. Dabei ist jeweils zwischen der Genauigkeit des Modells, dem Detaillierungsgrad und dem Berechnungsaufwand abzuwägen. Anhand dieses Modells lässt sich das Verhalten eines schweren Nutzfahrzeugs mit einem 48-Volt-Bordnetz nachbilden und simulieren. Die modellierten physikalischen Gleichungen des Systemverhaltens bilden die Grundlage für die Anwendung mathematischer Optimierungsmethoden, um das System optimal steuern zu können. Für die ausführliche Literatur zu den Grundlagen der Modellbildung dynamischer Systeme sei exemplarisch auf [210] verwiesen.

Nach der Darstellung des Stands der Technik mit verschiedenen Topologien und Konfigurationen im vorangegangenen Kapitel 2 beschreibt dieses Kapitel zunächst die in dieser Arbeit gewählte und betrachtete Konfiguration des Fahrzeugs. Anschließend wird die Methodik zur Modellierung des Kraftstoffverbrauchs beschrieben. Im weiteren Verlauf ist die Modellbildung des 48-Volt-Bordnetzes und der elektrifizierten Nebenverbraucher sowie deren Teilsysteme vorgestellt.

3.1 Betrachtete Konfiguration

Im Rahmen dieser Arbeit wird der teilelektrifizierte Antriebsstrang eines schweren Lkw im Fernverkehr betrachtet. Nach [79] und [124] eignen sich dabei Hybridkonzepte in P2-Bauweise besonders (vergleiche Abschnitt 2.5.1), um den Kraftstoffverbrauch zu reduzieren. Aus diesem Grund ist die EM des Hybridantriebs für die betrachtete Konfiguration am Nebenabtrieb des Getriebes, dem Power Take-Off (PTO) montiert. Abbildung 3.1 zeigt die Topologie des Antriebsstrangs, wie er für die weiteren Untersuchungen angenommen wird. Durch das Öffnen der Kupplung vor dem Getriebe kann die VKM vom Rest des Triebstrangs abgekoppelt werden. Wird das Getriebe nach Neutral geschaltet, also kein Gang eingelegt, so kann die Antriebsachse des Fahrzeugs

mechanisch vom Antriebsstrang getrennt werden. Somit sind alle Betriebsmodi eines Parallelhybrides umsetzbar. Als einzige Einschränkung ist hier zu nennen, dass es sich aufgrund der Elektrifizierung mit einer Spannungslage von 48 V um ein Mild-Hybrid-Konzept handelt. Übereinstimmend mit der Definition in Abschnitt 2.5.2 ist keine rein elektrische Fahrt möglich. Jedoch ist als Grenzfalle eine elektromotorische Unterstützung des Vortriebs zur Verlängerung oder Verknüpfung von Segelphasen realisierbar. Dementsprechend ergeben sich folgende Betriebsarten des hybridelektrischen Fahrzeugantriebs in Abhängigkeit des Leistungsflusses und der Momentenaufteilung:

- Verbrennungsmotorische Fahrt, während der die EM nicht aktiv ist und sich das Fahrzeug so verhält, als ob es einen konventionellen Antriebsstrang hätte.
- Lastpunktabsenkung durch Boost, um die VKM zu entlasten und einen Teil der zum Vortrieb benötigten Antriebsleistung durch die EM zu substituieren.
- Segelbetrieb (ggf. elektrisch unterstützt) bei abgestellter VKM. Dabei wird die Kupplung geöffnet, sodass das Fahrzeug ohne ein Schleppmoment der VKM rollen kann. In der betrachteten P2-Hybridkonfiguration ist auch eine elektrische Unterstützung möglich, um die Selgphase zu verlängern und um kleine Vortriebsmomente zu stellen, insofern dies der Leistungsbereich der EM zulässt.
- Lastpunktanhebung durch generatorischen Betrieb der EM, um aktiv chemische Energie des Kraftstoffs über VKM und EM in elektrische Energie zu wandeln und das Bordnetz zu versorgen.
- Rekuperation bei geöffneter Kupplung (Rekuperation mit Kupplung offen (ReKO)), indem die EM das durch die Öffnung des Triebstranges wegfallende Schleppmoment stellt. Das heißt, dass durch ein geringes negatives Moment der EM elektrische Energie für das Bordnetz gewonnen wird, während das Fahrzeug trotz geöffneter Kupplung und des damit verschwindenden Schleppmoments der VKM seine Geschwindigkeitstrajektorie verglichen mit dem herkömmlichen Schubtrieb nicht beeinflusst wird. Die ReKO ist nur in der P2-Hybridkonfiguration realisierbar, da VKM und EM unabhängig voneinander mit dem Antriebsstrang gekoppelt sein müssen (vgl. Abschnitt 2.5.1.2).
- Rekuperation, welche auch als regeneratives Bremsen bezeichnet wird. Dabei wird die Bremsenergie beim Verzögern der Fahrzeugs durch die EM zurückgewonnen.

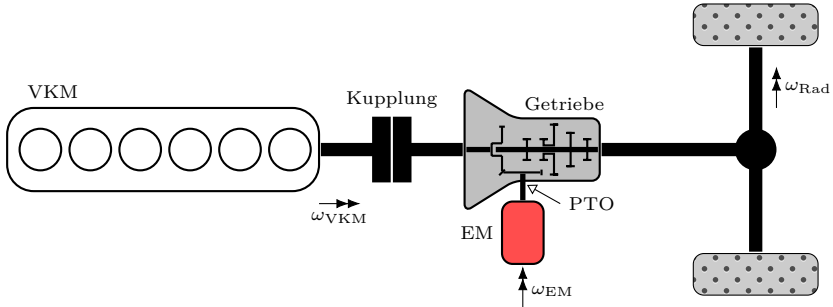


Abbildung 3.1: Betrachtete P2-Hybridkonfiguration mit der EM am Getriebebenantrieb

An dieser Stelle seien die Betriebsmodi des Rollens und Segelns nochmals definiert und gegeneinander abgegrenzt. Elektrifizierte Nebenverbraucher ermöglichen den Segelbetrieb, wobei die VKM abgestellt und die Kupplung geöffnet wird. Sämtliche Aggregate, die zum sicheren Betrieb des Fahrzeugs notwendig sind, müssen elektrisch aus der Batterie versorgt werden. Im Gegensatz dazu läuft die VKM während einer Rollphase weiter. Durch die Entkopplung der VKM vom Antriebsstrang kann das Fahrzeug frei rollen, ohne durch deren Schleppmoment verzögert zu werden. Die VKM befindet sich im Leerlauf und treibt die Nebenaggregate weiter an. Der Einsatz der EM ist im P2-Hybrid sowohl im Segel- als auch Rollbetrieb möglich.

Als einfache Alternative bezogen auf den Integrationsaufwand wird eine P0-Konfiguration mit RSG untersucht. Aufgrund der in Abschnitt 2.5.1 beschriebenen Möglichkeiten, die diese Topologie mit sich bringt, kommen eine EM mit geringerer Leistung und eine Batterie geringerer Speicherkapazität zum Einsatz als bei der oben beschriebenen P2-Variante. Außerdem ist das über den Riemen übertragbare Moment begrenzt. Wegen der nicht trennbaren Kopplung von EM und VKM kann die EM während Roll- oder Segelphasen nicht eingesetzt werden. Die oben beschriebenen Anwendungsfälle entfallen dementsprechend. Eine Rekuperation bei geöffneter Kupplung (ReKO) bleibt in Vergleich zum konventionellen Fahrzeug unverändert eine Phase, in der die VKM mitgeschleppt wird. Dabei wird wegen der Schubabschaltung ebenso kein Kraftstoff verbraucht, wie bei abgestellter VKM. Während Segelphasen kann auch in der P0-Konfiguration die VKM abgeschaltet werden, allerdings ist eine elektrische Unterstützung des Vortriebs zur Verlängerung der Segelphase nicht möglich.

Tabelle 3.1: Zusammenfassung der Daten der beiden betrachteten Hybridisierungsvarianten

Eigenschaft	P0-Hybrid	P2-Hybrid
Hybridisierungsgrad	Mild-Hybrid	Mild-Hybrid
Elektrische Maschine	fremderregte Synchronmaschine	permanenterrregte Synchronmaschine
Maximale Leistung	12 kW	25 kW
Maximales Moment	42 Nm	75 Nm
Übersetzung (VKM:EM)	1:3	1:3
48-V-Batterie	Lithium-Ionen	Lithium-Ionen
Zellkonfiguration	12s1p	12s3p
Kapazität	20 Ah	60 Ah
Nominaler Energieinhalt	880 Wh	2,64 kWh
24-V-Bordnetz	unverändert	
Leistung DC/DC-Wandler	3 kW	
Kapazität 24-V-Batterie	220 Ah	

Die Daten der beiden unterschiedlichen Elektrifizierungen im Antriebsstrang sind in Tabelle 3.1 zusammengefasst. Außerdem sind die Kennwerte des konventionellen elektrischen Bordnetzes angegeben.

Das Basisfahrzeug ist für beide Konfigurationen identisch. Alle Untersuchungen und Simulationen sind bezogen auf einen Mercedes-Benz Actros 1845LS 4x2 (Facelift 2019), als Beispiel für eine etablierte und weitverbreitete Sattelzugmaschine im Fernverkehrseinsatz.

3.2 Ansatz zur Kraftstoffverbrauchsberechnung

Das Ziel der in dieser Arbeit vorgestellten Maßnahmen ist die Reduktion des Kraftstoffverbrauchs von schweren Lkw im Fernverkehr. Um den Einfluss eines 48-V-Bordnetzes, einschließlich der elektrifizierten Nebenaggregate und der Mild-Hybridisierung des Antriebsstranges, zu evaluieren, wird folglich der Kraftstoffverbrauch als zentrale Kenngröße betrachtet. Dieser wird in der Simulation des Gesamtfahrzeugs und für die Optimierung der Betriebsstrategie durch ein mathematisches Modell bestimmt. Der momentane Kraftstoffverbrauch hängt

maßgeblich von der aktuell abgegebenen Leistung der VKM ab, bestimmt durch deren Drehzahl ω_{VKM} und Drehmoment M_{VKM} . Die Betrachtung erfolgt quasistationär, da thermische Effekte, die beispielsweise das Reibmoment beeinflussen, wegen ihrer vergleichsweise hohen Dynamik dabei vernachlässigt bleiben. Es wird nur das effektive Motormoment betrachtet [70], welches signifikante Beiträge zum Kraftstoffverbrauch liefert. Die Untersuchungen von [174] zeigen eine gute Genauigkeit dieser statischen Modellierung. Daher ist dies nach [137] eine zulässige Vereinfachung für den Entwurf und die Untersuchung von Energiemanagementstrategien. Daher wird dieser Zusammenhang anhand eines statischen Kennfeldes für den Kraftstoffmassenstrom

$$\dot{m}_{\text{fuel}}(t) = \dot{m}_{\text{fuel}}(P_{\text{VKM}}(t)) = \dot{m}_{\text{fuel}}(\omega_{\text{VKM}}(t), M_{\text{VKM}}(t)) \quad (3.1)$$

quasistationär ausgewertet. Die Integration

$$m_{\text{fuel}} = \int_0^{T_{\text{Route}}} \dot{m}_{\text{fuel}}(\omega_{\text{VKM}}, M_{\text{VKM}}) dt \quad (3.2)$$

über die gesamte Fahrtdauer T_{Route} liefert den Gesamtverbrauch an Kraftstoff m_{fuel} für eine konkrete Route. Zur einfacheren Lesbarkeit wird hier auf die explizite Angabe der Zeitabhängigkeit verzichtet. Die Motordrehzahl ω_{VKM} und das Motormoment M_{VKM} hängen vom Fahrwiderstand F_{FW} ab, welcher sich wiederum nach

$$F_{\text{FW}} = F_{\text{Steig}} + F_{\text{Roll}} + F_{\text{Luft}} \quad (3.3)$$

aus Beiträgen des Steigungswiderstands F_{Steig} , des Rollwiderstands F_{Roll} und des Luftwiderstands F_{Luft} zusammensetzt. Die Haupteinflussgrößen dabei sind die Fahrzeugzustände Geschwindigkeit, die Eigenschaften des Fahrzeugs, des Antriebsstrangs und der Reifen wie Fahrzeuggeometrie, Masse, Massenträgheitsmomente und Rollwiderstandsbeiwert sowie Umgebungseinflüsse (Streckentopografie). Eine detaillierte Darstellung der einzelnen Beiträge zum Fahrwiderstand wird zum Beispiel in [69] gegeben.

Auf eine weitere Betrachtung der Längsdynamik von schweren Nutzfahrzeugen wird an dieser Stelle verzichtet, da der Fokus dieser Arbeit auf der Entwicklung einer Energiemanagementstrategie für einen 48-V-Mild-Hybrid liegt. Fahrstrategie und Betriebsstrategie werden demnach voneinander getrennt und in den folgenden Kapiteln dieser Arbeit nur letztere betrachtet. Diese Trennung der Berechnung und Planung einer optimalen Geschwindigkeitstrajektorie mit der dazugehörigen Schaltstrategie von der konkreten Umsetzung im Antriebsstrang und der Ansteuerung der Komponenten wird in der Literatur mehrfach

ausgenutzt. In [128] wird ein kaskadierter Ansatz vorgestellt. Die gewünschte Leistung der EM zur Reduktion des Kraftstoffverbrauchs wird durch ein Gradientenverfahren berechnet, wobei die optimale Geschwindigkeitstrajektorie in einem übergeordneten äußeren Regelkreis bestimmt wird. Ähnliche Vorgehensweisen bei der Bestimmung von energieeffizienten Fahrstrategien mit dem Vergleich von rein elektrischen, hybridelektrischen und konventionellen Konfigurationen werden in [171] beschrieben und untersucht. Als Grundlage für die entkoppelte Berechnung der optimalen Geschwindigkeit wird in [122] und [24] von einem konventionellem Antriebsstrang ausgegangen. Dabei ergibt sich nach [24] selbst für ein Voll-Hybridfahrzeug, welches VKM und EM mit vergleichbaren Leistungsbereichen besitzt, nur eine Abweichung von unter 3 % bezogen auf den Gesamtkraftstoffverbrauch gegenüber einer gemeinsamen Optimierung von Geschwindigkeit und Leistungsverteilung. Wegen der relativ zur VKM geringeren Leistung der in dieser Arbeit betrachteten EM ist von einer noch kleineren und somit vernachlässigbaren Differenz zur optimalen Trajektorie auszugehen. Wegen der geringen elektromotorischen Leistung bieten die in [75] beschriebenen Overboosts kaum Potenzial zur Kraftstoffeinsparung, da für eine effektive Vermeidung von Rückschaltungen bei Bergauffahrten mehr Unterstützung durch die EM benötigt würde [182].

Daher wird im Folgenden angenommen, dass existente Strategien zur Planung der Geschwindigkeit mit Hilfe der Fahrzeuglängsdynamik und einer Streckenvorausschau auch für einen Antriebsstrang mit Mild-Hybridisierung hinreichend optimale Trajektorien berechnen. Die kinematische Optimierung der Geschwindigkeit wurde bereits in Arbeiten wie [40, 55, 71, 113, 141, 194] für schwere Lkw durchgeführt und ist im betrachteten Fahrzeug als vorausschauender Tempomat integriert [193]. Einen Überblick über unterschiedliche Ansätze und Umsetzungen zur vorausschauenden Regelung von Lkw gibt zudem [45]. Für die Untersuchung des Einflusses des Energiemanagements im 48-V-Bordnetz schwerer Nutzfahrzeuge auf den Kraftstoffverbrauch wird auf dieser bestmöglich bestimmten und eingeregeltten Fahrstrategie aufgebaut. Anhand einer Gesamtfahrzeugsimulation wird für die betrachtete Strecke der Drehzahl- und Drehmomentenverlauf der VKM bei aktiviertem vorausschauendem Tempomaten berechnet. Dieser Momentenverlauf dient als Eingangsgröße für das Kraftstoffverbrauchsmodell. Da also keine Längsdynamik des Fahrzeugs modelliert ist, muss sichergestellt sein, dass das Getriebeausgangsmoment, welches direkt das an den Antriebsreifen wirksame Moment bestimmt, auch unter Einsatz der EM des Hybridantriebs den selben zeitlichen Verlauf aufweist, wie im konventionellen Antriebsstrang [35]. Dementsprechend bleibt die Geschwindigkeitstrajektorie des Lkw unverändert, unabhängig von seiner Triebstrangkonfiguration. Um dennoch die Auswirkungen des 48-V-Bordnetzes

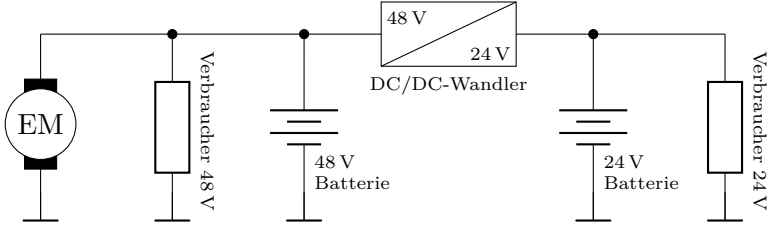


Abbildung 3.2: Schematisches Schaltbild des betrachteten Mehrspannungsbordnetzes mit 48 V und 24 V

und der Hybridisierung auf den Kraftstoffverbrauch eines schweren Lkw zu evaluieren, wird das elektromotorische Moment M_{EM} von dem zum Vortrieb erforderlichen Moment M_{req} subtrahiert, um das resultierende Moment

$$M_{VKM, res} = M_{req} - \eta_{mech} M_{EM} \quad (3.4)$$

zu erhalten, welches die VKM aufbringen muss, um der Geschwindigkeitstrajektorie zu folgen. Dabei bezeichnet η_{mech} den Wirkungsgrad der mechanischen Anbindung der EM je nach deren Einbauort, entweder als Wirkungsgrad des Riemens η_{Riemen} oder als Wirkungsgrad der PTO-Schnittstelle η_{PTO} . Die Vorzeichen sind dabei so gewählt, dass positive Momente das Fahrzeug beschleunigen. Dementsprechend wird durch $M_{EM} > 0$ verbrennungsmotorisches Moment substituiert, sodass die VKM effektiv weniger Leistung abgeben muss. Mit der Drehzahl ω_{VKM} und dem Moment $M_{VKM, res}$ wird aus dem Kennfeld nach Gleichung (3.1) der momentane resultierende Kraftstoffmassenstrom bestimmt.

3.3 Modell des Mehrspannungsbordnetzes

Die Topologie des im Rahmen dieser Arbeit betrachteten Mehrspannungsbordnetzes ist in Abbildung 3.2 dargestellt. Die beiden Spannungsebenen von 48 V und 24 V sind über einen bidirektionalen DC/DC-Wandler gekoppelt. Das konventionelle 24-V-Bordnetz bleibt unverändert bestehen und wird über den DC/DC-Wandler versorgt, sodass der konventionelle 24-V-Generator entfällt. Durch die Eigenschaft des DC/DC-Wandlers, die Spannung in beide Richtungen umsetzen zu können, ist es außerdem möglich, die 48-V-Ebene aus der 24-V-Batterie zu stützen. Das heißt, das Niederspannungsbordnetz kann sowohl als Senke als auch als Quelle für das 48-V-Leistungsbordnetz fungieren.

Der DC/DC-Wandler ist quasi-stationär als verlustbehaftetes Proportionalglied modelliert. Auf der hier betrachteten Systemebene ist die Wandlerdynamik

vernachlässigbar, da der DC/DC-Wandler im Vergleich zum Zeitverhalten der Energiespeicher unmittelbar und somit ideal reagiert [156]. Der Wirkungsgrad $\eta_{\text{DCDC}} < 1$ ist somit als konstant angenommen. In Abhängigkeit der Richtung des Leistungsflusses ergibt sich für die Spannungswandlung von 48 V nach 24 V mit der Eingangsleistung P_{DCDC48} eine Ausgangsleistung von

$$P_{\text{DCDC24}} = \eta_{\text{DCDC}} P_{\text{DCDC48}}. \quad (3.5)$$

Für einen Leistungsfluss in entgegengesetzter Richtung folgt

$$P_{\text{DCDC24}} = 1/\eta_{\text{DCDC}} P_{\text{DCDC48}} \quad (3.6)$$

für die Leistung P_{DCDC24} an den Klemmen der 24-V-Seite. Die Richtung der Spannungswandlung und die Einstellung der entsprechenden Ausgangsleistung des DC/DC-Wandlers ist über einen normierten Parameter $r_{\text{DCDC}} \in [-1, 1]$ gesteuert. Dieser skaliert die maximale Eingangsleistung $P_{\text{DCDC,max}}$, wobei sich für Werte $r_{\text{DCDC}} > 0$ eine Leistungsverteilung von 48 V nach 24 V einstellt, beziehungsweise für negative Werte von r_{DCDC} in umgekehrter Richtung. Mit den Gleichungen (3.5)–(3.6) ergibt sich somit zusammengefasst die Leistungsverteilung

$$P_{\text{DCDC48}} = r_{\text{DCDC}} P_{\text{DCDC,max}} \quad (3.7)$$

$$P_{\text{DCDC24}} = \begin{cases} \eta_{\text{DCDC}} P_{\text{DCDC48}}, & \text{wenn } r_{\text{DCDC}} \geq 0 \\ 1/\eta_{\text{DCDC}} P_{\text{DCDC48}}, & \text{sonst} \end{cases} \quad (3.8)$$

an den Klemmen des DC/DC-Wandlers für den Betrieb als Tiefsetzsteller für $r_{\text{DCDC}} > 0$ bzw. als Hochsetzsteller für $r_{\text{DCDC}} < 0$.

Für die Modellbildung des Bordnetzes und seiner Komponenten wird das über den DC/DC-Wandler angebundene 24-V-Bordnetz als Nebenverbraucher betrachtet, auch wenn dieses Teilsystem zusätzlich als Quelle wirken kann. Als weitere Nebenverbraucher werden im Abschnitt 3.4 der Klimakompressor und im Abschnitt 3.5.2 der Luftpresser detailliert modelliert. Diese nehmen elektrische Leistung aus dem Bordnetz auf und sind in Abbildung 3.2 als einzelne Ersatzlast zusammengefasst. Für die Leistungsbilanz im 48-V-Teilnetz werden diese durch ihre elektrische Leistung P_{eAC} für das Klimasystem und P_{eLupre} für das Druckluftsystem berücksichtigt. Der Gesamtleistungsbedarf P_{NV48} der Nebenverbraucher für die Spannungslage von 48 V ergibt sich als Summe

$$P_{\text{NV48}} = P_{\text{DCDC48}} + P_{\text{eAC}} + P_{\text{eLupre}} + P_{\text{BN48}} \quad (3.9)$$

mit einer zusätzlichen konstanten Leistungskomponente P_{BN48} , welche die Dauerverbraucher im 48-V-Bordnetz berücksichtigt. Dabei werden die Verluste durch Leitungswiderstände in den Kabeln und Steckern vernachlässigt.

Werden die weiteren Elemente in Abbildung 3.2 im 48-V-Bordnetz in die Leistungsbilanz einbezogen, ergibt sich die erforderliche elektrische Leistung $P_{EM,el}$ der EM

$$P_{EM,el} = P_{Bat48} - P_{NV48}, \quad (3.10)$$

wobei P_{Bat48} die momentan von der 48-V-Batterie aufgenommene oder abgegebene Leistung bezeichnet. Da die Summe aller Leistungen verschwinden muss, wird in Gleichung (3.10) die gewählte Vorzeichenkonvention deutlich. Entsprechend [137] sind die Vorzeichen in Bezug auf die Batterie so gewählt, dass negative Leistungen und dementsprechend negative Ströme die Batterie laden. Für die Leistung P_{NV48} , als Summe der aufgenommenen Leistungen zum Betrieb der elektrifizierten Nebenaggregate, gilt somit

$$\begin{aligned} P_{NV48} \geq 0 & \quad \text{wenn} \quad r_{DCDC} \geq 0 \quad \text{bzw.} \\ P_{NV48} < 0 & \quad \text{wenn} \quad \{r_{DCDC} < 0 \wedge \\ & \quad (P_{eAC} + P_{eLupre} + P_{BN48}) > |P_{DCDC48}|\}, \end{aligned} \quad (3.11)$$

je nach Richtung der Transformation zwischen den Spannungsebenen des DC/DC-Wandlers und dementsprechend, ob das 24-V-Bordnetz als Senke oder Quelle agiert. Aus Gleichung (3.10) erschließt sich, dass die Bordnetzlast P_{NV48} entweder aus der 48-V-Batterie oder von der EM gedeckt werden muss.

Mit der als konstant angenommenen Leistung der 24-V-Dauerverbraucher P_{Last24} ergibt sich die Leistung der 24-V-Batterie

$$P_{Bat24} = P_{DCDC24} - P_{Last24} \quad (3.12)$$

äquivalent zur 48-V-Domäne über eine Leistungsbilanz der 24-V-Seite in Abbildung 3.2.

3.3.1 Modell der elektrischen Maschine

Die Vorzeichen der Größen der EM sind analog zu den oben dargestellten Zusammenhängen des DC/DC-Wandlers gewählt. Nimmt die EM Leistung aus dem Bordnetz auf und wandelt diese in mechanische, so wirkt sie als Senke für das Bordnetz und es folgt $P_{EM,el} > 0$. Auf der mechanischen Seite unterstützt die EM den Antriebsstrang mit einem positiven Moment. Im umgekehrten Fall bremst die EM das Fahrzeug leicht ab und gibt Leistung mit negativem Vorzeichen an das Bordnetz ab, welche wiederum zum Laden der Batterie eingesetzt werden kann. Die Wandlung von elektrischer in mechanische Leistung oder umgekehrt ist jeweils verlustbehaftet. Zu den Verlustmechanismen gehören

zum einen mechanische Verlustleistungen durch Reibung in den Lagern und Luftwiderstände der integrierten Lüfterblätter am Rotor. Zum anderen existieren elektrische Verlustleistungen, welche als Verlustwärme auftreten. Dazu gehören Kupferverluste in den elektrischen Leitern, Ummagnetisierungsverluste, sowie Erregerverluste, welche durch den Strom zur Erzeugung des fremderregten Magnetfeldes der EM entstehen [152]. Zusammen mit auftretenden Verlustleistungen in der Leistungselektronik des Inverters der EM wird ein Gesamtwirkungsgrad

$$\eta_{EM} = \eta_{EM}(\omega_{EM}, M_{EM}, U_{EM}) \quad (3.13)$$

definiert, welcher von der Drehzahl ω_{EM} , dem Moment M_{EM} und der Eingangsspannung U_{EM} der EM abhängt [187]. Da es das Ziel des Generatorreglers ist, die Bordnetzspannung und somit U_{EM} konstant zu halten, wie bereits in Abschnitt 2.3.1 beschrieben, wird für die Modellierung der EM der Einfluss von U_{EM} vernachlässigt [187]. Der Gesamtwirkungsgrad η_{EM} ist als Wirkungsgradkennfeld für die EM in zwei Quadranten gegeben, sodass unter der Einschränkung nur einer Drehrichtung, sowohl der motorische, als auch der generatorische Betrieb der EM wiedergegeben ist. Abbildung 3.3 zeigt eine qualitative Darstellung des Wirkungsgradkennfeldes für eine repräsentative EM. Entsprechend der Legende beschreiben grüne Bereiche Betriebspunkte mit hohem und rote solche mit geringem Wirkungsgrad.

Die entsprechende mechanische Leistung $P_{EM,mech}$ der EM zu ihrer elektrischen Leistung $P_{EM,el}$ wird über ein Wirkungsgradkennfeld nach Gleichung (3.13) durch

$$P_{EM,mech} = \eta_{EM}(\omega_{EM}, M_{EM})P_{EM,el} \quad (3.14)$$

bestimmt. Im Kennfeld $\eta_{EM}(\omega_{EM}, M_{EM})$ sind in Abhängigkeit der Betriebsart der EM und entsprechend des Vorzeichens des Moments M_{EM} auch Werte $\eta_{EM} > 1$ enthalten. Diese entsprechen bei einem generatorischen Betrieb der EM dem reziproken Wert des Wirkungsgrades, um mittels eines einzelnen Kennfeldes alle Betriebszustände mit Gleichung (3.14) darstellen zu können. Darüber hinaus ermöglicht jenes Vorgehen, Schleppverluste um das Nullmoment herum zu modellieren, sog. Nulleistungsverluste [59]. Sehr geringe Eingangsmomente an der Welle der EM im generatorischen Betrieb resultieren nicht in einer messbaren elektrischen Ausgangsleistung, da zunächst die innere Reibung und elektrische Verluste überwunden werden müssen. Für den Wirkungsgrad gilt für diesen Fall $\eta_{EM} = 0$. Da stets Gleichung (3.14) gilt, kann eine Division durch $\eta_{EM,gen} = 0$ beim Wechsel vom motorischen in den generatorischen Betrieb umgangen werden, indem kein reziproker Wert gebildet werden muss.

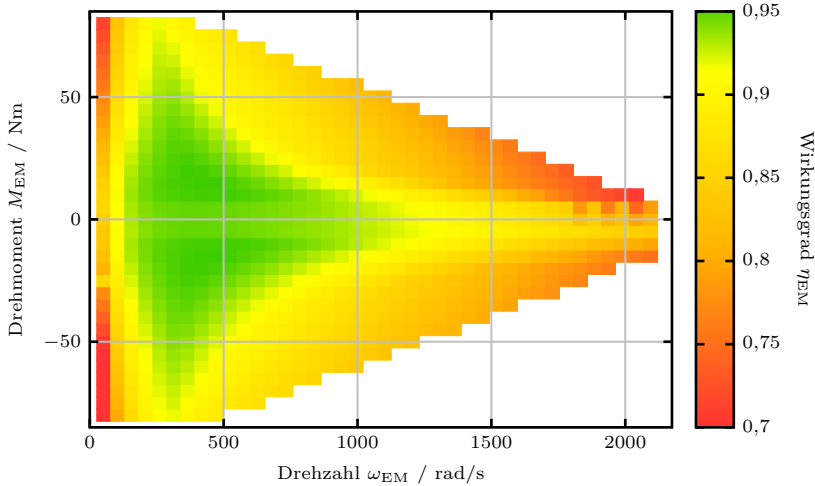


Abbildung 3.3: Wirkungsgradkennfeld einer EM, wie sie für den vorliegenden Fall eingesetzt werden kann. Bereiche des Kennfeldes, in denen kein Wirkungsgrad definiert ist, bleiben weiß und entsprechen unmöglichen Betriebspunkten der EM.

Auf die Modellierung der Dynamik der EM wird hier verzichtet und deren Verhalten rein durch Gleichung (3.14) wiedergegeben. Die Zeitkonstante des elektrischen Antriebs ist deutlich kleiner, als jene des verbrennungsmotorischen. Somit reagiert die EM wesentlich schneller auf Änderungen der Eingangsgrößen und deren Dynamik ist vernachlässigbar [8].

3.3.2 Batteriemodell

Zur Entwicklung einer Energiemanagementstrategie im 48-V-Bordnetz ist in Bezug auf die Batterie hauptsächlich die Auswertung des Ladezustands und dessen zeitliche Änderung von Interesse. Daher wird die Batterie als quasistatisches Modell wiedergegeben, um die Lade- und Entladevorgänge zu bilanzieren und dabei deutlich schnellere transiente, elektrochemische Vorgänge in der Batterie zu vernachlässigen [69]. Der Ladezustand x_{SOC} , oder auch englisch als *State of Charge (SOC)* bezeichnet, ist als dimensionslose Größe durch das Verhältnis

$$x_{\text{SOC}}(t) = \frac{Q(t)}{Q_{\text{nom}}} \quad (3.15)$$

von nominalem Energieinhalt Q_{nom} der Batterie, wenn sie maximal geladen ist, zu der momentan gespeicherten Energie $Q(t)$ gegeben [137]. Durch die Aufnahme bzw. Abgabe von elektrischem Strom I_{Bat} nimmt der SOC der Batterie zu oder ab, sodass sich die zeitliche Änderung \dot{x}_{SOC} durch

$$\dot{x}_{\text{SOC}}(t) = -\frac{I_{\text{Bat}}(t)}{Q_{\text{nom}}} \quad (3.16)$$

beschreiben lässt. Dabei ist zu beachten, dass negative Ströme $I_{\text{Bat}} < 0$ die Batterie laden und entsprechend umgekehrt, wie zum Beispiel in [69, 74, 137] definiert.

Der Batteriestrom I_{Bat} wird anhand eines Thévenin-Ersatzschaltbildes bestimmt [123]. Wie in Abbildung 3.4 dargestellt, besteht dieses aus einer idealen Spannungsquelle U_{OCV} und einem nichtlinearen internen Widerstand R_{int} . Ein solches statisches Ersatzschaltbild zur Modellierung der Batterie kommt beispielsweise bei [3, 134, 169, 176, 182] zum Einsatz, um Energiemanagementstrategien in hybridelektrischen Fahrzeugen zu entwickeln. Wird die Kirchhoff'sche Maschenregel auf das Ersatzschaltbild in Abbildung 3.4 angewendet, ergibt sich für die Klemmenspannung der Batterie

$$U_{\text{Bat}} = U_{\text{OCV}} - R_{\text{int}}I_{\text{Bat}}. \quad (3.17)$$

Die Ruhespannung U_{OCV} der idealen Spannungsquelle entspricht der Leerlaufspannung der Batterie, wenn diese in keinen geschlossenen Stromkreis integriert ist und wird daher auch mit Open Circuit Voltage (OCV) im Index gekennzeichnet. Diese Ruhespannung ist abhängig vom aktuellen Ladezustand x_{SOC} und verläuft im typischen Betriebsfenster der Batterie zwischen $0,2 < x_{\text{SOC}} < 0,8$ näherungsweise linear. Für geringe bzw. sehr hohe SOC-Werte nimmt diese jedoch deutlich ab bzw. zu [42]. Der Innenwiderstand R_{int} hängt ebenfalls vom SOC und zusätzlich, wie auch die Leerlaufspannung, von der Stromrichtung ab. So existieren jeweils zwei Kennlinien für das Laden bzw. Entladen der Batterie. Für eine qualitative Darstellung dieser Parameter des Ersatzschaltbildes sei auf den Anhang A.1 oder die Literatur [74, 114, 137] verwiesen.

Beide Größen U_{OCV} und R_{int} sind zusätzlich abhängig von der Temperatur. Allerdings wird im Hinblick auf ein einfaches Modell zur effizienten Berechnung des Ladezustands der Einfluss der Temperatur vernachlässigt. Dabei ist angenommen, dass das Kühlsystem der Batterie so geeignet ausgelegt ist, um die Temperatur in einem hinreichend kleinen Betriebsfenster zu halten, in dem die Auswirkungen auf beide Modellparameter unwesentlich ist [35].

Mit der elektrischen Leistung an den Klemmen der Batterie

$$P_{\text{Bat}} = U_{\text{Bat}}I_{\text{Bat}}, \quad (3.18)$$

welche als Eingangsgröße des Modells dient, lässt sich mit Gleichung (3.17) der Batteriestrom

$$I_{\text{Bat}} = \frac{1}{2R_{\text{int}}} \left(U_{\text{OCV}} - \sqrt{U_{\text{OCV}}^2 - 4R_{\text{int}}P_{\text{Bat}}} \right) \quad (3.19)$$

berechnen, wobei die quadratische Gleichung aus der Maschenregel in Gleichung (3.17) und dem Zusammenhang (3.18) resultiert. Nach [69] lässt sich daraus der Wirkungsgrad η_{Bat} beim Auf- und Entladen der Batterie als Quotient von Lade- und Entladestrom, bei betragsmäßig gleicher Leistung P_{Bat} , ableiten.

Da für die mathematische Optimierung im weiteren Verlauf dieser Arbeit ein zeitdiskretes Modell benötigt wird, lässt sich der Ladezustand x_{SOC} zum nächsten Zeitschritt $k + 1$ als Differenzengleichung

$$x_{\text{SOC}}[k + 1] = \Delta x_{\text{SOC}}[k] + x_{\text{SOC}}[k] \quad (3.20)$$

angeben, wobei sich die Änderung des SOC

$$\Delta x_{\text{SOC}}[k] = -\frac{I_{\text{Bat}}[k]}{Q_{\text{nom}}} T_{\text{S}} \quad (3.21)$$

während des Zeitschrittes k mit Schrittweite T_{S} analog zu Gleichung (3.16) ergibt.

Die Gleichungen (3.16)–(3.21) kommen sowohl für das Modell der 48 V Lithium-Ionen-Batterie, als auch der 24 V Bleisäure-Batterie zum Einsatz. Dabei wird das technologiebedingt unterschiedliche Verhalten durch jeweils angepasste Parameter $U_{\text{OCV}48}$, $U_{\text{OCV}24}$, $R_{\text{int}48}$ und $R_{\text{int}24}$ berücksichtigt. Es ist zu beachten, dass sich auch die Wirkungsgrade beim Laden und Entladen der beiden Batterietypen wegen der verschiedenen Zellchemien unterscheiden. Der vor allem bei Blei-Säure-Akkumulatoren relevante Peukert-Effekt wird bei der Modellierung vernachlässigt. Es wird angenommen, dass wegen der begrenzten Leistung des DC/DC-Wandlers beim Entladen $I_{\text{Bat}24} \ll I_{\text{Bat,max}}$ gilt und die Batterie dabei nicht so stark belastet wird, dass der Peukert-Effekt zum Tragen kommt. Übereinstimmend werden alle sonstigen Größen der jeweiligen Batterie mit deren Nennspannung im Index bezeichnet, wie beispielsweise $P_{\text{Bat}48}$ in Gleichung (3.10).

3.4 Modell der Fahrzeugklimatisierung

Die mathematische Darstellung der Temperaturregelfunktion der Klimaanlage des Lkw wird in dieser Arbeit in zwei Teilmodelle unterteilt. Zum einen beschreibt das Modell der Fahrerkabine den Temperaturverlauf θ_{Fh} im Fahrerhaus,

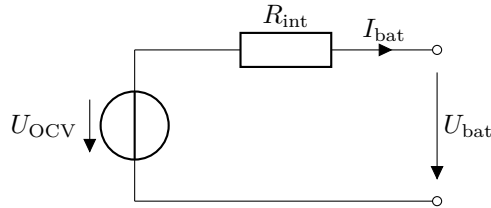


Abbildung 3.4: Ersatzschaltbild des Thévenin-Batteriemodells ohne Dynamik

welcher der zu regelnde Zustand ist und auf den die Einflüsse der Klimatisierung und der Umgebung einwirken. Zum anderen wird der elektrifizierte Klimakompressor modelliert, der die meiste Leistung der Klimaanlage im Lkw benötigt und demnach die maßgebliche Komponente der Fahrzeugklimatisierung für das Bordnetz und dessen Energieflüsse darstellt [163]. Daher werden die thermodynamischen Vorgänge, die innerhalb des Kältekreis der Klimaanlage zwischen Verdichter, Kondensator, Expansionsventil und Verdampfer auftreten, nicht betrachtet, sondern nur die elektrische Leistungsaufnahme P_{eAC} des Kompressors, welche aus der erbrachten Kälteleistung resultiert [65]. Wie bereits in Abschnitt 2.3.2 erörtert, können elektrifizierte Nebenverbraucher unabhängig von der Motordrehzahl und somit in ihrem effizientesten Betriebspunkt betrieben werden. Aus diesem Grund ist der elektrisch betriebene Kältemittelverdichter nicht stufenlos regelbar implementiert, sondern kann über den binären Steuereingang $u_{AC} \in \{0, 1\}$ nur ein- und ausgeschaltet werden. Der Elektromotor zum Antrieb des Kompressors arbeitet folglich in einem konstanten Betriebspunkt und nimmt die elektrische Leistung $P_{eAC}(u_{AC})$ aus dem Bordnetz auf, wenn er durch $u_{AC} = 1$ aktiviert ist. Für diesen Betriebszustand ist ein sog. *Coefficient of Performance (COP)* definiert. Diese Leistungszahl $\varepsilon < 1$ beschreibt das Verhältnis von nutzbarer thermischer Leistung zu verrichteter Arbeit [65] und ist für sämtliche Betriebspunkte des Klimakompressors aus den zugehörigen Datenblättern zu entnehmen. Folglich lässt sich der erzeugte Wärmestrom \dot{Q}_{AC} bzw. im Falle der Klimatisierung der Entzug von Wärme durch den Zusammenhang

$$\dot{Q}_{AC} = \varepsilon \cdot P_{eAC}(u_{AC}) \quad (3.22)$$

bestimmen. Dieser Wärmestrom \dot{Q}_{AC} entspricht der eingebrachten Wärme des Klimasystems in die Fahrerkabine, unter der hier gemachten Annahme, dass entlang des Weges der gekühlten Luft im Fahrzeug kein weiterer Wärmeübergang stattfindet.

Die Fahrerkabine dient dem Klimasystem im Rahmen einer energieoptimalen

Betriebsstrategie als Speicher, in dem thermische Energie in Form von Kälte gespeichert werden kann. Dieser Energiespeicher wird über ein thermisches Einkörpermodell mit der Temperatur θ_{Fh} der Fahrerhauses als Zustand beschrieben und kann durch eine Differentialgleichung ersten Grades nach [132] und [177] als

$$\dot{\theta}_{\text{Fh}} = \frac{\dot{Q}_{\text{ges}}}{C_{\text{th}}} + \frac{\kappa_{\text{th}}}{C_{\text{th}}}(\theta_{\text{Umg}} - \theta_{\text{Fh}}) \quad (3.23)$$

geschrieben werden. Der erste Summand der rechten Seite von Gleichung (3.23) beschreibt den Wärmeübergang durch Wärmeströmung, indem die Anteile der Klimaanlage \dot{Q}_{AC} und der Sonne \dot{Q}_{Sonne} , welche durch die Fenster der Kabine scheint, hier zu einem Gesamtwärmestrom

$$\dot{Q}_{\text{ges}} = \dot{Q}_{\text{AC}} + \dot{Q}_{\text{Sonne}} \quad (3.24)$$

zusammengefasst sind. Der Wärmestrom der Sonne \dot{Q}_{Sonne} wird hier grob abgeschätzt und über die Dauer einer Fahrt als konstant angenommen. Er basiert auf dem Wärmeeintrag an einem sommerlichen Tag ohne Bewölkung in Europa. Der zweite Summand in Gleichung (3.23) gibt die Wärmeleitung durch die Außenflächen in das Innere der Kabine wieder. Dabei ist die Temperaturdifferenz zwischen der Temperatur θ_{Fh} im Inneren und der Umgebungstemperatur θ_{Umg} maßgeblich, da ein Wärmeübergang nur von einem wärmeren zu einem kälteren Temperaturknoten stattfinden kann [209]. Der Parameter κ_{th} fasst die Wärmedurchgangskoeffizienten mit den zugehörigen Flächeninhalte der unterschiedlichen Trennflächen zwischen Kabine und Umgebung zusammen. So wird für die Glasscheiben und das Stahlblech des Fahrerhauses

$$\kappa_{\text{th}} = k_{\text{Glas}}A_{\text{Glas}} + k_{\text{Blech}}A_{\text{Blech}} \quad (3.25)$$

eingeführt, wobei k_{Glas} , k_{Blech} und A_{Glas} , A_{Blech} jeweils die Wärmedurchgangskoeffizienten und aufsummierten Flächeninhalte der Glas- bzw. Metallaußenflächen der Kabine bezeichnen. In Abhängigkeit des Stoffes, durch welchen ein Wärmestrom ins Innere auftritt, ist für die Glasscheiben

$$k_{\text{Glas}} = \frac{1}{1/\alpha_1 + s_{\text{Glas}}/\lambda_{\text{Glas}} + 1/\alpha_2} \quad (3.26)$$

und für das Karosserieblech

$$k_{\text{Blech}} = \frac{1}{1/\alpha_3 + s_{\text{Stahl}}/\lambda_{\text{Stahl}} + s_{\text{Dämm}}/\lambda_{\text{Dämm}} + 1/\alpha_4} \quad (3.27)$$

definiert. Die Bezeichnungen der Parameter aus den Gleichungen (3.26) und (3.27) sind zur einfacheren Übersicht in Tabelle 3.2 zusammengefasst. Dabei

wird jeweils angenommen, dass sich das Fahrzeug mit seiner typischen Geschwindigkeit von 23,5 m/s bewegt (vergleiche Abschnitt 2.3.2). Somit strömt die Außenluft mit konstanter Geschwindigkeit am Fahrzeug vorbei und es wird ein konvektiver Wärmeübergang zur Kabine angenommen. Der Wärmedurchgang, welcher durch den Koeffizienten k_{Blech} beschrieben wird, umfasst zwei Schichten des Karosserie der Fahrerkabine. Neben dem Stahlblech an der Außenseite, ist zusätzlich eine wärmedämmende Schicht modelliert, welche den Innenraum bei hohen Temperaturdifferenzen nach außen thermisch abschirmen soll und zusätzlich die Verkleidung des Interieurs beinhaltet.

In beiden Summanden der rechten Seite von Gleichung (3.23) bezeichnet C_{th} die Wärmekapazität der gesamten Fahrerkabine. Diese setzt sich für das Teilmodell des Inneren der Kabine aus

$$C_{\text{th}} = c_{p,\text{Luft}}m_{\text{Luft}} + c_{p,\text{KS}}m_{\text{KS}} \quad (3.28)$$

zusammen. Die thermische Masse des Fahrerhausinneren ist dabei als Kombination aus der darin enthaltenen Luftmenge und dem hauptsächlich aus Kunststoff bestehendem Interieur modelliert. Eine explizite Beschreibung der in Gleichung (3.28) eingeführten Größen ist ebenfalls in Tabelle 3.2 aufgeführt, wobei als Näherung jeweils eine Temperaturabhängigkeit vernachlässigt ist [135].

Das in diesem Abschnitt vorgestellte thermische Modell der Fahrerkabine wurde anhand von Parameterwerten aus [200] erstellt und durch die Arbeiten von [27] experimentell validiert.

3.5 Modell des Druckluftsystems

Das Druckluftsystem im betrachteten Nutzfahrzeug verfügt über ein Speichervolumen von V_{Tank} , um komprimierte Luft mit Druck p_{Luft} bereitzuhalten. Somit ist dieses System ebenso ein Energiespeicher, dessen Speicherfähigkeit durch die Betriebsstrategie ausgenutzt werden kann. Dabei wird die Druckluftanlage durch den Luftpresser nur zu den Zeitpunkten befüllt, wenn es wegen der Randbedingungen zwingend nötig ist oder es aufgrund der vorausliegenden Strecke gerade besonders effizient ist.

3.5.1 Grundlagen der Gase

Um das Modell des Druckluftkompressors herzuleiten sollen an dieser Stelle kurz die zu Grunde liegenden thermodynamischen Grundlagen eingeführt werden.

Tabelle 3.2: Zusammenfassung der Parameter aus der thermischen Modellbildung des Fahrerhauses mit deren Beschreibung und Einheiten nach [200]

Parameter	Beschreibung	SI-Einheit
α_1	Wärmeübergangskoeffizient von Luft zu Glas	$W/(m^2 \cdot K)$
α_2	Wärmeübergangskoeffizient von Glas zu Luft	$W/(m^2 \cdot K)$
α_3	Wärmeübergangskoeffizient von Luft zu Stahlblech	$W/(m^2 \cdot K)$
α_4	Wärmeübergangskoeffizient von Dämmmaterial zu Luft	$W/(m^2 \cdot K)$
λ_{Glas}	Wärmeleitfähigkeit des Glases	$W/(m \cdot K)$
λ_{Blech}	Wärmeleitfähigkeit des Stahlblechs	$W/(m \cdot K)$
$\lambda_{\text{Dämm}}$	Wärmeleitfähigkeit der Dämmung	$W/(m \cdot K)$
s_{Glas}	Schichtdicke des Glases	m
s_{Blech}	Schichtdicke des Stahlblechs	m
$s_{\text{Dämm}}$	Schichtdicke der Dämmung	m
m_{Luft}	Masse der Luft in der Fahrerkabine	kg
m_{KS}	Masse des Kunststoffes im Interieur	kg
$c_{p,\text{Luft}}$	Spezifische Wärmekapazität der Luft in der Fahrerkabine	$J/(kg \cdot K)$
$c_{p,\text{KS}}$	Spezifische Wärmekapazität des Interieurs	$J/(kg \cdot K)$

Die thermische Zustandsgleichung des idealen Gases

$$pV = mRT \quad (3.29)$$

stellt den Zusammenhang zwischen dem Produkt aus Druck p und Volumen V und dem Produkt aus Masse m , Temperatur T und der Gaskonstanten R des betrachteten Gases her. Dabei kann in Gleichung (3.29) zusätzlich der Realgasfaktor Z

$$pV = ZmRT \quad (3.30)$$

als Korrekturfaktor eingeführt werden [12]. Abweichende Werte von $Z = 1$ beschreiben, wie stark ein reales Gas in Abhängigkeit von Temperatur und Druck von dem Verhalten eines idealen Gases abweicht. Für die im Druckluftsystem im schweren Nutzfahrzeug auftretenden Drücke von unter 25 bar und bei Temperaturen von $0^\circ C$ bis $50^\circ C$ beträgt der Realgasfaktor von Luft nahezu eins, wobei der Fehler kleiner 1% ist [198]. Somit kann die Luft im Teilsystem des Druckluftsystems als ideales Gas angenommen werden. Wird

weiterhin vereinfachend davon ausgegangen, dass die Temperaturänderung bei der Kompression vernachlässigbar gering ist, besagt das Boyle'sche Gesetz

$$pV = \text{konst.}, \quad (3.31)$$

dass das Produkt aus Druck p und Volumen V konstant ist. Für eine wie oben geforderte isotherme Zustandsänderung ($T = \text{konst.}$) folgt der Zusammenhang

$$p_1 V_1 = p_2 V_2 \quad (3.32)$$

für zwei verschiedene Zustände des komprimierten Gases. Wenn das Volumen des geschlossenen Systems konstant ist, folgt aus Gleichungen (3.29) und (3.32), dass sich die Masse m des Gases im System mit dem Druck ändern muss. Daraus folgt mit dem Zusammenhang $m = \rho V$ für eine näherungsweise isotherme Zustandsänderung die Differentialgleichung

$$\dot{p}V = \rho \dot{V} R_s T \quad (3.33)$$

mit den Parameterwerten $T = 20^\circ \text{C}$, $\rho_{\text{Luft}} = 1,1855 \text{ kgm}^3$ und der spezifischen Gaskonstanten von Luft $R_s = 287 \text{ J/kg}\cdot\text{K}$.

3.5.2 Modellbildung für den Luftpresser

Im Teilsystem des Druckluftkompressors sind der Druck p_{Luft} und der Betriebsvolumenstrom des Luftpressers \dot{V}_{Lupre} die zeitlich veränderlichen Zustandsgrößen [23]. Die zeitliche Änderung des Druckes \dot{p}_{Luft} im System folgt aus Gleichung (3.33) als Differentialgleichung

$$\dot{p}_{\text{Luft}} = \frac{R_s T \rho_{\text{Luft}}}{V_{\text{Tank}}} (\dot{V}_{\text{Lupre}} - \dot{V}_{\text{kons}}) \quad (3.34)$$

in Abhängigkeit der vom Luftpresser geförderten Luftmenge \dot{V}_{Lupre} und des von den Verbrauchern konsumierten Volumenstroms \dot{V}_{kons} [131]. Der Luftpresser erzeugt bei konstant gewählter Antriebsdrehzahl und im Betriebsbereich des Druckluftsystems einen entsprechenden Volumenstrom \dot{V}_{Lupre} gegen den momentanen Druck p_{Luft} im System. Da der Luftpresser ausschließlich mit seiner wirkungsgradoptimalen Drehzahl n_{opt} betrieben wird, lässt sich dieser mit der binären Eingangsvariable $u_{\text{Lupre}} \in \{0, 1\}$ steuern. Die Fördermenge des Luftpressers

$$\dot{V}_{\text{Lupre}} = q_{\text{Lupre}}(p_{\text{Luft}}) \cdot P_{\text{mech,Lupre}}(p_{\text{Luft}}, u_{\text{Lupre}}) \quad (3.35)$$

ergibt sich demnach aus dem Produkt von aufgenommener mechanischer Leistung $P_{\text{mech,Lupre}}$ und der spezifischen Lieferrate q_{Lupre} , welche wiederum auf

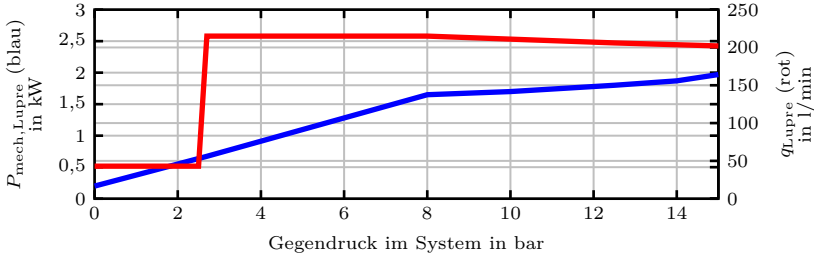


Abbildung 3.5: Kennlinien eines elektrifizierten Luftpressers für dessen mechanische Leistungsaufnahme $P_{\text{mech,Lupre}}$ (—) und dessen spezifischer Lieferrate q_{Lupre} (—)

den Gegendruck bezogen ist, entgegen welchem der Luftpresser fördern muss. Die entsprechenden Werte von $P_{\text{mech,Lupre}}$ und q_{Lupre} werden für das Modell des Luftpressers aus Kennfeldern bestimmt, wie sie beispielhaft in Abbildung 3.5 dargestellt sind.

Der Betriebsbereich des Druckluftsystems im Lkw liegt im Bereich von 10–13 bar. Im blauen Graphen in Abbildung 3.5 ist zu erkennen, dass die mechanische Leistung $P_{\text{mech,Lupre}}$ in Bereich dieser Druckniveaus nur wenig zunimmt. Da auch die Antriebsdrehzahl des elektrifizierten Luftpressers konstant vorgegeben ist, um ihn in seinem energieeffizientesten Betriebspunkt zu betreiben [172], wird der Wirkungsgrad η_{eLupre} des integrierten Elektromotors als konstant über die auftretenden Antriebsleistungen angenommen. Somit lässt sich die bereits in Gleichung (3.9) eingeführte elektrische Leistung des Luftpressers

$$P_{\text{eLupre}} = 1/\eta_{\text{eLupre}} P_{\text{mech,Lupre}}(p_{\text{Luft}}, u_{\text{Lupre}}) \quad (3.36)$$

mit dem Wirkungsgrad $\eta_{\text{eLupre}} = 0,86$ nach [172] angeben, wobei darin bereits der Wirkungsgrad der Getriebeübersetzung zwischen Elektromotor und Antriebswelle des Luftpressers berücksichtigt ist.

3.6 Zusammenfassung des Gesamtmodells

Das Gesamtmodell wird in einer Zustandsraumdarstellung zusammengefasst. Dabei werden als Zustandsvariablen x_p mit $p \in \{1, 2, 3, 4\}$ die vier Energiespeichergrößen

$$\mathbf{x} = [x_{\text{SOC48}}, x_{\text{SOC24}}, p_{\text{Luft}}, \theta_{\text{Fh}}]^T \quad (3.37)$$

der eingeführten Teilsysteme zum Zustandsvektor \mathbf{x} zusammengefasst. Dieser beinhaltet die SOC-Werte der beiden Batterien, sowie den Luftdruck in den Drucklufttanks und die Temperatur im Inneren der Fahrerkabine. Als Eingangsgrößen u_q mit $q \in \{1, 2, 3, 4\}$ des Steuervektors \mathbf{u} sind die vier entsprechenden Steuervariablen

$$\mathbf{u} = [\Delta x_{\text{SOC}48}, r_{\text{DCDC}}, u_{\text{Lupre}}, u_{\text{AC}}]^T \quad (3.38)$$

gewählt. Dabei bezeichnet $\Delta x_{\text{SOC}48}$ die Änderung des Ladezustands der 48-Volt-Batterie, r_{DCDC} die Skalierung des maximalen Leistungsflusses über den DC/DC-Wandler, sowie u_{Lupre} bzw. u_{AC} die binären Steuersignale zum Ein- und Ausschalten des Luftpressers bzw. des Klimakompressors. Die intuitive Wahl des Moments der EM als Eingangsgröße des Modells, welches unmittelbar auf den Antriebsstrang wirkt, wird hier bewusst umgangen, indem dieses indirekt über die Änderung des SOC $\Delta x_{\text{SOC}48}$ beeinflusst wird. Somit wird dem Kern dieser Arbeit Rechnung getragen, ein ganzheitliches Energiemanagement des Fahrzeugs zu entwickeln, indem die zu verbrauchende oder zu generierende elektrische Energie vorgegeben wird. Weiterhin ist dieses Vorgehen darin begründet, dass $\Delta x_{\text{SOC}48}$ als zeit- und streckenabhängige Beschränkung des Optimalsteuerungsproblems dient. Die Informationen der Streckenvorausschau wird durch diese entsprechenden Nebenbedingungen im Optimierungsalgorithmus berücksichtigt. Diese Nebenbedingung als Beschränkung der Eingangsgröße ist in Abschnitt 4.5.2 weiter ausgeführt.

4 Entwicklung einer optimalen Betriebsstrategie

Dieses Kapitel beschreibt die gewählte Methodik zur Bestimmung einer ganzheitlichen Betriebsstrategie (BS) für das 48-V-Bordnetz zusammen mit den Hybridfunktionen des Fahrzeugs. Zu unterscheiden sind Fahr- und Betriebsstrategie [74]. Die Fahrstrategie, welche die Geschwindigkeitstrajektorie und die Gangwahl festlegt, wird im Rahmen dieser Arbeit als gegeben angesehen, wie bereits in Abschnitt 3.2 dargestellt. Für die übrigen Freiheitsgrade gibt die BS die optimale Ansteuerung so vor, dass zusätzlich weitere Einsparungen beim Kraftstoffverbrauch erreicht werden. Eine BS für ein hybridelektrisches Fahrzeug wird häufig auch als Energiemanagementstrategie bezeichnet, da diese als übergeordnete Instanz insbesondere die Energieflüsse in den verschiedenen Teilsystemen des Fahrzeugs steuert.

4.1 Stand der Technik bei Betriebsstrategien teilelektrifizierter Fahrzeuge

In einem hybridelektrischen Antriebsstrang mit paralleler Anordnung von VKM und EM (vgl. Abschnitt 2.5.1.2) ergibt sich die Leistung am Getriebeausgang und folglich an den Rädern als Summe der abgegebenen Leistungen der beiden Maschinen. Die Bestimmung einer geeigneten BS für Hybridfahrzeuge ist eine weitverbreitete und bereits vielfach in der Literatur bearbeitete Aufgabenstellung. Kern der Untersuchungen für Parallelhybride ist die optimale Aufteilung des geforderten Antriebsmoments zwischen VKM und EM und der Wahl des daraus resultierenden Betriebsmodus. Das zentrale Kriterium der Optimalität ist neben Fahrbarkeit und Fahrdynamik die Reduzierung des Kraftstoffverbrauchs, wobei die globale Minimierung des Kraftstoffverbrauchs nicht notwendigerweise die momentane Minimierung dessen zu jedem einzelnen Zeitpunkt bedeutet [137].

4.1.1 Regelbasierte Betriebsstrategien für Hybridfahrzeuge

Am einfachsten umzusetzen sind regelbasierte Betriebsstrategien, welche eine effektive und schnelle Lösung für die BS eines Hybridfahrzeugs liefern. Zunächst werden die möglichen Betriebsmodi der betrachteten Hybridkonfiguration identifiziert, um anschließend Bedingungen und Parameter für die Aktivierung der einzelnen Modi bzw. den Wechsel zwischen ihnen zu definieren, mit dem Ziel, möglichst energieeffizient die Fahraufgabe zu absolvieren [66]. In Abschnitt 4.2 wird für die im Rahmen dieser Arbeit betrachtete Konfiguration eine solche reaktive Strategie vorgestellt, welche anhand der aktuellen Systemzustände die Steuerung heuristisch wählt. Für einen Lkw im Fernverkehr mit P2-Hybrid wird in [54] eine solche regelbasierte Strategie entwickelt. Die einzelnen Parameter der Strategie, wie SOC-Grenzen oder Maximalmomente der Maschinen zum Beispiel, werden anhand eines Optimierungsalgorithmus bestimmt, wie auch in [60]. Dabei werden durch einen evolutionären Algorithmus mehrere Datensätze erstellt, welche im Hinblick auf die Fahrzeuggeschwindigkeit und den Kraftstoffverbrauch optimal sein sollen. Diese beiden Kriterien widersprechen sich grundsätzlich, da eine hohe Geschwindigkeit, die zur Reduzierung der Fahrtdauer gewünscht ist, einen höheren Kraftstoffverbrauch nach sich zieht. Aus diesem Grund wird mittels einer Pareto-Optimierung die bestmögliche Lösung ermittelt. Die aus den Ergebnissen abgeleiteten Erkenntnisse für die optimalen Datensätze werden anschließend in der regelbasierten BS umgesetzt. Da diese Optimierung Parameter berechnet, die während der Anwendung der BS invariant sind, wird eine solche auch statisches Optimierungsproblem genannt.

4.1.2 Optimierungsbasierte Betriebsstrategien für Hybridfahrzeuge

Betriebsstrategien, welche auf einer Optimalsteuerung beruhen, haben das Ziel, im Sinne verschiedener Kriterien optimale Trajektorien zur Steuerung des Systems zu finden und dabei ein Kostenfunktional zu minimieren. Die Lösungen des Optimalsteuerungsproblems sind Funktionen, die von einer unabhängigen Variablen abhängen, beispielsweise von der Zeit oder dem Ort. Aus diesem Grund wird auch von einer dynamischen Optimierung gesprochen [61]. Ein allgemeines Optimalsteuerungsproblem mit Start- und Endzeitpunkt t_0 bzw. t_f wird durch die Minimierung

$$\min_{u(t)} J(u(t)) = \min_{u(t)} \{ \Phi(x(t_f), t_f) + \int_{t_0}^{t_f} L(x(t), u(t), t) dt \} \quad (4.1)$$

eines Kostenfunktionals J beschrieben, unter Berücksichtigung der dynamischen Zustandsgleichung

$$\dot{x}(t) = f(x(t), u(t)) \quad (4.2)$$

mit dem Anfangs- und Endzustand

$$x(t_0) = x_0, \quad x(t_f) = x_f \quad (4.3)$$

und den Nebenbedingungen

$$g(x(t_f), t_f) = 0, \quad (4.4)$$

$$h(x, u) \leq 0, \quad (4.5)$$

wobei durch die Funktion g Endbedingungen der Zustände x und durch h Ungleichheitsbeschränkungen des Steuerungs- und Zustandsraums definiert sind. Das Kostenfunktional setzt sich dabei aus dem Mayer-Term Φ , welcher die Terminierungskosten bezeichnet, die zum Ende des Optimierungshorizonts $[t_0, t_f]$ anfallen, und dem Lagrange-Term L zusammen. Letzterer beschreibt die Transitionskosten, welche zum jeweiligen Zeitpunkt t durch den Übergang in den Folgezustand verursacht werden [61].

Durch die Gleichungen (4.1)–(4.5) kann auch das Optimalsteuerungsproblem für das Energiemanagement in einem Fahrzeug mit Hybridantrieb wiedergegeben werden. Für diesen Anwendungsfall sind die entstehenden Kosten während der Fahrt der verbrauchte Kraftstoff m_{fuel} , unter Berücksichtigung der Beschränkungen der einzelnen Komponenten. Dazu zählen die minimale oder maximale Leistung der Antriebsmaschinen und die Begrenzungen des Ladezustands der Traktionsbatterie beim Laden und Entladen. Im Kostenfunktional können neben dem Kraftstoffverbrauch auch weitere Effekte berücksichtigt werden. Beispielsweise wird in [96] zusätzlich der Verschleiß der Batterie bewertet, da durch die exzessive Nutzung des elektrischen Speichers zwar Kraftstoff eingespart werden kann, allerdings gleichzeitig die Batterie stark belastet wird und früher ersetzt werden muss. Darüber hinaus bezieht [146] die Emissionen explizit mit in die Optimierung mit ein.

Optimierungsbasierte Betriebsstrategien lassen sich nach ihrer Kausalität unterscheiden [69]. Während Strategien, die auf kausalen Methoden beruhen, aktuelle und vergangene Zustände und Informationen nutzen, benötigen nicht kausale Ansätze mindestens Kenntnisse über die vorausliegende Strecke, wenn nicht a priori über die gesamte Route. Des Weiteren werden die optimierungsbasierten Strategien anhand ihrer Funktionsweise unterschieden. Nach [59] gliedern diese sich in

- numerische
- analytische
- unmittelbare

Methoden, wobei die unmittelbare Minimierung hier einem kausalen Ansatz entspricht und die übrigen auf nicht kausale Informationen angewiesen sind. Eine solche Einteilung ist außerdem in [74] vorgenommen. Dort werden für die oben genannten Kategorien jeweils jene Methoden detailliert beschrieben, welche für die Anwendung in hybridelektrischen Antriebssträngen am verbreitetsten eingesetzt werden. Ebenso werden in [176] diese drei etablierten optimierungsbasierten Strategien analysiert und verglichen. Es handelt sich dabei um

- die Dynamische Programmierung (DP), als numerische Lösungsmethode, die Kenntnis über die gesamte Fahrtstrecke benötigt,
- das Minimumprinzip nach Pontryagin, das sog. *Pontryagin's Minimum Principle (PMP)*, welches als analytisches Verfahren die zugehörige Hamilton-Funktion minimiert, um eine optimale Lösung für Optimalsteuerungsproblem zu liefern, und
- die *Equivalent Consumption Minimization Strategy (ECMS)*, welche als unmittelbare, kausale Methode einen äquivalenten Kraftstoffverbrauch minimiert.

Im folgenden Teil dieses Abschnitts werden die genannten drei optimierungsbasierten Ansätze für eine BS genauer dargestellt und Anwendungen aus der Literatur vorgestellt.

Dynamische Programmierung

Die DP ist ein direkter numerischer Ansatz zur Lösung eines dynamischen Optimalsteuerungsproblems. Als numerisches Verfahren ist sie besonders für nichtlineare Systeme geeignet [19]. Außerdem ist das Verfahren wegen der notwendigen Diskretisierung des Zustands- und Stellerraums prädestiniert für Systeme mit diskreten Zuständen. Im Wesentlichen basiert dieser Ansatz auf dem *divide and conquer* Prinzip, indem das gesamte Problem in Teile zerlegt wird, welche einzeln für sich gelöst und anschließend zu einer Gesamtlösung kombiniert werden. Die DP liefert die global optimale Lösung des Optimalsteuerungsproblems bezogen auf die Kostenfunktion für das diskretisierte System. Folglich ist bei der Anwendung auf ein kontinuierliches System die Lösung des diskretisierten Optimalsteuerungsproblems nur eine Näherung, welche jedoch bei ausreichend feiner Diskretisierung vernachlässigbar von der global optimalen Lösung abweicht [176]. Allerdings kann die DP wegen des benötigten a

priori Wissens über die gesamte Fahrtstrecke nicht ohne Weiteres im Fahrzeug implementiert und eingesetzt werden. Ein weiterer Nachteil der DP ist der *Fluch der Dimensionen*, wie er bereits in [16] benannt ist. Die Komplexität des Problems nimmt mit der Dimension des Systems, also der Anzahl der Zustands- und Steuergrößen n_x bzw. n_u , rapide zu. Dementsprechend wächst die Rechenzeit exponentiell mit der Dimension des Systems an, wenn von einer gleichen Anzahl an Diskretisierungsstufen in den Zuständen ausgegangen wird. Diese folglich zeitintensive Berechnung erschwert die direkte Umsetzung im Fahrzeug zusätzlich. Aus diesen Gründen wird die DP häufig als global optimale Bezugsgröße genutzt, um an ihr andere Strategien zu messen und deren Abweichung von der global optimalen Lösung zu evaluieren. Das Verfahren wird auch in der vorliegenden Arbeit zur Bestimmung optimaler Trajektorien genutzt und in Abschnitt 4.3 genau beschrieben.

Die Methode der DP wird in [189] erweitert, um numerische Probleme am Rande des Definitionsbereichs von Systemen mit beschränkten Zuständen und vor allem festen Endwerten zu vermeiden. Das Energiemanagement in Hybridfahrzeugen gehört wegen der Nebenbedingungen des Ladezustands in diese Kategorie und wird von den Autoren bereits in [190] mittels der DP optimiert. Durch die Einführung einer im Vorfeld berechneten Begrenzungslinie zwischen den zulässigen und unzulässigen Zuständen wird die fehlerhafte Interpolation der Zustandswerte zwischen den Diskretisierungspunkten vermieden. So kann bei einer geringeren Auflösung der Variablen in diskrete Werte und somit kürzerer Berechnungsdauer die Genauigkeit der Lösung beibehalten werden.

Anwendung findet die DP zur Entwicklung einer optimierungsbasierten BS zum Beispiel in [116, 117], indem aus optimalen Trajektorien über beispielhafte Fahrtstrecken Regeln für das Energie- bzw. Leistungsmanagement abgeleitet werden. Für die Optimierung mittels DP wird ein vereinfachtes Modell genutzt, das nur die Zustände SOC und gewählter Gang besitzt. Es ergeben sich drei Teilstrategien für die Gangwahl, die Momentenverteilung und für das Nachladen der Batterie durch die VKM. Das sich einstellende Verhalten des Hybrid-Lkw durch die abgeleitete BS zeigt sich als robust gegenüber unbekanntem Routen, die nicht Teil der DP waren und liefert Ergebnisse, die deutlich näher am theoretischen Optimum liegen, als die Resultate einer intuitiv, allein mit Fachwissen parametrisierten Strategie.

Die Anforderung der DP a priori die komplette Route zu kennen, kann gelockert werden, indem die DP mit einem prädiktiven Ansatz kombiniert wird, der mittels eines Navigationssystem und einer digitalen Karte eine Streckenvorausschau ermöglicht. Ein solches Vorgehen ist in [11] beschrieben. Das Optimalsteuerungsproblem wird jeweils für einen prädizierten Horizont mit endlicher Länge gelöst. Die für diesen Zeitabschnitt berechneten Stellgrößen

werden gestellt und der Horizont weiter nach vorne bewegt, um von diesem neuen Startwert eine weitere Optimierung über den neuen Horizont zu beginnen. Dieses Vorgehen wird nichtlineare Modellprädiktive Regelung (MPR) genannt [2], da die zugrunde liegende Strecke des Ladezustands der Hybridbatterie nichtlineares Verhalten aufweist. Da zur Bestimmung der optimalen Lösung für einen Horizont die DP angewendet wird, bezeichnet [9] diese Methode auch als prädiktive Dynamische Programmierung. Um die Rechenzeit weiter zu verkürzen, wird in [10] zusätzlich eine geschickte Beschränkung des Such- und Steuerraums vorgenommen. Indem jene Steuerungen bestimmt werden, die die Zustände möglichst schnell minimieren bzw. maximieren, können Bereiche außerhalb dieser extremierenden Trajektorien bei der Suche der optimalen Lösung ausgeschlossen werden.

Auch [77] nutzt Informationen des Navigationssystems im Fahrzeug, um anhand des Steigungsprofils der vorausliegenden Strecke und einer berechneten Referenzgeschwindigkeit die Steuertrajektorien des Hybridfahrzeugs zu präzisieren. Wie bereits in [76] und [182] beschrieben, werden diese Daten genutzt, um die vorausliegende Strecke in Abschnitte gleicher Leistungsklassen zu unterteilen. Dadurch sind vom Optimierer nicht mehr alle Zeitschritte einzeln zu betrachten, sondern können zusammengefasst werden. So kann im vorgestellten Ansatz mittels DDP eine kraftstoffsparende SOC-Trajektorie während der Fahrt bestimmt werden. Diese wird in [77] wiederum als Eingangsgröße für eine unterlagerte Optimierung über einen kürzeren Horizont genutzt, welche kraftstoffoptimale Abweichungen von den Referenzgrößen berechnet, während die bereits im langen Horizont bestimmten ganzzahlig diskreten Größen außer Acht gelassen werden können.

Das Ergebnis der DP dient in [89] als Vergleichswert einer durch MPR berechneten Strategie. In dieser wird die DP ebenfalls genutzt, um die Optimierung innerhalb der MPR durchzuführen. Es werden die Ergebnisse einer offline und einer online Optimierung kombiniert. Dabei sind die Endkosten der einzelnen globalen Optimierungsschritte hinterlegt und dienen als Zielgrößen der MPR im Fahrbetrieb.

Weiterhin findet die DP im Bereich der optimalen Steuerung von Hybridantrieben in schweren Nutzfahrzeugen Anwendung in [90, 100].

Pontryagins Minimumprinzip

Als am weitesten verbreiteter Vertreter der analytischen Ansätze zur Lösung des Optimalsteuerungsproblems (4.1)–(4.5) wird Pontryagins Minimumprinzip hier vorgestellt. Der grundlegende Ansatz des PMP ist es, das Optimalsteuerungsproblem (4.1)–(4.5) und damit das zu lösende partielle Differentialgleich-

chungssystem, welches aus der Hamilton-Jacobi-Bellman-Gleichung resultiert, in ein Zweipunkt-Randwertproblem zu überführen [22, 104, 164]. Das PMP liefert notwendige Bedingungen für eine optimale Steuerungstrajektorie $u^*(t)$. Die Existenz einer optimalen Lösung wird dabei vorausgesetzt und das PMP genutzt, um diese optimale Lösung zu finden [52]. Zur Formulierung der Optimalitätsbedingungen wird die Hamilton-Funktion

$$\mathcal{H}(x(t), u(t), \lambda(t), t) = L(x(t), u(t), t) + \lambda^T(t) \cdot f(x(t), u(t), t) \quad (4.6)$$

mit den Lagrange-Multiplikatoren, adjungierten Variablen oder auch Co-Zustandsvektor $\lambda(t)$ definiert. Dabei ist zu beachten, dass hier auch $x(t)$ und $u(t)$ als vektorielle Größen berücksichtigt sind. Die Funktion f bezeichnet dabei die Zustandsgleichungen (4.2) und L den Lagrange-Term der Kostenfunktion in Gleichung (4.1). Eine optimale Trajektorie $u^*(t)$ zum Optimalsteuerungsproblem (4.1)–(4.5) muss gemäß dem Minimumprinzip die folgenden notwendigen Bedingungen erfüllen [57]:

1. Für die Steuerung $u^*(t)$ muss für jeden Zeitpunkt t

$$\mathcal{H}(x(t), u^*(t), \lambda(t), t) \leq \mathcal{H}(x(t), u(t), \lambda(t), t) \quad (4.7)$$

gelten. Das heißt

$$u^*(t) = \arg \min_u \mathcal{H}(x(t), u(t), \lambda(t), t) \quad (4.8)$$

minimiert die Hamilton-Funktion \mathcal{H} global im Zeitintervall $[t_0, t_f]$.

2. Der Zustand $x^*(t)$ und Co-Zustand $\lambda^*(t)$ genügen der Dynamikgleichung

$$\dot{x}^*(t) = \nabla_x \mathcal{H} = f(x^*(t), u^*(t), t) \quad (4.9)$$

bzw. der zugehörigen adjungierten Differentialgleichung des Co-Zustandsvektors

$$\dot{\lambda}^*(t) = -\nabla_x \mathcal{H}, \quad (4.10)$$

wobei die Randbedingungen aus Gleichung (4.3) erfüllt sein müssen.

Für aktive Zustandsbeschränkungen werden die Bedingungen aus dem PMP komplexer, sodass für weitere Details hierzu auf Literatur wie [57] für eine allgemeine Formulierung und [137] für die Anwendung bei Hybridfahrzeugen verwiesen wird. Zur Lösung des Zweipunkt-Randwertproblems (4.7)–(4.10) muss der Startwert des optimalen Co-Zustands $\lambda^*(t_0)$ bekannt sein und somit

ein Anfangswertproblem gelöst werden. Dazu kann beispielsweise ein Schießverfahren eingesetzt werden [69].

Das PMP wird in [134, 187] für das Energiemanagement elektrifizierter Kraftfahrzeuge genutzt und dessen Ergebnisse zusammen mit den Lösungen anderer Optimierungsverfahren diskutiert. Wie in vielen Arbeiten, die PMP auf dem Gebiet der Optimalsteuerung von Hybridfahrzeugen einsetzen, wird die Co-Zustandsvariable als konstant angenommen, wie beispielsweise in [38, 104, 162, 170, 176]. Dabei wird die Abhängigkeit der Zustandsgleichung (3.16) vom SOC der Batterie vernachlässigt. Näherungsweise hängt die Änderung des Ladezustands folglich nicht vom aktuellen Ladezustand ab. Die rechte Seite von Gleichung (4.10) verschwindet somit und das Randwertproblem reduziert sich auf die Suche der minimierenden Steuerung u^* in Gleichung (4.7) [59].

In [102] wird der Co-Zustand $\lambda(t)$ der Hamilton-Funktion nicht als konstant angenommen, sondern die Trajektorie der adjungierten Variablen anhand von Daten geschätzt, welche im Fahrzeug vorhanden sind oder prädiziert werden können. Um den Zeitaufwand bei der Minimierung der Hamilton-Funktion während der Fahrt zu reduzieren, wird diese für verschiedene Werte von $\lambda(t)$ offline durchgeführt und deren Lösungen in einer Tabelle gespeichert. Abhängig von den online prädizierten Werten des Co-Zustands wird die zugehörige Lösung während der Fahrt abgerufen.

Eine Kombination von DP und PMP untersuchen [129, 171] im Hinblick auf Echtzeitfähigkeit. Eine kaskadierte Struktur bestimmt in einer inneren Regelung die Momentenverteilung zwischen EM und VKM mittels PMP. Ein übergeordneter Regelkreis berechnet auf einem längeren Horizont durch die DP eine optimale Geschwindigkeitstrajektorie und die zugehörige Gangwahl.

Die Integration von Zustandsbeschränkungen in die Methode von PMP wird in [101] umgesetzt, indem das Problem an jenen Stellen unterteilt wird, an denen bei einer ersten Optimierung die Beschränkungen nicht eingehalten wurden. An diesen Trennstellen werden die zulässigen Maximal- bzw. Minimalwerte als neue Randwerte gesetzt und die resultierenden Teilprobleme erneut gelöst. Dieses Vorgehen wird iterativ durchgeführt bis eine gültige Lösung gefunden ist.

Equivalent Consumption Minimization Strategy

Die ECMS ist ein speziell für das Energiemanagement in hybridelektrischen Fahrzeugen entwickelte Methodik. Sie beruht auf dem Grundgedanken, dass sämtliche Antriebsenergie im Hybridfahrzeug letzten Endes aus dem Kraftstoff stammt. Demzufolge entspricht die Batterie einem reversiblen Kraftstofftank

und ihre Nutzung führt zu einem virtuellen Kraftstoffmassenstrom hinein oder heraus zu irgendeinem Zeitpunkt während der Fahrt. Das generatorische Nachladen der Batterie verursacht folglich einen erhöhten Kraftstoffbedarf. Nach [140] lässt sich ein momentaner äquivalenter Kraftstoffverbrauch

$$\dot{m}_{\text{äqv}}(t) = \dot{m}_{\text{fuel}}(t) + \dot{m}_{\text{Bat}}(t) \quad (4.11)$$

definieren, der beide Energieträger im Antriebsstrang berücksichtigt. Der virtuelle Kraftstoffmassenstrom \dot{m}_{Bat} hängt von der momentanen Leistung P_{Bat} der Batterie ab und lässt sich analog zum Kraftstoffverbrauch einer VKM über den unteren Heizwert des Kraftstoffes H_i ausdrücken. Mit

$$\dot{m}_{\text{Bat}}(t) = s(t) \frac{P_{\text{Bat}}(t)}{H_i} \quad (4.12)$$

und dem darin enthaltenen Skalierungsfaktor $s(t)$, der den Einsatz elektrischer Energie gewichtet und elektrische Leistung in verbrennungsmotorische umrechnet, kann Gleichung (4.11) als Leistungsaufteilung

$$P_{\text{äqv}}(t) = P_{\text{VKM}} + s(t)P_{\text{Bat}} \quad (4.13)$$

interpretiert werden. Die Gleichung (4.13) stellt damit eine leistungsbasierte Interpretation der Hamilton-Funktion gemäß Gleichung (4.6) dar. Der Skalierungsfaktor erweitert den Co-Zustand, wie er für das PMP in Abschnitt 4.1.2 eingeführt wurde [176]. Der Äquivalenzfaktor $s(t)$ ist wegen des Einflusses des Wirkungsgrades beim Laden bzw. Entladen abhängig von der Richtung des Leistungsflusses der Batterie, weswegen für das Laden s_{chg} und für das Entladen s_{dsc} gemäß

$$s_{\text{chg}}(t) = \eta_{\text{Bat}} \lambda(t) \quad (4.14)$$

$$s_{\text{dsc}}(t) = \frac{1}{\eta_{\text{Bat}}} \lambda(t) \quad (4.15)$$

definiert sind [175]. Diese beiden Gleichungen können mit dem Zusammenhang

$$s_{\text{chg}}(t) = \eta_{\text{Bat}}^2 s_{\text{dsc}}(t) \quad (4.16)$$

ineinander überführt werden. Die analytische Lösung der ECMS wird in [175] aus dem PMP hergeleitet und es wird gezeigt, dass die beiden Verfahren äquivalent sind. In der Anwendung stellt die ECMS meist eine direkt implementierbare Version des PMP dar, indem der Äquivalenzfaktor als konstant angenommen

wird und die globale Optimierung in die Lösung eines lokalen Optimierungsproblems zu jedem einzelnen Zeitschritt umgewandelt wird. Entsprechend [137, 139] resultiert aus der Optimierung des Kraftstoffmassenstroms

$$\min_{u(t)} \int_0^T \dot{m}_{\text{fuel}}(u(t), t) dt \quad (4.17)$$

über die gesamte Fahrtdauer T die Minimierung

$$\int_0^T \min_{u(t)} \dot{m}_{\text{äqv}}(u(t), t) dt \quad (4.18)$$

des momentanen äquivalenten Kraftstoffverbrauchs gemäß Gleichung (4.11). Die Herausforderung ist es, einen möglichst für alle Fahrsituationen passenden Äquivalenzfaktor zu finden, sodass zusätzlich die Anforderungen an den Wertebereich des Ladezustands der Batterie eingehalten werden. Bei zu geringer Gewichtung der Batterieleistung sinkt der SOC zu stark und zu schnell und es wird zu leichtfertig elektrische Energie eingesetzt. Dahingegen geht bei zu starker Gewichtung der Kosten für elektrische Leistung Potenzial zur Kraftstoffeinsparung verloren. Dabei ist naheliegend, dass der Äquivalenzfaktor das optimale Verhältnis der Kosten für verbrennungsmotorische und elektrische Leistung in Abhängigkeit der geforderten Leistung des Antriebsstrangs definiert, welche aus einer bestimmten Strecke, mit festgesetzter Geschwindigkeit und Topographie resultiert [127, 176, 185]. Die Wahl der Parameter $s(t)$ bezüglich einer bestimmten Fahrt kann für eine andere Strecke ungeeignet sein. In [21, 100] werden optimale Werte für die Skalierungsfaktoren im Vorfeld mittels DP berechnet, sodass für eine bestimmte Strecke das globale Optimum mittels ECMS erreicht wird, sich jedoch der Berechnungsaufwand im Vergleich zur klassischen DP deutlich reduziert. Für die Bestimmung des Äquivalenzfaktors online im Fahrzeug werden in der Literatur vielfältige Konzepte vorgestellt [169]. Zu erwähnen sind hier adaptive Verfahren, die vergangene oder aktuelle Fahrsituationen einbeziehen oder die künftige Strecke mittels der Informationen aus der Telemetrie des Fahrzeugs präzisieren, um den Äquivalenzfaktor entsprechend anzupassen. Nach [69] und [137] werden dabei drei Varianten unterschieden:

- Prädiktion der Fahrtroute mit entsprechender Vorhersage der Fahrzeugzustände, wie beispielsweise in [4, 51, 127, 146, 168],
- (Wieder-)Erkennung von Mustern im Fahrprofil nach [68, 88, 145], wobei verschiedene Parametersätze im Fahrzeug hinterlegt sind und online ausgewählt werden, und

- Rückführung und Auswertung des aktuellen Fahrzeugzustands, besonders des Batterieladezustands, wie in [32, 49, 95, 136] vorgestellt.

Daneben existieren weitere Ausprägungen der ECMS, wie beispielsweise durch die Einstellung geeigneter Kostenfaktoren zur Regelung des SOC mittels Fuzzy-Logik [208]. Der äquivalente Kraftstoffmassenstrom der ECMS wird in [115] oder [146] noch um einen weiteren Term mit einem zusätzlichen Skalierungsfaktor erweitert. Bei erstgenanntem, um das Thermomanagement des Fahrzeugs zu integrieren. Die thermische Kapazität stellt dementsprechend einen zusätzlichen Energiespeicher dar, der be- und entladen werden kann und für energetische Verluste verantwortlich ist. Bei letzterem ist der emittierte Massenstrom von Stickoxiden zusätzlich in den Kosten mit einem Skalierungsfaktor gewichtet.

4.1.3 Betriebsstrategien für elektrifizierte Nebenverbraucher

Neben der möglichst optimalen Steuerung des Antriebsstrangs mit dessen hybridelektrischen Funktionen benötigt auch der Betrieb der elektrifizierten Nebenverbraucher eine energieeffiziente BS. Der naheliegendste Ansatz ist die regelbasierte Steuerung der elektrischen Verbraucher anhand heuristischer Bedingungen. Für Fahrzeuge mit konventionellem Antrieb aber zusätzlicher weiterer Elektrifizierung durch ein zweites leistungsstärkeres Bordnetz wird dies in [118] vorgenommen. Für eine vergleichbare Fahrzeugkonfiguration wird in [108] eine optimale Strategie zum Betrieb des Generators mittels DP gesucht. Da dieser Algorithmus trotz Anpassungen nicht echtzeitfähig ist, werden die nichtlinearen Modelle der Komponenten im Bordnetz soweit vereinfacht, dass sich ein quadratisches Optimierungsproblem ergibt, welches online durch Quadratische Programmierung (QP) lösbar ist.

Eine spezielle Betriebsstrategie für einen Nebenverbraucher ist auf die Kenntnis des entsprechenden Zustands des Energiespeichers angewiesen. Idealerweise ist ein mathematisches Modell vorhanden, um nicht nur momentane Bedarfe messtechnisch erfassen zu können, sondern auch zukünftige Anforderungen durch Prädiktion in der Betriebsstrategie berücksichtigen zu können. Zur Verringerung des Energiebedarfs des Kühlsystems wird in [103] ein solches Modell elektrifizierter Kühlungskomponenten vorgestellt und anhand dessen eine Betriebsstrategie hergeleitet. Dabei sagt [167] über das Klimasystem aus, dass eine ganzheitliche Betrachtung notwendig ist, da abhängig von den umgebenden Wetterbedingungen verschiedene Komponenten der Fahrzeugklimatisierung deren Leistungsaufnahme maßgeblich bestimmen. So muss in diesem Fall die Betriebsstrategie auf das gesamte Klimatisierungssystem erweitert werden, wobei die einzelnen elektrifizierten Aggregate separat zu- oder abgeschaltet

werden. In [103] wird so verfahren, dass die physikalischen Modelle des Kühlsystems mit elektrifizierter Kühlmittelpumpe und elektrifiziertem Lüfter entlang einer prädizierten Trajektorie linearisiert werden. Anhand des linearen Zusammenhangs des Systems wird die Reduktion des Kraftstoffverbrauchs als Optimierungsziel umformuliert, sodass sich eine quadratische Kostenfunktion ergibt. Diese wird wiederum mit QP minimiert. Das in [85, 97] beschriebene Vorgehen ist äquivalent und eine analytische Lösung dieser Aufgabenstellung ist bei [142] gegeben. Die Methodik wird in [99] um eine kausale Online-Strategie erweitert.

Zur Reduktion des Optimalsteuerungsproblems zu einer durch QP lösbaren Minimierung wird in [160] das Gesamtsystem für die Bestimmung des Kraftstoffverbrauchs in seine Teilsysteme zerlegt. Die Formulierung der Summe aller Verluste der einzelnen Komponenten liefert eine äquivalente quadratische Kostenfunktion mit quadratischen Beschränkungen. Diese wird durch eine duale Dekomposition gelöst. Die dazugehörige echtzeitfähige Implementierung wird in [159] umgesetzt, indem ein gleitender Prädiktionshorizont konstanter Länge, jedoch mit variabler Schrittweite, eingeführt wird.

Als Beispiel für einen elektrifizierten Nebenverbraucher ist in [49] der elektrische Kompressor eines Kühlaufbaus betrachtet. Das Ziel ist es, den Motorleerlauf im Stand während der Ladezeiten des Lkw zu vermeiden. Dazu kommt eine zweistufige Regelung zum Einsatz. Während eines Stopps wird durch einen DP-Algorithmus und mit Kenntnis der Fahrtstrecke der Verlauf des Batterieladezustands bis zum nächsten Haltepunkt geplant. Während der Fahrt wird mittels einer adaptiven ECMS die Aufteilung der benötigten Leistung des Kühlaggregats zwischen Batterie und elektrischer Maschine berechnet. Für ein wiederum ähnliches System wird in [133] eine nichtprädiktive Variante des PMP eingesetzt, wobei die adjungierten Zustände zur Laufzeit über eine P-Regelung bestimmt werden.

In [131] ist der Druckluftkompressor eines hybridelektrischen Fahrzeugs elektrifiziert. Dabei werden die Hybridmodi nicht in der Strategie berücksichtigt, sondern es wird angenommen, dass stets ausreichend Energie im Bordnetz vorhanden ist. Die Lösung der DP für das Optimalsteuerungsproblem wird mit den Ergebnissen eines MPR-Verfahrens verglichen. Es zeigt sich, dass bei ausreichend langem Prädiktionshorizont, die Verfahren keinen nennenswerten Unterschied beim Energiebedarf ergeben.

Darüber hinaus existieren auch Entwürfe für Betriebsstrategien, welche weder auf heuristischen Regeln, noch auf mathematischer Optimierung beruhen. Beispielsweise wird in [98] die Vision eines Ansatzes entsprechend der *Smart Grids* für ein komplettes Energiemanagement in einem Hybridfahrzeug mit steuer-

baren elektrischen Verbrauchern vorgestellt. Die Methode beruht auf einem marktbasiereten Verfahren, in dem die Leistung zwischen den Komponenten nach Bedarf und Vorhandensein gehandelt wird. Dadurch kann diese Methode problemlos auf sehr variable Systemkonfigurationen mit unterschiedlichen Komponenten und Teilsystemen übertragen werden.

Spieltheoretische Ansätze werden in [31, 130] untersucht. Dabei agiert jeder Verbraucher als Spieler, der versucht die eigenen Betriebskosten im Umfeld der anderen gering zu halten. In [130] ist neben einem elektrifizierten Druckluftsystem und Kühlaufbau auch der Antriebsstrang am *Spiel* beteiligt. Dieser kann sowohl als elektrische Energiequelle, als auch als -senke agieren, sodass auch die hybridelektrischen Fahrmodi in der resultierenden BS berücksichtigt sind.

4.2 Reaktive Basisbetriebsstrategie

Das Ziel dieser Arbeit ist es, die Vorteile einer vorausschauenden BS für das ganzheitliche Energiemanagement eines Nutzfahrzeugs mit Mild-Hybrid gegenüber einer konventionellen, reaktiven Strategie zu erörtern und zu quantifizieren. Diese reaktive BS, wie sie bereits in [36, 37] vorgestellt wurde, dient als Vergleichsgrundlage für die Vorteile einer optimalen BS und wird in diesem Abschnitt beschrieben.

Die reaktive Betriebsstrategie (RBS) kann nur anhand aktueller Messwerte der Fahrzeugzustände die Stellgrößen des Systems bestimmen. Daher die Bezeichnung als reaktive Strategie, da nur auf aktuell vorliegende Werte reagiert werden kann. Diese Reaktionen erfolgen basiert auf Schwellwerten der einzelnen Zustände, welche heuristisch aufgrund von Simulationsstudien festgelegt sind. So wird sichergestellt, eine möglichst leistungsfähige RBS einzusetzen, um das Verhalten der optimalen Strategie gegenüber einer herausfordernden Basisstrategie zu bewerten.

Die verschiedenen Hybridmodi (Boost, Rekuperation, Segelbetrieb) werden in Abhängigkeit des aktuellen Drehmoments der VKM und des Ladezustands der 48-V-Batterie ausgewählt und aktiviert. Es sind dabei die folgenden vier Schwellwerte des SOC absteigend definiert:

SOC_{max} Der maximale SOC darf zu keiner Zeit überschritten werden. Dieser Wert ist hauptsächlich durch die Schonung der Batterie vorgegeben, da eine vollständige Ladung der gesamten installierten Kapazität die Alterung der Zellen deutlich erhöht. Diesen SOC_{max} darf auch die optimale Betriebsstrategie (OBS) nicht überschreiten, weshalb dieser Grenzwert auch dort vorgegeben ist. Wird beim Aufladen der Batterie der Wert

SOC_{\max} erreicht, wird das Laden abgebrochen. Im Falle einer Rekuperation, muss die Bremsleistung entsprechend von anderen Bremsen des Fahrzeugs aufgebracht werden, sofern der Bremsbetrieb noch anhält.

$SOC_{\min}^{\text{boost}}$ Neben den beiden absoluten Grenzwerten SOC_{\max} und SOC_{\min} , die hauptsächlich von der Batterietechnologie vorgegeben sind, ist der Wert $SOC_{\min}^{\text{boost}}$ ein Designparameter der RBS. Erreicht der Ladezustand einen Wert $SOC > SOC_{\min}^{\text{boost}}$, so ist es der RBS erlaubt, bei geeignetem Moment der VKM, also $M_{VKM} > 0$, zu boosten und so die VKM mit der EM zu unterstützen. Dabei darf durch das Moment der EM die Ausgangsleistung des Antriebsstranges nicht überschritten werden (vgl. Abschnitt 3.2). Fällt der Ladezustand wieder unter den Schwellwert $SOC_{\min}^{\text{boost}}$ ist das Boosten nicht mehr zulässig.

$SOC_{\min}^{\text{segel}}$ Der Parameter $SOC_{\min}^{\text{segel}}$ legt jenen Ladezustand fest, ab welchem der Segelmodus aktiviert werden kann. Wenn $SOC > SOC_{\min}^{\text{boost}}$ gilt, darf die VKM während Rollphasen abgestellt werden, sodass währenddessen kein Kraftstoff verbraucht wird. Außerdem dürfen Antriebsmomente, die die EM stellen kann, alleine von dieser übernommen werden und so die VKM ebenfalls gestoppt werden. Unterhalb dieser Schwelle ist zwar ein Rollen ohne einen eingelegten Gang im Leerlauf der VKM noch möglich, allerdings muss sichergestellt sein, dass jederzeit durch die EM Strom zur Stützung des Bordnetzes erzeugt werden kann.

SOC_{\min} Ein minimaler SOC definiert, wie weit die Batterie entladen werden darf. Denn vergleichbar mit SOC_{\max} trägt auch das nicht gänzliche Entladen des Energiespeichers zu dessen Lebensdauer bei. Dementsprechend liegt SOC_{\min} oberhalb des absoluten Null-Wertes, wenn der Batterie keinerlei elektrische Energie mehr entnommen werden kann. Dennoch muss SOC_{\min} durch die BS eingehalten werden, was wiederum auch für die optimale Strategie gilt.

Für die Parametrierung der RBS sind die Werte von $SOC_{\min}^{\text{boost}}$ und $SOC_{\min}^{\text{segel}}$ relativ niedrig gewählt, um auch in Phasen mit nur geringem Rekuperationspotenzial auf der Strecke die Kraftstoff sparenden Hybridfunktionen möglichst intensiv nutzen zu können. Weiterhin ist $SOC_{\min}^{\text{boost}} > SOC_{\min}^{\text{segel}}$ festgelegt. Denn zum einen bietet die Nutzung der Segelphasen ohne jeglichen Kraftstoffbedarf durch eine abgestellte VKM mehr Möglichkeiten zur Einsparung von Kraftstoff, als das Entlasten der VKM, welche während Autobahnfahrten für sich alleine eine sehr gute Effizienz besitzt. Zum anderen ist in der RBS festgelegt, dass rekuperierte Energie schnellstmöglich wieder eingesetzt wird. Der Grund dafür ist, dass in jedem Falle vermieden werden soll, dass eine Rekuperationsphase nicht vollständig ausgenutzt werden kann aufgrund einer bereits (fast) voll

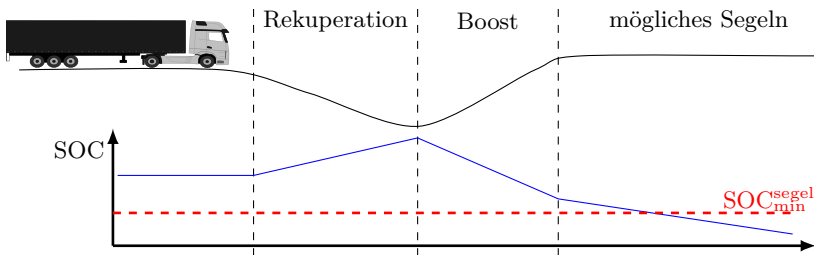


Abbildung 4.1: Beispielszenario für ungünstiges Verhalten durch fehlende Vorausschau bei kommenden Segelphasen des RBS

geladenen Batterie. Zur Definition einer effizienten BS ist es naheliegend, dass grundsätzlich so viel Energie wie möglich durch Rekuperation vom Fahrzeug aufgenommen werden soll, also ohne zusätzliche Kraftstoffkosten. Daher muss gespeicherte Energie oberhalb von $\text{SOC}_{\min}^{\text{boost}}$ unmittelbar genutzt werden. Dabei besteht jedoch die Gefahr, dass die Energie zu nur wenig gewinnbringenden Zeitpunkten eingesetzt wird. Dies kann in Fahrsituationen geschehen, in denen durch Boosten nur wenig Kraftstoff eingespart werden kann. Zusätzlich ist es möglich, dass dadurch der Ladezustand so stark reduziert wird, dass $\text{SOC} < \text{SOC}_{\min}^{\text{segel}}$, und folglich für eine vorausliegende Segelphase zu wenig Ladung in der Batterie vorhanden ist. In Abbildung 4.1 ist dieses Szenario beispielhaft skizziert. Unterschreitet der in blau abgebildete SOC die Schwelle $\text{SOC}_{\min}^{\text{segel}}$ (in rot dargestellt), wird das Segeln verfrüht beendet und die VKM muss wieder gestartet werden, obwohl die Topographie der Strecke ein weiteres Segeln zuließe. Jedoch muss durch die laufende VKM sichergestellt werden, dass der SOC nicht weiter fällt, um ein generatorisches Nachladen der Batterie im weiteren Verlauf zu vermeiden, falls ein elektrischer Verbraucher Energie aus dem Bordnetz benötigt.

Bei der Realisierung der Segelphasen ist eine weitere zentrale Eigenschaft der RBS zu erwähnen. Auch wenn die RBS nur auf die aktuellen Zustände des Bordnetzes und des Antriebsstranges zur Steuerung des 48-V-Systems reagieren kann, so plant die Antriebsstrangregelung Rollphasen dennoch prädiktiv. Dies ist Teil eines vorausschauenden Tempomaten, wie er in [193] entwickelt und beschrieben ist und verbreitet in modernen schweren Lkw zum Einsatz kommt.

Die Steuerung der elektrifizierten Nebenaggregate, also des Klimakompressors und Luftpressers, erfolgt durch die RBS ebenfalls basierend auf Schwellwerten. Um die integrierten Energiespeicher der zugehörigen Teilsysteme vollständig auszunutzen, kommt ein Zweipunktregler zum Einsatz, der die Ein- und Aus-

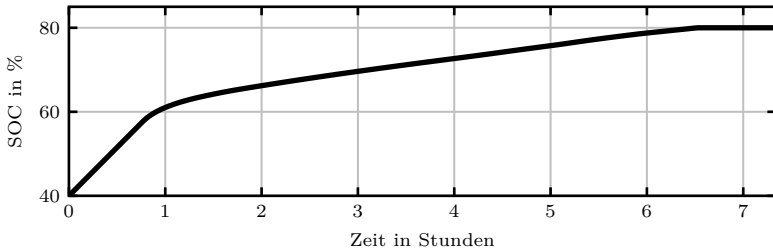


Abbildung 4.2: Soll-Ladezustand der 24-V-Batterie zur Steuerung des DC/DC-Wandlers

schaltsschwellen vorgibt. Die resultierenden Verläufe der Zustandsvariablen entsprechen einem Sägezahnprofil. Im Gegensatz dazu wird der DC/DC-Wandler durch die RBS so gesteuert, dass die Ladeleistung der 24-V-Batterie einer statisch vorgegebenen Ladekennlinie folgt, wie sie auch im Generatormanagement eines schweren Lkw mit konventionellem Antrieb hinterlegt ist. Die Abbildung 4.2 zeigt eine solche Referenztrajektorie für den Soll-Ladezustand der 24-V-Batterie in Abhängigkeit der Fahrzeit. Es soll sichergestellt sein, dass sowohl bei kürzeren Fahrten genügend Energie in der Batterie vorhanden ist, um das Fahrzeug wieder zu starten, als auch bei längeren Fahrdauern die Batterie vollständig geladen ist. Daher steigt der Ziel-SOC zunächst innerhalb von 50 Minuten linear auf 60%, um im weiteren Verlauf nach spätestens 6,5 Stunden den maximalen Ladezustand von 80% erreicht zu haben. Dieser Wert soll im Anschluss gehalten werden.

4.3 Diskrete Dynamische Programmierung

Die DP wurde in Abschnitt 4.1.2 bereits als numerische Methode zur Lösung nichtlinearer dynamischer Optimierungsprobleme eingeführt. Das zu untersuchende Problem wird in N einzelne Teilprobleme diskretisiert, welche jeweils für sich gelöst werden. Unter der Bedingung, dass die Teilprobleme wiederkehrend sind, also für jeden Schritt identisch, und sich somit die Kosten der Schritte kumulativ verhalten, lässt sich aus den Teillösungen wieder ein globales Optimum konstruieren [203]. Das Optimalsteuerungsproblem wird so in eine Abfolge von N einzelnen Entscheidungen umgewandelt und so zu einem mehrstufigem deterministischen Entscheidungsprozess. Dabei nutzt die DP das *Optimalitätsprinzip* nach Bellman aus [16]. Dieses besagt, dass eine Teiltrajektorie $z_e^*(t)$, welche auf dem Intervall $[t_e, t_f]$ optimal ist, wobei $t_e \in [t_0, t_f]$, notwendigerweise zur

global optimalen Trajektorie $z^*(t)$ mit $t \in [t_0, t_f]$ gehört. In anderen Worten besteht eine optimale Trajektorie vollständig aus optimalen Rest-Trajektorien bezüglich eines Zeitpunktes $t_e \in [t_0, t_f]$.

Um ein kontinuierliches Optimalsteuerungsproblem, wie es in den Gleichungen (4.1)–(4.5) dargestellt ist, in eine Abfolge von N einzelnen Entscheidungsprozessen zu transformieren, muss es durch ein abschnittsweise konstantes Problem angenähert werden [120]. Das diskretisierte Optimalsteuerungsproblem für ein System mit Zustands- und Steuervektor x_k bzw. u_k , Anfangswert x_0 und der zeitdiskreten Zustandsgleichung

$$x_{k+1} = F_k(x_k, u_k) \tag{4.19}$$

für $k \in \{0, 1, \dots, N-1\}$ besitzt die optimale Folge $u^* = \{u_0^*, u_1^*, \dots, u_{N-1}^*\}$ bezüglich der Kostenfunktion

$$J(x_0) = \phi_N(x_N) + \sum_{k=0}^{N-1} \ell_k(x_k, u_k) \tag{4.20}$$

unter den Stell- und Zustandsbeschränkungen als Nebenbedingung

$$h_k(x_k, u_k) \leq 0 \tag{4.21}$$

als Lösung. Dabei beschreibt $\ell_k(x_k, u_k)$ die anfallenden Kosten im Zeitschritt k und es geht mit $\phi_N(x_N)$ ein zusätzlicher Strafterm in die Kostenfunktion ein, der Abweichungen von den geforderten Zustandswerten nach dem letzten Zeitschritt gewichtet. Mit dem bereits erwähnten *Optimalitätsprinzip* nach Bellman lassen sich die minimalen Kosten J_k^* zu jedem beliebigen Startpunkt k nach Gleichung (4.20) für das obige diskrete Optimalsteuerungsproblem als Bellmansche Rekursionsformel

$$J_k^*(x_k) = \min_{u_k} \{ \ell_k(x_k, u_k) + J_{k+1}^*(x_{k+1}) \} \tag{4.22}$$

darstellen [52]. Die Werte von $J_k(x_k)$ werden auch als Schrittkosten bezeichnet, da sie jeweils während eines Schrittes, also bei der Transition von einer diskreten Instanz der unabhängigen Variablen zur nächsten auftreten. Dabei kann auch durch Einsetzen von Gleichung (4.19)

$$J_k^*(x_k) = \min_{u_k} \{ \ell_k(x_k, u_k) + J_{k+1}^*(F_k(x_k, u_k)) \} \tag{4.23}$$

geschrieben werden, was den rekursiven Charakter verdeutlicht, da nur Werte aus dem Zeitschritt k in der Gleichung enthalten sind. Dieses Verfahren zur Lösung eines diskreten Optimalsteuerungsproblems wird als DDP bezeichnet.

Das Verfahren der DDP beinhaltet zwei wesentliche Schritte zur Berechnung der optimalen Steuerfolge u^* . Im ersten Schritt werden die minimalen Kosten $J^*(x_0)$ für den Startwert x_0 berechnet. Dazu werden rückwärts in der Zeit ausgehend von den Endkosten

$$J_N(x_N) = \phi_N(x_N) \quad (4.24)$$

die Restkosten der Stufe $k = N - 1, N - 2, \dots, 0$ mittels Gleichung (4.23) berechnet. Die optimalen Restkosten und der zugehörige Steuerwert werden für alle möglichen Zustände $x_k \in \mathcal{X}^d$ des diskreten Zustandsraumes in einer matrixartigen Tabelle gespeichert. Dieses Vorgehen ist schematisch für eine Zustandsvariable $n_x = 1$ in Abbildung 4.3 dargestellt. Im zweiten Schritt, wie ihn Abbildung 4.4 zeigt, wird in einer Vorwärtsrechnung mit $k = 0, 1, \dots, N$ aus den minimalen Restkosten $J_k^*(x_k)$ für alle x_k die optimale Steuertrajektorie

$$u_k^*(x_k) = \arg \min_{u_k} J_k^*(x_k) = \arg \min_{u_k} \{ \ell_k(x_k, u_k) + J_{k+1}^*(F_k(x_k, u_k)) \} \quad (4.25)$$

bestimmt [22], sodass die Gesamtkosten minimal sind. Die Folge $u^* = \{u_0^*, u_1^*, \dots, u_{N-1}^*\}$ ist die optimale Steuertrajektorie anhand welcher die zugehörige optimale Zustandstrajektorie $x^* = \{x_0, x_1^*, \dots, x_N^*\}$ durch die Auswertung von Gleichung (4.19) berechnet wird. Somit ist das zeit- und wertediskrete Optimalsteuerungsproblem gelöst.

Die numerische Umsetzung der DDP erfordert nicht nur eine Diskretisierung der unabhängigen Variablen, sondern auch diskretisierte Werte der Zustände $x_k^i \in \mathcal{X}^d$ im diskreten Zustandsraum und der Steuerungen $u_k^j \in \mathcal{U}^d$ im diskreten Stellerraum, wobei x_k^i und u_k^j die diskreten Gitterpunkte der jeweiligen Variablen im Schritt k bezeichnen. Die Anzahl der Diskretisierungspunkte in \mathcal{X}_k und \mathcal{U}_k wird mit $N_{x,p} \forall p \in [0, \dots, n_x - 1]$ bzw. $N_{u,q} \forall q \in [0, \dots, n_u - 1]$ bezeichnet. Dabei bezeichnen p und q die Zählindizes der einzelnen Zustands- bzw. Stellgrößen in den zugehörigen Vektoren. Die Zustandsräume für den eindimensionalen Fall sind auch in den Abbildungen 4.3 und 4.4 als Boxen skizziert. In den beiden Darstellungen gilt $\mathcal{X}^d = \{x_0, \mathcal{X}_1, \dots, \mathcal{X}_N\}$, wobei der Zustandsraum in jedem diskreten Zeitpunkt $k > 0$ in $N_{x,i} = 5$ Werte diskretisiert ist. Es ist grundsätzlich zu beachten, dass in Abhängigkeit der Zustands- und Stellgrößenbeschränkungen die Anzahl der i bzw. j Gitterpunkte mit k variieren kann und zusätzlich die Abhängigkeit $\mathcal{U}_k = \mathcal{U}^d(x_k)$ gilt [74]. Die zeitdiskrete Dynamikgleichung (4.19) des Systems liefert jedoch kontinuierliche Folgezustände, welche nicht zwangsläufig auf den Gitterpunkten des diskreten Zustandsraums \mathcal{X}^d liegen. Dementsprechend existieren für diesen Zustandswert

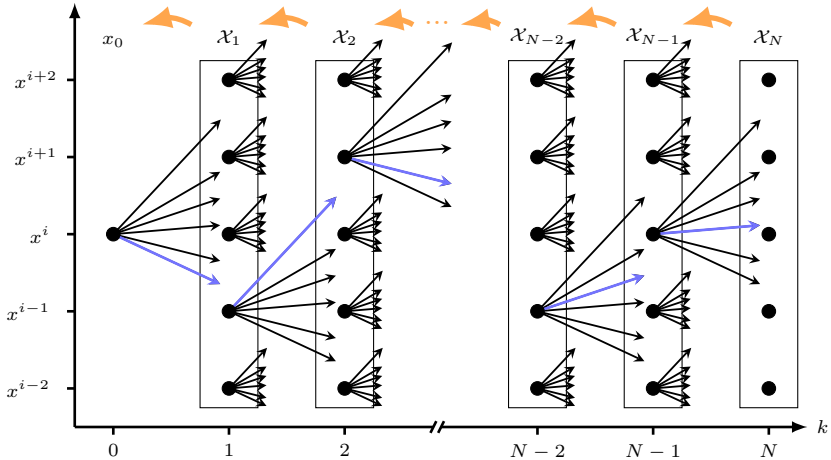


Abbildung 4.3: Schema der Rückwärtsrechnung der DDP. Das Fortschreiten von hinten nach vorne ist durch die orangenen Pfeile veranschaulicht. Für jeden Punkt zum Zeitpunkt k auf dem Zustandsgitter \mathcal{X}^d werden durch alle Steuerungen u_k^i die Restkosten berechnet. Dabei werden die minimalen Schrittkosten und die zugehörige optimale Steuerung in einer Tabelle gespeichert, welche in blau dargestellt sind.

keine zugehörigen Kosten J_{k+1} in der tabellarischen Kostenmatrix der Rückwärtsrechnung. In [17] oder [69] werden zwei Möglichkeiten genannt, um die Schrittkosten $J_{k+1}(F_k(x_k, u_k))$ anzunähern. Als einfachste und damit schnellste Methode, bezogen auf die Berechnungsdauer, kann der am nächsten liegende Zustandswert angenommen werden. In anderen Worten wird der Wert x_{k+1} auf dessen nächsten Nachbarn gerundet und die Kostenmatrix dort ausgewertet. Alternativ dazu wird eine Interpolation zwischen zwei benachbarten Werten

$$x^i < x_{k+1} < x^{i+1} \quad (4.26)$$

angewendet. Wenn davon auszugehen ist, dass sich die Kosten zwischen den zugehörigen Einträgen der Kostenmatrix $J_k(x^i)$ und $J_k(x^{i+1})$ näherungsweise linear verhalten, bietet eine lineare Interpolation angemessene Genauigkeit bei gleichzeitig geringem Rechenaufwand. Bei grober Diskretisierung der Variablen und stark nichtlinearem Verhalten der Kostenfunktion kann dabei jedoch ein signifikanter Fehler entstehen [203]. Im Rahmen dieser Arbeit wird in Anlehnung an Arbeiten mit vergleichbarer Problemstellung [69, 74, 188] die lineare Interpolation der Restkosten verwendet.

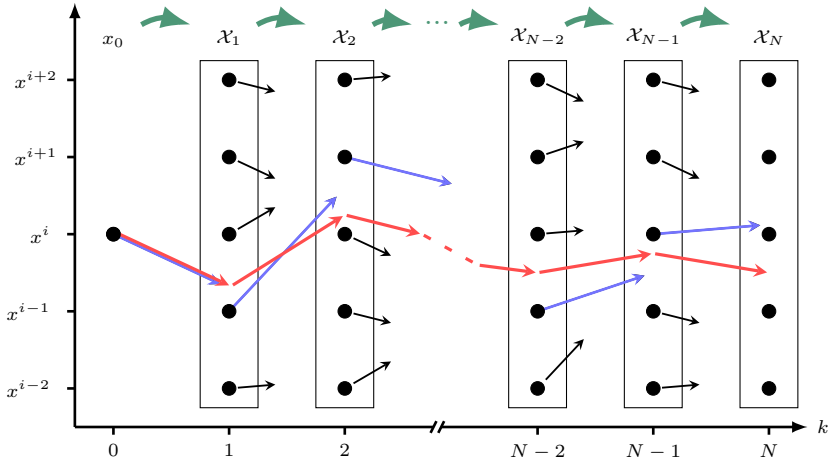


Abbildung 4.4: Schema der Vorwärtsrechnung der DDP. Das chronologische Fortschreiten ist durch die grünen Pfeile veranschaulicht. Die zuvor berechneten und gespeicherten Optimalsteuerungen u_k^* werden auf die Systemgleichung angewendet, um den optimalen Zustandsverlauf $x_k^* \forall k$ zu erhalten. Dies ist in rot dargestellt. Dabei ist zu erkennen, dass die jeweiligen Folgezustände x_{k+1} nicht zwingend auf den Gitterpunkte zu liegen kommen. Außerdem verdeutliche die schwarzen Pfeile die gespeicherten optimalen Steuerungen in den übrigen Zuständen

Manche Steuerungen der Rückwärtsrechnung, wie sie in Abbildung 4.3 eingezeichnet sind, zeigen auf Zustandswerte außerhalb des Zustandsraums \mathcal{X}^d . Diese Steuerungen sind unzulässig und führen zu unendlichen großen Kosten $J_k = J_\infty$ für diese Transition. Durch diese Zuordnung ist sichergestellt, dass während der Vorwärtsrechnung diese ungültigen Steuerungen ausgeschlossen werden. Bei einem Vergleich von Abbildung 4.3 und Abbildung 4.4 ist zu erkennen, dass jene Steuerungen nicht unter den gespeicherten optimalen sind.

Auch bei der auf die Rückwärtsrechnung folgenden Vorwärtsrechnung zur Bestimmung der optimalen Zustandstrajektorie wird im Allgemeinen das Problem auftreten, dass die durch u_k^* erreichten Zustandswerte x_{k+1} nicht auf dem Gitter \mathcal{X}^d liegen, wie in Abbildung 4.4 zu erkennen ist. Somit ist beginnend bei diesem x_{k+1} die entsprechende Stellgröße der optimalen Steuerung u_{k+1}^* nicht in der Tabelle der Rückwärtsrechnung gespeichert und kann nicht direkt

gestellt werden. Wie auch bei der Bestimmung der Restkosten wäre hier einer Interpolation möglich. Allerdings kann gerade für die in dieser Arbeit betrachtete Problemstellung nicht sichergestellt werden, dass die Steuerung stetig ist (vgl. Steuergröße $\Delta x_{\text{SOC}48}$ in Abschnitt 3.6). Folglich kann die Interpolation hier ggf. keine zielführenden Werte liefern [8]. Es liegen allerdings aus der Rückwärtsrechnung die darauffolgenden Schrittkosten J_{k+2} vor. So kann durch eine sog. Vorwärtsoptimierung ausgehend vom erreichten Zustand x_{k+1} mittels Gleichung (4.25) die Steuerung

$$u_k^*(x_{k+1}) = \arg \min_{u_{k+1}} \{\ell_k(x_{k+1}, u_{k+1}) + J_{k+2}^*(F_k(x_{k+1}, u_{k+1}))\} \quad (4.27)$$

bestimmt werden, wobei wiederum nur die Restkosten zu interpolieren sind [8].

Grundsätzlich besteht ein Konflikt zwischen Genauigkeit der Lösung, welche durch sehr fein diskretisierte Wertebereiche mit vielen Gitterpunkten erreicht wird, und der Rechenzeit zur Lösung des Problems, wobei die Berechnungszeit linear mit der Anzahl der Gitterpunkte \mathcal{X}^d skaliert. Zusätzlich erhöht sich die Menge der zu bestimmenden Transitionen durch die Größe des Steuerungsraums \mathcal{U}^d , sodass auch hier ein linearer Zusammenhang zur Rechenzeit besteht. Dabei wird jeweils davon ausgegangen, dass jeder einzelnen Berechnungsschritt die gleiche Zeitdauer benötigt. Dementsprechend tritt nicht nur der *Fluch der Dimensionen* mit einer Problematik bei hoher Anzahl an Zustands- und Steuergrößen auf, wie bereits in Abschnitt 4.1.2 beschrieben, sondern auch die *Plage des wachsenden Gitters* [120] bezogen auf die Anzahl der diskreten Werte im Zustands- und Steuerungsraum.

4.3.1 Nicht äquidistante Diskretisierung der Stellgrößen

Wie bereits im vorangegangenen Abschnitt beschrieben, ist neben einer Diskretisierung der unabhängigen Variablen auch die Unterteilung der Zustands- und Steuergrößen in diskrete Werte für die DDP notwendig. Die Anzahl dieser diskreten Werte bzw. der Abstand zweier Gitterpunkte ist ein maßgeblicher Parameter bei der Umsetzung der DDP, da zwischen Rechenaufwand und Genauigkeit abgewogen werden muss. Es ist zu beachten, dass vor allem für die wertediskrete Repräsentation eines kontinuierlichen Systems eine ausreichend feine Unterteilung zu wählen ist, um zu gewährleisten, dass die optimale Steuerung des diskreten Systems eine gute Näherung einer optimalen Trajektorie im originalen System darstellt. Um dieser Genauigkeit Sorge zu tragen, aber dennoch die Anzahl der zu berechnenden Werte so gering wie möglich zu halten, wird in dieser Arbeit eine nicht äquidistante Diskretisierung des Steuerungsraumes \mathcal{U}^d entwickelt und vorgestellt. Das heißt, dass die Gitterpunkte $u^j \in \mathcal{U}^d$ nicht

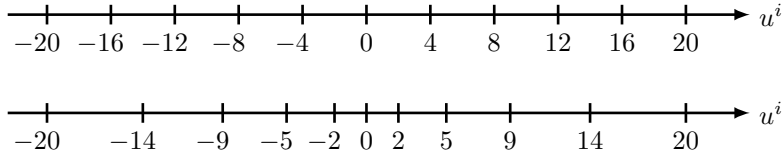


Abbildung 4.5: Visualisierung einer beispielhaften inäquidistanten Diskretisierung (unten). Zum Vergleich ist darüber die entsprechende äquidistante Diskretisierung des Intervall dargestellt.

gleichmäßig mit konstanten Abständen im Wertebereich $I_u = [u_{min}, u_{max}]$ der Extremwerte der Stellgröße verteilt sind. Viel mehr ist der Abstand $d(u^j, u^{j+1})$ abhängig von der Lage einer diskreten Steuerung im Intervall I_u des Steuerterraumes. Das Ziel der inäquidistanten Diskretisierung ist es, in Bereichen des Steuerterraumes, welche besonders hohen Einfluss auf das System haben, mehr Stützstellen zu definieren. Dahingegen kann in Randbereichen, in denen die Genauigkeit der Werte bezogen auf die Optimierung geringere Relevanz hat, die Anzahl der Gitterpunkte möglichst gering gehalten werden. So lässt sich bei gleichbleibender Qualität des Optimierungsergebnisses die Menge der diskreten Werte $N_{u,q}$ reduzieren oder bei gleichbleibender Stützstellenzahl die Genauigkeit bezogen auf das kontinuierlichen System erhöhen. Dieses Vorgehen wird in der Literatur meist für Problemstellungen aus der Ökonomie [67, 165] oder im Zusammenhang mit Wellen verschiedener Art [50, 207] eingesetzt. Nach aktuellem Kenntnisstand wird es nicht für die Berechnung einer optimalen Betriebsstrategie für teilelektrifizierte Fahrzeuge mittels DP herangezogen. Lediglich eine inhomogene Diskretisierung der vorausliegenden Streckenattribute wird bei Anwendung einer MPR (vgl. vorangegangener Abschnitt 4.1.2) in der Literatur beschrieben [73, 192], wobei die Schrittweite der Diskretisierung mit der Entfernung zur aktuellen Position zunimmt.

Auf dem Gitter einer äquidistanten Diskretisierung ist der Abstand zum wahren kontinuierlichen Wert $u(k)$ der Steuerung

$$d(u_k^j, u(k)) = \frac{1}{2} d(u^j, u^{j+1}) \quad (4.28)$$

im ungünstigsten Fall ein halber Diskretisierungsschritt. Dieser Abstand entspricht dem maximalen absoluten Fehler $\bar{\Delta}_j$ und ist für alle Punkte u^j des Gitters identisch. Allerdings ist der entsprechende relative Fehler gemäß

$$\bar{\delta}_j = \frac{\bar{\Delta}_j}{u(k)} \quad (4.29)$$

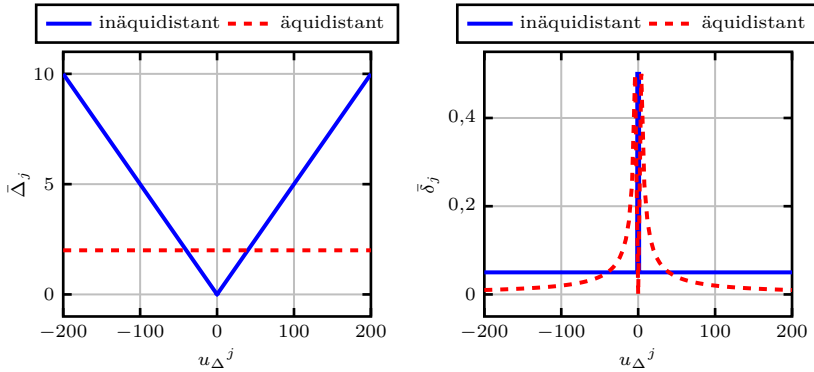


Abbildung 4.6: Absoluter Fehler $\bar{\Delta}_j$ (links) und relativer Fehler $\bar{\delta}_j$ (rechts) jeweils für beide Diskretisierungsarten

abhängig vom Betrag des wahren Wertes $u(k)$ der Stellgröße. Je kleiner also der Wert der Stellgröße, desto größer wird der relative Fehler $\bar{\delta}_j$. Um dem entgegenzuwirken, ist es naheliegend im Bereich betragsmäßig kleiner Werte in I_u , das Gitter feiner zu diskretisieren. Dieser Ansatz ist für eine beispielhafte Diskretisierung in Abbildung 4.5 dargestellt, wobei durch die gleiche Anzahl an diskreten Punkten $N_u = 11$ der gleiche Wertebereich $I_u = [-20, 20]$ abgebildet ist.

Dieses Vorgehen ist folglich besonders geeignet für Stellgrößen u_{Δ} , die eine inkrementelle Änderung eines Zustands beschreiben, da sich deren Wertebereich entsprechend

$$I_{u_{\Delta}} = [u_{\Delta, \min}, 0, u_{\Delta, \max}] \quad (4.30)$$

um den Nullpunkt gruppiert. Die Festlegung der inäquidistanten Schritte kann abschnittsweise mittels einer Heuristik basierend auf dem Systemverständnis und der Modellbildung erfolgen. Alternativ lässt sich eine Verteilung der Stützstellen u_{Δ}^j dementsprechend bestimmen, dass für den relativen Fehler $\bar{\delta}_j = \text{konst.}$ gilt. Eine so entworfene Diskretisierung u_{Δ}^j mit $j \in \{0, \dots, 100\}$ auf dem Intervall $I_{u_{\Delta}} = [-200, 200]$ ist in Abbildung 4.6 als akademisches Beispiel untersucht. In der linken Abbildung ist der maximale absolute Fehler $\bar{\Delta}_j$ dargestellt, der für eine äquidistante Diskretisierung konstant ist. Für die inäquidistante Diskretisierung nimmt $\bar{\Delta}_j$ mit der Schrittweite zu und liegt für große u_{Δ}^j deutlich höher als bei der gleichmäßigen Unterteilung der Werte. Dagegen tritt bei kleinen u_{Δ}^j nahe der Null für die inäquidistante Diskretisierung ein geringerer Fehler auf. Der rechte Verlauf in Abbildung 4.6 zeigt die

entsprechenden relativen Fehler $\bar{\delta}_j$ der beiden Varianten. Zwar liegt $\bar{\delta}_j$ der äquidistanten Diskretisierung an den Rändern des Intervalls I_{u_Δ} unterhalb dessen der inäquidistanten, aber nahe der Null kehrt sich dieses Verhalten um und der relative Fehler der äquidistanten Diskretisierung steigt stark hyperbolisch an. Da die Diskretisierung um die Null herum nicht unendlich weiter verfeinert werden kann, springt der Fehler an dieser Stelle, wenn zur Null übergegangen wird. Entsprechend des Auslegungskriteriums bleibt ansonsten $\bar{\delta}_j = \text{konst.}$

Nachfolgend soll die inäquidistante Diskretisierung am Beispiel der Stellgröße $\Delta x_{\text{SOC}48}$ aus dem in dieser Arbeit betrachteten Fahrzeugmodell aus Abschnitt 3.6 aufgezeigt werden. Für $\Delta x_{\text{SOC}48}$ gilt Gleichung (4.30) mit $u_{\Delta, \min} = \Delta x_{\text{SOC}48, \min}$ und $u_{\Delta, \max} = \Delta x_{\text{SOC}48, \max}$, wobei in der Mitte des Intervalls $\Delta x_{\text{SOC}48} = 0$ liegt. Für das System der 48-V-Batterie im Hybrid-Lkw ist die Änderung des SOC von der eingesetzten bzw. erzeugten elektrischen Energie abhängig und somit nicht nur von der Leistung der Batterie $P_{\text{Bat}48}$ sondern auch von der Dauer des aktuellen Zeitschritts Δt_k (vgl. folgender Abschnitt 4.4). Daraus folgt, dass für kleinere Δt_k die mögliche optimale Änderung $\Delta x_{\text{SOC}48}$ kleiner ist als für lange Zeiträume Δt_k , da die Leistung der Batterie begrenzt ist. Die Stellgröße $\Delta x_{\text{SOC}48}$ ist somit prädestiniert inäquidistant diskretisiert zu werden, indem die Abstände der Gitterpunkte für große Werte weiter und für kleiner Werte geringer gewählt werden.

Mit der Kenntnis, dass die absolute Häufigkeit kurzer Δt_k für die untersuchte Problemstellung am höchsten ist, wie es in Abbildung 4.7 im folgenden Abschnitt 4.4 dargestellt wird, ist der vergleichsweise größere relative Fehler der inäquidistanten Diskretisierung akzeptabel und führt nur zu geringen Ungenauigkeiten (vgl. Abbildung 4.6 rechts). Für die häufig auftretenden kurzen Zeitschritte überwiegt der Vorteil durch sowohl kleine absolute als auch relative Fehler. Anschaulich gesprochen fällt eine nicht ganz optimale Steuerung bei langen Zeitschritten und hohen Änderungen des SOC weniger ins Gewicht, als dieselbe Ungenauigkeit der Steuerung bei sehr kleinen Änderungen des Ladezustands, welche zudem in der Anzahl überwiegen.

Als Nachteil dieses Vorgehens ist zu erwähnen, dass geeignete Algorithmen für die Interpolation dieser inäquidistant definierten Größen genutzt werden müssen, falls bei der Vorwärtsrechnung die optimale Steuerung mittels Interpolation bestimmt wird [19]. Diese können aufgrund der erhöhten Komplexität der Berechnung die Rechenzeit wiederum negativ beeinflussen. Eine Diskretisierung mit abschnittsweise konstanten Abständen bietet hier Abhilfe.

4.3.2 Nicht äquidistante Diskretisierung der Zeit

Anders als bei [74] und den zugehörigen vorangegangenen Arbeiten, worin die Position des Fahrzeugs als unabhängige Variable verwendet wird, ist bei den vorliegenden Untersuchungen die Fahrzeuggeschwindigkeit nicht Teil der Optimierung (vgl. Abschnitt 3.2). Da jedoch die elektrifizierten Nebenverbraucher im Optimalsteuerungsproblem berücksichtigt werden, deren Zustandsgrößen wiederum zeitabhängig sind, ist es naheliegend, in dieser Arbeit die Zeit als unabhängige Variable für das dynamische Optimierungsproblem zu wählen.

Da neben der Diskretisierung der Werte auch die Diskretisierung der Zeit einen erheblichen Einfluss auf die Anzahl der durchzuführenden Rechenschritte hat, soll diese möglichst groß gewählt werden, wobei die Optimalität so wenig wie möglich beeinträchtigt werden darf. Aus diesem Grund wird im Optimierungsalgorithmus im Rahmen dieser Arbeit die Steuerung nicht für jeden einzelnen inkrementellen Zeitschritt τ berechnet, sondern es werden zusammenhängende Abschnitte des Horizonts mittels der Prädiktion definiert, welche die Zeitskala der Optimierung bilden. Das Vorgehen zur Bestimmung dieser Segmente ist ausführlich im folgenden Abschnitt 4.4 beschrieben. An dieser Stelle ist noch festzuhalten, dass die erzeugten Segmente je nach prädizierter Fahrsituation des Lkw unterschiedliche Längen besitzen. Folglich ist die unabhängige Variable der Optimierung, also hier die Zeit, nicht in äquidistante Zeitschritte Δt unterteilt.

Aufgrund der gewählten Methodik und der Modellbildung resultieren daraus zwei unterschiedliche Zeitskalen in der Berechnung der optimalen Steuerung. Neben der Skala der Zeitschritte Δt_k im Zustands- und Stellerraum existiert eine weitere Zeitskala mit Schrittweite $\tau = konst. \leq \Delta t_k$ für das Kraftstoffverbrauchsmodell aus Abschnitt 3.2 in der die prädizierten Drehmoment- und Drehzahlverläufe des Antriebsstranges hinterlegt sind. Die berechneten Stellgrößen bleiben über alle τ einen Zeitschritt Δt_k konstant.

Da gemäß der Forderungen von Abschnitt 3.2 die Leistung P_{ATs} am Ausgang des Antriebsstranges durch die Komponenten des 48-V-Hybridsystems im Vergleich zu einem konventionell angetriebenen Fahrzeug nicht verändert wird, muss das Moment der EM M_{EM} zu jedem inkrementellen Prädiktionsschritt τ aus den Stell- und Zustandsgrößen berechnet werden. Zusätzlich kann somit der Kraftstoffverbrauch genauer bestimmt werden, als beispielsweise nur durch gemittelte Werte aus der Segmentierung in größere Zeitschritte Δt_k . Aus der Stellgröße Δx_{SOC48} wird der Energieumsatz der EM unter Berücksichtigung der anderen Stellgrößen für jeden Optimierungsschritt Δt_k abgeleitet. Daraus wird in Abhängigkeit der VKM-Drehzahl für jeden einzelnen Prädiktionsschritt τ das Moment M_{EM} berechnet. Folglich liegt zu jedem Zeitpunkt τ ein verbrauchsrelevantes resultierendes Moment $M_{VKM,res}$ vor, welches zu Berechnung

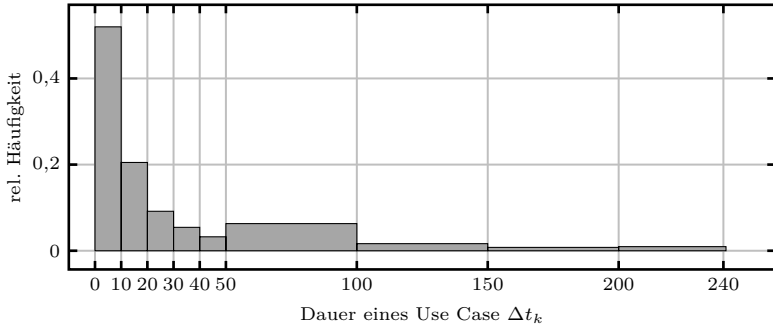


Abbildung 4.7: Häufigkeitsverteilung der Länge der Use Cases (UCs) auf der Strecke Stuttgart-Hamburg-Stuttgart

des Kraftstoffverbrauchs herangezogen wird. Da die Segmentierung, wie sie im folgenden Abschnitt beschrieben ist, zwar auf der aufzubringenden Leistung des Antriebsstranges P_{ATS} basiert, dieser aber während eines Segments bei weitem nicht konstant, sondern nur in einem bestimmten Bereich liegt, werden so verlässlichere Ergebnisse für den Kraftstoffverbrauch erreicht.

4.4 Heuristische Klassifikation der Strecke

Da im Allgemeinen der Berechnungsaufwand für eine Optimierung mit DP sehr hoch ist und besonders bei der Anzahl von jeweils vier Stell- und Zustandsgrößen die Rechenzeit enorm ist (vgl. Abschnitte 3.6 und 4.1.2), werden heuristische Informationen über die Strecke genutzt, um das Optimierungsproblem zu vereinfachen. Das Ziel dieser Klassifikation ist es, die Berechnungsschritte zu reduzieren, indem nicht jeder einzelnen Zeitschritt in der Optimierung berechnet wird. Dabei wird die Prädiktion der vorausliegenden Strecke eingesetzt, um anhand eines vorausberechneten Leistungsbedarfs Abschnitte mit gemeinsamer Charakteristik zusammenzufassen. Diese Segmente werden im Folgenden als *Use Cases (UCs)* bezeichnet. Dieser Ansatz wurde bereits in den Arbeiten [76, 77] für hybridelektrische Pkw vorgestellt und angewendet. Dort werden Rekuperation, elektrische Fahrt und Teil- und Vollast der VKM als vier unterschiedliche Use-Case-Typen definiert. In [74] werden die beiden letzteren Fälle zu einem Hybridmodus zusammengefasst. Sowohl für den elektrischen als auch den hybriden Betrieb wird jeweils der Teil- und Vollastfall unterschieden.

Die Dauer ist für jeden UC \mathcal{U}_k individuell in Abhängigkeit des momentanen Fahrzustands und der erforderlichen Leistung im Antriebsstrang. Die zeitliche Länge eines UC \mathcal{U}_k mit $k \in \{1, 2, \dots, N_{UC}\}$ wird mit Δt_k bezeichnet und es gilt

$$\sum_{k=1}^{N_{UC}} \Delta t_k = T_{Route}, \quad (4.31)$$

wobei N_{UC} die Gesamtzahl der einzelnen UCs und T_{Route} die Gesamtdauer der prädierten Route beschreibt. Beispielhaft ist die Häufigkeitsverteilung von Δt_k der UCs für die Strecke Stuttgart-Hamburg-Stuttgart in Abbildung 4.7 dargestellt. Es ist zu erkennen, dass die kurzen UCs von unter 20 Sekunden Länge deutlich überwiegen. Außerdem zeigt die Grafik, dass eine maximale Dauer $\Delta t_{max} = 240$ s definiert ist. Für eine bessere Lesbarkeit des Diagramms sind die seltenen längeren UCs zu Klassen größerer Intervalle gruppiert.

Die Klassifizierung der einzelnen Segmente in UCs, wie sie für die vorliegende Arbeit gewählt ist, ist abhängig von der momentanen Leistung P_{ATS} des Antriebsstrangs, welche für den Lkw notwendig ist, um der durch den vorausschauenden Tempomaten berechneten Geschwindigkeitstrajektorie zu folgen. Es handelt sich somit bei P_{ATS} um eine kombinierte Leistung verschiedener Komponenten, in welche je nach Vorzeichen Beiträge von VKM und Retarder eingehen. In der Menge UC der möglichen UC-Ausprägungen

$$UC = \{\text{Rekuperation, ReKO, Segeln, Teillast, Vollast}\} := \{1, 2, 3, 4, 5\} \quad (4.32)$$

sind alle Betriebsarten enthalten, welche für die in Abschnitt 3.1 vorgestellte P2-Hybridkonfiguration realisierbar sind. Außerdem ist in Gleichung (4.32) zur verkürzten Schreibweise jeder UC mit einer Nummer bezeichnet, sodass beispielsweise durch $UC_k = 1$ eine Rekuperationsphase beschrieben ist. Die verschiedenen Formen von UCs werden in Abbildung 4.8 veranschaulicht und entsprechenden beispielhaften Fahrsituationen zugeordnet. Es ist zu erkennen, dass die aufgeführten UCs mit den in Abschnitt 3.1 benannten Hybridmodi übereinstimmen. Dabei ist vorausgesetzt, dass ein Boost nur in Zugphasen des Teil- oder Volllastbetriebs sinnvoll eingesetzt werden kann und somit nur mit diesen Phasen assoziiert ist.

Zur Abgrenzung der UCs untereinander sind ferner die Schlepplleistung des Antriebsstrangs $P_{Schlepp}$, die Spitzenleistung der VKM $P_{VKM,max}$ und die betragsmäßig maximale motorische und generatorische Leistung $P_{EM,max} > 0$ und $P_{EM,min} < 0$ der EM maßgeblich. Anhand dieser Werte wird ein UC durch den aktuellen Leistungsbereich in Abhängigkeit von P_{ATS} eindeutig

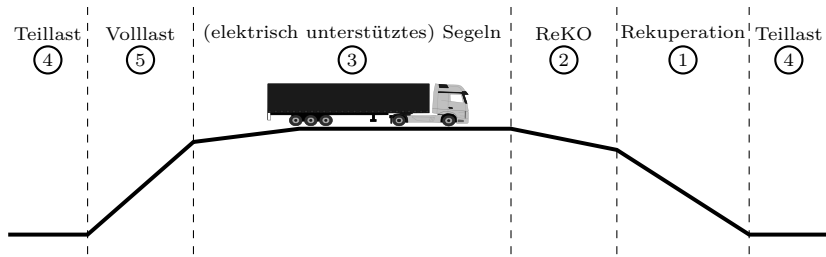


Abbildung 4.8: Visualisierung der *Use Cases* in Abhängigkeit der Streckentopographie

Tabelle 4.1: Zusammenfassung der *Use Cases* gemäß ihrer Definition anhand des aktuellen Leistungsbereichs P_{ATS} des Antriebsstrangs für die P2-Konfiguration

Bereich der Antriebsleistung P_{ATS}	Zugewiesener <i>Use Case</i> aus UC
$P_{ATS} < P_{Schlepp}$	Rekuperation (1)
$P_{Schlepp} \leq P_{ATS} < 0$ und $P_{ATS} \geq P_{EM,min}$	Rekuperation mit Kupplung offen (2)
$0 < P_{ATS} \leq P_{EM,max}$	(elektrisch unterstütztes) Segeln (3)
$P_{EM,max} < P_{ATS} < P_{VKM,max}$	Teillast (4)
$P_{ATS} = P_{VKM,max}$	Volllast (5)

definiert. Diese Zuordnung ist Tabelle 4.1 zu entnehmen, in der auch die in Gleichung (4.32) definierten Nummern eingetragen sind.

Die bisherige Klassifikation der UCs ist jedoch für die ebenfalls in dieser Arbeit untersuchte P0-Konfiguration nicht zutreffend. Denn gemäß Abschnitt 2.5.1.2 ist bei dieser Topologie ein Einsatz der EM zum Antreiben oder Rekuperieren bei geöffneter Kupplung nicht möglich. Die UCs reduzieren sich daher auf die in Tabelle 4.2 angegebenen und durch die zugehörigen Leistungsbereiche beschriebenen. Der UC Rekuperation mit Kupplung offen entfällt dabei als Hybrid-UC und wird zu einer Schleppphase, wie sie auch in konventionellen Lkw auftritt. Neben den in den Tabellen 4.1 und 4.2 definierten UCs wird ein

Tabelle 4.2: Zusammenfassung der *Use Cases* gemäß ihrer Definition anhand des aktuellen Leistungsbereichs P_{ATS} des Antriebsstrangs für die P0-Konfiguration

Bereich der Antriebsleistung P_{ATS}	Zugewiesener <i>Use Case</i> aus UC
$P_{\text{ATS}} < P_{\text{Schlepp}}$	Rekuperation (1)
$P_{\text{ATS}} = 0$	Segeln (3)
$P_{\text{EM,max}} < P_{\text{ATS}} < P_{\text{VKM,max}}$	Teillast (4)
$P_{\text{ATS}} = P_{\text{VKM,max}}$	Volllast (5)

idle Fall eingeführt. Dieser UC bezieht sich nicht auf den Leerlauf der VKM, sondern bezeichnet Phasen, in denen sich die EM im Leerlauf befinden muss und kein Moment stellen darf. Dieser *idle*-UC tritt während Schaltvorgängen auf. Dadurch wird eine Behinderung der Schaltung vermieden, da die Schaltfolge sich wegen Abschnitt 3.2 nicht von der eines konventionellen Referenzfahrzeugs unterscheiden darf. Beim P0-Hybrid muss sich die EM während einer Schubphase, in der nur das Schleppmoment der VKM im Triebstrang auftritt, entsprechend einem ReKO-UC in Tabelle 4.1, ebenfalls in diesem *idle*-Modus befinden.

Im Anschluss an die Segmentierung der kompletten Route wird für jeden einzelnen UC \mathfrak{U}_k jene mechanische Energie

$$E_{\mathfrak{U}_k} = \int_{t_k}^{t_k + \Delta t_k} P_{\mathfrak{U}_k} dt \quad (4.33)$$

berechnet, die während dessen Zeitdauer Δt_k theoretisch von der EM umgesetzt werden kann. Dabei beschreibt t_k den Startzeitpunkt von \mathfrak{U}_k und $P_{\mathfrak{U}_k}$ den Teil der kombinierten Leistung im Antriebsstrang, welche von der EM während \mathfrak{U}_k beigesteuert werden kann. Mit den Leistungsgrenzen $P_{\text{EM,max}}$ für den motorischen und $P_{\text{EM,min}}$ für den generatorischen Betrieb der EM ist

$$P_{\mathfrak{U}_k} = \begin{cases} P_{\text{EM,min}} & \text{wenn } P_{\text{ATS}} \leq P_{\text{EM,min}} \\ P_{\text{EM,max}} & \text{wenn } P_{\text{ATS}} \geq P_{\text{EM,max}} \\ P_{\text{ATS}} & \text{sonst} \end{cases} \quad (4.34)$$

definiert, um die vorliegenden Beschränkungen in $P_{\mathfrak{U}_k}$ zu berücksichtigen. Mit Hilfe der so bestimmten möglichen Traktionsenergie $E_{\mathfrak{U}_k}$ der EM in einem

UC können im Folgenden die heuristischen Informationen in das Optimalsteuerungsproblem integriert werden. So wird angenommen, dass während spezifischer UCs nur bestimmte Eingriffe der EM gewinnbringend im Hinblick auf den Kraftstoffverbrauch und damit zulässig sind. Es ist naheliegend, dass während einer Rekuperation $\text{UC}_k = 1$ nur der generatorische Betrieb mit negativen Momenten M_{EM} sinnvoll ist. Für einen als ReKO identifizierten UC darf nur das Schleppmoment $M_{\text{Schlepp}} < 0$ gestellt werden, um wie gefordert die Geschwindigkeitstrajektorie nicht zu verändern. Aus diesem Grund sind generatorische Momente $M_{\text{EM}} < 0$ während einer Volllastphase verboten, da ein zusätzliches bremsendes Moment am Antriebsstrang nicht von der VKM kompensiert werden kann. Ebenso sind höchstens antreibende Momente $M_{\text{EM}} > 0$ zulässig, solange ein Segelbetrieb vorliegt. Zusammengefasst ist ein konkreter UC \mathfrak{U}_k mit $k \in \{1, 2, \dots, N_{\text{UC}}\}$ ein Quadrupel

$$\mathfrak{U}_k = [\text{UC}_k, t_k, \Delta t_k, E_{\mathfrak{U}_k}] \quad (4.35)$$

bestehend aus der Kategorie $\text{UC}_k \in \text{UC}$, der zugehörigen Startzeit t_k , der Zeitdauer Δt_k und dem möglichen Energieumsatz $E_{\mathfrak{U}_k}$ der EM.

Durch diese heuristischen Annahmen basierend auf der prädierten Leistungstrajektorie des Antriebsstrangs, die mit technischem Sachverstand einfach nachzuvollziehen sind, lässt sich der Raum der möglichen und zu evaluierenden Lösungen des Optimalsteuerungsproblems reduzieren. So verringert sich durch die Klassifizierung der Strecke und Zusammenfassung in UCs nicht nur die Anzahl der zu optimierenden Diskretisierungsschritte, sondern auch der Steuerungsraum zulässiger Lösungen der optimalen Eingangswerte des Systems. Aus diesem Ansatz folgt unmittelbar, dass die Steuergrößen während eines UC nicht durch die Optimierung veränderbar und somit konstant sind. Um diesen Einfluss durch die Einschränkung des Algorithmus auf die Optimalität der Lösung nicht zu groß werden zu lassen, werden besonders lange UCs nochmals unterteilt. Im Falle sehr langer Streckenabschnitte ähnlichen Leistungsbedarfes wird ein UC nach der Dauer Δt_{max} beendet und es wird mit einem weiteren UC gleicher Kategorie fortgefahren. Für diesen kann der Optimierungsalgorithmus erneut die optimalen Werte der Steuergrößen berechnen. Zusammenfassend lässt sich sagen, dass die Optimierung durch die Einführung der UCs nicht die Betriebsweise der EM festlegen, sondern lediglich die Intensität der Ausprägung eines a priori identifizierten UC bestimmen muss. Anschaulich für das Beispiel einer Rekuperation $\text{UC}_k = 1$ bedeutet dies, dass nicht zu betrachten ist, ob rekuperiert oder geboostet wird, sondern nur, wie stark rekuperiert werden soll.

4.5 Definition des Optimalsteuerungsproblems

In den vorangegangenen Abschnitten wurden die theoretische Grundlagen geschaffen, um das Optimalsteuerungsproblem zur Reduktion des Kraftstoffverbrauchs eines hybridelektrischen Lkw mit elektrifizierten Nebenverbrauchern effektiv mittels DP zu behandeln. Das betrachtete System, wie es in Kapitel 3 physikalisch hergeleitet und mathematisch beschrieben wurde, besitzt jeweils vier Zustands- $n_x = 4$ und Steuergrößen $n_u = 4$. Die Zeit als kontinuierliche unabhängige Variable wird in N_{UC} Abschnitte unterschiedlicher Länge unterteilt. Die notwendige zeitdiskrete Berechnung der Teilmodelle der elektrifizierten Nebenaggregate, nämlich Klima- und Druckluftsystem, erfolgt mittels des expliziten Euler-Verfahrens wie auch beispielsweise in [101] gemäß dem Schema

$$x_{k+1} = x_k + \Delta t_k f(x_k, u_k), \quad (4.36)$$

wobei Δt_k als Schrittweite entsprechend Gleichung (4.31) definiert ist. Die Funktion $f(x_k, u_k, t_k)$ beschreibt die Differentialgleichung des Zustands zum Zeitpunkt $t_k = t_0 + k\Delta t_k$, wobei t_0 der Startzeitpunkt ist. Zur verkürzten Schreibweise und Vermeidung zu vieler Subskripte wird für die Zustandsgleichungen der Nebenverbrauchersysteme gleichermaßen

$$\Delta x_p[k] := \Delta t_k f_p(x_{p,k}, u_{p,k}) \quad (4.37)$$

geschrieben, wobei der Index k des Zeitschritts als Argument notiert ist. Dabei beschreibt $p \in \{3, 4\}$ den Index der Komponenten des Zustandsvektors \mathbf{x} aus Gleichung (3.37). Er steht jeweils für den Druck im Luftsystem $\Delta p_{Luft,k}$ nach Gleichung (3.33) und die Temperatur im Fahrerhaus $\Delta \theta_{Fh,k}$ aus Gleichung (3.23).

Das zu lösende Optimalsteuerungsproblem für alle Zeitschritte $k \in \{0, \dots, (N_{UC} - 1)\}$ und die Vektoren der Systemzustände und -einträge nach Abschnitt 3.6 lautet

$$\min_{\mathbf{u}_k} \left\{ \Phi_N(\mathbf{x}[N]) + \sum_{k=0}^{N_{UC}-1} (K_{Luft} u_3[k] + K_{AC} u_4[k] + \int_{t_k}^{t_k + \Delta t_k} \dot{m}_{fuel}(\omega_{VKM}, M_{VKM, res}(\mathbf{u}[k])) dt) \right\} \quad (4.38)$$

unter Berücksichtigung von

$$x_1[k+1] = x_1[k] + u_1[k] \quad (4.39)$$

$$x_2[k+1] = x_2[k] + \frac{E_{\text{Bat}24}(u_2[k])}{Q_{\text{Bat}24}} \quad (4.40)$$

$$x_3[k+1] = x_3[k] + \Delta p_{\text{Luft}}[k] \quad (4.41)$$

$$x_4[k+1] = x_4[k] + \Delta \theta_{\text{Fh}}[k] \quad (4.42)$$

sowie der zugehörigen Zustandsraum- und Stellgrößenbeschränkungen

$$\mathbf{x}[k] \in \mathcal{X}[k] \subseteq \mathbb{R}^{n_x}, \quad (4.43)$$

$$\mathbf{u}[k] \in \mathcal{U}[k] \subseteq \mathbb{R}^{n_u} \quad (4.44)$$

und mit dem Startwert $\mathbf{x}[0] = \mathbf{x}_{\text{Start}}$. Dabei setzt sich der Vektor der Startwerte $\mathbf{x}_{\text{Start}} = [x_{\text{SOC}48,0}, x_{\text{SOC}24,0}, p_{\text{Luft},0}, \theta_{\text{Fh},0}]$ aus den einzelnen Initialwerten der Zustände zusammen.

In der Kostenfunktion in Gleichung (4.38) wird

$$\Phi_{\text{N}}(\mathbf{x}[N]) = K_{\text{SOC}48} |x_{1,f} - x_1[N]| + K_{\text{SOC}24} \quad (4.45)$$

als Mayer-Term eingeführt, um die Kosten bei Erreichen eines Endzustands $\mathbf{x}[N]$ zu bewerten. Darin gilt der Faktor $K_{\text{SOC}48} > 0$, um eine betragsmäßige Abweichung des 48-V-Ladezustands vom geforderten Endwert $x_{1,f}$ zu gewichten. Das Betriebsverhalten der 48-V-Batterie soll über die Fahrtstrecke eine näherungsweise ausgeglichene Ladungsbilanz aufweisen, also einen ladungserhaltenden (*Charge sustaining*) Charakter besitzen, jedoch sollen von $x_{1,f}$ verschiedene Endwerte grundsätzlich möglich sein und werden daher nicht mit unendlichen Kosten beaufschlagt. Weiterhin berücksichtigt $K_{\text{SOC}24}$ Abweichungen vom finalen Sollwert $x_{2,f}$ des SOC der 24-V-Batterie und ist als

$$K_{\text{SOC}24} = \begin{cases} J_{\infty} & \text{wenn } x_2[N] < x_{2,f} \\ 0 & \text{sonst} \end{cases} \quad (4.46)$$

definiert. Der Parameter $x_{2,f} = 0,8$ ist so gewählt, dass eine mindestens zu 80 %, also eine fast vollständig geladene 24-V-Batterie am Ende der Fahrtstrecke gefordert ist. Andernfalls wird dieser Zustand mit unendlichen Kosten J_{∞} bestraft. Da unendliche Kosten numerisch nicht umsetzbar sind, wird J_{∞} als sehr großer Zahlenwert gewählt, der deutlich höher liegt, als sämtliche auftretende Kosten für zulässige Zustandswerte im gesamten Optimierungshorizont [44].

Die Parameter $K_{\text{Luft}} > 0$ und $K_{\text{AC}} > 0$ im Lagrange-Term der Kostenfunktion in Gleichung (4.38) beschränken den Einsatz der jeweiligen elektrifizierten Nebenaggregate, indem deren Aktivierung durch die entsprechende Stellgröße neben dem obligatorischen Bedarf an elektrischer Energie zusätzlich in die Kostenfunktion eingeht. So wird bewirkt, diese nur zu betreiben, wenn es

aufgrund der Nebenbedingungen an die Zustände zwingend notwendig ist. Diese Begrenzungen des Zustandsraumes in Gleichung (4.43) werden im nachfolgenden Abschnitt 4.5.1 beschrieben. Auf Stellgrößenbeschränkungen in Gleichung (4.44) wird im daran anschließenden Abschnitt 4.5.2 eingegangen.

4.5.1 Zustandsraumbeschränkungen

Die Beschränkung des Zustandsraumes, also der zulässigen Werte der Zustandsvariablen und deren Kombination, setzt nicht nur technisch-physikalische Grenzen des Systems aus der Modellbildung um, sondern ermöglicht es auch im Falle der DP als Optimierungsansatz, den Suchraum potenzieller Lösungen zu reduzieren. Dabei werden unzulässige Werte und Kombinationen im Vorfeld der Optimierung ausgeschlossen und müssen nicht auf deren Einfluss auf die gesuchte optimale Steuerung überprüft werden. Folglich profitiert die DP von Zustandsbeschränkungen, indem sie ohne großen Aufwand darin umsetzbar sind und zusätzlich die Anzahl der durchzuführenden Berechnungen und somit die Berechnungsdauer reduzieren.

Die Begrenzung der Wertebereiche der Ladezustände der beiden Batterien im System ist technologisch begründet. Zum einen ist der prozentuale Wert eines SOC per definitionem auf den Bereich $0 \leq \text{SOC} \leq 1$ vorgegeben. Zum anderen sind ein minimaler und ein maximaler SOC festgelegt, um die Lebensdauer der Batterie zu erhöhen (vgl. Abschnitt 4.2).

Der Wertebereich der zulässigen Zustände des Drucks im Druckluftsystem des Fahrzeugs entspricht den üblichen Druckniveau in einem konventionellem Lkw. Die Grenzwerte $p_{\text{Luft},\min}$ und $p_{\text{Luft},\max}$ stellen nicht nur einen zuverlässigen Betrieb der pneumatischen Aktuatoren sicher, sondern verhindern auch einen schädigenden Überdruck im System.

Die Grenzwerte der Temperatur im Fahrerhaus werden hauptsächlich vom Fahrer bestimmt, indem dieser eine gewünschte Temperatur $\theta_{\text{Fh},\text{soll}}$ der automatischen Klimaanlage vorgeht. Um Spielraum für die Nutzung der Kabine als thermischen Energiespeicher zu erhalten, wird ein Bereich von $\pm 2^\circ\text{C}$ um die Setztemperatur zugelassen. Es ergeben sich also $\theta_{\text{Fh},\min} = \theta_{\text{Fh},\text{soll}} - 2$ bzw. $\theta_{\text{Fh},\max} = \theta_{\text{Fh},\text{soll}} + 2$.

Zusammengefasst sind folgende Zustandsbeschränkungen für alle Zeitpunkte zu berücksichtigen:

$$\text{SOC}_{48,\min} \leq x_1 \leq \text{SOC}_{48,\max} \quad (4.47)$$

$$\text{SOC}_{24,\min} \leq x_2 \leq \text{SOC}_{24,\max} \quad (4.48)$$

$$p_{\text{Luft},\min} \leq x_3 \leq p_{\text{Luft},\max} \quad (4.49)$$

$$\theta_{\text{Fh},\min} \leq x_4 \leq \theta_{\text{Fh},\max} \quad (4.50)$$

4.5.2 Stellgrößenbeschränkungen

Ebenso, wie die Zustandsgrößen physikalischen Restriktionen unterliegen, müssen auch bei der Wahl der Stellgrößenwerte Beschränkungen eingehalten werden. Die Änderung des Ladezustands darf nur innerhalb vorgegebener Grenzen stattfinden, auf welche im Folgenden noch detailliert eingegangen wird. Aus der Modellbildung des DC/DC-Wandler mittels des Parameters r_{DCDC} folgt unmittelbar dessen zulässiger Bereich $-1 \leq r_{\text{DCDC}} \leq 1$. Da für die Steuergrößen der elektrifizierten Nebenverbraucher binäre Werte zum ein- bzw. ausschalten der Komponenten vorgegeben sind, reduzieren sich die entsprechenden Beschränkungen auf nur zwei einzelne gültige Werte. Die Stellgrößenbeschränkungen des Steuervektors \mathbf{u} lauten folglich

$$\Delta\text{SOC}_{\min,k} \leq u_1[k] \leq \Delta\text{SOC}_{\max,k} \quad (4.51)$$

$$-1 \leq u_2[k] \leq 1 \quad (4.52)$$

$$u_3[k] \in \{0, 1\} \quad (4.53)$$

$$u_4[k] \in \{0, 1\}, \quad (4.54)$$

wobei die jeweilige Abhängigkeit vom Zeitschritt k zu beachten ist. Die zeitliche Variabilität der Beschränkungen bietet den Vorteil, diese abhängig vom nach Abschnitt 4.4 definierten UC vorzugeben, um offensichtlich nicht optimale Steuerungen a priori auszuschließen. Dazu gehören im Rahmen dieser Arbeit die Folgenden:

- Gemäß Abschnitt 3.2 darf die Geschwindigkeitstrajektorie des Lkw nicht verändert werden, weswegen der generatorische Betrieb und somit alle Werte $\mathbf{u}[k_{\text{UC}5}]$ während eines Volllast-UC ausgeschlossen werden müssen, die eine Zunahme des SOC der 48-V-Batterie nach sich ziehen. Dabei bezeichnet $k_{\text{UC}5}$ alle Zeitschritte, denen eine Volllast $\text{UC}_k = 5$ der VKM zugeordnet ist.
- Auf die Versorgung der 48-V-Spannungsebene über den boost-Modus des DC/DC-Wandlers ($u_2 < 0$) aus der 24-V-Batterie soll während einer Rekuperation verzichtet werden. Bei einer regenerativen Bremsung soll möglichst alle rekuperierte Energie, die nicht direkt in Nebenverbrauchern genutzt werden kann in der 48-V-Batterie gespeichert werden. Dementsprechend ist es kontraproduktiv, die 48-V-Batterie zusätzlich mit bereits in einem elektrischen Speicher vorhandener Energie zu versorgen.

Diese Einschränkung gilt auch während einer Rekuperation bei offener Kupplung.

- Falls ein idle-UC vorliegt und entsprechend $UC_k = 0$ gilt, darf die EM nicht aktiviert werden. Wird dennoch mittels $u_1[k_{UC0}] > 0$ eine Erhöhung des 48-V-SOC gestellt, muss folglich die erforderliche Energie zur Ladung über den DC/DC-Wandler aus der 24-V-Batterie stammen. Dementsprechend muss $u_2[k_{UC0}] < 0$ gelten, wodurch Leistung von 24 V nach 48 V transformiert wird.

Neben den oben angeführten globalen Zustandsbeschränkungen existieren zudem solche Nebenbedingungen, welche offensichtlich ungeeignete Kombinationen von Steuer- und Zustandsgrößen für ein optimales Systemverhalten ausschließen. Der zulässige Steuerterraum $\mathcal{U}_k(\mathbf{x})$ ist folglich abhängig von den Zustandswerten zum aktuellen Zeitschritt k . Als solche Beschränkungen sind folgende umgesetzt:

- Begrenzung von $u_1[k] = \Delta x_{SOC48,k}$, falls durch die gewünschte Änderung des SOC die Zustandsbeschränkung aus Gleichung (4.47) verletzt würde. In anderen Worten ausgedrückt, darf der SOC nicht mehr reduziert oder angehoben werden, als vorhandene Energie bzw. freie Kapazität in der Batterie verfügbar ist.
- Der boost-Modus des DC/DC-Wandlers zur Unterstützung des 48-V-Bordnetzes aus der 24-V-Batterie für Werte $u_2[k] < 0$ ist nicht zulässig, wenn die 24-V-Batterie leer ist und ansonsten Gleichung (4.48) widersprochen werden würde.
- Kein Einschalten des Luftpressers $u_3[k] \neq 1$, wenn das Druckluftsystem bereits voll geladen ist und der maximale Druck nach Gleichung (4.49) herrscht. Umgekehrt gilt, dass zur Erhaltung des minimalen Druckniveaus der Luftpresser mittels $u_3[k] = 1$ zugeschaltet werden muss, wenn die untere Grenze erreicht wird.
- Der Klimakompressor muss abgeschaltet werden ($u_4[k] = 0$), wenn die untere Grenztemperatur nach Gleichung (4.50) erreicht ist. Im Umkehrschluss muss dieser durch den binären Steuereingang $u_4[k] = 1$ aktiviert werden, wenn die Temperatur in der Fahrerkabine über der maximal zulässigen liegt.

Die einflussreichste Nebenbedingung für das Optimalsteuerungsproblem ist durch Gleichung (4.51) umgesetzt, welche zusätzlich zum momentanen Zustandswert explizit vom Zeitschritt abhängt. Es kann also Gleichung (4.44) als $\mathbf{u}[k] \in \mathcal{U}_k(\mathbf{x}, k)$ geschrieben werden. Somit können die prädiktiven Informationen über die eingeführten UCs in das Optimalsteuerungsproblem integriert

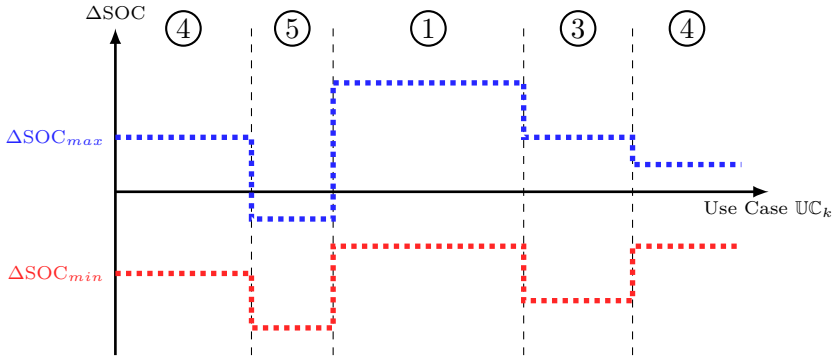


Abbildung 4.9: Beispielhafte Grenzen für ΔSOC in Abhängigkeit verschiedener UC-Kategorien UC_k in der Reihenfolge Teillast ④, Volllast ⑤, Rekuperation ①, Segeln ③ und Teillast ④.

werden, um damit zusätzlich den Lösungsraum der Optimierung zu reduzieren. Ein beispielhafter Verlauf der Grenzen ΔSOC_{min} und ΔSOC_{max} für verschiedene UCs ist in Abbildung 4.9 dargestellt. Es ist der Einfluss der Kategorien UC_k der einzelnen UCs deutlich zu erkennen, indem sich die Grenzen des minimalen und maximalen SOC-Hubs mit der umsetzbaren Energie E_{U_k} verschieben. Der zulässige Stellbereich wird somit durch die Informationen aus der Streckenvorausschau verkleinert und somit die Berechnungsgeschwindigkeit der Optimierung erhöht. Die maximal mögliche Zu- bzw. Abnahme des SOC während eines diskreten Zeitschritts der Länge Δt_k ist eine Funktion von ΔSOC_{U_k} , $\Delta SOC_{NV48,k}$ und dem aktuellen Ladezustand x_{SOC48} . Die einzelnen Einflussfaktoren werden nachfolgend hergeleitet.

Für jeden UC wird die mögliche Änderung des Ladezustands

$$\Delta SOC_{U_k} = -\frac{E_{Bat48,k}}{Q_{Bat48}} \quad (4.55)$$

berechnet. Dabei bezeichnet $E_{Bat48,k}$ die Energie, die während eines UC U_k in die Batterie geladen bzw. aus ihr entladen werden kann. Das negative Vorzeichen in Gleichung (4.55) resultiert aus der Definition in Abschnitt 3.3.2, dass negative Ströme und folglich Energien die Batterie laden und somit zu einer positiven Änderung des SOC führen. Der Wert für $E_{Bat48,k}$ errechnet sich mit

$$E_{Bat48,k} = \eta_{EM} \eta_{Bat48} E_{U_k} \quad (4.56)$$

aus der mechanisch für die EM im UC vorhandenen Energie $E_{\mathfrak{U}_k}$ nach Gleichung (4.33) und den Wirkungsgraden der EM η_{EM} und der Batterie η_{Bat48} , welche bereits in Abschnitt 3.3.1 bzw. 3.3.2 eingeführt wurden. Analog zu Gleichung (4.55) wird unter Anpassung des Zusammenhangs in Gleichung (4.33) die potenziell von den elektrifizierten Nebenaggregaten und dem DC/DC-Wandler verursachte Ladezustandsänderung berechnet. Diese ergibt sich mit

$$E_{NV48,k} = \int_{t_k}^{t_k + \Delta t_k} P_{NV48} dt \quad (4.57)$$

aus dem Gesamtleistungsbedarf der Nebenverbraucher P_{NV48} entsprechend Gleichung (3.9) zu

$$\Delta SOC_{NV48,k} = -\frac{E_{NV48,k}}{Q_{Bat48}}. \quad (4.58)$$

Durch den aktuellen Ladezustand der 48-V-Batterie $x_{SOC48,k}$ wird die maximal speicherbare Ladung berechnet, ausgedrückt durch die mögliche Zunahme

$$\Delta SOC_{lad,k} = SOC_{48,max} - x_{SOC48,k} \quad (4.59)$$

des SOC in Abhängigkeit der Zustandsbeschränkung (4.47). Ebenso folgt für die maximale Abnahme des Ladezustands

$$\Delta SOC_{entl,k} = x_{SOC48,k} - SOC_{48,min} \quad (4.60)$$

jeweils zum Zeitschritt k .

Mit den soweit beschriebenen Beiträgen zur möglichen Änderung des Ladezustands ist die größtmögliche Abnahme des SOC in einem UC mit dessen hinterlegten Parametern \mathfrak{U}_k durch

$$\Delta SOC_{min,k} = \left\{ \begin{array}{l} \Delta SOC_{NV48,k} \\ \max\{(\Delta SOC_{\mathfrak{U}_k} + \Delta SOC_{NV48,k}), \Delta SOC_{entl,k}\} \end{array} \right\}, \dots$$

...wenn $\left\{ \begin{array}{l} UC_k \in \{1, 2\} \\ UC_k \in \{3, 4, 5\} \end{array} \right\} \quad (4.61)$

gegeben, was auch als minimale Ladezustandsänderung bezeichnet ist. Für UCs der Kategorien $UC_k \in \{1, 2\}$, die dem System elektrische Energie zuführen können, entspricht die größtmögliche negative Änderung des SOC dem Szenario, dass keine Energie durch die EM rekuperiert wird, sondern der SOC durch den Energiebedarf der Nebenverbraucher reduziert wird. Während der UCs Segeln,

Teil- und Volllast, die für eine Extremwertbetrachtung als antreibende Phasen der EM betrachtet sind, ergibt sich ein komplexerer Ausdruck der minimalen Ladezustandsänderung in Gleichung (4.61). In diesen Fällen ist $\Delta\text{SOC}_{\min,k}$ entweder durch den maximalen Einsatz an Batterieenergie für den UC und die Nebenverbraucher gegeben, oder durch den vorhandenen SOC in der Batterie. Zur Geltung kommt hier jeweils der betragsmäßig kleinere Wert.

Als obere Grenze für die mögliche Zunahme des SOC in einem UC \mathcal{U}_k ist

$$\Delta\text{SOC}_{\max,k} = \left\{ \begin{array}{l} \min\{(\Delta\text{SOC}_{\mathcal{U}_k} + \Delta\text{SOC}_{\text{NV}48,k}), \Delta\text{SOC}_{\text{lad},k}\} \\ \Delta\text{SOC}_{\text{lad},k} \\ \min\{\max\{\Delta\text{SOC}_{\text{NV}48,k}, 0\}, \Delta\text{SOC}_{\text{lad},k}\} \end{array} \right\}, \dots$$

$$\dots \text{wenn} \begin{cases} \mathcal{UC}_k \in \{1, 2\} \\ \mathcal{UC}_k \in \{3, 4\} \\ \mathcal{UC}_k \in \{5\} \end{cases} \quad (4.62)$$

definiert, wobei drei Fälle der UCs zu unterscheiden sind. Der maximale SOC-Hub für rekuperierende UCs besteht aus der im UC vorhandenen rekuperierbaren Energie zusammen mit dem Bedarf der Nebenverbraucher und ist saturiert durch die freie Kapazität in der Batterie. Ebenso verhindert $\Delta\text{SOC}_{\text{lad},k}$ das Überladen der Batterie über deren maximalen Ladezustand hinaus während einer Volllast-Phase. Diese Grenze ist jedoch nur dann relevant, wenn durch die Nebenverbraucher ein großer positiver SOC-Hub verursacht wird, denn während einer Volllast mit $\mathcal{UC}_k = 5$ darf nach Abschnitt 3.2 die EM nicht generatorisch eingesetzt werden. Der triviale Fall sind die beiden übrigen UCs, bei welchen der SOC-Hub nur durch die zur Verfügung stehende Speicherkapazität begrenzt ist.

4.6 Prädiktive Betriebsstrategie

Die eigentlich Voraussage der Fahrzeugzustände ist nicht Teil dieser Arbeit, da dafür etablierte und bereits als Serienausstattung im Lkw eingesetzte Systeme und Algorithmen existieren, wie z.B. in [51, 113, 193] oder in [8, 105] für Pkw vorgestellt. In diesem Abschnitt soll näher auf den Einfluss der Prädiktion und des Optimierungsintervalls eingegangen werden. Da die DDP im klassischen Anwendungsfall nicht kausal ist, wird diese auch als eine offline Optimierung bezeichnet [69]. Um die hier vorgestellte Methodik im Grundsatz online, während der Fahrt anwenden zu können, muss der Ansatz um einen gleitenden Horizont für die prädierten Informationen erweitert werden. Dies führt zum Verfahren der MPR, welche auch als Regelung mittels gleitendem oder fortschreitendem

Horizont bezeichnet wird [2]. Das Prinzip der MPR ist es, zum Zeitpunkt t_k das Systemverhalten über einen finiten Horizont der Länge $T_{\text{präd}}$ zu präzisieren und davon ausgehend eine optimale Steuerung für diesen vorausliegenden Teil der Optimalsteuerungsproblems zu entwerfen. Wegen Ungenauigkeiten des Prädiktionsmodells und sonstiger Störeinflüsse wird das Systemverhalten nicht exakt dem vorausberechneten entsprechen und somit die bestimmte Trajektorie kein optimales Verhalten bis zum Ende des Horizonts sicherstellen können. Daher wird im hier betrachteten zeitdiskreten Fall nur der erste Zeitschritt der Steuerung gestellt und der Horizont um diese Dauer Δt_k weiterbewegt, um den Vorgang erneut mit dem Startzeitpunkt t_{k+1} zu starten.

4.6.1 Global optimale Betriebsstrategie

In den vorangegangenen Abschnitten dieses Kapitels wurde die Methodik zur Bestimmung einer optimalen Steuerung für das Energiemanagement eines hybridelektrischen Lkw vorgestellt. Dabei wird mittels DDP eine global optimale BS entwickelt, im Hinblick auf den Kraftstoffverbrauch und bezüglich der verwendeten Modelle und der angenommenen Vereinfachungen. Der Ansatz der DDP beruht darauf, das Problem von hinten her zu lösen und rückwärts die Schritt-kosten der diskreten Stufen zu berechnen. Somit ist dieses Verfahren per se prädiktiv, indem die Informationen zum Leistungsbedarf des Antriebsstranges für die gesamte Fahrtstrecke benötigt werden. Diese Vorausschau ist durch eine genaue Routenplanung vor der Fahrt und mittels Navigationsdaten theoretisch umsetzbar. Allerdings ist dieses Vorgehen nicht robust gegenüber Störungen, wie einer kurzfristigen Änderung der Strecke. Außerdem besteht die Gefahr, dass sich Fehler in der Prädiktion beispielsweise durch Modellungenauigkeiten fortpflanzen und zu deutlichen Abweichungen vom optimalen Systemverhalten führen. Um dieser Problematik Rechnung zu tragen, wird im folgenden Abschnitt eine Prädiktion der vorausliegenden Strecke mit gleitendem Horizont vorgestellt. Diese erweitert den bisher vorgestellten Optimalsteuerungsansatz.

4.6.2 Betriebsstrategie mit gleitendem Horizont

Der Einsatz einer optimalen BS mit einem gleitendem Horizont ermöglicht eine online Umsetzung des vorgestellten Ansatzes im Fahrzeug. Denn die iterative Optimierung über fortschreitende kürzere Horizonte berücksichtigt nicht nur Abweichungen des Systems vom prädictierten Verhalten durch jeweilige erneute Berechnung des Vorausschauhorizonts unter Einbeziehung der aktuellen Zustände, sondern reduziert dadurch auch die Anzahl der Zeitschritte des

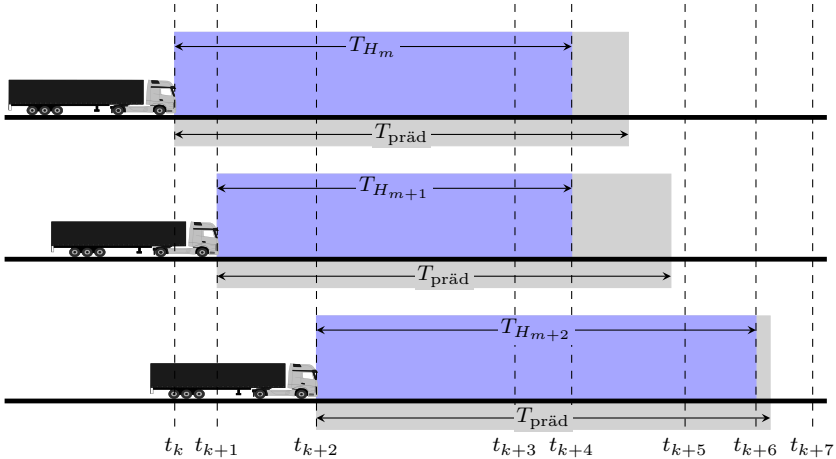


Abbildung 4.10: Skizze des theoretischen Prädiktionshorizonts und des genutzten Optimierungshorizonts und deren Verhalten über mehrere Zeitschritte Δt_k

einzelnen Optimierungsprobleme. Eine Lösung liegt somit nach absehbarer Zeit vor.

Die Optimierung über die gesamte Fahrtstrecke wird in einzelne Optimalsteuerungsprobleme über einen verkürzten Horizont der Dauer $T_{\text{präd}}$ zerteilt, sodass mit der Anzahl m_H der Horizonte

$$T_{\text{Route}} = m_H T_{\text{präd}} \quad (4.63)$$

gilt. So ergeben sich m_H aufeinanderfolgende Optimalsteuerungsprobleme, welche jeweils mit dem in Abschnitt 4.3 vorgestellten Verfahren gelöst werden. Das bedeutet, dass auch der prädierte Horizont in UCs unterteilt und klassifiziert wird, auf Basis derer der Lösungsraum der DDP eingegrenzt wird. Die Anzahl der zu berechnenden Zeitschritte reduziert sich auf die Anzahl N_H an UCs im Horizont. In einem Optimierungshorizont H_m mit $m \in \{1, \dots, m_H\}$ und der zeitlichen Vorausschaulänge $T_{\text{präd}}$ sind N_{H_m} UCs enthalten. Es ist also die Zahl der UCs und damit der diskreten Zeitschritte $k \in \{1, \dots, N_{H_m}\}$ im Horizont nicht für alle H_m während der Fahrt konstant. Dies ist bedingt dadurch, dass nicht immer gleich viele UCs in Abhängigkeit ihrer Dauer Δt_k in einen Prädiktionshorizont mit konstanter Länge $T_{\text{präd}}$ passen. Es sind also der

Prädiktionshorizont mit konstanter Länge $T_{\text{präd}}$ und der Optimierungshorizont mit variabler Länge T_{H_m} zu unterscheiden. Für alle Optimierungshorizonte H_m muss neben der allgemeinen Gleichung (4.31) auch

$$T_{H_m} = \sum_{k=1}^{N_{H_m}} \Delta t_k \quad \forall m \in \{1, \dots, m_H\} \quad (4.64)$$

mit der zeitlichen Dauer aller UCs im Horizont

$$T_{H_m} \leq T_{\text{präd}} \quad (4.65)$$

gelten. Somit kann sichergestellt werden, dass nur abgeschlossen klassifizierte UCs im Horizont betrachtet werden und keine unvollständigen enthalten sind. Daraus folgt wiederum, dass aufgrund der unterschiedlichen Zeitdauern der UCs die Länge der prädiktiven Optimierung nicht für alle Horizonte H_m identisch ist. In Abbildung 4.10 sind der theoretische Prädiktionshorizont der Länge $T_{\text{präd}}$ als grau hinterlegter Bereich dargestellt und der genutzte Optimierungshorizont mit der Länge T_{H_m} ist in blau darübergerlegt. In diesem Beispiel ist $N_{H_m} = 4$, $N_{H_{m+1}} = 3$ und $N_{H_{m+2}} = 4$, wobei die theoretische Vorausschaulänge $T_{\text{präd}}$ jeweils gleich bleibt. Zum Zeitpunkt t_k wird die optimale Steuerung über die nächsten vier UCs berechnet und es wird u_k^* gestellt. Wie auch in der globalen Optimierung durch die DDP wird der Steuereingang während des Zeitschritts Δt_k konstant gehalten. Obwohl durch das Voranschreiten des Fahrzeugs zu jedem inkrementellen Zeitschritt τ der Prädiktionshorizont neue Informationen enthält, wird erst zum Zeitpunkt t_{k+1} die optimale Strategie u_{k+1}^* aktualisiert (vgl. mit den in Abschnitt 4.3.2 beschriebenen verschiedenen Zeitskalen). Folglich bietet der Zeitraum Δt_k Zeit, um die optimale Steuerung u_{k+1}^* für den nächsten Optimierungshorizont H_{m+1} zu bestimmen.

Die Länge des Prädiktionshorizonts $T_{\text{präd}}$ und die maximale Dauer Δt_{max} eines UC sind für den Entwurf der BS zusätzliche Auslegungsparameter, die Einfluss auf die resultierende optimale Strategie haben. Um sicherzustellen, dass immer mindestens zwei UCs im Horizont H_m enthalten sind, ist es naheliegend, dass

$$\Delta t_{\text{max}} \leq \frac{1}{2} T_{\text{präd}} \quad (4.66)$$

gewählt werden sollte. Ansonsten kann der Fall auftreten, dass bei mehreren aufeinanderfolgenden UCs mit $\Delta t_k = \Delta t_{\text{max}}$ nur ein vollständiger UC im Horizont vorliegt und somit keine Vorausschau auf den weiteren Verlauf der Strecke möglich ist.

Ein weitere notwendige Anpassung des Optimalsteuerungsproblems an das Verfahren mit gleitendem Horizont besteht im Umgang mit Beschränkungen

der finalen Endwerte der Zustände. Das Ziel ist weiterhin, dass die 24-V-Batterie am Ende der Fahrt auf dem Zyklus Wörth - Verdun - Wörth (WVW) vollständig geladen ist (vgl. Abbildung 4.2). Wird jedoch für jeden Horizont H_m diese Forderung als Nebenbedingung gestellt, bleibt dem System kaum verfügbare Leistung zur freien Verfügung, um durch deren intelligenten Einsatz Kraftstoff zu sparen. Die berechnete Steuerung würde versuchen, die 24-V-Batterie im Laufe eines Horizonts zur Gänze zu laden, ungeachtet dessen, ob dies im Zeitraum T_{H_m} überhaupt umsetzbar ist. Um dieses ungünstige Verhalten zu vermeiden, wird die Endbedingung an den Zustand $x_2 = x_{\text{SOC}24}$ in Abhängigkeit der Fahrtdauer formuliert. Dabei beschreibt $\Phi_{N_{H_m}}$ für $x_2[N_{H_m}]$ ab einer verstrichenen Fahrzeit von zwei Stunden eine Rampe mit linear zunehmenden Endwerten für den SOC der 24-V-Batterie mit zunehmend voranschreitenden Horizonten.

5 Simulative Auswertung der optimalen Strategie

Nachdem im vorangegangenen Kapitel 4 die Methodik zur Bestimmung optimaler Trajektorien für eine Betriebsstrategie des 48-V-Bordnetzes unter Berücksichtigung des hybridelektrischen Antriebsstrangs und der elektrifizierten Nebenverbraucher dargelegt wurde, wird diese nun auf das in Kapitel 3 eingeführte System angewendet. In diesem Kapitel werden die Ergebnisse der Simulationen vorgestellt und diskutiert. Dabei wird zunächst das Verhalten der beiden vorgestellten Hybridkonfigurationen verglichen und deren jeweiliges Potenzial zur Reduktion des Kraftstoffverbrauchs bewertet. Im Weiteren liegt der Fokus auf der P2-Konfiguration, für welche ein detaillierter Vergleich der optimalen Strategie mit der bereits vorgestellten reaktiven Basisstrategie durchgeführt wird. Diese Analyse bezieht beide Optimierungsansätze mit unterschiedlicher Diskretisierung mit ein. Um der zentralen Fragestellung nach dem Einfluss der ganzheitlichen Betriebsstrategie nachzugehen, soll sich auf eine der beiden Varianten beschränkt werden. Dazu wird jeweils die Berechnungsdauer der Ansätze bewertet und die Einflüsse der vorgestellten Maßnahmen zur Reduzierung dieser untersucht. Anschließend wird der Einfluss der optimalen Steuerung der elektrifizierten Nebenverbraucher evaluiert, indem diese mit einer klassischen Betriebsstrategie für Mild-Hybride verglichen wird. Neben den Einflüssen der verschiedenen Teilsysteme auf den Kraftstoffverbrauch, werden zum Abschluss des Kapitels die Simulationsergebnisse der Betriebsstrategie mit gleitendem Horizont vorgestellt und mit der global optimalen Lösung verglichen.

Der Vorteil einer Analyse der optimalen Steuerung auf Basis von Simulationen ist, dass nicht reproduzierbare Einflussgrößen aus einem realen Fahrbetrieb ausgeschlossen werden können. Dazu gehören beispielsweise andere Verkehrsteilnehmer oder Verkehrszeichen, auf welche reagiert werden muss, oder sonstige Umwelteinflüsse, wie Gegenwind, welche sich ebenfalls auf den Kraftstoffverbrauch auswirken.

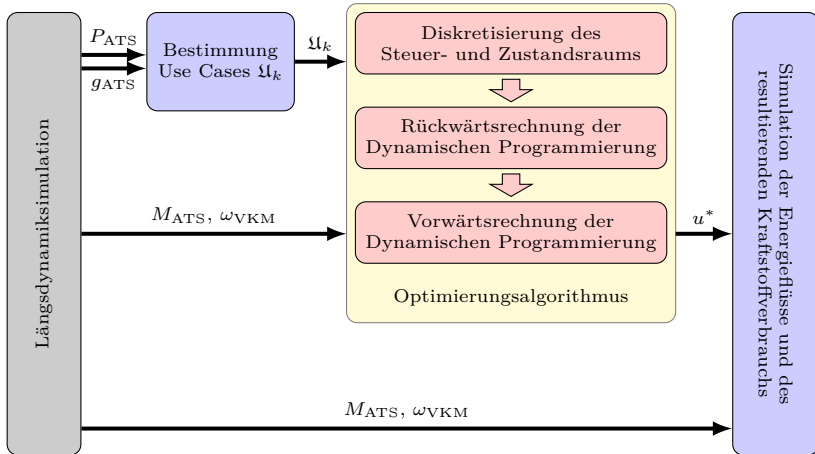


Abbildung 5.1: Schematische Darstellung der Berechnung und Umsetzung der Optimalsteuerung in der Simulation zur Bestimmung des Kraftstoffverbrauchs

5.1 Umsetzung der Simulationen

Bevor in den folgenden Abschnitten die Ergebnisse der Simulationen dargestellt, diskutiert und verglichen werden, wird hier die Umsetzung der Simulation zusammengefasst beschrieben. In Abbildung 5.1 sind die einzelnen Bestandteile der Berechnung und Simulation der optimalen Betriebsstrategie schematisch dargestellt.

Ausgangspunkt der Kraftstoffverbrauchsrechnung und damit Eingangsdaten der Simulation sind die Ergebnisse hoch genauer Längsdynamiksimulationen, wie bereits in Abschnitt 3.2 erläutert. Diese waren nicht Teil dieser Arbeit und wurden von der Daimler Truck AG zur Verfügung gestellt. Es ist zu beachten, dass die Eingangsdaten ohne den Generator und die im Rahmen dieser Arbeit als elektrifiziert betrachteten Nebenaggregate bestimmt sind. Andernfalls würden Klimakompressor und Luftpresser bei der Bestimmung des optimalen Kraftstoffverbrauchs nach Abschnitt 3.2 doppelt bilanziert werden. Aus diesem Grund ist eine Bewertung der optimalen BS gegenüber dieser Ausgangsbasis der Simulation nicht sinnvoll, da durch die Nichtbeachtung dieser Nebenaggregate grundsätzlich ein höherer Kraftstoffverbrauch des 48-V-Mildhybridsystems gegenüber dem Referenzfahrzeug der Längsdynamiksimulation zu erwarten ist.

Die berechneten zeitlichen Verläufe von Verbrennungsmotordrehzahl ω_{VKM} , Gesamtmoment im Antriebsstrang M_{ATS} , welches Beiträge von VKM und Retarder beinhaltet, und aktuellem Gang g_{ATS} bilden die Basis für die Bestimmung der optimalen Trajektorien und des resultierenden Kraftstoffverbrauches. Anhand der resultierenden Leistung im Antriebsstrang P_{ATS} wird die Unterteilung der Strecke in die Use Cases und somit die inäquidistante Diskretisierung der unabhängigen Variable unternommen. Energiebezogene Größen des schematisch darauffolgenden Optimierungsalgorithmus, wie beispielsweise $u_1 = \Delta x_{\text{SOC48}}$, besitzen einen zulässigen Wertebereich, der durch die Dauer der UCs vorgegeben ist. Aus diesem Grund findet die Diskretisierung des Steuer- und Zustandsraumes wiederum in Abhängigkeit der Ausprägung der UCs statt, wie im nächsten Abschnitt 5.2 erörtert wird. Die durch die Optimierung mittels DDP berechneten Trajektorien werden als Steuereingänge zusammen mit den Ergebnissen der Längsdynamiksimulation für die Simulation der resultierenden Energieflüsse im 48-V-Bordnetz des Lkw genutzt. Gemäß des in Abschnitt 3.2 beschriebenen Vorgehens wird der Einfluss der Optimalsteuerung auf den Kraftstoffverbrauch bestimmt.

Der gesamte Optimierungsalgorithmus, wie er in Abbildung 5.1 dargestellt ist, ist im Rahmen dieser Arbeit in der Programmiersprache C implementiert und als eigenständiges ausführbares Programm kompiliert. Dadurch kann die Parallelisierbarkeit der DP bestmöglich ausgenutzt und die Berechnungen auf alle vorhandenen Prozessorkerne verteilt werden, um den Algorithmus möglichst zeiteffizient zu gestalten. Sowohl die Bestimmung der UCs, als auch die Simulation der Energieflüsse und des Kraftstoffverbrauchs sind modellbasiert in Matlab/Simulink umgesetzt. Die Zuordnung der Implementierungen in C oder Matlab/Simulink ist in Abbildung 5.1 durch die farbliche Hinterlegung in gelb bzw. blau dargestellt.

Im Rahmen dieser Arbeit kommen für die folgenden Simulationen zwei unterschiedliche Fahrzyklen zum Einsatz. Zum einen wird ein synthetischer Testzyklus simuliert, welcher vom Europäischen Automobilherstellerverband (*Association des Constructeurs Européens d'Automobiles (ACEA)*) als typischer Zyklus für den schweren Fernverkehr definiert wurde und daher zur CO₂-Zertifizierung durch das sog. VECTO Tool der Europäischen Kommission genutzt wird [157]. Dieser Fahrzyklus wird als ACEA-Zyklus bezeichnet. Für die weiteren Untersuchungen, für die eine kürzere Fahrstrecke ausreicht, wird der erste Abschnitt von 25 km Länge des ACEA-Zyklus betrachtet, welcher im Folgenden als *ACEA kurz* bezeichnet wird.

Zum anderen wird eine reale Fahrtroute simuliert, welche von Wörth am Rhein nach Verdun in Frankreich und zurück verläuft. Diese Strecke WVV besitzt ein sehr ähnliches Lastprofil wie der fiktive ACEA-Zyklus und wird daher

als Referenzstrecke für Kraftstoffverbrauchsmessungen genutzt. Die Steigungs- und Sollgeschwindigkeitsverläufe und die damit simulierte Antriebsleistung der beiden Fahrzyklen sind in Anhang A.2 abgebildet. Bei dem Vergleich der Strecken ist zu erkennen, dass der ACEA-Zyklus mit einer Anfahrt aus dem Stand beginnt und nach kurzer Fahrtzeit eine Verzögerung des Fahrzeugs bis zum Stillstand und später einen erneuten Stopp beinhaltet. Im Gegensatz dazu starten die simulierten Daten des WVV-Zyklus erst nach dem Beschleunigungsvorgang des Fahrzeugs mit Erreichen der Zielgeschwindigkeit.

Des Weiteren sind eine detaillierte Spezifikation des der Simulation zugrunde liegenden Antriebsstrangs und weitere technische Daten des simulierten Lkw in Anhang A.3 zu finden.

5.2 Wahl der Diskretisierung der Optimierungsvariablen

Die Diskretisierung der Stellgrößen, wie sie für die DDP notwendig ist, stellt eine Näherung der wahren kontinuierlichen Optimierungsvariablen dar. Folglich beeinflusst die Wahl der Diskretisierungsstufen die Genauigkeit und damit die Qualität der Ergebnisse und der berechneten optimalen Trajektorien. Aus diesem Grund wird eine Parameterstudie durchgeführt, um den Einfluss auf die Lösung zu bewerten und eine geeignete Diskretisierung zu finden, welche einen guten Kompromiss aus Genauigkeit und Berechnungsdauer bildet. Um zusätzliche Effekte durch die in Abschnitt 4.3.1 vorgestellte inäquidistante Diskretisierung auszuschließen, beziehen sich die folgende Betrachtungen auf eine gleichmäßig verteilte, äquidistante Diskretisierung.

Zur Bewertung unterschiedlicher Diskretisierungen der Stellgrößen in der Optimierung wird angenommen, dass bei höherer Genauigkeit geringere Gesamtkosten am Ende der Optimierung erreicht werden, da die mathematisch optimale Lösung besser abgebildet werden kann. Als Bewertungskriterium dienen neben der Gesamtzahl der zulässigen Steuerungskombinationen die verursachten Kosten nach Gleichung (4.38) in der Rückwärtsrechnung.

In Tabelle 5.1 sind die Ergebnisse der Parameterstudie aufgeführt, wobei nur die Anzahl der Diskretisierungsschritte, aber nicht die Wertebereiche der Variablen variiert wurden. Als Fahrzyklus ist hier *ACEA kurz* gewählt. Untersucht werden verschiedene Diskretisierungen für die Stellgrößen $u_1 = \Delta x_{\text{SOC48}}$ und $u_2 = r_{\text{DCDC}}$. Die Wahl der Diskretisierungsstufen als ungerade Zahlen zielt dabei darauf ab, die einzelnen Stufen gleichmäßig um den mittigen Nullpunkt zu verteilen, da die beiden betrachteten Stellgrößen jeweils Werte größer und kleiner null annehmen können. Die beiden weiteren Stellgrößen für die elektrifizierten

Tabelle 5.1: Ergebnisse der Parameterstudie auf *ACEA kurz* zur Wahl der Diskretisierung

Parameter- satz	Diskretisie- rungsstufen Δx_{SOC48}	Diskretisie- rungsstufen r_{DCDC}	Anzahl zulässiger Steuerungen	optimale Kosten
Variante 1	301	7	8428	42036
Variante 2	301	17	20468	41113
Variante 3	601	3	7212	43077
Variante 4	601	7	16828	41446
Variante 5	601	17	40868	40945
Variante 6	1001	7	28028	41336
Variante 7	1001	17	68068	40699

Nebenaggregate sind in den Abschnitten 3.4 und 3.5.2 als binäre Signale definiert, sodass die Untersuchung einer abweichenden Diskretisierung in von 2 verschiedene Werte obsolet ist.

Aus Tabelle 5.1 wird ersichtlich, dass mit zunehmender Anzahl an zulässigen Steuerungen und damit bei feinerer Diskretisierung die erzielten Gesamtkosten der optimalen Steuerung abnehmen. So liefert Variante 7 die geringsten Kosten, wobei jedoch die Anzahl der auszuführenden Berechnungen und damit die Rechenzeit am höchsten ist. Es ist zu erkennen, dass für eine Diskretisierung von r_{DCDC} von $N_{u2} = 7$ bei einer Erhöhung der Anzahl an diskreten Punkten für Δx_{SOC48} von $N_{u1} = 601$ auf $N_{u1} = 1001$ die erreichten Kosten kaum sinken. Da hingegen die Anzahl der zulässigen Steuerungen und damit die Berechnungsdauer um etwa 60 % zunehmen, wird für die Diskretisierung von Δx_{SOC48} die Anzahl $N_{u1} = 601$ für die folgenden Untersuchungen zur optimalen BS gewählt.

Der Vergleich von Variante 1 und Variante 4 ergibt bei der Verdopplung der Diskretisierungsstufen eine Verminderung der optimalen Kosten um 1,4 %. Werden dementsprechend Varianten 3 und 4 verglichen, bewirkt hier die etwa 2,3-fache Anzahl an zulässigen Steuerungen, durch Variation von $N_{u,2}$, eine Verbesserung der Kosten um über 3,9 %. Im Gegensatz dazu erzielt die weitere Verfeinerung der Schritte von Variante 4 zu Variante 5 um das 2,5-fache nur noch 1,2 % geringere Kosten. Die Zunahme der Genauigkeit nimmt demnach für

eine weitere Diskretisierung über $N_{u2} = 7$ hinaus im Verhältnis zur Steigerung des Rechenbedarfs nur geringer zu. Um die ohnehin hohe Rechenzeit der DP in einem handhabbaren Rahmen zu halten wird aus diesem Grund die Diskretisierung von r_{DCDC} für die nachfolgend diskutierten Optimierungen zu $N_{u2} = 7$ gewählt, da die erhöhte Genauigkeit den übermäßig wachsenden Berechnungsaufwand für größere N_{u2} nicht rechtfertigt.

Zusätzlich zur Anzahl der Diskretisierungsstufen ist der Wertebereich der zulässigen Steuerungen festzulegen. Diese sind durch die Definitionen der Steuereingänge r_{DCDC} , u_{Lupre} und u_{AC} in Kapitel 3 bereits als $r_{\text{DCDC}} \in [-1, 1]$ und $u_{\text{Lupre}}, u_{\text{AC}} \in \{0, 1\}$ vorgegeben. Für Δx_{SOC48} wird die minimal bzw. maximal zulässige Änderung des SOC der 48-V-Batterie basierend auf dem Energieumsatz E_{U} festgelegt, der in der Bestimmung der UCs berechnet wird. Auf der Strecke WVW liefert der UC mit der längsten Rekuperation ein mechanisches Rekuperationspotenzial von $E_{\text{U}, \text{maxRekup}} = 0,87 \text{ kWh}$ für die P2-Konfiguration. Mittels einer groben Abschätzung durch gemittelte Wirkungsgrade der Batterie und EM ergibt sich daraus eine theoretische Zunahme des SOC von 25 %. Weil die Rekuperation der wichtigste und maßgebliche Betriebsmodus des hybrid-elektrischen Antriebsstranges ist, da sichergestellt werden muss, möglichst alle verfügbare Bremsenergie in das Bordnetz einspeisen zu können, wird daran die maximal mögliche Änderung des SOC festgemacht. So wird der Wertebereich für die Steuerung des 48-V-SOC zu $\Delta x_{\text{SOC48}} \in [-0,25; 0,25]$ gewählt. Die Diskretisierung ist für einen direkten Vergleich der beiden Hybridkonfigurationen im nächsten Abschnitt für die P0- und P2-Variante identisch gewählt.

Die in diesem Abschnitt beschriebenen und festgelegten Diskretisierungen, sowie alle übrigen Parameter des Optimierungsalgorithmus, wie sie in Abschnitt 4.5 eingeführt wurden, sind in Tabellen in Anhang A.4 aufgeführt.

5.3 Vergleich der unterschiedlichen Hybridkonfigurationen

Die beiden alternativen Konzepte einer P0- bzw. P2-Hybridkonfiguration wurden bereits in Abschnitt 3.1 vorgestellt. Aufgrund der ebenfalls dort beschriebenen unterschiedlichen Betriebsmodi und Leistungsbeschränkungen der Konfigurationen ergeben sich unterschiedliche Strategien für die optimale Steuerung des Gesamtsystems. Für den Vergleich der beiden Konfigurationen wird jeweils der erste Abschnitt von 25 km Länge des ACEA-Zyklus (*ACEA kurz*) betrachtet sowie signifikante Ausschnitte der WVW-Strecke.

5.3.1 Use Cases bei unterschiedlichen Konfigurationen

Bereits vor der Optimierung der Betriebsstrategie sind Unterschiede im Verhalten der beiden Konfigurationen durch die Deklaration der UCs festgelegt (vgl. Tabelle 4.1 und Tabelle 4.2). So existiert der UC Rekuperation mit Kuppelung offen (ReKO) für die P0-Ausführung nicht. Die Gemeinsamkeiten bei der Deklaration der UCs der beiden alternativen Hybridantriebsstränge zeigt Abbildung 5.2. Die Abbildung stellt über einer einheitlichen Zeitachse die Leistung im Antriebsstrang P_{ATS} und die daraus resultierenden UCs des P0-Hybrides in der Mitte und darunter des P2-Hybrides dar. Es ist zu erkennen, dass die Vollast-Phasen jeweils identisch sind, da dabei weder die Position noch die verfügbare Leistung der EM Einfluss auf das grundsätzliche Betriebsverhalten hat, welches durch die Längsdynamiksimulation im Vorfeld genau bestimmt ist. Während die VKM unter Vollast arbeitet, ist nur ein Boost zulässig, welcher für beide Varianten möglich ist. Im Fahrzyklus *ACEA kurz* sind in Abbildung 5.2 zahlreiche Abschnitte zu erkennen, in denen die Antriebsleistung null ist. Dabei handelt es sich um sogenannte *ecoRoll*-Phasen. Der *ecoRoll*-Modus ist eine serienmäßige Freilauffunktion eines Mercedes-Benz Actros [125]. Dabei wird während der Fahrt, wenn keine Leistung der VKM zum Vortrieb notwendig ist, das Getriebe in Neutralstellung geschaltet, um ohne den Einfluss des Schleppmoments der VKM kraftstoffsparend rollen zu können. Da diese Funktionalität Teil des zugrunde liegenden Basisfahrzeugs ist, darf sie gemäß der Prämissen aus Abschnitt 3.2 nicht beeinflusst werden. Dementsprechend sind diese Abschnitte für beide Antriebsstrangvarianten durch die Deklaration der UCs als Segelphasen definiert, wobei die EM jeweils kein Moment stellen darf. Im Gegensatz zum konventionellen Fahrzeug ist es jedoch möglich, die VKM abzustellen, wenn die Randbedingungen des Bordnetzes dies zulassen. Diese Entscheidung wird vom Optimierungsalgorithmus getroffen. Übereinstimmend in den generierten UCs der beiden Konfigurationen sind auch die *idle*-Phasen. Bei etwa 150 s in Abbildung 5.2 ist der kurze Stopp des Fahrzeugs zu Beginn des *ACEA*-Zyklus zu erkennen (vgl. Abbildung A.3 im Anhang). Da hier der Lkw steht, muss sich das Hybridsystem im inaktiven *idle*-Modus befinden. Die übrigen *idle*-UCs sind zu den Schaltzeitpunkten des Getriebes definiert und stimmen folglich bei beiden Konfigurationen überein.

Voneinander abweichende Ergebnisse bei der Deklaration der UCs zeigen die Abbildungen 5.3 und 5.4, welche sich auf die Strecke *WWV* beziehen. Wie bereits für den Zyklus *ACEA kurz* sind die sich ergebenden UCs für die P0-Konfiguration in rot und für die P2-Konfiguration in blau zusammen mit der Leistung im Antriebsstrang P_{ATS} und dem Schleppmoment der VKM P_{Schlepp} über einer gemeinsamen Zeitachse abgebildet. Es ist jeweils zu er-

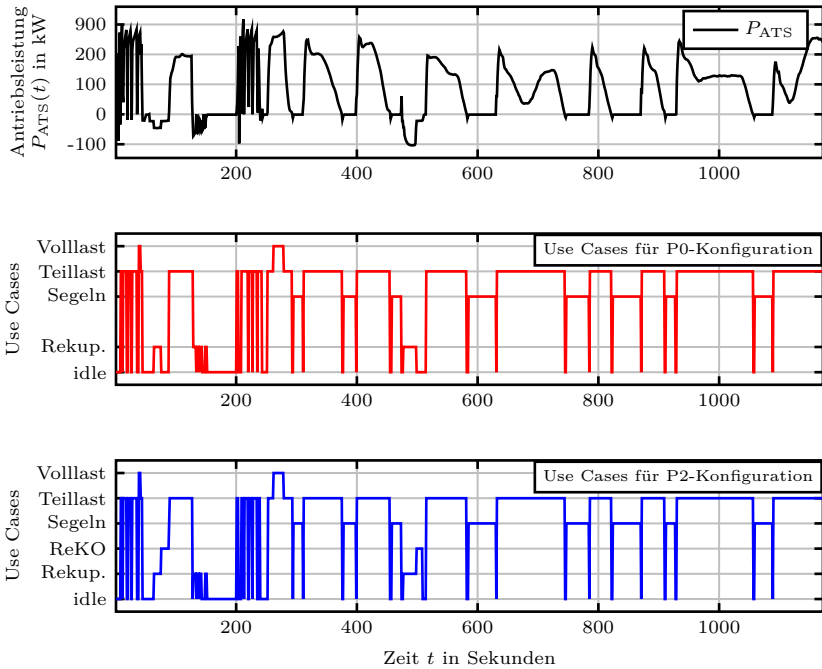


Abbildung 5.2: Use Cases für eine P0- und P2-Hybridkonfiguration auf dem Zyklus *ACEA kurz*

kennen, dass sich während ReKO-Phasen des P2-Hybrides das Fahrzeug mit P0-Konfiguration im *idle*-Modus befindet. Die Antriebsleistung P_{ATS} ist in diesen Bereichen leicht negativ, aber oberhalb des Schleppmoments $P_{Schlepp}$ der VKM, wie es in den jeweiligen oberen Graphen abzulesen ist. So ist es im Zeitraum ab $t = 1150\text{ s}$ in Abbildung 5.3 möglich, die Segelphasen vor und nach dem ReKO-UC zu verbinden und die VKM abgestellt zu lassen. Das so entfallende Schleppmoment der VKM muss durch ein entsprechendes bremsendes Moment von der EM ersetzt werden. Dabei kann elektrische Energie für das Bordnetz rekuperiert werden. In Abbildung 5.4 ist ab dem Zeitpunkt $t = 20700\text{ s}$ zu erkennen, dass in einer Schubphase des Fahrzeugs direkt vor und nach einem Rekuperations-UC bei der P2-Konfiguration ebenfalls in ReKO-UCs das Motorschleppmoment rekuperiert werden kann, wohingegen für den Fall des P0-Hybrides weiterhin nur *idle* möglich ist, um nicht von der

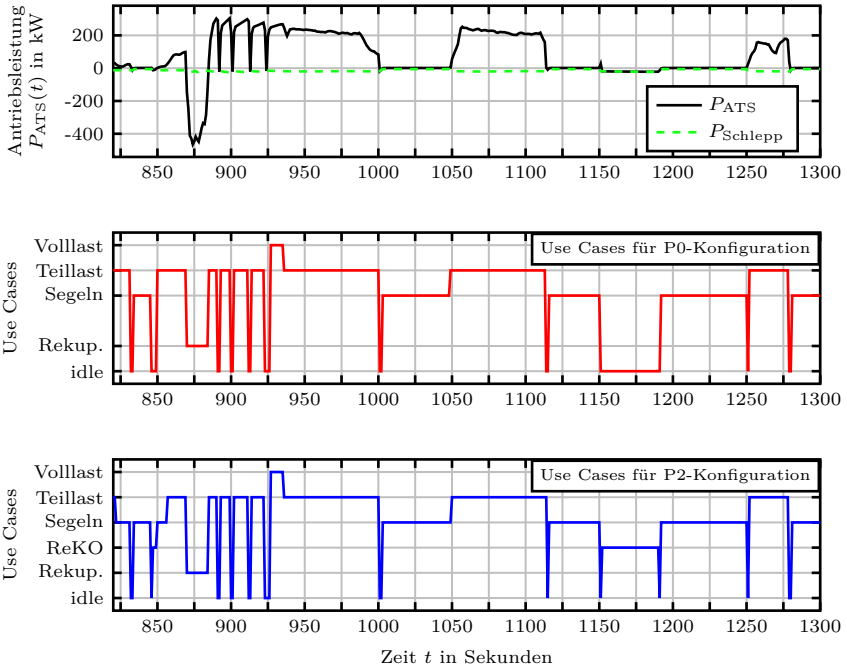


Abbildung 5.3: Use Cases für eine P0- und P2-Hybridkonfiguration für die Strecke WVV im Ausschnitt 820 s–1300 s

Geschwindigkeitstrajektorie des Fahrzeugs abzuweichen.

Eine weitere ReKO-Phase ist zum Zeitpunkt $t = 20600$ s im unteren Graphen von Abbildung 5.4 zu erkennen. Im Anschluss wechselt die P0-Konfiguration in den UC Teillast. Dahingegen wird für die P2-Konfiguration eine Segelphase möglich, indem hier die Leistung der stärker ausgelegten EM (vgl. Tabelle 3.1) ausreicht, um die geforderte Antriebsleistung elektrisch darzustellen und weiterhin die VKM abgestellt zu lassen. Ebenso wird zu Beginn des in Abbildung 5.3 dargestellten Zeitabschnitts mit dem Hybridsystem und dessen elektrischer Antriebsleistung der Teillastbetrieb des konventionellen Fahrzeugs durch eine elektrisch unterstützte Segelphase substituiert. Wenn die Antriebsleistung $P_{ATS} \leq P_{EM,max}$ ist, kann für beide Ausführungen bei ausreichend vorhandener Energie in der Batterie die VKM abgekoppelt und gestoppt werden, um während dieses UCs keinerlei Kraftstoff zu verbrauchen. Es ist zu erkennen,

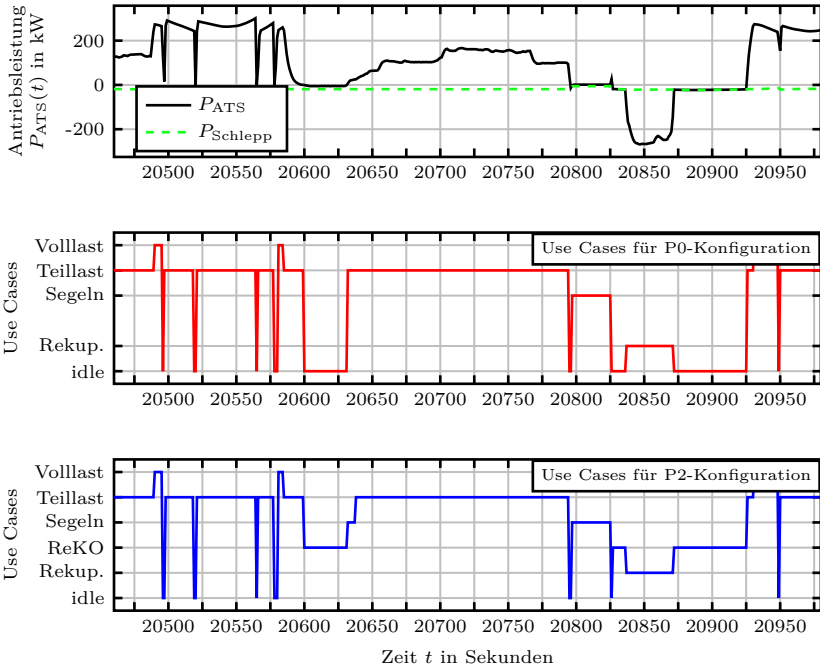


Abbildung 5.4: Use Cases für eine P0- und P2-Hybridkonfiguration für die Strecke VVV im Ausschnitt 20460 s–20980 s

dass im dargestellten Abschnitt der Segel-UC für den P2-Hybrid länger ist, da dort $P_{EM(P0),max} < P_{ATS} \leq P_{EM(P2),max}$ gilt und somit die Antriebsleistung nur von der P2-Konfiguration geleistet werden kann.

Auch während der übereinstimmenden UCs beider Konfigurationen ist eine stärkere Ausprägung der UCs wegen der höheren Leistung der EM $P_{EM(P2),max} > P_{EM(P0),max}$ des P2-Hybrides sowohl im generatorischen als auch im motorischen Betrieb durch den Optimierungsalgorithmus zu erwarten. Dies ist in Abbildung 5.5 durch die theoretisch umsetzbare mechanische Energie E_{M_k} für den Zyklus *ACEA kurz* dargestellt, wie sie nach Abschnitt 4.4 für jeden UC berechnet wird. Es ist zu erkennen, dass der rote, für jeden UC konstante Verlauf der P0-Konfiguration wegen der leistungsschwächeren EM stets betragsmäßig unterhalb des blauen Graphen liegt. Außerdem sind die leicht unterschiedlich deklarierten UCs bei $t = 76$ s und $t = 499$ s zu erkennen. Demzufolge

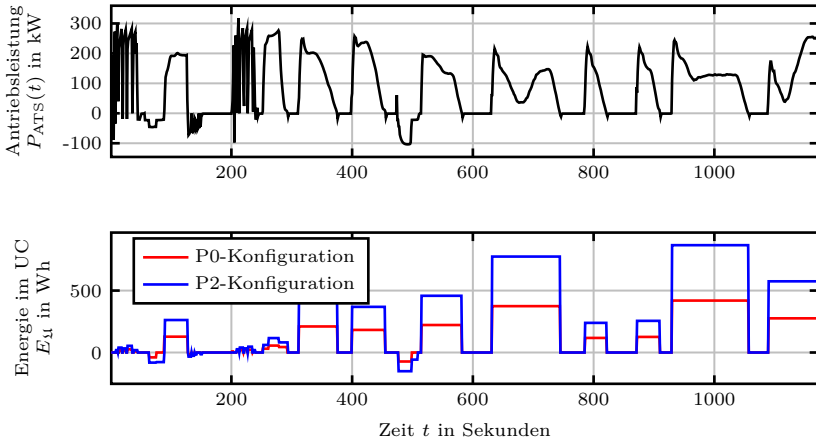


Abbildung 5.5: Vorab bestimmte theoretisch umsetzbare mechanische Energie im UC für die P0- und P2-Hybridkonfiguration auf *ACEA kurz*

resultiert allein aus den unterschiedlichen elektrischen Maschinen ein erhöhtes Kraftstoffesparungspotenzial für die P2-Konfiguration, da mehr rekuperiert und gesegelt werden kann. Der Kraftstoffverbrauch beider Varianten wird im folgenden Abschnitt untersucht und verglichen.

5.3.2 Einfluss der Systemkonfiguration auf das Einsparungspotenzial

Nach der Bestimmung der UCs sind viele Gemeinsamkeiten für beide Konfigurationen zu erkennen, da bisher nur theoretisch annehmbare Werte der Stell- und Zustandsgrößen betrachtet wurden. Durch den Optimierungsalgorithmus tritt der Einfluss der verschiedenen Komponenten der beiden Varianten stärker hervor. Um im Rahmen der Validierung der Simulationsergebnisse dieser Arbeit die Resultate der Optimierung mit äquidistanter Diskretisierung dazustellen, wird diese Methodik nun für den Vergleich der beiden Hybridkonfigurationen herangezogen. Für die Optimierung beider Konfigurationen gelten die gleichen Randbedingungen und damit auch identische Start- und Zielwerte der Zustände. Da die EM des P0-System weniger Nennleistung besitzt und somit weniger rekuperieren kann, ist es grundsätzlich für die Betriebsstrategie des P0-Hybrides schwieriger den geforderten Endwert im 24-V-SOC von $x_{SOC24}[N] = x_{2,f}$ mit $x_{2,f} = 0,40$ aus Gleichung (4.46) zu erreichen. Ebenso

hat der Betrieb der elektrifizierten Nebenaggregate größere Auswirkungen auf den SOC der 48-V-Batterie, vor allem, wenn diese während Volllast- oder *idle*-UCs aus der Batterie versorgt werden müssen. Dabei zeigt sich der relative Charakter in der Beschreibung des Ladezustands, welcher sich jeweils auf die maximale Kapazität der Batterie bezieht. So ist zwar der Leistungsbedarf der elektrifizierten Nebenaggregate in beiden Versionen identisch, aber hat relativ betrachtet den dreifachen Einfluss auf den SOC der P0-Konfiguration wegen der um den Faktor 3 geringeren Batteriekapazität. Dementsprechend ist auch der Segelbetrieb fordernder im Hinblick auf den SOC der kleineren Batterie im P0-Hybrid. Im weiteren Verlauf dieses Abschnitts wird die optimale BS für die beiden Konfigurationen untersucht. Der Mehrverbrauch an Kraftstoff, wie er wegen der geringeren Leistungsfähigkeit der Komponenten im P0-System zu erwarten ist, beträgt gegenüber dem P2-Hybrid für die optimale BS 0,9 % auf *ACEA kurz* und 1,7 % auf *VWV*.

In den Abbildungen 5.6 und 5.7 ist das Verhalten aller Zustands- und Steuergrößen für die optimale BS über den entsprechenden UCs für die beiden Konfigurationen auf der Strecke *ACEA kurz* gegenübergestellt. Dabei sind in der Darstellung den Zuständen $x_{\text{SOC}48}$, $x_{\text{SOC}24}$, θ_{Fh} und p_{Luft} jeweils die entsprechenden Steuergrößen $\Delta x_{\text{SOC}48}$, r_{DCDC} , u_{AC} und u_{Luftpre} zugeordnet. Analog zu den bereits dargestellten Verläufen der UCs sind diese für den P0-Hybrid in Abbildung 5.6 in rot und für den P2-Hybrid in Abbildung 5.7 in blau dargestellt.

Es ist zu erkennen, dass das qualitative Verhalten der BS der beiden Varianten für die Steuerung des DC/DC-Wandlers und das Laden der 24-V-Batterie ähnlich ist. So wird zu Beginn des Zyklus die Batterie aufgeladen, um zwischen $t = 500$ s und $t = 600$ s das 48-V-Bordnetz daraus zu stützen und anschließend im Bereich von 1 % oberhalb des geforderten Endwertes $x_{\text{SOC}24,f} = 0,4$ zu verbleiben. Auch der konventionelle generatorische Betrieb der EM während der Teillast-UCs ab etwa $t = 90$ s und $t = 300$ s ist identisch. Diese Teillastphasen werden jeweils stark zur Lastpunktanhebung genutzt, um beide Batterien zu laden. Den Abbildungen 5.6 und 5.7 ist außerdem zu entnehmen, dass die finalen Zustandswerte der Temperatur in der Fahrerkabine θ_{Fh} jeweils leicht oberhalb der 23°C liegen. Die herrschenden Drücke p_{Luft} in den Druckluftsystemem unterscheiden sich etwa um 0,5 bar. Entsprechend ist im Drucktank des P2-Hybrides mehr Energie gespeichert als in dem des P0-Hybrides.

Tabelle 5.2 zeigt die aufsummierten Energien, welche über dem gesamten *ACEA kurz*-Zyklus umgesetzt wurden, sowie die Zeitanteile der Strecke, während denen die VKM abgestellt wird. Die größere Fahrtdauer im Segelbetrieb mit abgestellter VKM ist durch die ReKO-UCs zu erklären, in denen die VKM im P2-Hybrid gestoppt werden kann. Während dieser Phasen befindet sich der P0-Hybrid im *idle*-Modus. Allerdings wird ebenso kein Kraftstoff verbraucht, da sich das

5.3 Vergleich der unterschiedlichen Hybridkonfigurationen

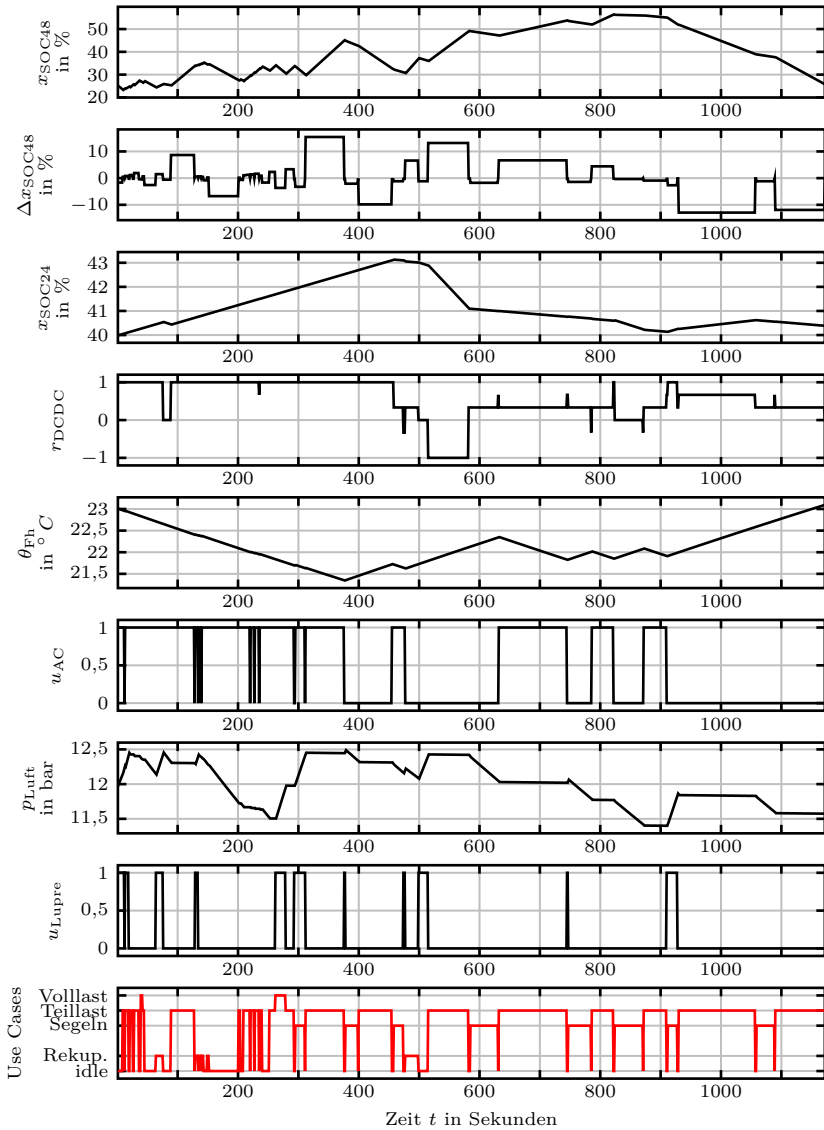


Abbildung 5.6: Verhalten der optimalen BS auf dem Zyklus *ACEA kurz* für den P0-Hybrid

5 Simulative Auswertung der optimalen Strategie

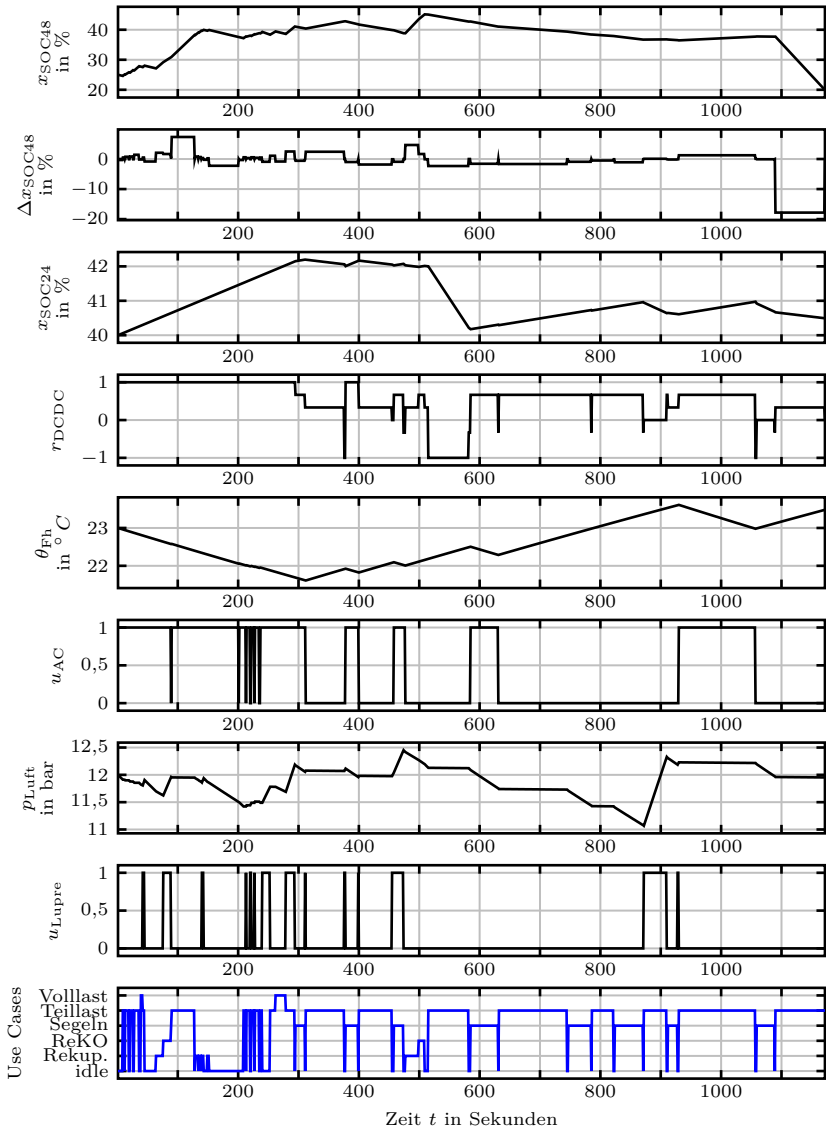


Abbildung 5.7: Verhalten der optimalen BS auf dem Zyklus ACEA kurz für den P2-Hybrid

Tabelle 5.2: Vergleich der umgesetzten Energien je Betriebsmodus in den alternativen hybridelektrischen Antriebssträngen für die optimale BS auf *ACEA kurz*

Betriebsmodus	Hybridkonfiguration	
	P0	P2
Rekuperation	0,1250 kWh	0,4075 kWh
Boostbetrieb	0,1367 kWh	0,5552 kWh
konv. generatorischer Betrieb	0,8555 kWh	0,9289 kWh
VKM abgestellt	230 s	252 s

Fahrzeug im Schubbetrieb befindet und die VKM mitschleppt. Demzufolge haben die ReKO-Phasen akut keinen Einfluss auf den Kraftstoffverbrauch, allerdings kann die vom P2-Hybrid rückgewonnene elektrische Energie später gewinnbringend eingesetzt werden. Diese Beiträge der ReKO sind auch in der rekuperierten Gesamtenergie in Tabelle 5.2 enthalten. Die im generatorischen von der VKM befeuerten Betrieb der EM erzeugte elektrische Energie für das Bordnetz liegt für beide Konfigurationen im Bereich der gleichen Größenordnung. Der hohe Anteil an konventionell generatorisch erzeugter Energie ist auf das geringe Rekuperationspotenzial auf der Strecke *ACEA kurz* zurückzuführen. Die Versorgung der elektrifizierten Nebenaggregate und des 24-V-Bordnetzes muss so unter Einsatz von Kraftstoff erfolgen.

Die rekuperierte Energie ist nach Tabelle 5.2 bei der P2-Konfiguration etwa um den Faktor 3,2 höher als jene der P0-Konfiguration. In Abbildung 5.8 sind der absolute Energieinhalt der 48-V-Batterien oben und das Drehmoment der EM darunter über einer gemeinsamen Zeitachse dargestellt. Wiederum beschreibt der rote Verlauf Größen des P0- und der blaue Größen des P2-Hybrides. Die höheren Energieumsätze des P2-Hybrides aus Tabelle 5.2 sind in der Abbildung im Verlauf der in der Batterie gespeicherten Energie deutlicher zu erkennen als im Verhalten der 48-V-SOCs in den Abbildungen 5.6 und 5.7.

Außerdem wird in Abbildung 5.8 der Unterschied in der Menge der rekuperierten Energie deutlich, indem der Drehmomentverlauf der 25 kW-Maschine der P2-Konfiguration in Rekuperationsphasen deutlich unter dem des nur 12 kW starken RSG des P0-Hybrides liegt. Außerdem ist die Differenz in der zurück an den Antriebsstrang geboosteten Energie abzulesen. Außer einer Entlastung der VKM während der Teillast ab $t = 400$ s, unterstützt die BS des P0-Hybrides den Antriebsstrang erst in geringer Weise am Ende des Zyklus. Dies dient dazu, gespeicherte Energie in der Batterie zur Kraftstoffreduktion einzusetzen,

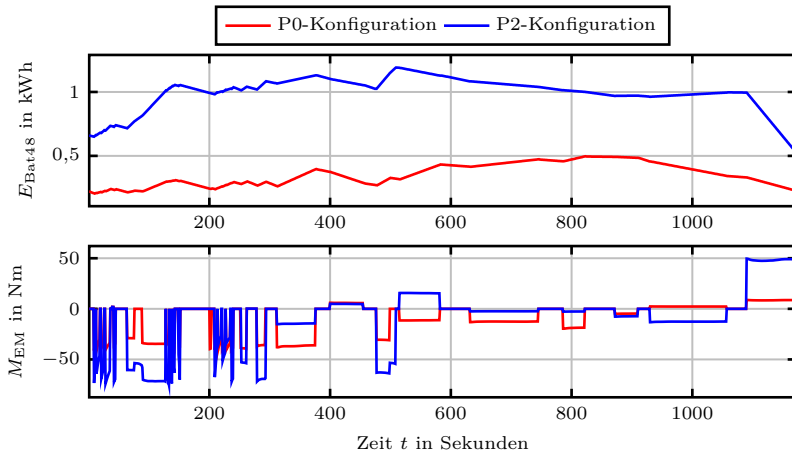


Abbildung 5.8: Vergleich des Energieinhalts der 48-V-Batterien und des Drehmoments der EM für die P0-Konfiguration in rot und die P2-Konfiguration in blau

da SOC-Werte oberhalb des zugehörigen Startwertes $x_{\text{SOC}48,0}$ nicht positiv in der Kostenfunktion nach Gleichung (4.45) bewertet werden. Ebenso verhält sich die BS des P2-Hybrides, indem am Ende des Zyklus sehr stark geboostet wird. Dabei liegt der Energiegehalt der 48-V-Batterie schlussendlich leicht unterhalb deren Startwertes, was bedeutet, dass durch die starke Unterstützung mehr Kraftstoff eingespart wird, als die Abweichung vom geforderten Endwert zusätzliche Kosten verursacht. Zusätzlich wird in der P2-Konfiguration um den Zeitpunkt $t = 500\text{s}$ herum die rekuperierte Energie direkt wieder in den Antriebsstrang mittels Boost zurückgespeist.

Zusammenfassend und besonders durch die Auswertung von Tabelle 5.2 bestätigt sich die aufgrund der kleiner ausgelegten Komponenten zu erwartende geringere Leistungsfähigkeit des P0-Hybrides gegenüber der P2-Konfiguration im Hinblick auf das Kraftstoffeinsparungspotenzial. Aus diesem Grund beschränken sich die folgenden Untersuchungen der OBS auf das P2-Hybridfahrzeug, wobei die grundlegenden Verhaltensweisen der BS auch für die P0-Konfiguration gelten und daher mit abgedeckt sind. Durch den zusätzlichen UC und die höhere mechanische Unterstützung des Antriebsstrangs besonders in elektrisch unterstützten Segelphasen bestehen mehr Gelegenheiten, die VKM abzustellen. Somit hat der Optimierer größere Freiheiten eine kraftstoffoptimale Betriebsweise zu finden und eine genauere Betrachtung ist notwendig.

5.4 Vergleich mit reaktiver Basisstrategie

Das Ziel dieser Arbeit ist die Untersuchung der optimalen prädiktiven BS für ein 48-V-Mildhybrid-Bordnetzsystem. Aus diesem Grund wird der Verbrauchsvorteil der entwickelten OBS nicht durch den Vergleich mit einem konventionellen Lkw ermittelt, sondern es wird die Einsparung an Kraftstoff durch die optimale Betriebsweise gegenüber einer reaktiven Basisstrategie für dasselbe betrachtete System untersucht. Daher wird in diesem Abschnitt sowohl qualitativ das unterschiedliche Verhalten für die RBS verglichen mit der OBS für den P2-Mildhybrid diskutiert, als auch quantitativ die Einsparung an Kraftstoff der optimalen Strategie gegenüber der reaktiven ausgewertet. Dazu werden zunächst die resultierenden Verläufe der SOCs über beide untersuchten Fahrzyklen analysiert. Dazu werden numerische Kennzahlen der umgesetzten Energien während der verschiedenen Betriebsmodi mit einbezogen. Anschließend wird das unterschiedliche Verhalten den Betriebsstrategien an besonders signifikanten Stellen der Simulationsergebnisse mit allen Systemzuständen herausgearbeitet und interpretiert.

Vergleichsmethodik

Neben der Menge an verbranntem Kraftstoff und damit der eingesetzten Energie des 48-V-Mild-Hybrides muss ebenso die gespeicherte Energie im System am Ende des Fahrzyklus beachtet werden. Es ist naheliegend, dass der Kraftstoffverbrauch einer betrachteten Konfiguration niedriger sein kann, wenn kaum Energie beispielsweise in den Batterien gespeichert ist. Dennoch kann ein geringer Mehrverbrauch mit im Gegenzug deutlich geladenen Energiespeichern die energetisch optimale Lösung für die BS darstellen. Um die Vergleichbarkeit verschiedener BS sicherzustellen, sind abweichende Zustandswerte, welche die Energiespeicher des Systems darstellen (vgl. Abschnitt 3.6), in Kraftstoffäquivalente umzurechnen. Neben der 48-V- und der 24-V-Batterie ist sowohl das Druckluftsystem als auch die Fahrerkabine ein Energiespeicher. Während in den Batterien elektrische Energie gespeichert ist, befindet sich in den Drucklufttanks potenzielle Energie, welche jeweils zu einem späteren Zeitpunkt abgegeben werden kann. Die Fahrerkabine ist durch die Abwesenheit von Wärmeenergie ein thermischer Energiespeicher. Dieser kann die gespeicherte Energie zwar nicht aktiv gesteuert an das System zurückgeben, dient aber als Pufferspeicher, um die Zeitpunkte und Dauer der Aktivität variieren zu können.

Da diese Berechnung von Kraftstoffäquivalenten nach Beendigung des Fahrzyklus vorgenommen wird, können die exakten Wirkungsgrade der verschiedenen Energiewandler zum Zeitpunkt der Speicherung der Energie nicht bestimmt

werden. Daher müssen diese Wirkungsgrade gemittelt angenähert werden, woraus nur eine approximierte Berechnung eines äquivalenten Kraftstoffeinsatzes resultiert. Um die Fehler dieser Näherung gering zu halten, ist darauf zu achten, die Abweichungen in den finalen Zustandswerten für die unterschiedlichen Strategien voneinander gering zu halten. Aus diesem Grund wird bei der Simulation der Betriebsstrategien, deren Resultate quantitativ verglichen werden sollen, folgendermaßen vorgegangen:

1. Simulation der RBS.
2. Runden der so berechneten Endwerte auf die nächsten Zustandswerte, welche auf Gitterpunkten des diskreten Zustandsraumes liegen.
3. Start der Optimierung mit den gerundeten Werten der RBS als geforderte finale Zustandswerte für die OBS.
4. Simulation der OBS.

Auf diese Weise ist sichergestellt, dass die Abweichungen in den Endzuständen gering sind und somit die Bewertung der beiden Strategien anhand des Vergleiches möglich ist. Jedoch ist anzumerken, dass somit nicht die optimale Lösung mit den mathematisch geringsten Kosten der OBS erreicht wird.

Globale Analyse auf ACEA kurz

Die Abbildungen 5.9 und 5.10 zeigen die Verläufe der Ladezustände der 48-V- und 24-V-Batterie für die beiden unterschiedlichen Betriebsstrategien auf dem Fahrzyklus *ACEA kurz*. In rot ist jeweils das Verhalten der RBS dargestellt und in blau die zur OBS gehörenden Verläufe. Es ist zu erkennen, dass die Endzustände der beiden Energiespeicher für beide Strategien identisch sind, wie es für den quantitativen Vergleich des Kraftstoffverbrauchs gefordert ist. Daraus ist zu erklären, woraus sich die Unterschiede in den Ladezuständen gegenüber der Strategie in Abbildung 5.7 ergibt: Nicht nur der SOC der einzelnen Batterien, sondern auch die Zustände des Druckluft- und Klimasystems müssen in der obigen Strategie zum Vergleich mit einer reaktiven fest vorgegebene Endwerte annehmen. Dies führt folglich zu unterschiedlichen Trajektorien als bei frei vom Algorithmus gewählten, optimalen Zustandsendwerten. Zu Beginn des Fahrzyklus ist im Graphen des 48-V-SOC ein ähnliches Verhalten beider Varianten abzulesen, welches sich aus den Reaktionen der Strategien auf den vorgegebenen Lastverlauf des Antriebsstrangs ergibt, wie er in Abbildung A.3 im Anhang A.2 abgebildet ist. Ab einer Dauer von etwa $t = 200$ s ist in Abbildung 5.9 zu sehen, dass der SOC für die optimale Betriebsstrategie deutlich oberhalb dessen der reaktiven Strategie liegt. Dieses Verhalten ist dadurch zu erklären, dass die reaktive Strategie vorhandene Energie in der Batterie umgehend wieder an den Antriebsstrang zurückgibt, um jederzeit

genügend freie Speicherkapazität in der Batterie vorhalten zu können, um die Leistung während einer bevorstehenden langen Rekuperation sicher aufnehmen und speichern zu können (vgl. Abschnitt 4.2). Während der Bremsphase von $t = 480$ s bis $t = 500$ s rekuperieren beide Strategien und erhöhen jeweils den SOC um etwa 5%. Im Anschluss reduziert die RBS umgehend wieder den Ladezustand, während die OBS diesen durch einen konventionell von der VKM geleisteten generatorischen Betrieb der EM während der Teillastphase des Antriebsstrangs weiter anhebt. Im Vorfeld dieser Rekuperationsphase wird der 48-V-SOC der optimalen Strategie stark verringert. Die OBS kennt bereits die kommende Rekuperation und die gespeicherte elektrische Energie kann verbrauchsreduzierend eingesetzt werden.

Es ist in Abbildung 5.10 für den Fall der RBS zu erkennen, dass der SOC der 24-V-Batterie nur der vorgegebenen Ladekennlinie folgt. Dahingegen ist die OBS in der Lage, die 24-V-Batterie anfangs mit erhöhter Leistung zu laden und diese später zurückzunehmen. Während der kurzen Standphase im ACEA-Zyklus zwischen $t = 150$ s und $t = 200$ s ist im Verlauf des 24-V-SOC der OBS abzulesen, wie die Ladeleistung reduziert wird, um die VKM im Stand nicht zu belasten. Dies wird dadurch ermöglicht, indem die optimale Strategie Wissen über den weiteren Fahrtverlauf vorab besitzt und damit sicherstellen kann, trotz der Pause beim Laden den geforderten Endzustand sicher zu erreichen.

Globale Analyse auf WWV

In den Abbildungen 5.11 und 5.12 sind neben der RBS in rot für das betrachtete System auf dem Zyklus WWV die beiden alternativen Diskretisierungsvarianten der OBS dargestellt. Diese resultieren einerseits aus der Optimierung mit inäquidistant diskretisierten Steuergrößen (als opt. BS bezeichnet und in blau abgebildet), wie in Abschnitt 4.3.1 vorgestellt, und andererseits mit äquidistant verteilten Stützstellen der Steuergrößen (als opt. äquidist. BS bezeichnet und in oliv abgebildet).

Analog zu den Ergebnissen der Optimierung auf dem ACEA *kurz*-Zyklus ist zu erkennen, dass die gespeicherte Energie in der 48-V-Batterie, dargestellt durch den SOC, für beide OBS oberhalb der Verlaufes der RBS liegen. Die zugrunde liegenden Ursachen wurden bereits eingangs dieses Abschnitts beschrieben und sind grundsätzlich unabhängig vom betrachteten Fahrzyklus.

Bei $t = 15900$ s auf dem Zyklus WWV ist die RBS nicht in der Lage den SOC oberhalb des festgelegten Minimalwertes zu halten. An dieser Stelle befindet sich das Fahrzeug in einem Vollast-UC, währenddessen ein generatorischer Betrieb der EM ausgeschlossen ist, um nicht Vortriebsleistung der VKM für den Generator abzugreifen. Dieses Verhalten gründet in der Prämisse, die Längsdy-

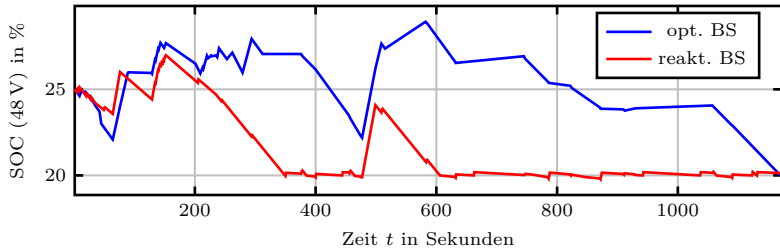


Abbildung 5.9: Trajektorien des 48-V-SOC für die optimale und reaktive Betriebsstrategie auf *ACEA kurz*

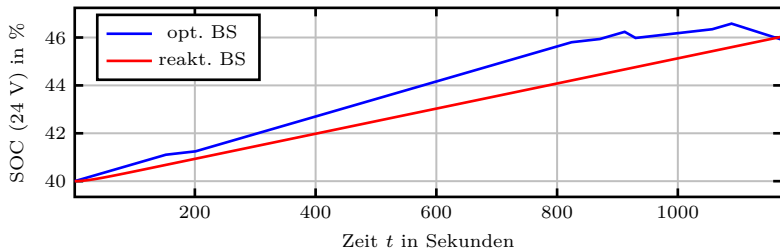


Abbildung 5.10: Trajektorien des 24-V-SOC für die optimale und reaktive Betriebsstrategie auf *ACEA kurz*

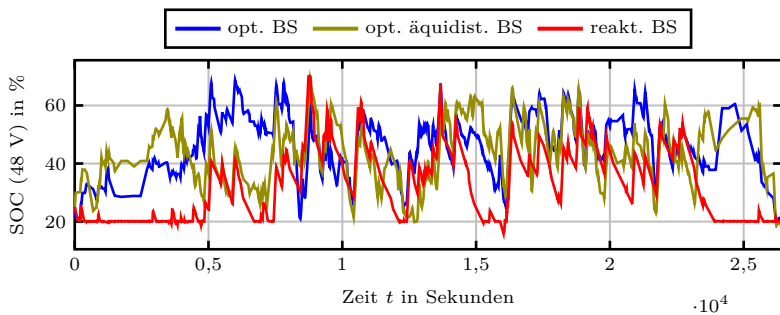


Abbildung 5.11: Trajektorien des 48-V-SOC für die optimale und reaktive Betriebsstrategie auf *WVW*

namik des simulierten Lkw nicht zu verändern, was in diesem Fall jedoch durch die geringere zum Vortrieb verfügbare Leistung im Antriebsstrang passieren würde. Um zu verhindern, dass die RBS den Mindest-SOC unterschreitet, muss bei ihrer Auslegung ein ausreichender Offset zum minimalen SOC eingestellt werden. Dies ist jedoch für die Betrachtungen in dieser Arbeit nicht umgesetzt, um die direkte Vergleichbarkeit der beiden Strategien zu ermöglichen.

Neben der bisher qualitativen Betrachtung der drei verschiedenen BS zeigt Tabelle 5.3 einen quantitativen Vergleich der umgesetzten Energieanteile, welche die Strategien jeweils rekuperieren, boosten, konventionell generatorisch erzeugen und zusätzlich, wie lange die VKM abgeschaltet werden kann. Es ist abzulesen, dass die RBS sowohl weniger Energie rekuperiert, als auch weniger Energie im Boostbetrieb einsetzt als die beiden auf Optimierung beruhenden Strategien. Des Weiteren zeigt sich, dass die RBS über 30% weniger Zeit die VKM abstellt, um das Gesamtsystem des Lkw zeitweise ohne Kraftstoffeinsatz zu betreiben und fortzubewegen. Die nur geringen Anteile des Segelns mit abgestellter VKM gründen darin, dass sowohl weniger Energie rekuperiert wird, als auch weniger Energie konventionell generatorisch ins Bordnetz aufgenommen wird. Dadurch ist insgesamt weniger Energie in den Batterien gespeichert, um während Segelphasen mit abgestellter VKM den Betrieb der Nebenaggregate und die Einhaltung der SOC-Grenzen sicherzustellen. Dabei ist hervorzuheben, dass die mehr konventionell generatorisch gewandelte elektrische Energie der beiden OBS nur durch die zusätzliche Aufwendung von Kraftstoff erzielt werden kann. Somit ist ein gezielter, intelligent gewählter und zeitlich begrenzter Mehrverbrauch über den gesamten Fahrzyklus betrachtet gewinnbringender im Hinblick auf den Gesamtkraftstoffverbrauch als der grundsätzliche Versuch diese Betriebsart zu vermeiden. Die geeignete Wahl der Zeitpunkte für den Einsatz der im Gesamtsystem in chemischer oder elektrischer Form gespeicherten Energie hat demnach großen Einfluss bei dem Vergleich der optimalen und reaktiven Strategien. Zum einen kann durch die mehr konventionell erzeugte elektrische Energie wiederum mehr geboostet werden, was einer Lastpunktverschiebung in klassischen Betriebsstrategien für hybridelektrische Fahrzeuge entspricht. Zum anderen kann durch das höhere SOC-Niveau in den beiden OBS die VKM häufiger und länger abgestellt werden, um direkt Kraftstoff einzusparen. Diese Erkenntnisse sind anhand der insgesamt benötigten Menge an Dieselkraftstoff der drei Strategien belegt, wie sie Tabelle 5.4 zu entnehmen ist. Die aufgeführte relative Einsparung bezieht sich dabei jeweils auf die reaktive Basisstrategie, gegenüber welcher die beiden OBS bewertet werden.

Grundsätzlich ist nur eine geringe Einsparung an Kraftstoff in Tabelle 5.4 ausgewiesen, da es sich lediglich um den erzielten Verbrauchvorteil handelt, der durch eine optimale vorausschauende Strategie erzielt wird, im Gegensatz

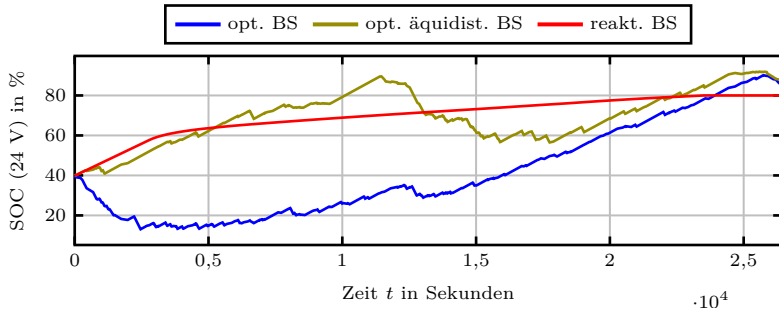


Abbildung 5.12: Trajektorien des 24-V-SOC für die optimale und reaktive Betriebsstrategie auf WVW

Tabelle 5.3: Quantitativer Vergleich der drei alternativen BS auf WVW

Betriebsmodus	opti- male BS	optimale äquidist. BS	reakti- ve BS
Rekuperation in kWh	18,312	18,280	17,898
Boostbetrieb in kWh	8,270	10,527	2,710
konv. generatorischer Betrieb in kWh	12,768	15,716	4,988
VKM abgestellt in s	7121	7044	4761

Tabelle 5.4: Quantitativer Vergleich des Kraftstoffverbrauchs der drei alternativen BS auf WVW

Betriebsstrategie	Kraftstoffver- brauch in Liter ℓ	relative Einsparung in %
optimale Betriebsstrategie	157,385	0,64
optimale äquidistante Betriebsstrategie	157,589	0,51
reaktive Betriebsstrategie	158,396	-

zu einer rein auf momentane Werte reagierende Betriebsweise. Andersherum betrachtet zeigt sich, dass die RBS bereits einen effizienten Betrieb des 48-Volt-Mildhybrid gewährleistet. Diese stellt damit eine anspruchsvolle Bezugsgröße für die beiden OBS dar, an welcher diese gemessen werden. Es zeigt sich, dass die mit der heuristisch hergeleiteten reaktiven BS erzielten Einsparungspotenziale sehr nah am mathematisch erzielbaren Optimum der beiden OBS liegen. Nach Tabelle 5.3 generiert die RBS fast ebenso viel elektrische Energie für das System durch Rekuperation wie die optimalen BS. Jedoch wird für kurze Zeit bei etwa $t = 8800$ s in Abbildung 5.11 der Maximalwert des 48-V-SOC von $SOC_{48,max} = 70\%$ bei Anwendung der RBS erreicht. Hier geht Rekuperationspotenzial verloren, da die Batterie nicht weiter geladen werden darf. Der dennoch hohe Wert an rekuperierter Energie im Vergleich zu den beiden OBS ist durch die Diskretisierung der Stellgröße Δx_{SOC48} für die Optimierung zu erklären. Während die RBS frei jeden Wert an verfügbarer Rekuperationsenergie nutzen kann, ist durch die Diskretisierung nicht gewährleistet, dass zu jedem Zeitpunkt exakt die optimale Leistung der EM eingestellt werden kann, welche rekuperiert werden könnte. Daher bleibt die Rekuperationsleistung der OBS teilweise leicht unter jener der RBS, woraus insgesamt der Unterschied der rekuperierten Energie klein ausfällt.

Des Weiteren zeigen beide Tabellen 5.3 und 5.4, dass die Werte der zwei OBS sehr nahe beieinander liegen. Beide durch Optimierung bestimmte Strategien rekuperieren etwa gleich viel Energie. Dies ist zu erwarten, da durch Rekuperation zurückgewonnene Bewegungsenergie direkt elektrische Energie im System substituieren kann, welche ansonsten durch erhöhten Kraftstoffaufwand generiert werden müsste. Somit streben beide OBS danach, den Anteil der Rekuperation zu maximieren. Die durch äquidistante Optimierung bestimmte Strategie wandelt mehr elektrische Energie im konventionell generatorischen Modus, wie Tabelle 5.3 zeigt, als die optimale Strategie ohne äquidistante Diskretisierung. Der Grund hierfür ist eine im Vergleich der beiden OBS leicht unzureichende Diskretisierung durch die gleichverteilten Stützstellen (vgl. Abschnitt 4.3.1). In Fällen, in denen konventionell generatorischer Betrieb notwendig ist, also $\Delta x_{SOC48} > 0$ gestellt wird, kann diese Größe nicht granular und punktuell genug gewählt werden. Dadurch wird mehr elektrische Energie unter Einsatz von Kraftstoff gewandelt als zwingend notwendig wäre, um während eines kurzen UC die SOC-Untergrenze nicht zu unterschreiten. Für den mathematisch optimalen Stellwert Δx_{SOC48}^* gilt also $\Delta x_{SOC48}^j < \Delta x_{SOC48}^* < \Delta x_{SOC48}^{j+1}$ für alle wertdiskreten Stützstellen $j \in \{1, \dots, 600\}$ (vgl. Tabelle 5.1). Da eine größere Abnahme des SOC wegen der Zustandsbeschränkung nicht zulässig ist, muss die nächst mögliche geringere Abnahme gewählt werden. Dieser etwas höhere Δx_{SOC48} führt aber dazu, dass mehr konventionell generatorische Energie

durch die EM gewandelt wird, als zur Erhaltung des Mindest-SOC notwendig wäre. Daraus ergibt sich der höhere Wert an konventionell erzeugter elektrischer Energie bei der äquidistanten Diskretisierung im Gegensatz zur inäquidistanten, welche durch Stützstellen mit geringeren Abständen um den Nullpunkt herum diskretisiert ist und somit näher an das mathematische Optimum heranreicht.

Weil die EM bei der Betriebsweise nach dem äquidistanten Optimierungsansatz während der Teillastphasen folglich auch häufiger im konventionell generativen Betrieb eingesetzt wird, bleiben automatisch weniger Gelegenheiten die VKM abzustellen, was sich in den Werten der letzten Zeile von Tabelle 5.3 niederschlägt.

Die durch äquidistante Diskretisierung bestimmte OBS boostet mehr Energie zurück in den Antriebsstrang als die inäquidistant diskretisierte. Dies ist darauf zurückzuführen, dass das zuvor erläuterte Mehr an elektrischer Energie wieder zur direkten Reduzierung des Kraftstoffverbrauchs eingesetzt wird.

Detailvergleich der optimalen und reaktiven Strategie

Da sich gezeigt hat, dass die inäquidistante Optimierung bessere Ergebnisse in Bezug auf den Kraftstoffverbrauch liefert als die äquidistante, wird diese für den Detailvergleich mit der reaktiven Basisstrategie herangezogen. Dabei werden die einzelnen Trajektorien und Zustandsverläufe im folgenden Abschnitt für besonders signifikante Stellen des VVW-Zyklus in Abbildung 5.13 gegenübergestellt und das jeweilige Verhalten erläutert und interpretiert. Wie auch in den vorangegangenen Abbildungen sind die Verläufe rot dargestellt, welche aus der RBS resultieren. Die schwarzen Verläufe bilden das Verhalten der verschiedenen Größen bei Anwendung der OBS ab. Alle abgebildeten Graphen haben eine gemeinsame Zeitachse, welche aus Gründen einer kompakten Darstellung nur für den Verlauf der UCs beschriftet ist.

Aus der Analyse des Verlaufs der UCs zusammen mit dem Momentenverlauf der EM ist abzulesen, dass während des abgebildeten repräsentativen Simulationsabschnitts in Abbildung 5.13 jedes Mal geboostet wird, wenn sich das Fahrzeug in einem Vollast-UC befindet. Daraus kann geschlossen werden, dass der Vollastboost bezogen auf den Einsatz der gespeicherten elektrischen Energie absolut am meisten Kraftstoff einspart, da der Betrieb der VKM nahe ihrer Vollastkennlinie hohe spezifische Kraftstoffverbräuche bewirkt [155].

Während der drei Vollastboosts der EM wird jeweils die Last im Bordnetz reduziert, indem mindestens der leistungsstärkere Luftpresse inaktiv bleibt und während des ersten und dritten Vollast-UC ebenso der Klimakompressor nicht aktiv wird.

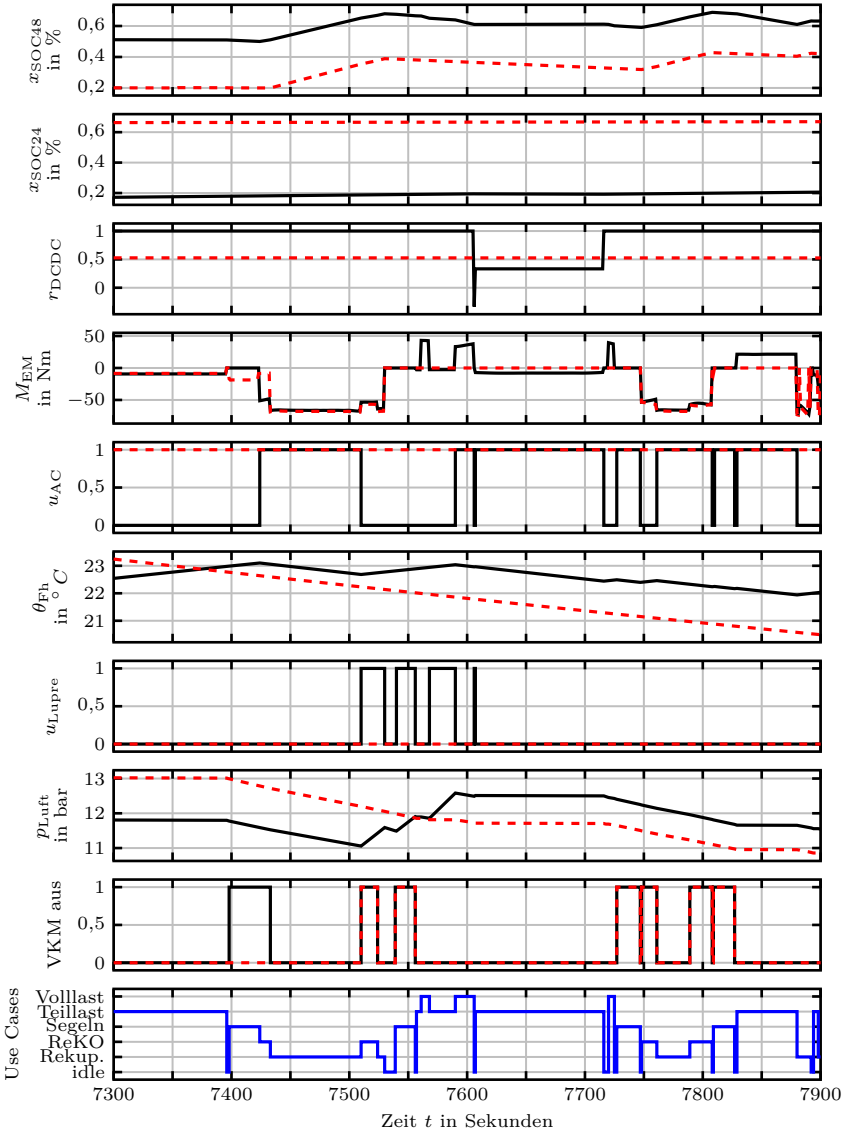


Abbildung 5.13: Detailverhalten der optimalen Betriebsstrategie für den Zeitraum von $t = 7300$ s bis $t = 7900$ s auf WWV

Während der Teillastphase zwischen $t=7600$ und $t=7700$ wird durch eine Lastpunktanhebung der 48-V-SOC konstant gehalten, obwohl der Klimakompressor aktiv ist und weiterhin Energie in das 24V-Bordnetz geladen wird. Allerdings wird die Leistung reduziert, die während dieser Teillastphase über den DCDC-Wandler in das 24-V-Bordnetz transportiert wird.

Beide Betriebsstrategien stellen zu Beginn des dargestellten Ausschnitts das gleiche, leicht negative Moment $M_{EM} < 0$. Jedoch nutzt die OBS die Teillastphase wiederum für eine Lastpunktverschiebung hin zu einer höheren VKM-Leistung. Dahingegen ist die RBS gezwungen, die EM konventionell generatorisch zu betreiben, da der 48-V-SOC bei seinem Minimalwert liegt, aber dennoch der Klimakompressor betrieben wird, wie durch den statischen Sollverlauf vorgegeben.

In den Verläufen des 24-V-SOC und der beiden elektrifizierten Nebenverbraucher wird deutlich, dass die entsprechenden Zustandswerte nur den für die RBS im Voraus definierten Verläufen folgen können. Phasen effizienten Energieeinsatzes oder der Entlastung des Bordnetzes können nicht berücksichtigt werden. Die entsprechenden Stellgrößen sind während des dargestellten Zeitraums konstant. Daher bleibt der 24-V-SOC ebenfalls konstant, da ständig Leistung über den DCDC-Wandler in das 24-V-Bordnetz gefördert wird, um den Energiebedarf der Dauerstromverbraucher dort zu decken. Die Temperatur in der Fahrerkabine nimmt stetig ab, da die Klimaanlage durch den eingeschalteten Klimakompressor kühlt. Der Luftpresser ist inaktiv, sodass der Luftdruck im Druckluftsystem entsprechend des Bedarfs abnimmt.

Während der Rekuperationsphase zwischen $t=7425$ und $t=7530$ ist mindestens ein elektrifizierter Nebenverbraucher aktiv, um die rekuperierte Energie direkt in den Nebenverbrauchern einzusetzen, ohne sie in der Batterie wirkungsgradbehaftet zwischenspeichern zu müssen.

Während der Segelphase bei ca. $t=7400$ s kann die RBS die VKM nicht abstellen, da der 48-V-SOC an der unteren Grenze liegt und somit das Bordnetz ständig generatorisch versorgt werden muss, wie im Momentenverlauf der EM zu Beginn des Ausschnitts erkennbar ist. Die OBS dagegen stellt für die elektrische Maschine während des Segelns Nullmoment und nutzt die anschließende ReKO-Phase zur Rekuperation. Allgemein ist zu erkennen, dass die OBS alle Use Cases, in denen die VKM abgestellt werden kann, nutzt, um dies zu tun.

Gegen Ende des abgebildeten Ausschnitts ist ein Boost während einer Teillastphase zu erkennen. Vor diesem UC ist der 48-V-SOC sehr hoch und würde bei der anschließenden zwanzig Sekunden langen Rekuperation beginnend bei $t=7760$ s den Maximalwert von 70% überschreiten. Aus diesem Grund wird die gespeicherte elektrische Energie für den Vortrieb eingesetzt. Somit kann durch

die Entlastung der VKM direkt Kraftstoff eingespart werden und weiterhin sämtliche Rekuperationsenergie in das System aufgenommen werden.

Tendenziell wird die Temperatur im Fahrerhaus hoch gehalten und ist damit oberhalb der Solltemperatur von 22°C , da in diesem Zustand der Wärmeübergang aus der Umgebung in die Kabine wegen der geringeren Temperaturdifferenz am niedrigsten ist.

Die Analyse des Teilabschnitts der Simulation der beiden Betriebsstrategien in Abbildung 5.13 zeigt das überlegene Verhalten der OBS gegenüber der RBS, welches sowohl aus der reinen Kenntnis des gesamten Fahrzyklus resultiert, als auch aus der mathematischen Optimierung der Trajektorien der Stellgrößen mit dem Ziel den Kraftstoffverbrauch zu minimieren.

5.5 Auswertung der Berechnungsdauern der Optimierungen

Die eingeführten Methoden zur Erweiterung der DDP, welche im vorangegangenen Kapitel 4 vorgestellt wurden, haben einen großen Augenmerk darauf, das Optimalsteuerungsproblem handhabbar zu halten, trotz der vier Zustände und der vier Steuergrößen des Systems. Der größte Nachteil der DP ist der enorme Bedarf an Rechenzeit. Daher werden in diesem Abschnitt die Auswirkungen der entwickelten Ansätze auf die Berechnungsdauer der Optimierung bzw. auf die Optimalität der Ergebnisse untersucht. Wie bereits dargelegt, muss jeweils ein Kompromiss bei der Wahl der Granularität der Diskretisierung geschlossen werden, zwischen der Genauigkeit durch viele kleine Diskretisierungsschritte und dem daraus resultierenden Zeitaufwand bei der Berechnung. Diese Untersuchung wird im Folgenden anhand von Optimierungen für den Zyklus *ACEA kurz* durchgeführt, welcher bereits für die Parameterstudie in Abschnitt 5.2 verwendet wurde. Dabei werden in Tabelle 5.5 drei unterschiedliche Diskretisierungen der Steuergröße $x_{\Delta\text{SOC}_{48}}$ gegenüber gestellt. Die Anzahl der Diskretisierungsschritte ist jeweils $N_{u1} = 601$ und der Wertebereich beträgt $I_{u1} = [-0,25; 0,25]$. Es wird die äquidistante Diskretisierung betrachtet und zwei Varianten der inäquidistanten Umsetzung. Zum einen kommt eine Diskretisierung mit abschnittsweise konstanter Schrittweite zum Einsatz, welche näher am Nullpunkt feiner aufgelöst ist, als an den Rändern des Definitionsbereichs. Diese Diskretisierung setzt sich aus den symmetrisch verteilten Intervallen $I_{u1} = [I_{u1,1}, I_{u1,2}, I_{u1,3}, I_{u1,4}, I_{u1,5}]$ zusammen, wobei $I_{u1,1}$, $I_{u1,5}$ jeweils die Schrittweite von 0,002 und $I_{u1,2}$, $I_{u1,4}$ jeweils 0,00077 besitzen. Das Intervall $I_{u1,3}$ um die Null herum ist mit einer Schrittweite von 0,00025 diskretisiert.

Tabelle 5.5: Analyse der erzielten Ergebnisse und der Berechnungsdauer für unterschiedliche Diskretisierung von $x_{\Delta\text{SOC}48}$ auf *ACEA kurz*

Diskretisierung	äquidistant	inäquidistant	
		abschnittsweise konst. Schrittweite	konst. relativer Fehler
Berechnungsdauer	5,7 h	11,4 h	15,9 h
Kraftstoffverbrauch	6,979 ℓ	6,966 ℓ	6,950 ℓ

Zum anderen wird die in Abschnitt 4.3.1 beschriebene Diskretisierung mit konstantem relativen Fehler gegenüber dem am theoretisch ungünstigsten gelegenen wahren Wert der Größe angewendet.

Tabelle 5.5 zeigt, dass geringere Verbrauchswerte für die inäquidistanten Diskretisierungen erreicht werden. Allerdings ist zu erkennen, dass die Berechnungsdauer deutlich zunimmt, obwohl die Anzahl der diskreten Stufen der Steuerung gleich bleibt. Dieses Phänomen ist durch die zusätzliche inäquidistante Diskretisierung der Zeit durch die Unterteilung der Strecke in UCs unterschiedlicher Länge zu erklären. Während kürzerer UCs ist die zulässige mögliche Änderung des 48-V-SOC geringer, da die maximale Leistung begrenzt und somit die Zeit der Aktivität der EM den limitierenden Faktor darstellt. Da jedoch für kleine Werte von $x_{\Delta\text{SOC}48}$ die inäquidistanten Diskretisierungen mehr Werte bereitstellen, müssen dementsprechend mehr Kombinationen durch den Optimierungsalgorithmus überprüft werden. Für die äquidistante Diskretisierung dagegen, ist die Anzahl der Werte für ein beliebiges Intervall einer festgelegten Größe, die als optimale Steuerung in Frage kommen, immer gleich. So kompensiert die inäquidistante Diskretisierung der Zeit die Vorteile der inäquidistanten Diskretisierung der Stellgröße in Bezug auf die Berechnungsdauer. Die Optimierung mittels der inäquidistanten Diskretisierung mit reduziertem relativen Fehler liefert insgesamt den niedrigsten Kraftstoffverbrauch. Die Schrittweite um den Nullpunkt $\Delta x_{\text{SOC}48} = 0$ ist dabei kleiner als bei der abschnittsweise konstanten Diskretisierung. Dadurch kann gerade bei sehr kurzen UCs mit nur einer geringen möglichen Änderung des SOC der Sollwert näher am mathematischen Optimum gewählt werden und so die optimale Lösung besser angenähert werden.

5.6 Vergleich mit klassischer Hybridstrategie

Ein zentraler Beitrag dieser Arbeit ist die ganzheitliche Betrachtung des 48-V-Mildhybridsystems, indem der Einsatz der EM des hybridelektrischen Antriebs gemeinsam mit dem Betrieb der elektrifizierten Nebenverbraucher im 48-V-Bordnetz betrachtet und deren Steuerungen optimiert werden. Es besteht die Frage, welchen Einfluss die Einbeziehung der Nebenverbraucher in die Optimierung auf den Kraftstoffverbrauch hat. Daher wird in diesem Abschnitt das unterschiedliche Verhalten einer ganzheitlichen OBS mit jenem verglichen und ausgewertet, welches sich bei der reinen Optimalsteuerung des Mildhybridantriebs mit reaktiv gesteuerten Nebenaggregaten ergibt. Letztere Betriebsstrategie wird in diesem Zusammenhang nachfolgende als klassische Hybridstrategie bezeichnet, da hier nur der hybride Antriebsstrang optimalgesteuert ist. Dabei sind dennoch Vorteile der BS gegenüber einer Fahrzeugkonfiguration mit konventionell von der VKM angetriebenen Nebenaggregaten zu erwarten. Die Zustandstrajektorien der beiden betrachteten Nebenaggregate folgen dem Sägezahnprofil, welches in der RBS angewendet wird. Somit ist deren Einsatz für den Optimierungsalgorithmus prädizierbar und die übrigen Systemgrößen können dementsprechend optimiert werden. Die Steuerung des Klimakompressors und Luftpessers ist fest vorgegeben und kann von der BS nicht beeinflusst werden.

Für die beiden untersuchten Fahrzyklen wurde der Kraftstoffverbrauch bereits in den vorangegangenen Abschnitten 5.4 und 5.5 für die inäquidistante Optimierung mit konstantem relativem Fehler der Stellgröße angegeben. Die Tabelle 5.6 fasst alle berechneten Kraftstoffverbräuche für die beiden untersuchten Fahrzyklen jeweils für die OBS, die klassische Hybridstrategie sowie die reaktive Strategie zusammen. In Klammern ist jeweils der relative Kraftstoffverbrauchsvorteil gegenüber der RBS angegeben, welche als grundlegende Bezugsgröße dient. Es ist für beide Fahrzyklen zu erkennen, dass beide auf Optimierung beruhenden Betriebsstrategien zu niedrigeren Verbrauchswerten führen als die reaktive Strategie.

Es bestätigt sich die Erwartung, dass bei einer reinen Optimierung des Antriebsstrangs in der klassischen Hybridstrategie weniger Kraftstoff eingespart wird, als bei einer ganzheitlichen Betriebsstrategie zusammen mit elektrifizierten Nebenverbrauchern. Wegen der globalen Optimierung sind die Einschaltphasen der beiden untersuchten Nebenverbraucher zwar für die Bestimmung der Optimalsteuerung bekannt, aber wegen der Diskretisierung der Zeit mit Einteilung in UCs können das Zu- oder Abschalten eines Aggregates negative Einflüsse bewirken, während der Zustand des Antriebsstranges sich nicht ändern kann. Es ist abzulesen, dass die relativen Einsparungen für *ACEA kurz* deutlich über den erzielten Werten für *WVW* liegen. Werden zusätzlich die Ergebnisse der

Tabelle 5.6: Vergleich des Kraftstoffverbrauchs der drei verschiedenen Ansätze der BS auf *ACEA kurz* und *WVW*. Dabei ist jeweils in Klammern die relative Kraftstoffeinsparung gegenüber der RBS angegeben

	reaktive Betriebsstrategie	optimale Betriebsstrategie	klassische Hybridstrategie
<i>ACEA kurz</i>	7,021 ℓ (0%)	6,950 ℓ (1,01%)	6,972 ℓ (0,70%)
<i>WVW</i>	158,396 ℓ (0%)	157,385 ℓ (0,64%)	157,757 ℓ (0,40%)

Tabelle 5.7: Kraftstoffeinsparung durch BS basierend auf äquidistanter Diskretisierung für beide Fahrzyklen

	Kraftstoffeinsparung resultierend aus äquidistanter Optimierung
<i>ACEA kurz</i>	6,979 ℓ (0,60%)
<i>WVW</i>	157,589 ℓ (0,51%)

Optimalsteuerung betrachtet, welche durch äquidistante Diskretisierung der Stellgröße Δx_{SOC48} berechnet wurde, wie sie in Tabelle 5.7 aufgeführt sind, so ist zu erkennen, dass die äquidistante Optimalsteuerung in etwa nur so gute Ergebnisse liefert, wie die inäquidistante Optimalsteuerung des Antriebsstrangs allein.

Unter Betrachtung aller Simulationsergebnisse der Kraftstoffverbräuche bisher, ergibt sich folgende Interpretation: Umso größer die Anforderungen an das Bordnetz sind, desto schwieriger ist es für die Optimierung die hohen Bedarfe gezielt und möglichst effizient decken. Dies erklärt, wieso für den kürzeren Fahrzyklus *ACEA kurz* mehr Einsparung erreicht werden kann, da hier die zu erreichenden Zustandsendwerte wegen der kürzeren Dauer des Fahrzyklus weniger anspruchsvoll vorgegeben sind, als für *WVW*. Dort sind höhere Anforderungen an die Zielzustände der Energiespeicher gestellt, welche die Betriebsstrategie erfüllen muss. Dies zeigt im Besonderen das Verhältnis der geforderten Zunahme des 24-V-SOCs bezogen auf die Dauer des jeweiligen

Zyklus. Wenn die betrachtete Strecke topographisch anspruchsvoller ist, gehen Freiheiten für die Optimierung durch die Kopplung der Nebenverbraucher an die UCs des Antriebsstrang verloren. Die harten Randbedingungen über die Zeitpunkte der Umschaltung und die Dauer, während der ein Zustand gehalten werden muss, haben negativen Einfluss. Diesen kann die Optimierung nicht ausgleichen gegenüber einer Schwellwertregelung, welche unabhängig von der momentanen Situation im Antriebsstrang rein basierend auf dem Energiebedarf des Teilsystems der Nebenverbraucher reagiert. Dies ist für den Fahrzyklus WVV der Fall, für welchen die relative Häufigkeit kurzer UCs mit $\Delta t_k \leq 5$ s für alle UCs höher ist. Die relativen Häufigkeiten der UCs sind den Abbildungen A.5 und A.6 im Anhang A.2 zu entnehmen.

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass allein durch eine intelligente Betriebsstrategie, welche rein auf Software beruht, und keine zusätzlichen Bauteil- oder Materialkosten zu den Herstellungskosten des Gesamtfahrzeugs beiträgt, Kraftstoff eingespart werden kann. Zusätzlich ist aber bereits die Entkopplung von der VKM durch die Elektrifizierung für die klassische Hybridstrategie gewinnbringend bezüglich des Kraftstoffverbrauchs.

An dieser Stelle sei angemerkt, dass die absolute Höhe der Kraftstoffeinsparung äußerst stark abhängig von der Auslegung des Gesamtsystems und seiner Komponenten mit ihren Energiespeichern ist. Die Untersuchung dieser Zusammenhänge und der genauen Abhängigkeiten ist jedoch nicht Teil der Fragestellung dieser Arbeit.

5.7 Vergleich mit prädiktiver Strategie mit gleitendem Horizont

Als Konzeptuntersuchung werden in diesem Abschnitt die Ergebnisse einer optimierungsbasierten BS mit gleitendem Horizont vorgestellt. Diese wird im folgenden als prädiktive Strategie bezeichnet. Durch die Steuerung über nur jeweils einen prädizierbaren vorausliegenden Streckenabschnitt, ist es grundsätzlich möglich, das hier vorgestellte Verfahren auf einem Steuergerät im Fahrzeug zu implementieren und die BS während der Fahrt für die Steuerung des Antriebsstrangs und der Nebenverbraucher einzusetzen. Da die Optimierung mittels DDP dennoch sehr rechen- und damit zeitaufwendig ist, bleibt dies eine theoretische Überlegung im Rahmen dieser Arbeit und die nachfolgenden Ergebnisse basieren auf einer Simulation über den Fahrzyklus *ACEA kurz*. Dabei wird der Prädiktionshorizont zu $T_{\text{präd}} = 240$ s gewählt. Dies entspricht bei einer klassischen durchschnittlichen Geschwindigkeit eines Lkw im Fernverkehr

von ca. 75 km/h einer Horizontlänge von 5 km. Diese Distanz ist vergleichbar mit Horizontlängen, wie sie in Serienfahrzeugen mit Streckenvorausschau für die Steuerung des Antriebsstrangs angewendet werden [193]. Es ergeben sich $m_H = 71$ einzelne Vorausschauhorizonte für die gesamte Streckendauer $T_{\text{Route}, \text{ACEA kurz}} = 1172$ s. Somit ergeben sich auch 71 Optimalsteuerungsprobleme, die nacheinander gelöst werden. Deren Resultate werden nach der Optimierung aneinandergesetzt und ergeben so die gesamten Trajektorien der Betriebsstrategie für den Fahrzyklus. Die Abbildung 5.14 zeigt in der untersten Grafik die Zusammenfassung der UCs über den gesamten Fahrzyklus, da sich die Kombination der einzelnen Prädiktionshorizonte wiederum zu einem einheitlichen Verlauf von UCs zusammenfügt. Dieser ist identisch zu jenen, wie sie auch bei den globalen Optimierungen der vorangegangenen Abschnitte dargestellt sind. Des Weiteren sind in Abbildung 5.14 die insgesamt resultierenden Verläufe der Steuer- und Zustandsgrößen des hybriden Antriebsstrangs mit elektrifizierten Nebenverbrauchern in schwarz dargestellt. Zusätzlich sind gestrichelt in rot die entsprechenden Verläufe der globalen optimalen Betriebsstrategie mit inäquidistanter Diskretisierung nach dem Prinzip des kleinsten relativen Fehlers abgebildet.

Insgesamt ist zu erkennen, dass die prädiktive Strategie mit gleitenden Horizont extremere Zustandsverläufe in den Ladezuständen der beiden Batterien erzeugt als die globale BS. Da die prädiktive Strategie keine Kenntnis über den gesamten vorausliegenden Streckenverlauf hat, ist dies zu erwarten. Die prädiktive Strategie nutzt dabei die zur Verfügung stehenden Ressourcen und Energiespeicher im Rahmen der Randbedingungen voll aus, wodurch sich bei nachfolgenden anspruchsvollen UC-Folgen hohe Amplituden oder lange Anschaltphasen der Stellgrößen ergeben. Besonders deutlich ist das unterschiedliche Ergebnis der beiden Betriebsstrategien im Verlauf des Ladezustands $x_{\text{SOC}24}$ der 24-V-Batterie zu erkennen. Die OBS kennt bereits zu Beginn der Optimierung, bei welchem Endwert $x_{\text{SOC}24, f} = 0,4$ der SOC der 24-V-Batterie zu liegen kommen muss. Für den gleitenden Horizont der prädiktiven Strategie gilt in jedem einzelnen Optimierungsproblem ein individueller Soll-Endwert. Dieser bestimmt sich für das angeführte Beispiel auf dem Zyklus *ACEA kurz* gemäß

$$x_{\text{SOC}24, f, m} = x_{\text{SOC}24, f} \frac{T_{H_m}}{T_{\text{Route}}}$$

für alle Optimierungshorizonte H_m mit $m \in \{1, \dots, 71\}$. Da die Gesamtfahrzeit auf dem Zyklus *ACEA kurz* $T_{\text{Route}} = 1172$ s deutlich unter den in Abschnitt 4.6.2 beschriebenen zwei Stunden liegt, steigt der zu erreichende Endwert von Beginn an linear mit fortschreitendem Horizont an. Dies wird im Verlauf

5.7 Vergleich mit prädiktiver Strategie mit gleitendem Horizont

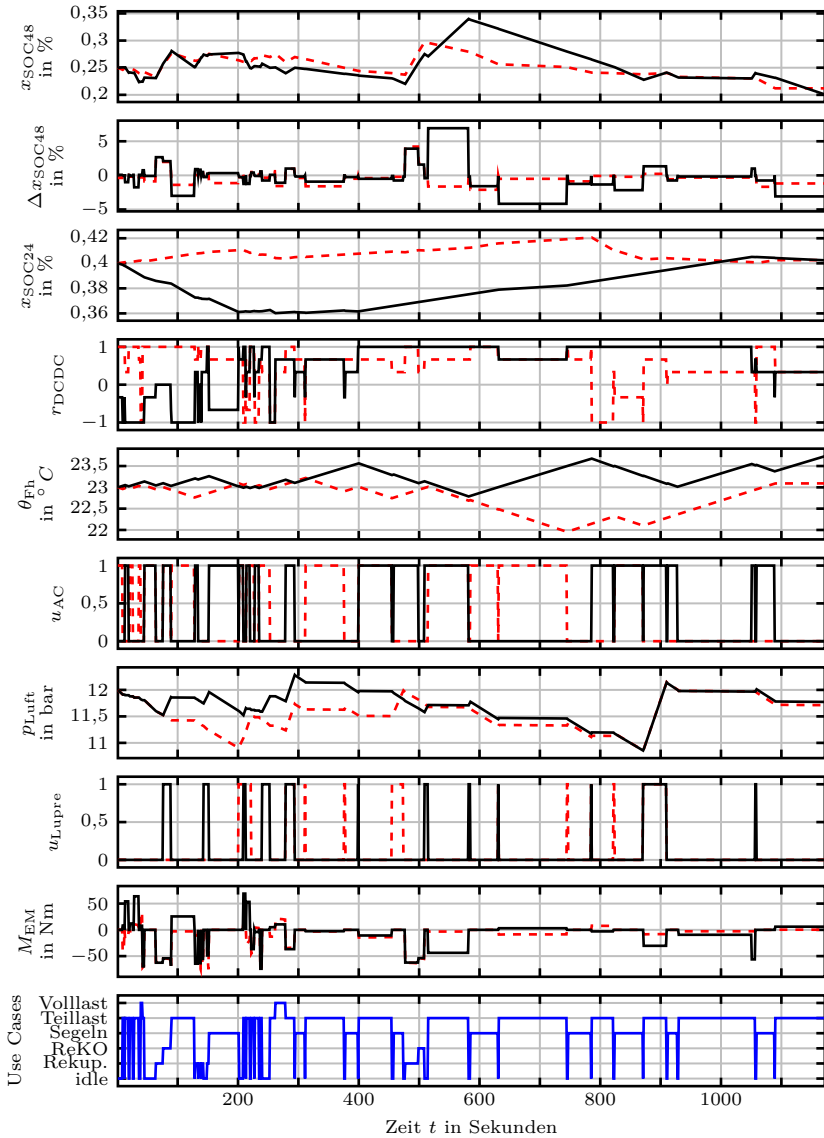


Abbildung 5.14: Verhalten der optimalen BS und der Optimalsteuerung mit gleitendem Horizont auf dem Zyklus *ACEA kurz*

Tabelle 5.8: Auswertung der Stell- und Zustandsgrößen der elektrifizierten Nebenverbraucher der prädiktiven Strategie und der OBS

	Einschalt- dauer Klimakom- pressor	Einschalt- dauer Luft- presser	Endwert Kabinen- temperatur $\theta_{FH,f}$	End- wert Luft- druck $p_{Luft,f}$
präd. Strat.	469 s	107 s	23,7° C	11,8 bar
OBS	516 s	103 s	23,1° C	11,7 bar

von x_{SOC24} der prädiktiven Strategie in Abbildung 5.14 deutlich. Für die ersten Optimierungshorizonte liegt $x_{SOC24,f}$ noch unterhalb der Zustandsraumbeschränkung und fällt damit nicht ins Gewicht. Aus diesem Grund lässt die prädiktive Strategie den Ladezustand der 24-V-Batterie absinken. Da die Energie in der 48-V-Batterie für beide Betriebsstrategien anfangs sehr ähnlich ist, ebenso wie die Temperatur der Fahrerkabine, kann die nicht im 24-V-Bordnetz gespeicherte Energie von der prädiktiven Strategie im Antriebsstrang eingesetzt werden. Im vorletzten Graphen von Abbildung 5.14 ist ebendies im Verlauf von M_{EM} abzulesen, indem durch die prädiktive Strategie deutlich mehr geboostet wird, wobei das 48-V-Bordnetz über den DC/DC-Wandler gestützt wird. Dahingegen stellt während des Teillast-UCs um $t = 100$ s die OBS kein Moment an der EM, sondern nutzt die elektrische Energie im 48-V-Bordnetz zum Laden der 24-V-Batterie.

Im weiteren Verlauf boostet die prädiktive Strategie während der Teillastphase beginnend bei $t = 632$ s im Gegensatz zur OBS, welche sich im leicht generatorischen Betrieb befindet. Zusätzlich ist gleichzeitig der Klimakompressor aktiv und es wird Energie über den DC/DC-Wandler in die 24-V-Batterie geladen. Dadurch wird der höhere verfügbare 48-V-SOC reduziert und kraftstoffsparend eingesetzt.

Die OBS erreicht eine deutlich niedrigere Temperatur der Fahrerkabine am Ende der Fahrt, jedoch auch einen minimal geringeren Druck im Luftsystem des Lkw. Entsprechend liegt einerseits die summierte Einschaltdauer des Klimakompressors über jenem der prädiktiven Strategie. Andererseits ist der Luftpresser bei Anwendung der OBS seltener aktiv als mit der prädiktiven Betriebsstrategie. Die zugehörigen Zahlenwerte sind Tabelle 5.8 zu entnehmen.

Das entscheidende Kriterium für die Bewertung der prädiktiven Strategie mit gleitendem Horizont im Vergleich zur OBS ist der Kraftstoffverbrauch über den gesamten Fahrzyklus. Dieser Vergleich ist in Abbildung 5.15 dargestellt. Es wird deutlich, dass beide Betriebsstrategien während der meisten Zeit in Bezug auf den Kraftstoffverbrauch sehr nah beieinander liegen. Des Weiteren ist die prädiktive Strategie in der Lage, in den gleichen Zeiträumen wie die OBS die VKM abzustellen. Es ist zu erkennen, dass erst zum Ende des Fahrzyklus hin die OBS einen Verbrauchsvorteil gegenüber der prädiktiven Strategie liefert. Dies liegt vor allem am bereits erörterten Verhalten der prädiktiven Strategie, zunächst häufig und relativ stark elektrische Energie in den Antriebsstrang zu boosten. Gegen Ende des Fahrzyklus muss die prädiktive Strategie sicherstellen, die geforderten Endbedingungen der Zustandswerte zu erfüllen, wodurch der erzielte Verbrauchsvorteil wieder eingebüßt wird. Obwohl in Abbildung 5.14 ersichtlich ist, dass die prädiktive Strategie im letzten UC nochmals ein positives Moment $M_{EM} > 0$ an der EM stellt und so die Differenz im Kraftstoffverbrauchsverlauf in Abbildung 5.15 wieder etwas kleiner wird, konnte durch die OBS letztendlich weniger Kraftstoff verbraucht werden. Dies ist wegen der globalen Optimierung, welche der OBS zugrunde liegt, auch zu erwarten und trägt somit wiederum zur Validierung der Resultate bei. Die absoluten Verbrauchswerte betragen dabei 6,950 l Kraftstoff für die OBS (vgl. Tabelle 5.6) und 6,997 l Kraftstoff für die prädiktive Strategie mit gleitendem Horizont. Dies entspricht einem Verbrauchsvorteil der prädiktiven Strategie von 0,34 % gegenüber dem Kraftstoffbedarf der reaktiven Strategie, wie er in Tabelle 5.6 angegeben ist.

Es zeigt sich also, dass auch mit gleitendem Horizont und ohne die Kenntnis der gesamten vorausliegenden Strecke ein positiver Effekt auf den Kraftstoffverbrauch eines schweren Nutzfahrzeugs mit 48-V-Mildhybrid-Bordnetzsystem erzielt werden kann. Somit ist durch diese Simulation einer prinzipiell implementierbaren Betriebsstrategie auf Grundlage der im Rahmen dieser Arbeit vorgestellten Optimierungsmethodik eine Kraftstoffeinsparung nachgewiesen.

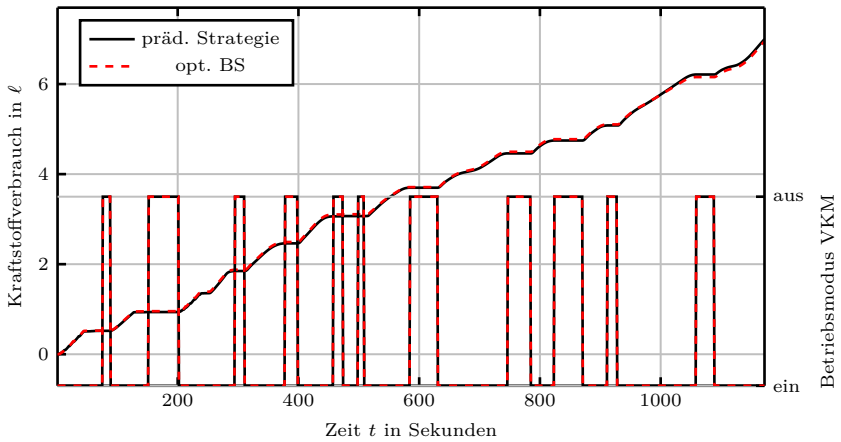


Abbildung 5.15: Verlauf des Kraftstoffverbrauchs und des Betriebsmodus der VKM der prädiktiven Strategie mit gleitendem Horizont im Vergleich mit der OBS

6 Zusammenfassung und Ausblick

Im Rahmen dieser Arbeit wurde eine Optimalsteuerung für ein schweres Nutzfahrzeug mit hybridelektrischem Antriebsstrang und elektrifizierten Nebenverbrauchern auf einem Spannungsniveau von 48 V entwickelt. Das Ziel dieser Arbeit war es, den Einfluss dieser ganzheitlichen optimalen Betriebsstrategie auf den Kraftstoffverbrauch des Gesamtfahrzeugs zu untersuchen.

In der Literatur finden sich zahlreiche Beiträge zu Betriebsstrategien für hybridelektrische Fahrzeuge. Diese haben den Fokus auf der optimalen Steuerung der elektrischen Maschine in Abhängigkeit des Fahrzustands gegeben durch die Streckentopografie und die gewünschte Geschwindigkeit des Fahrzeugs. Diese Arbeit erweitert das Optimalsteuerungsproblem um zwei weitere Zustands- und Stellgrößen der elektrifizierten Nebenverbraucher. Mit dem ausführlich dargestellten Stand der Technik im Bereich der Bordnetzsysteme, elektrifizierter Nebenaggregate und unterschiedlicher Hybridisierungsvarianten des Antriebsstrangs wurde ein mathematisches Modell der betrachteten Konfiguration erstellt. Diese besteht aus einem schweren Nutzfahrzeug mit einer elektrischen Maschine für eine Mildhybridisierung, einer zusätzlichen 48-V-Batterie, sowie einem elektrischen Luftpresser und einem elektrischen Klimakompressor. Diese beiden Nebenaggregate bieten den Vorteil, dass die ihnen zugeordneten Teilsysteme im Fahrzeug jeweils über einen eigenen Energiespeicher verfügen, welcher Freiheiten bezüglich der Einschaltzeitpunkte und Betriebsdauer bietet. Darüber hinaus wird das über einen DC/DC-Wandler an das 48-V-Bordnetz gekoppelte klassische 24-V-Fahrzeuginnenbordnetz in das betrachtete Gesamtsystem mit einbezogen. Das Fahrzeugmodell besteht so aus jeweils vier Zustands- und Stellgrößen.

Das resultierende und zu lösende Optimalsteuerungsproblem beinhaltet eine Kostenfunktion, in die neben der Abweichung von fest vorgegebenen Endwerten der Systemzustände und der gewichteten Aktivität der beiden Nebenverbraucher hauptsächlich der Kraftstoffverbrauch eingeht. Zur Lösung dieses Optimalsteuerungsproblems wurde die DDP eingesetzt. Um dabei den Suchraum des Optimierungsalgorithmus möglichst gering zu halten, wurden umfangreiche Zustandsraum- und Stellgrößenbeschränkungen eingeführt. Letztere beruhen auf der betragsmäßig maximal umsetzbaren Energie während eines Teilabschnitts der Fahrtstrecke. Diese Abschnitte wurden als Use Cases bezeichnet

und resultieren aus einer heuristischen Klassifikation der Strecke nach der geforderten Leistung des Antriebsstrangs, wie sie aus einer im Vorfeld durchgeführten Längsdynamiksimulation resultieren. Dadurch muss durch die DDP nicht für jeden einzelnen Zeitschritt eine optimale Steuerung berechnet werden, sondern die Steuertrajektorie wird abschnittsweise konstant jeweils für einen Use Case bestimmt. Neben dieser nicht äquidistanten Diskretisierung der Zeit durch die Einführung der UCs wurde außerdem eine inäquidistante Diskretisierung einer Stellgröße eingeführt. Damit ist es möglich, die Genauigkeit der Lösung des Optimalsteuerungsproblems zu erhöhen, wobei der Berechnungsaufwand der optimalen Steuerung nicht zunimmt, da sich die Anzahl der Stützstellen nicht ändert. Die so diskretisierte Stellgröße definiert die Änderung des Ladezustands der 48-V-Batterie. Da durch die Einteilung in UCs überwiegend kurze Abschnitte erzeugt wurden, ist die zentrale Idee dieser inäquidistanten Diskretisierung, das Gitter der Stützstellen um den Nullpunkt herum feiner zu unterteilen, da während der Vielzahl der kurzen UCs nur einer geringere Änderung des Ladezustands der Batterie möglich ist. Durch die Reduzierung des relativen Fehlers zwischen wahren kontinuierlichen Wert und der entsprechenden diskreten Stützstelle konnte somit die Anzahl der Diskretisierungspunkte möglichst gering gehalten werden, wobei sich dennoch eine hohe Genauigkeit der Lösung erzielen lässt. Dieser methodische Beitrag dieser Arbeit kann auf vielfältige weitere Optimierungsprobleme übertragen werden, bei welchen die Stellgrößen so modelliert sind, dass in einem Ausschnitt der diskreten Stützstellen besonders viele Betriebspunkte für die Optimierung zur Wahl stehen. Auch die vorgestellte abschnittsweise konstante Diskretisierung kann in solchen Fällen zu einer einfachen Verbesserung der Lösung beitragen.

Bevor auf die Resultate bei der Reduktion des Kraftstoffverbrauchs durch die Optimalsteuerung eingegangen wurde, wurden zunächst zwei alternative Hybridkonfigurationen für das untersuchte Fahrzeugmodell analysiert. So ergaben sich für die unterschiedlichen Hybridkonzepte P0 und P2 bereits für die Unterteilung der Strecke in UCs deutlich abweichende Ergebnisse. Des Weiteren zeigte sich aufgrund der leistungsschwächer ausgelegten Komponenten des P0-Hybrides folglich ein geringeres Potenzial zur Kraftstoffeinsparung, weshalb die intensiv analysierten und diskutierten Untersuchungen der OBS anhand der P2-Konfiguration durchgeführt wurden. In mehreren Simulationen konnte für zwei unterschiedliche Fahrzyklen gezeigt werden, dass die optimale Betriebsstrategie gegenüber einer reaktiven Betriebsstrategie, welche ohne Kenntnis der vorausliegenden Strecke nur auf die aktuellen Rahmenbedingungen und Zustandswerte reagieren kann, Verbrauchsvorteile von bis zu 1 % für den generischen Fahrzyklus *ACEA kurz* und bis zu 0,6 % auf dem realen Fahrzyklus *WVW* erzielen kann. Für einen schweren Lkw der hier betrachteten Konfiguration im

Fernverkehr bedeutet die Mildhybridisierung mit einem 48-V-Bordnetzsystem einen Kraftstoffverbrauch von 27,16 $\ell/100$ km bei Anwendung der reaktiven Betriebsstrategie. Mittels der optimalen Betriebsstrategie werden 26,98 $\ell/100$ km erreicht.

Durch die detaillierte Auswertung und Analyse der Simulationsergebnisse konnte das profitable Verhalten der optimalen Betriebsstrategie anschaulich beschrieben, erklärt und somit validiert werden.

Da bei einer realen Umsetzung im Fahrzeug jedoch der gesamte Streckenverlauf kaum im Vorfeld bekannt sein kann, wurde abschließend eine Umsetzung der optimalen Betriebsstrategie mit gleitendem Horizont simuliert und untersucht. Auch dabei konnte nachgewiesen werden, dass eine ganzheitliche Betrachtung des Systems einschließlich der Hybridmodi, der elektrifizierten Nebenverbraucher und dem 24-V-Bordnetz ausschließlich durch die intelligente und prädiktive Steuerung den Kraftstoffverbrauch eines solchen schweren Nutzfahrzeugs reduzieren kann.

Dennoch handelt es sich gemäß der Zielsetzung dieser Arbeit bei allen Ergebnissen nur um den Nachweis des grundsätzlich erzielbaren Einsparungspotenzials an Kraftstoff und der prinzipiellen Umsetzbarkeit. Die DDP bleibt äußerst rechen- und damit zeitaufwändig. Die Verbrauchsvorteile der OBS gegenüber einer heuristisch bestimmten, reaktiven Betriebsstrategie sind vergleichsweise klein, wobei der numerische Aufwand zu Berechnung der optimalen Steuerung sehr hoch ist.

Die Ergebnisse dieser Arbeit können zum einen für eine regelbasierte Umsetzung einer prädiktiven Betriebsstrategie herangezogen werden. Zum anderen möge das ausgewiesene Potenzial zu weiteren Untersuchungen zu einer optimierungsbasierten Betriebsstrategie führen. Besonders im Hinblick darauf, dass das Thema 48 V im Nutzfahrzeug bisher noch zu keiner Umsetzung in der Großserie bei den etablierten Nutzfahrzeugherstellern geführt hat. Wobei hier aktuelle Entwicklungen zur Erfüllung der Abgasnorm Euro 7 die Einführung eines 48-V-Bordnetzes notwendig machen könnten. So sind weitere fortführende Untersuchungen zur prädiktiven Steuerung eines 48-V-Bordnetzes sicherlich gewinnbringend bezüglich der Reduktion des Kraftstoffverbrauchs und der weiteren Optimierung des Gesamtsystems.

A Anhang

A.1 Batterieparameter

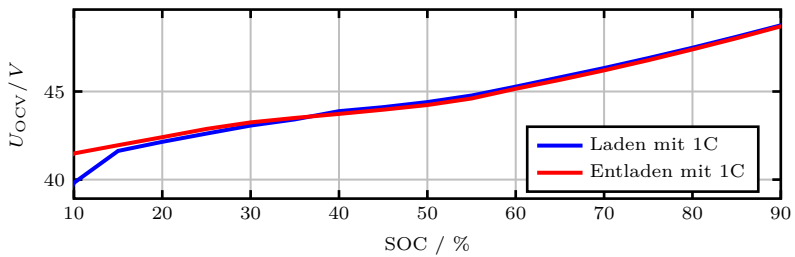


Abbildung A.1: Leerlaufspannung der 48-V-Batterie in Abhängigkeit des SOC beim Laden und Entladen

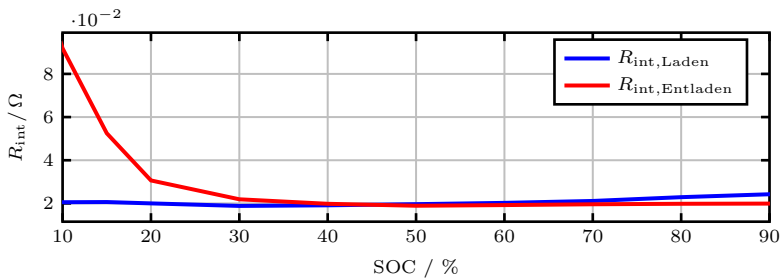


Abbildung A.2: Innenwiderstand der 48-V-Batterie in Abhängigkeit des SOC beim Laden und Entladen

A.2 Fahrzyklen

Die Tabelle A.1 fasst die grundlegenden Merkmale der beiden Strecken ACEA-Zyklus und Wörth - Verdun - Wörth zusammen. In Abbildung A.3 und Abbildung A.4 sind jeweils die streckenbezogenen Steigungs- und Sollgeschwindigkeitsverläufe dargestellt. Zusätzlich sind die dazugehörigen und durch die Längsdynamiksimulation bestimmten Verläufe der Position des Fahrzeugs $s(t)$, sowie die tatsächliche Geschwindigkeit $v(t)$ und die dafür aufgebraachte Leistung des Antriebsstrangs $P_{ATS}(t)$ über der Zeit abgebildet.

Tabelle A.1: Merkmale der beiden untersuchten Fahrzyklen im Vergleich

Merkmal	ACEA- Zyklus	WWV- Zyklus
Gesamtlänge	100 km	583,3 km
Anzahl der Stopps pro 100 km	4	2,2
Mittlere Dauer der Stopps	14 s	28,3 s
Durchschnittlicher Aufstieg pro 100 km	4,7 m	6,2 m
Mittlere positive Steigung	1,0 %	1,3 %
Mittlere Geschwindigkeit	81,7 km/h	81,9 km/h

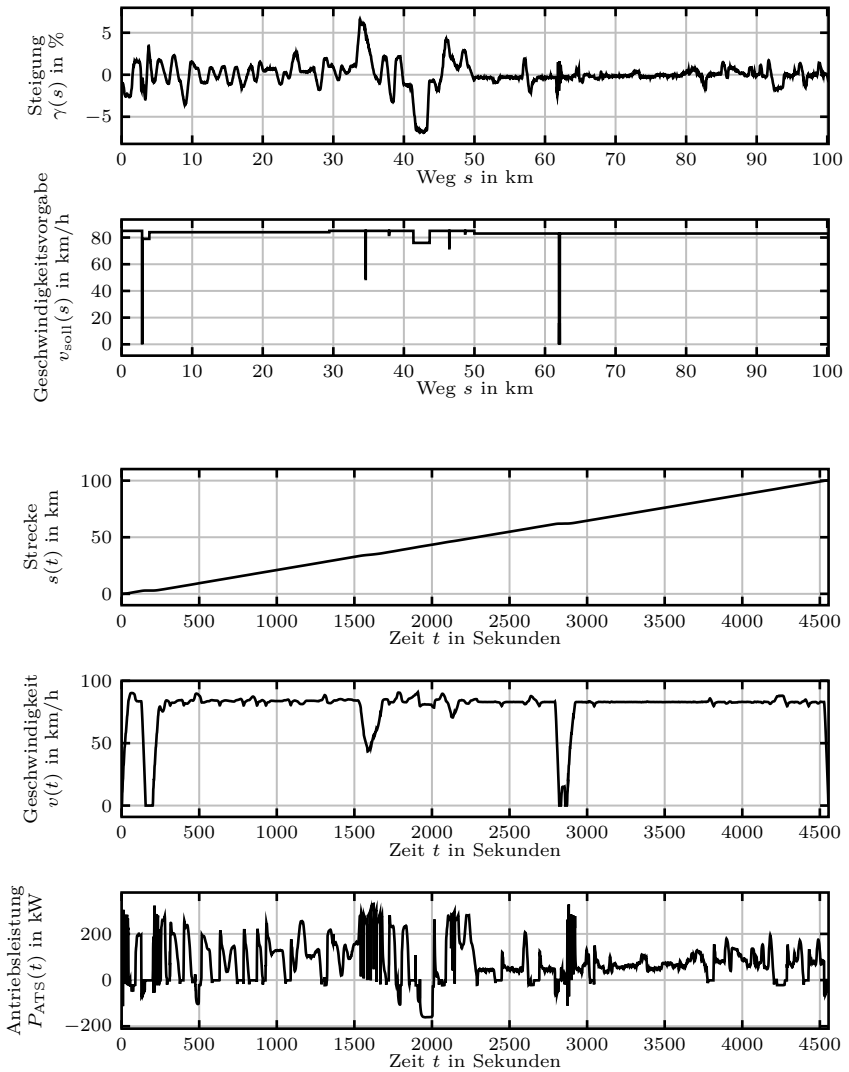


Abbildung A.3: Streckendaten und simulierte Längsdynamik des ACEA-Zyklus

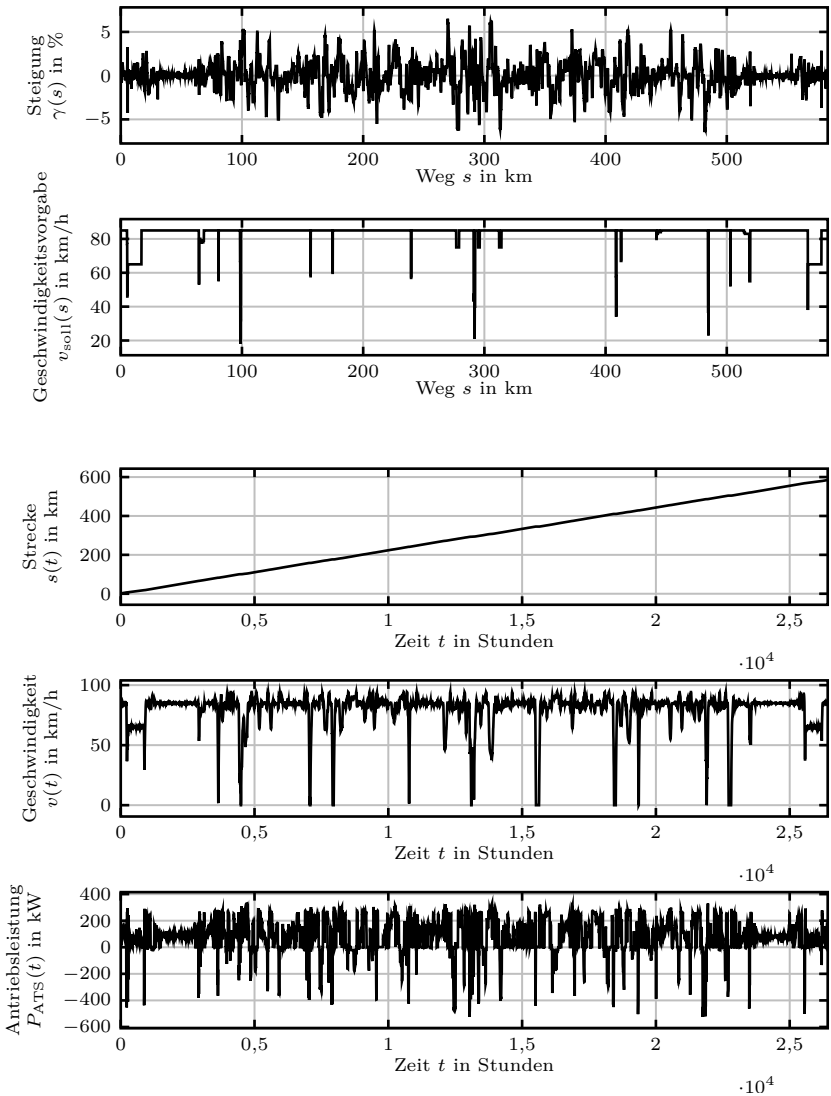


Abbildung A.4: Streckendaten und simulierte Längsdynamik der Strecke Würth - Verdun - Würth

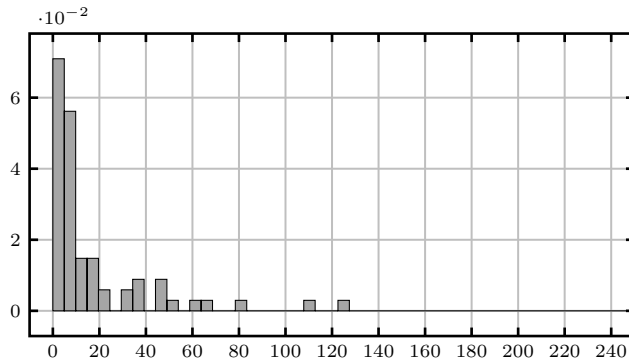


Abbildung A.5: Relative Häufigkeit der UCs des Fahrzyklus *ACEA kurz* nach ihrer Dauer

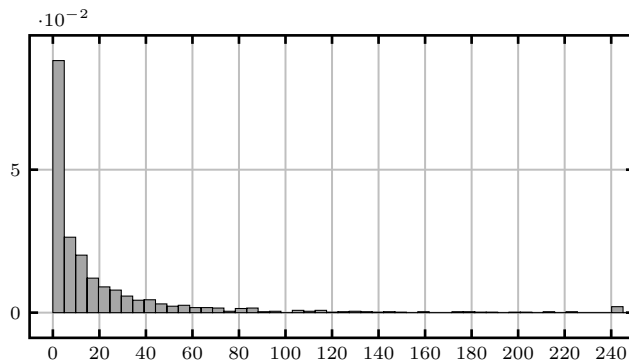


Abbildung A.6: Relative Häufigkeit der UCs auf der Strecke Würth - Verdun - Würth nach ihrer Dauer

A.3 Technische Daten des simulierten Lkw

Tabelle A.2: Zusammenfassung der technischen Daten des in der Längsdynamiksimulation nachgebildeten Lkw

Fahrzeugtyp	Mercedes-Benz Actros 1845LS 4x2
Motortyp	OM471
Motordaten	330 kW, Top Torque, EURO VI
Dauerbremse	High Performance Engine Brake, Sekundär-Wasser-Retarder
Gesamtgewicht	33,6 t
Fahrerkabine	StreamSpace 2500 mm
Setzgeschwindigkeit Tempomat	85 km/h
Geschwindigkeitshysterese	± 5 km/h

A.4 Parameter und Randbedingungen der Optimierung

Tabelle A.3: Diskretisierung der Zustands- und Steuergrößen

Zustände	x_{SOC48}	x_{SOC24}	θ_{Fh}	p_{Luft}
Diskretisierungsstufen	51	41	9	6
Minimalwert	0,20	0,10	20 °C	10,5 bar
Maximalwert	0,70	0,90	24 °C	13 bar
Startwert	0,25	0,40	23 °C	12 bar
Steuerungen	Δx_{SOC48}	r_{DCDC}	u_{AC}	u_{Lupre}
Diskretisierungsstufen	601	7	2	2
Minimalwert	-0,25	-1	0	0
Maximalwert	0,25	1	1	1

Tabelle A.4: Parameter des Optimierungsalgorithmus für die OBS

Parameterbezeichnung	Variablenname	Wert
Endwert des 48-V-SOC	$x_{1,f}$	0,20
Endwert des 24-V-SOC auf <i>ACEA kurz</i>	$x_{2,f}$	0,405
Endwert des 24-V-SOC auf <i>WVW</i>	$x_{2,f}$	0,80
Gewichtungsfaktor Endwert 48-V-SOC	K_{SOC48}	0,25
Gewichtungsfaktor Aktivität Luftpresse	K_{Luft}	0,05
Gewichtungsfaktor Aktivität	K_{AC}	0,05
Klimakompressor		
Unendliche Kosten	J_{∞}	50000

Tabelle A.5: Randbedingungen und Konstanten der Optimierung und der Simulation

Parameterbezeichnung	Variablenname	Wert
Dauerverbrauch 48-V-Bordnetz	P_{BN48}	200 W
Dauerverbrauch 24-V-Bordnetz	P_{BN24}	1300 W
Maximalleistung DC/DC-Wandler	$P_{\text{DCDC,max}}$	3000 W
Wirkungsgrad DC/DC-Wandler	η_{DCDC}	0.96
Umgebungstemperatur	θ_{Umg}	30 °C
Wärmestrom der Sonneneinstrahlung	\dot{Q}_{Sonne}	600 W
Einschaltswelle Klimaanlage	$\theta_{\text{Fh,max}}$	24 °C
Ausschaltswelle Klimaanlage	$\theta_{\text{Fh,min}}$	20 °C
Wärmekapazität Fahrerkabine	C_{th}	309075.15 J/K
Wärmedurchgangskoeffizient Fahrerkabine	κ_{th}	80.5808 W/K
Leistung Klimakompressor	P_{eAC}	1150 W
Leistungszahl Klimakompressor	ε	0,4
Einschaltswelle Luftpresser	$p_{\text{Luft,min}}$	11,0 bar
Maximalleistung Luftpresser	P_{eLupre}	2000 W
Wirkungsgrad Nebenabtrieb (PTO)	η_{PTO}	0.97

Abkürzungsverzeichnis

ACEA	Association des Constructeurs Européens d'Automobiles
APU	Auxiliary Power Unit
BEV	Battery Electric Vehicle
BS	Betriebsstrategie
COP	Coefficient of Performance
DDP	Diskrete Dynamische Programmierung
DP	Dynamische Programmierung
EAPU	Electronic Air Processing Unit
ECMS	Equivalent Consumption Minimization Strategy
EHR	Exhaust Heat Recovery
EM	elektrische Maschine
ISG	Integrierter Starter-Generator
Lkw	Lastkraftwagen
MPR	Modellprädiktive Regelung
NMPR	Nichtlineare Modellprädiktive Regelung
OBS	optimale Betriebsstrategie
OCV	Open Circuit Voltage
Pkw	Personenkraftwagen
PMP	Pontryagin's Minimum Principle
PTO	Power Take-Off
QP	Quadratische Programmierung
RBS	reaktive Betriebsstrategie

ReKO	Rekuperation mit Kupplung offen
REX	Range-Extender
RSG	Riemen-Starter-Generator
SOC	State of Charge
UC	Use Case
VKM	Verbrennungskraftmaschine
WWW	Wörth - Verdun - Wörth

Abbildungsverzeichnis

2.1	Vergleich unterschiedlicher Energiespeichertechnologien bezüglich ihrer spezifischen Leistung und Energie [91]	9
2.2	Schaltplan eines Mehrspannungsbordnetzes als Inselnetz mit 24 V und 48 V Domänen. Mit G bzw. S sind die elektrischen Maschinen Generator bzw. Starter gekennzeichnet.	14
2.3	Eingrenzung der Spannungslevel im 48-V-Bordnetz nach [202]	15
2.4	Verteilung der Energieanteile für einen schweren Fernverkehrs-Lkw in der Ebene bei 85 km/h nach [109]	17
2.5	Häufigkeitsverteilung der Motordrehzahl für einen Lkw mit Gesamtgewicht 40 t auf der Strecke Stuttgart-Hamburg-Stuttgart	22
2.6	Spezifische Fördermenge eines elektrifizierten Luftpressers nach [172] über dessen Drehzahl	26
2.7	Darstellung der unterschiedlichen Hybridkonfigurationen mit Fokus auf der Integration der elektrischen Maschine im Antriebssystem	34
2.8	Qualitative Einordnung der Hybridkonzepte nach Hybridisierungsgrad und elektrischer Leistung	37
3.1	Betrachtete P2-Hybridkonfiguration mit der EM am Getriebenebenantrieb	43
3.2	Schematisches Schaltbild des betrachteten Mehrspannungsbordnetzes mit 48 V und 24 V	47
3.3	Wirkungsgradkennfeld einer EM, wie sie für den vorliegenden Fall eingesetzt werden kann. Bereiche des Kennfeldes, in denen kein Wirkungsgrad definiert ist, bleiben weiß und entsprechen unmöglichen Betriebspunkten der EM.	51
3.4	Ersatzschaltbild des Thévenin-Batteriemodells ohne Dynamik	54
3.5	Kennlinien eines elektrifizierten Luftpressers für dessen mechanische Leistungsaufnahme $P_{\text{mech,Lupre}}$ und dessen spezifischer Lieferrate q_{Lupre}	59
4.1	Beispielszenario für ungünstiges Verhalten durch fehlende Vorausschau bei kommenden Segelphasen des RBS	75
4.2	Soll-Ladezustand der 24-V-Batterie zur Steuerung des DC/DC-Wandlers	76

4.3	Schema der Rückwärtsrechnung der DDP	79
4.4	Schema der Vorwärtsrechnung der DDP	80
4.5	Visualisierung einer beispielhaften inäquidistanten Diskretisierung	82
4.6	Absoluter Fehler $\bar{\Delta}_j$ (links) und relativer Fehler $\bar{\delta}_j$ (rechts) jeweils für beide Diskretisierungsarten	83
4.7	Häufigkeitsverteilung der Länge der UCs auf der Strecke Stuttgart-Hamburg-Stuttgart	86
4.8	Visualisierung der <i>Use Cases</i> in Abhängigkeit der Streckentopographie	88
4.9	Beispielhafte Grenzen für Δ SOC in Abhängigkeit verschiedener UC-Kategorien \mathbb{UC}_k	96
4.10	Skizze des theoretischen Prädiktionshorizonts und des genutzten Optimierungshorizonts und deren Verhalten über mehrere Zeitschritte Δt_k	100
5.1	Schematische Darstellung der Simulation	104
5.2	Use Cases für eine P0- und P2-Hybridkonfiguration auf dem Zyklus <i>ACEA kurz</i>	110
5.3	Use Cases für eine P0- und P2-Hybridkonfiguration für die Strecke WVV im Ausschnitt 820 s–1300 s	111
5.4	Use Cases für eine P0- und P2-Hybridkonfiguration für die Strecke WVV im Ausschnitt 20460 s–20980 s	112
5.5	Vorab bestimmte theoretisch umsetzbare mechanische Energie im UC für die P0- und P2-Hybridkonfiguration auf <i>ACEA kurz</i>	113
5.6	Verhalten der optimalen BS auf dem Zyklus <i>ACEA kurz</i> für den P0-Hybrid	115
5.7	Verhalten der optimalen BS auf dem Zyklus <i>ACEA kurz</i> für den P2-Hybrid	116
5.8	Vergleich des Energieinhalts der 48-V-Batterien und des Drehmoments der EM für die P0-Konfiguration in rot und die P2-Konfiguration in blau	118
5.9	Trajektorien des 48-V-SOC für die optimale und reaktive Betriebsstrategie auf <i>ACEA kurz</i>	122
5.10	Trajektorien des 24-V-SOC für die optimale und reaktive Betriebsstrategie auf <i>ACEA kurz</i>	122
5.11	Trajektorien des 48-V-SOC für die optimale und reaktive Betriebsstrategie auf WVV	122
5.12	Trajektorien des 24-V-SOC für die optimale und reaktive Betriebsstrategie auf WVV	124
5.13	Detailverhalten der optimalen Betriebsstrategie für den Zeitraum von $t = 7300$ s bis $t = 7900$ s auf WVV	127

5.14	Verhalten der optimalen BS und der Optimalsteuerung mit gleitendem Horizont auf dem Zyklus <i>ACEA kurz</i>	135
5.15	Verlauf des Kraftstoffverbrauchs und des Betriebsmodus der VKM der prädiktiven Strategie mit gleitendem Horizont im Vergleich mit der OBS	138
A.1	Leerlaufspannung der 48-V-Batterie in Abhängigkeit des SOC beim Laden und Entladen	143
A.2	Innenwiderstand der 48-V-Batterie in Abhängigkeit des SOC beim Laden und Entladen	143
A.3	Streckendaten und simulierte Längsdynamik des ACEA-Zyklus	145
A.4	Streckendaten und simulierte Längsdynamik der Strecke Wörth - Verdun - Wörth	146
A.5	Relative Häufigkeit der UCs des Fahrzyklus <i>ACEA kurz</i> nach ihrer Dauer	147
A.6	Relative Häufigkeit der UCs auf der Strecke Wörth - Verdun - Wörth nach ihrer Dauer	147

Tabellenverzeichnis

2.1	Auslegungskriterien für verschiedene Nebenaggregate	23
3.1	Zusammenfassung der Daten der beiden betrachteten Hybridisie- rungsvarianten	44
3.2	Zusammenfassung der Parameter aus der thermischen Modellbildung des Fahrerhauses mit deren Beschreibung und Einheiten nach [200]	57
4.1	Zusammenfassung der <i>Use Cases</i> gemäß ihrer Definition anhand des aktuellen Leistungsbereichs P_{ATS} des Antriebsstrangs für die P2-Konfiguration	88
4.2	Zusammenfassung der <i>Use Cases</i> gemäß ihrer Definition anhand des aktuellen Leistungsbereichs P_{ATS} des Antriebsstrangs für die P0-Konfiguration	89
5.1	Ergebnisse der Parameterstudie auf <i>ACEA kurz</i> zur Wahl der Dis- kretisierung	107
5.2	Vergleich der umgesetzten Energien je Betriebsmodus in den alter- nativen hybridelektrischen Antriebssträngen für die optimale BS auf <i>ACEA kurz</i>	117
5.3	Quantitativer Vergleich der drei alternativen BS auf WVV	124
5.4	Quantitativer Vergleich des Kraftstoffverbrauchs der drei alternati- ven BS auf WVV	124
5.5	Analyse der erzielten Ergebnisse und der Berechnungsdauer für unterschiedliche Diskretisierung von $x_{\Delta SOC48}$ auf <i>ACEA kurz</i> . . .	130
5.6	Vergleich des Kraftstoffverbrauchs der drei verschiedenen Ansätze der BS auf <i>ACEA kurz</i> und WVV. Dabei ist jeweils in Klammern die relative Kraftstoffeinsparung gegenüber der RBS angegeben . .	132
5.7	Kraftstoffeinsparung durch BS basierend auf äquidistanter Diskreti- sierung für beide Fahrzyklen	132
5.8	Auswertung der Stell- und Zustandsgrößen der elektrifizierten Ne- benverbraucher der prädiktiven Strategie und der OBS	136
A.1	Merkmale der beiden untersuchten Fahrzyklen im Vergleich	144

A.2 Zusammenfassung der technischen Daten des in der Längsdynamik- simulation nachgebildeten Lkw	148
A.3 Diskretisierung der Zustands- und Steuergrößen	149
A.4 Parameter des Optimierungsalgorithmus für die OBS	149
A.5 Randbedingungen und Konstanten der Optimierung und der Simulation	150

Literaturverzeichnis

- [1] J. Adolf, C. Balzer, F. Haase, B. Lenz, A. Lischke und G. Knitschky. *Shell Nutzfahrzeug-Studie: Diesel oder alternative Antriebe - Womit Fahren LKW und Bus morgen?* Technischer Bericht. Shell Deutschland & Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt, 2016.
- [2] F. Allgöwer, R. Findeisen und Z. K. Nagy. „Nonlinear Model Predictive Control: From Theory to Application“. *Journal of the Chinese Institute of Chemical Engineers* 35.3 (2004), S. 299–315.
- [3] D. Ambühl. „Energy management strategies for hybrid electric vehicles“. Dissertation. ETH Zurich, 2009.
- [4] D. Ambühl und L. Guzzella. „Predictive Reference Signal Generator for Hybrid Electric Vehicles“. *IEEE Transactions on Vehicular Technology* 58.9 (2009), S. 4730–4740.
- [5] C. Andersson. „On auxiliary systems in commercial vehicles“. Dissertation. Lund University, 2004.
- [6] W. Appel, H. Brähler und S. Breuer. *Nutzfahrzeugtechnik: Grundlagen, Systeme, Komponenten*. 7., überarb. u. erw. Aufl. 2013. ATZ/MTZ-Fachbuch. Wiesbaden: Vieweg + Teubner, 2013.
- [7] G. Babieli. *Bordnetze und Powermanagement*. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2019.
- [8] M. Back. *Prädiktive Antriebsregelung zum energieoptimalen Betrieb von Hybridfahrzeugen*. Band 2. Schriften des Instituts für Regelungs- und Steuerungssysteme, Universität Karlsruhe (TH). Karlsruhe: Univ.-Verl. Karlsruhe, 2006.
- [9] M. Back, M. Simons, F. Kirschbaum und V. Krebs. „Predictive control of drivetrains“. *IFAC Proceedings Volumes* 35.1 (2002), S. 241–246.
- [10] M. Back und S. Terwen. „Prädiktive Regelung mit Dynamischer Programmierung für nichtlineare Systeme erster Ordnung“. *at - Automatisierungstechnik* 51.12-2003 (2003), S. 547–554.
- [11] M. Back, S. Terwen und V. Krebs. „Predictive Powertrain Control for Hybrid Electric Vehicles“. *IFAC Symposium on Advances in Automotive Control 2004, Salerno, Italy, 19-23 April 2004* 37.22 (2004), S. 439–444.

- [12] H. D. Baehr und S. Kabelac. *Thermodynamik*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2012.
- [13] F. Bagheri, M. A. Fayazbakhsh, P. Cheppudira Thimmaiah und M. Bahrami. „Theoretical and experimental investigation into anti-idling A/C system for trucks“. *Energy Conversion and Management* 98 (2015), S. 173–183.
- [14] R. Barrero, T. Coosemans und J. van Mierlo. „Hybrid buses: defining the power flow management strategy and energy storage system needs“. *World Electric Vehicle Journal* 3.2 (2009), S. 299–310.
- [15] R. van Basshuysen und F. Schäfer. *Handbuch Verbrennungsmotor*. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2017.
- [16] R. Bellman. *Dynamic programming*. Princeton, NJ: Princeton University Press, 1957.
- [17] R. Bellman und S. Dreyfus. *Applied Dynamic Programming*. Princeton, NJ: Princeton University Press, 1962.
- [18] F. A. Bender, M. Kaszynski und O. Sawodny. „Drive Cycle Prediction and Energy Management Optimization for Hybrid Hydraulic Vehicles“. *IEEE Transactions on Vehicular Technology* 62.8 (2013), S. 3581–3592.
- [19] K. van Berkel, B. de Jager, T. Hofman und M. Steinbuch. „Implementation of Dynamic Programming for Optimal Control Problems With Continuous States“. *IEEE Transactions on Control Systems Technology* 23.3 (2015), S. 1172–1179.
- [20] S. Berlenz. „Potentialanalyse bedarfsgerecht betriebener Nebenaggregate an einem Off-Highway-Motor“. Dissertation. Karlsruher Institut für Technologie, 2015.
- [21] M. Bersani, N. Robuschi, F. Braghin und F. Cheli. „Feasible Optimal Control Policies for Hybrid Electric Vehicles“. *2018 International Conference of Electrical and Electronic Technologies for Automotive*. IEEE, 2018, S. 1–6.
- [22] D. P. Bertsekas. *Dynamic programming and optimal control*. 2. ed. Band 1. Athena Scientific optimization and computation series. Belmont, Mass.: Athena Scientific Publ, 2000.
- [23] U. Bierbaum und J. Hütter. *Druckluft-Kompandium*. 7., unveränd. Aufl. Darmstadt: Hoppenstedt Publishing, 2007.
- [24] H. Bouvier, G. Colin und Y. Chamaillard. „Determination and comparison of optimal eco-driving cycles for hybrid electric vehicles“. *2015 European Control Conference (ECC)*. IEEE, 2015, S. 142–147.

-
- [25] L. Brabetz und P. Hochrein. „Robuste und energieeffiziente Bordnetzarchitekturen“. *at - Automatisierungstechnik* 60.2 (2012), S. 74–83.
- [26] L. Braun, F. Gauterin und E. Sax. *Experteninterview zur Anforderungsanalyse heutiger und zukünftiger E/E Architekturen im Kraftfahrzeug: Abschlussbericht*. Technischer Bericht. Karlsruher Institut für Technologie, 2016.
- [27] F. Brezger. *Studie zum Energieeinsparungspotential elektrifizierter Neben- und Aufbauaggregate bei Nutzfahrzeugen*. Technischer Bericht. Karlsruhe: Promotionskolleg Projekthaus e-drive, 2014.
- [28] C.-J. Brodrick, T. E. Lipman, M. Farshchi, N. P. Lutsey, H. A. Dwyer, D. Sperling, I. S. Gouse, D. Harris und F. G. King. „Evaluation of fuel cell auxiliary power units for heavy-duty diesel trucks“. *Transportation Research Part D: Transport and Environment* 7.4 (2002), S. 303–315.
- [29] S. Büchner. „Energiemanagement-Strategien für elektrische Energiebordnetze in Kraftfahrzeugen“. Dissertation. Göttingen: Technische Universität Dresden, 2008.
- [30] R. D. Chalgren JR. und L. Barron JR. „Development and Verification of a Heavy Duty 42/14V Electric Powertrain Cooling System“. *SAE Technical Paper* 2003-01-3416 (2003).
- [31] H. Chen, J. T. B. A. Kessels, M. C. F. Donkers und S. Weiland. „Game-Theoretic Approach for Complete Vehicle Energy Management“. *2014 IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference (VPPC)*. IEEE, 2014, S. 1–6.
- [32] H. Chen, J. Kessels und S. Weiland. „Adaptive ECMS: a Causal Set-theoretic Method for Equivalence Factor Estimation**This work has been carried out with financial support from the FP7 of the European Commission under the grant CONVENIENT(312314)“. *IFAC-PapersOnLine* 48.15 (2015), S. 78–85.
- [33] X. Chen, L. Huang, C. Xie, W. Fang und W. Xu. „Energy Management Strategy for 48V Electrical System of Commercial Vehicle Based on Exhaust Gas Thermoelectric Power Generation“. *2018 IEEE International Power Electronics and Application Conference and Exposition (PEAC)*. IEEE, 04.11.2018 - 07.11.2018, S. 1–8.
- [34] T. Christ. *Rekuperation in elektrischen Energiebordnetzen von Kraftfahrzeugen: Zugl.: Berlin, Techn. Univ., Diss., 2006*. Band 623. Fortschritt-Berichte VDI : Reihe 12, Verkehrstechnik, Fahrzeugtechnik. Düsseldorf: VDI-Verl., 2006.

- [35] M. Dellermann, O. Gehring und O. Zirn. „Optimalsteuerung des Energieflusses in einem 48V-Bordnetz schwerer Nutzfahrzeuge“. *AUTOREG 2019: 9. VDI/VDE-Fachtagung*. Herausgegeben von VDI-Berichte. 2019, S. 463–475.
- [36] M. Dellermann, O. Gehring und O. Zirn. „Optimal Control of a Multi Voltage Powernet with Electrified Auxiliaries in Hybrid-Electric Trucks“. *2020 IEEE International Conference on Environment and Electrical Engineering and 2020 IEEE Industrial and Commercial Power Systems Europe (EEEIC / I&CPS Europe)*. IEEE, 2020, S. 693–698.
- [37] M. Dellermann, O. Gehring und O. Zirn. „Optimal Control of Energy Flow between Electrified Auxiliaries and Powertrain in Hybrid-Electric Heavy-Duty Vehicles“. *2020 American Control Conference (ACC)*. IEEE, 2020, S. 4161–4168.
- [38] S. Delprat, J. Lauber, T. M. Guerra und J. Rimaux. „Control of a Parallel Hybrid Powertrain: Optimal Control“. *IEEE Transactions on Vehicular Technology* 53.3 (2004), S. 872–881.
- [39] Deutsches Institut für Normung e.V. *Elektrische Bordnetze für Landfahrzeuge: Teil 2: 12-V- und 24-V-Gleichspannungsbordnetze, Allgemeine Grundlagen*. 2014-12.
- [40] F. Donatantonio, A. D’Amato, I. Arsie und C. Pianese. „A multi-layer control hierarchy for heavy duty vehicles with off-line dual stage dynamic programming optimization“. *Transportation Research Part C: Emerging Technologies* 92 (2018), S. 486–503.
- [41] T. Dörsam, S. Kehl, A. Klinkig, A. Radon und O. Sirch. „Die neue Spannungsebene 48 V im Kraftfahrzeug“. *Energieeffiziente Antriebstechnologien*. Herausgegeben von W. Siebenpfeiffer. Band 1. ATZ / MTZ-Fachbuch. Dordrecht: Springer, 2013, S. 184–189.
- [42] B. Egardt, N. Murgovski, M. Pourabdollah und L. J. Mardh. „Electromobility Studies Based on Convex Optimization: Design and Control Issues Regarding Vehicle Electrification“. *IEEE Control Systems* 34.2 (2014), S. 32–49.
- [43] A. Eglseer und M. Winter. „Development and Build-up of a Hybrid Commercial Vehicle“. *SAE Technical Paper* 2011-01-2193 (2011).
- [44] P. Elbert, S. Ebbesen und L. Guzzella. „Implementation of Dynamic Programming for n-Dimensional Optimal Control Problems With Final State Constraints“. *IEEE Transactions on Control Systems Technology* 21.3 (2013), S. 924–931.

-
- [45] L. Eriksson, A. Thomasson, K. Ekberg, A. Reig, M. Eifert u. a. „Look-ahead controls of heavy duty trucks on open roads — six benchmark solutions“. *Control Engineering Practice* 83 (2019), S. 45–66.
- [46] Europäisches Parlament und Rat der Europäischen Union. *Verordnung (EU) 2019/1242 zur Festlegung von CO₂-Emissionsnormen für neue schwere Nutzfahrzeuge und zur Änderung der Verordnungen (EG) Nr. 595/2009 und (EU) 2018/956 des Europäischen Parlaments und des Rates sowie der Richtlinie 96/53/EG des Rates*. 20.06.2019.
- [47] R. M. Fabis. „Beitrag zum Energiemanagement in Kfz-Bordnetzen“. Dissertation. Berlin: Technische Universität Berlin, 2006.
- [48] S. M. Fard, Y. Huang, M. Khazraee und A. Khajepour. „A novel anti-idling system for service vehicles“. *Energy* 127 (2017), S. 650–659.
- [49] S. M. Fard und A. Khajepour. „An optimal power management system for a regenerative auxiliary power system for delivery refrigerator trucks“. *Applied Energy* 169 (2016), S. 748–756.
- [50] Z. Feng, Q. Zhang, J. Ge, W. Peng, T. Yang und J. Jie. „Mesh Adaptation Method for Optimal Control With Non-Smooth Control Using Second-Generation Wavelet“. *IEEE Access* 7 (2019), S. 135076–135086.
- [51] E. Finkeldei und M. Back. „Implementing an MPC Algorithm in a Vehicle with a Hybrid Powertrain using Telematics as a Sensor for Powertrain Control“. *IFAC Proceedings Volumes* 37.22 (2004), S. 433–438.
- [52] O. Föllinger und G. Roppenecker. *Optimale Regelung und Steuerung*. 3. Aufl., 3., verb. Aufl. Reprint 2014. Methoden der Regelungs- und Automatisierungstechnik. München: De Gruyter, 1994.
- [53] H. C. Frey, P.-Y. Kuo und C. Villa. „Methodology for characterization of long-haul truck idling activity under real-world conditions“. *Transportation Research Part D: Transport and Environment* 13.8 (2008), S. 516–523.
- [54] M. Fries, M. Kruttschnitt und M. Lienkamp. „Multi-objective optimization of a long-haul truck hybrid operational strategy and a predictive powertrain control system“. *2017 Twelfth International Conference on Ecological Vehicles and Renewable Energies (EVER)*. IEEE, 11.04.2017 - 13.04.2017, S. 1–7.
- [55] A. Fröberg und L. Nielsen. „Optimal fuel and gear ratio control for heavy trucks with piece wise affine engine characteristics“. *IFAC Proceedings Volumes* 40.10 (2007), S. 335–342.

- [56] F. Galuppo, M. Nadri, P. Dufour, T. Reiche und V. Lemort. „Evaluation of a Coupled Organic Rankine Cycle Mild Hybrid Architecture for Long-Haul Heavy-Duty Truck“. *IFAC-PapersOnLine* 52.5 (2019), S. 478–483.
- [57] H. P. Geering. *Optimal control with engineering applications*. Berlin und New York: Springer, 2007.
- [58] O. Gehring, U. Müller, F. Niehaus und M. Dellermann. „Vorrichtung zur prädiktiven Steuerung eines Energiespeichers in einem Nutzfahrzeug basierend auf einer Pausenprädiktion“. Aktenzeichen: 10 2019 008 968.5. 2019.
- [59] D. Görke. *Untersuchungen zur kraftstoffoptimalen Betriebsweise von Parallelhybridfahrzeugen und darauf basierende Auslegung regelbasierter Betriebsstrategien*. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2016.
- [60] D. Görke, M. Bargende, U. Keller, N. Ruzicka und S. Schmiedler. „Optimal Control based Calibration of Rule-Based Energy Management for Parallel Hybrid Electric Vehicles“. *SAE International Journal of Alternative Powertrains* 4.1 (2015), S. 178–189.
- [61] K. Graichen. *Skriptum Methoden der Optimierung und optimalen Steuerung*. Technischer Bericht. Ulm: Institut für Mess-, Regel- und Mikrotechnik, Universität Ulm, 2014.
- [62] P. Griefnow, J. Andert, M. Engels, T. Hülshorst, J. Ogrzewalla, H. Ligtelijn, D. Jolovic, R. Savelsberg, R. Peck und F. Rief. „Advanced Powertrain Functions and Predictive Operating Strategies for 48 V Mild Hybrid Vehicles“. 27. *Aachener Kolloquium Fahrzeug- und Motorentchnik*. Herausgegeben von L. Eckstein und S. Pischinger. 2018, S. 1669–1694.
- [63] P. Griefnow, J. Andert, M. Engels, J. Richenhagen und D. Jolovic. „Holistic Energy Management of 48V Mild Hybrid Vehicles“. *19th International Congress ELIV 2019*. Herausgegeben von VDI-Berichte. Band 2357. VDI-Bericht. 2019.
- [64] P. Griefnow, J. Andert, F. Xia, S. Klein, P. Stoffel, M. Engels und D. Jolovic. „Real-Time Modeling of a 48V P0 Mild Hybrid Vehicle with Electric Compressor for Model Predictive Control“. *SAE Technical Paper Series*. SAE Technical Paper Series. SAE International400 Commonwealth Drive, Warrendale, PA, United States, 2019.
- [65] H. Großmann. *Pkw-Klimatisierung*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2013.

-
- [66] J. von Grundherr zu Altenthan und Weiyherhaus. „Ableitung einer heuristischen Betriebsstrategie für ein Hybridfahrzeug aus einer Online-Optimierung“. Dissertation. München: Technische Universität München, 07.09.2009.
- [67] L. Grüne und W. Semmler. „Using dynamic programming with adaptive grid scheme for optimal control problems in economics“. *Journal of Economic Dynamics and Control* 28.12 (2004), S. 2427–2456.
- [68] B. Gu und G. Rizzoni. „An Adaptive Algorithm for Hybrid Electric Vehicle Energy Management Based on Driving Pattern Recognition“. *Dynamic Systems and Control, Parts A and B*. ASME/DC, 2006, S. 249–258.
- [69] L. Guzzella und A. Sciarretta. *Vehicle Propulsion Systems: Introduction to Modeling and Optimization*. 3rd ed. 2013. Berlin Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2013.
- [70] C. Haupt. „Ein multiphysikalisches Simulationsmodell zur Bewertung von Antriebs- und Wärmemanagementkonzepten im Kraftfahrzeug“. Dissertation. München: Technische Universität München, 2013.
- [71] E. Hellström. „Look-ahead Control of Heavy Trucks utilizing Road Topography“. Dissertation. Linköping: Linköping universitet, 2007.
- [72] T. Hendricks und M. O’Keefe. „Heavy Vehicle Auxiliary Load Electrification for the Essential Power System Program: Benefits, Tradeoffs, and Remaining Challenges“. *SAE Technical Paper* 2002-01-3135 (2002).
- [73] M. Henzler, M. Buchholz und K. Dietmeyer. „Inhomogeneous Model Predictive Control Horizon Discretization for an Urban Truck Energy Efficient Driving Application“. *2015 IEEE 18th International Conference on Intelligent Transport Systems*. 2015, S. 430–436.
- [74] G. Heppeler. *Prädiktive Fahr- und Betriebsstrategie für elektrische Hybrid-PKW: Dissertation*. 1. Auflage. Band 45. Berichte aus dem Institut für Systemdynamik, Universität Stuttgart. Aachen: Shaker Verlag, 2019.
- [75] G. Heppeler, M. Sonntag und O. Sawodny. „Fuel Efficiency Analysis for Simultaneous Optimization of the Velocity Trajectory and the Energy Management in Hybrid Electric Vehicles“. *IFAC Proceedings Volumes* 47.3 (2014), S. 6612–6617.

- [76] G. Heppeler, M. Sonntag und O. Sawodny. „Predictive planning of the battery state of charge trajectory for hybrid-electric passenger cars“. 15. *Internationales Stuttgarter Symposium*. Herausgegeben von M. Bargende, H.-C. Reuss und J. Wiedemann. Proceedings. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2015.
- [77] G. Heppeler, M. Sonntag, U. Wohlhaupter und O. Sawodny. „Predictive planning of optimal velocity and state of charge trajectories for hybrid electric vehicles“. *Control Engineering Practice* 61 (2017), S. 229–243.
- [78] F. Herb. „Alterungsmechanismen in Lithium-Ionen-Batterien und PEM-Brennstoffzellen und deren Einfluss auf die Eigenschaften von daraus bestehenden Hybrid-Systemen“. Dissertation. Universität Ulm, 2010.
- [79] M. Hilgers. *Alternative Antriebe und Ergänzungen zum konventionellen Antrieb*. Nutzfahrzeugtechnik lernen. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2016.
- [80] M. Hilgers. *Chassis und Achsen*. Nutzfahrzeugtechnik lernen. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2016.
- [81] M. Hilgers. *Elektrik und Mechatronik*. Nutzfahrzeugtechnik lernen. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2016.
- [82] M. Hilgers. *Kraftstoffverbrauch und Verbrauchsoptimierung*. Nutzfahrzeugtechnik lernen. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2016.
- [83] W. Hnatzuk, M. Lasecki, J. Bishop und J. Goodell. „Parasitic Loss Reduction for 21st Century Trucks“. *SAE Technical Paper* 2000-01-3423 (2000).
- [84] P. Hofmann. *Hybridfahrzeuge: Ein alternatives Antriebssystem für die Zukunft*. 2. Aufl. Wien: Springer, 2014.
- [85] Y. Huang, A. Khajepour, F. Bagheri und M. Bahrami. „Modelling and optimal energy-saving control of automotive air-conditioning and refrigeration systems“. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part D: Journal of Automobile Engineering* 231.3 (2017), S. 291–309.
- [86] Y. Huang, A. Khajepour und H. Wang. „A predictive power management controller for service vehicle anti-idling systems without a priori information“. *Applied Energy* 182 (2016), S. 548–557.
- [87] International Organization for Standardization. *Electrically propelled road vehicles - Safety specifications: Part 3: Electrical safety*. 2018.

-
- [88] S.-i. Jeon, S.-t. Jo, Y.-i. Park und J.-m. Lee. „Multi-Mode Driving Control of a Parallel Hybrid Electric Vehicle Using Driving Pattern Recognition“. *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control* 124.1 (2002), S. 141–149.
- [89] L. Johannesson und B. Egardt. „A Novel Algorithm for Predictive Control of Parallel Hybrid Powertrains based on Dynamic Programming“. *IFAC Proceedings Volumes* 40.10 (2007), S. 343–350.
- [90] L. Johannesson, N. Murgovski, E. Jonasson, J. Hellgren und B. Egardt. „Predictive energy management of hybrid long-haul trucks“. *Control Engineering Practice* 41 (2015), S. 83–97.
- [91] F. Kalhammer, B. Kopf, D. Swan, V. Roan und M. Walsh. *Status and Prospects for Zero Emissions Vehicle Technology: Report of the ARB Independent Expert Panel 2007*. Technischer Bericht. State of California Air Resources Board, 2007.
- [92] D. Karbowski, A. Delorme und A. Rousseau. „Modeling the Hybridization of a Class 8 Line-Haul Truck“. *SAE Technical Paper* 2010-01-1931 (2010).
- [93] J. G. Kassakian, H.-C. Wolf, J. M. Miller und C. J. Hurton. „The Future of Automotive Electrical Systems“. *IEEE Power Electronics in Transportation* (1996), S. 3–12.
- [94] H. Kastler, G. Wagner, G. Hasenbichler, A. Huss, H. Ofner, H. Schreier und H. Theissl. „Mild Hybrid Systems for Long Haul Truck Applications“. *13th International Conference Commercial Vehicles*. Herausgegeben von VDI. 2015.
- [95] J. Kessels, M. Koot, P. van den Bosch und D. B. Kok. „Online Energy Management for Hybrid Electric Vehicles“. *IEEE Transactions on Vehicular Technology* 57.6 (2008), S. 3428–3440.
- [96] J. T. B. A. Kessels. „Energy management for automotive power nets“. Dissertation. Eindhoven: Technische Universiteit Eindhoven, 2007.
- [97] J. T. B. A. Kessels, P. P. J. van den Bosch, M. Koot und B. de Jager. „Energy Management for Vehicle Power Net with Flexible Electric Load Demand“. *Proceedings of 2005 IEEE Conference on Control Applications, 2005. CCA 2005*. IEEE, Aug. 29-31, 2005.
- [98] J. T. B. A. Kessels, P. P. van den Bosch, J. Martens und W. Hendrix. „Smart Vehicle Powernet Enabling Complete Vehicle Energy Management“. *2012 IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference*. IEEE, 2012.

- [99] J. T. B. A. Kessels, M. Koot, B. de Jager, P. van den Bosch, N. Aneke und D. B. Kok. „Energy Management for the Electric Powernet in Vehicles With a Conventional Drivetrain“. *IEEE Transactions on Control Systems Technology* 15.3 (2007), S. 494–505.
- [100] T. van Keulen, B. de Jager, A. Serrarens und M. Steinbuch. „Optimal Energy Management in Hybrid Electric Trucks Using Route Information“. *Oil & Gas Science and Technology – Revue de l’Institut Français du Pétrole* 65.1 (2010), S. 103–113.
- [101] T. van Keulen, J. Gillot, B. de Jager und M. Steinbuch. „Solution for state constrained optimal control problems applied to power split control for hybrid vehicles“. *Automatica* 50.1 (2014), S. 187–192.
- [102] T. van Keulen, D. van Mullem, B. de Jager, J. T. Kessels und M. Steinbuch. „Design, implementation, and experimental validation of optimal power split control for hybrid electric trucks“. *Control Engineering Practice* 20.5 (2012), S. 547–558.
- [103] M. Khodabakhshian, L. Feng, S. Börjesson, O. Lindgärde und J. Wikander. „Reducing auxiliary energy consumption of heavy trucks by onboard prediction and real-time optimization“. *Applied Energy* 188 (2017), S. 652–671.
- [104] N. Kim, S. Cha und H. Peng. „Optimal Control of Hybrid Electric Vehicles Based on Pontryagin’s Minimum Principle“. *IEEE Transactions on Control Systems Technology* 19.5 (2011), S. 1279–1287.
- [105] F. Kirschbaum, M. Back und M. Hart. „Determination of the fuel-optimal trajectory for a vehicle along a known route“. *IFAC Proceedings Volumes* 35.1 (2002), S. 235–239.
- [106] B. Klein und O. Maiwald. *48 volt technology: For more efficiency and fun to drive*. Die Bibliothek der Technik. Landsberg/Lech: Verlag Moderne Industrie, 2016.
- [107] M. Kluger und J. Harris. „Fuel Economy Benefits of Electric and Hydraulic Off Engine Accessories“. *SAE Technical Paper* 2007-01-0268 (2007).
- [108] M. Koot, J. Kessels, B. de Jager, W. Heemels, P. P. van den Bosch und M. Steinbuch. „Energy Management Strategies for Vehicular Electric Power Systems“. *IEEE Transactions on Vehicular Technology* 54.3 (2005), S. 771–782.
- [109] S. Kopp, S. Schönherr und H. Koos. „Design und Aerodynamik bei Nutzfahrzeugen“. *ATZ - Automobiltechnische Zeitschrift* 111.7-8 (2009), S. 512–517.

-
- [110] R. Krafft, A. Wolf und W. Faller. „Electromagnetic Water Pump Clutch: Working Principle, Design Strategies and Applications for Heavy-Duty Vehicles“. *SAE Technical Paper 2007-01-4260* (2007).
- [111] C. Kuper. „The Li-Ion Battery as the Key Component for Future Vehicle Power Networks“. *Energy management & wire harness systems*. Herausgegeben von M. Schöllmann. Haus der Technik Fachbuch. Renningen: expert-Verl., 2011.
- [112] H. Kusumi, K. Yagi, Y. Ny, S. Abo, H. Sato, S. Furuta und M. Morikawa. „42V Power Control System for Mild Hybrid Vehicles (MHV)“. *SAE Technical Paper 2002-01-0519* (2002).
- [113] F. Lattemann, K. Neiss, S. Terwen und T. Connolly. „The Predictive Cruise Control – A System to Reduce Fuel Consumption of Heavy Duty Trucks“. *SAE Technical Paper Series*. SAE Technical Paper Series. SAE International 400 Commonwealth Drive, Warrendale, PA, United States, 2004.
- [114] W. Lee, D. Choi und M. Sunwoo. „Modelling and simulation of vehicle electric power system“. *Journal of Power Sources* 109.1 (2002), S. 58–66.
- [115] J. Lescot, A. Sciarretta, Y. Chamaillard und A. Charlet. „On the integration of optimal energy management and thermal management of hybrid electric vehicles“. *2010 IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference*. 2010, S. 1–6.
- [116] C.-C. Lin, J.-M. Kang, J. W. Grizzle und H. Peng. „Energy management strategy for a parallel hybrid electric truck“. *Proceedings of the 2001 American Control Conference*. Band 4. IEEE, 25.06.2001 - 27.06.2001, S. 2878–2883.
- [117] C.-C. Lin, H. Peng, J. W. Grizzle und J.-M. Kang. „Power management strategy for a parallel hybrid electric truck“. *IEEE Transactions on Control Systems Technology* 11.6 (2003), S. 839–849.
- [118] S. M. Lukic und A. Emadi. „Performance analysis of automotive power systems: effects of power electronic intensive loads and electrically-assisted propulsion systems“. *Proceedings IEEE 56th Vehicular Technology Conference*. IEEE, 24–28 Sept. 2002, S. 1835–1839.
- [119] M. Lunanova. *Optimierung von Nebenaggregaten: Maßnahmen zur Senkung der CO₂-Emission von Kraftfahrzeugen*. 1. Aufl. Wiesbaden: Vieweg + Teubner, 2009.
- [120] R. Luus. *Iterative dynamic programming*. Band 110. Monographs and surveys in pure and applied mathematics. Boca Raton: Chapman & Hall/CRC, 2000.

- [121] M. S. Lyu, B. M. Doo und Y. G. Ku. „A Study of Vehicle Fuel Economy Improvement Potential by Optimization of the Cooling and Ancillary Systems of a Heavy Duty Engine“. *SAE Technical Paper 2007-01-1772* (2007).
- [122] D. Maamria, K. Gillet, G. Colin, Y. Chamaillard und C. Nouillant. „Computation of eco-driving cycles for Hybrid Electric Vehicles: Comparative analysis“. *Control Engineering Practice* 71 (2018), S. 44–52.
- [123] M. Marinescu und J. Winter. *Grundlagenwissen Elektrotechnik: Gleich-, Wechsel- und Drehstrom; mit ausführlichen Beispielen*. 3., bearb. und erw. Aufl. Elektrotechnik. Wiesbaden: Vieweg + Teubner, 2011.
- [124] C. Meis. „Flexibles Energiemanagement für hybride Nutzfahrzeuge“. Dissertation. München: Technische Universität München, 2016.
- [125] Mercedes-Benz. *Der neue Actros: Betriebsanleitung*. Technischer Bericht. Daimler Truck AG, 2019.
- [126] C. Mi und M. A. Masrur. *Hybrid electric vehicles: Principles and applications with practical perspectives*. 2. Auflage. Automotive series. Hoboken, NJ und Chichester: Wiley, 2018.
- [127] C. Musardo, G. Rizzoni, Y. Guezennec und B. Staccia. „A-ECMS: An Adaptive Algorithm for Hybrid Electric Vehicle Energy Management“. *European Journal of Control* 11.4-5 (2005), S. 509–524.
- [128] D. V. Ngo, T. Hofman, M. Steinbuch und A. F. A. Serrarens. „An optimal control-based algorithm for Hybrid Electric Vehicle using preview route information“. *Proceedings of the 2010 American Control Conference*. IEEE, 30.06.2010 - 02.07.2010, S. 5818–5823.
- [129] V. Ngo, T. Hofman, M. Steinbuch und A. Serrarens. „Optimal Control of the Gearshift Command for Hybrid Electric Vehicles“. *IEEE Transactions on Vehicular Technology* 61.8 (2012), S. 3531–3543.
- [130] K. D. Nguyen, E. Bideaux, M. T. Pham und P. Le Brusq. „Game theoretic approach for electrified auxiliary management in high voltage network of HEV/PHEV“. *2014 IEEE International Electric Vehicle Conference (IEVC)*. IEEE, 2014, S. 1–8.
- [131] K. D. Nguyen, E. Bideaux, M. T. Pham und P. Le Brusq. „Model Predictive Control Dedicated to an Electrified Auxiliary in HEV/PHEV“. *Applied Mechanics and Materials* 532 (2014), S. 50–57.

-
- [132] K. D. Nguyen, S. Sermeno, M. Tu Pham, P. Le Brusq und E. Bideaux. „Impact analysis of the electrified auxiliary system on HEV/PHEV energy efficiency“. *4th International Conference on Energy Efficient Vehicles (ICEEV)*. Herausgegeben von B. Bäker. Dresden: TUDpress, 2015.
- [133] M. Nilsson und L. Johannesson. „Assessing the potential of prediction in energy management for ancillaries in heavy-duty trucks“. *2014 European Control Conference (ECC 2014)*. 2014.
- [134] T. Nüesch. „Energy Management of Hybrid Electric Vehicles“. Dissertation. ETH Zürich, 2014.
- [135] R. Oberfell. „Stochastische Simulation von Energieflüssen im Nutzfahrzeug: Ein einsatzorientiertes Bewertungs- und Optimierungsverfahren“. Dissertation. Karlsruhe: Karlsruher Institut für Technologie, 2015.
- [136] S. Onori, L. Serrao und G. Rizzoni. „Adaptive Equivalent Consumption Minimization Strategy for Hybrid Electric Vehicles“. *ASME 2010 Dynamic Systems and Control Conference, Volume 1*. ASMEDC, 2010, S. 499–505.
- [137] S. Onori, L. Serrao und G. Rizzoni. *Hybrid Electric Vehicles: Energy Management Strategies*. 1st ed. 2016. SpringerBriefs in Electrical and Computer Engineering. London Heidelberg New York Dordrecht: Springer, 2016.
- [138] B. Orr, A. Akbarzadeh, M. Mochizuki und R. Singh. „A review of car waste heat recovery systems utilising thermoelectric generators and heat pipes“. *Applied Thermal Engineering* 101 (2016), S. 490–495.
- [139] G. Paganelli, T. M. Guerra, S. Delprat, J.-J. Santin, M. Delhom und E. Combes. „Simulation and assessment of power control strategies for a parallel hybrid car“. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part D: Journal of Automobile Engineering* 214.7 (2000), S. 705–717.
- [140] G. Paganelli, G. Ercole, A. Brahma, Y. Guezennec und G. Rizzoni. „General supervisory control policy for the energy optimization of charge-sustaining hybrid electric vehicles“. *JSAE Review* 22.4 (2001), S. 511–518.
- [141] B. Passenberg, P. Kock und O. Stursberg. „Combined time and fuel optimal driving of trucks based on a hybrid model“. *2009 European Control Conference (ECC)*. IEEE, 2009, S. 4955–4960.

- [142] N. Pettersson und K. H. Johansson. „Modelling and control of auxiliary loads in heavy vehicles“. *International Journal of Control* 79.5 (2006), S. 479–495.
- [143] N. Pettersson. „Modelling and control of auxiliary loads in heavy vehicles“. Dissertation. Stockholm: Royal Institute of Technology, 2004.
- [144] S. Pischinger und U. Seiffert. *Vieweg Handbuch Kraftfahrzeugtechnik*. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2016.
- [145] P. Pisu, C. Hubert, N. Dembski, G. Rizzoni, J. Josephson, J. Russell und M. Carroll. „Modeling and Design of Heavy Duty Hybrid Electric Vehicles“. *Proceedings of IMECE2005*. 2005.
- [146] P. Pisu und G. Rizzoni. „A Comparative Study Of Supervisory Control Strategies for Hybrid Electric Vehicles“. *IEEE Transactions on Control Systems Technology* 15.3 (2007), S. 506–518.
- [147] D. Polenov, H. Probstle, A. Brosse, G. Domorazek und J. Lutz. „Integration of supercapacitors as transient energy buffer in automotive power nets“. *2007 European Conference on Power Electronics and Applications*. IEEE, 2007, S. 1–10.
- [148] D. Polenov, H. Pröbstle und A. O. Störmer. „Energieversorgung für transiente Hochleistungsverbraucher“. *Moderne Elektronik im Kraftfahrzeug V*. Herausgegeben von B. Bäker. Haus der Technik Fachbuch. Renningen: expert-Verl., 2010, S. 160–170.
- [149] S. Pretsch und M. Winter. „Electrification of a commercial vehicle’s auxiliaries: A chance of reducing fuel consumption and CO2 emissions“. *12th International Symposium on Heavy Vehicle Transportation Technology*. 2012.
- [150] H. Pröbstle, R. Neudecker und O. Sirch. „Power Supply in Future Start-Stop-Systems“. *Energy management & wire harness systems*. Herausgegeben von M. Schöllmann. Haus der Technik Fachbuch. Renningen: expert-Verl., 2011.
- [151] H. Pröbstle, R. Neudecker, O. Sirch und L. Morawietz. „Architekturen zukünftiger Energiebordnetze“. *Moderne Elektronik im Kraftfahrzeug V*. Herausgegeben von B. Bäker. Haus der Technik Fachbuch. Renningen: expert-Verl., 2010.
- [152] D. Quinsz. „Thermische Modellierung eines 48 V Riemen-Starter-Generators“. Bachelorarbeit. Hochschule Esslingen, 2018.
- [153] K. Reif, Hrsg. *Batterien, Bordnetze und Vernetzung*. Wiesbaden: Vieweg + Teubner Verlag / GWV Fachverlage GmbH Wiesbaden, 2010.

-
- [154] K. Reif, Hrsg. *Bosch Autoelektrik und Autoelektronik: Bordnetze, Sensoren und elektronische Systeme ; mit 43 Tabellen*. 6., überarb. und erw. Aufl. Bosch Fachinformation Automobil. Wiesbaden: Vieweg + Teubner, 2011.
- [155] K. Reif, K.-E. Noreikat und K. Borgeest, Hrsg. *Kraftfahrzeug-Hybridantriebe*. Wiesbaden: Vieweg + Teubner, 2012.
- [156] T. Reiter. „Reglerentwicklung und Optimierungsmethoden für DC/DC-Wandler im Kraftfahrzeug“. Dissertation. München: Technische Universität München, 2010.
- [157] M. Rexeis. *VECTO tool development: Completion of methodology to simulate Heavy Duty Vehicles' fuel consumption and CO₂emissions: Upgrades to the existing version of VECTO and completion of certification methodology to be incorporated into a Commission legislative proposal*. Technischer Bericht. TU Graz, 2017.
- [158] T. Romijn, M. F. Donkers, J. T. B. A. Kessels und S. Weiland. „A Distributed Optimization Approach for Complete Vehicle Energy Management“. *IEEE Transactions on Control Systems Technology* 27.3 (2019), S. 964–980.
- [159] T. Romijn, M. Donkers, J. T. B. A. Kessels und S. Weiland. „Receding Horizon Control for Distributed Energy Management of a Hybrid Heavy-Duty Vehicle with Auxiliaries“. *IFAC-PapersOnLine* 48.15 (2015), S. 203–208.
- [160] T. Romijn, M. Donkers, J. T. Kessels und S. Weiland. „A dual decomposition approach to complete energy management for a heavy-duty vehicle“. *53rd IEEE Conference on Decision and Control*. IEEE, 2014, S. 3304–3309.
- [161] T. Romijn, T. Donkers, J. T. Kessels und S. Weiland. „Real-Time Distributed Economic Model Predictive Control for Complete Vehicle Energy Management“. *Energies* 10.8 (2017), S. 1096.
- [162] G. Rousseau, D. Sinoquet und P. Rouchon. „Constrained Optimization of Energy Management for a Mild-Hybrid Vehicle“. *Oil & Gas Science and Technology - Revue de l'IFP* 62.4 (2007), S. 623–634.
- [163] J. Rugh und R. Farrington. *Vehicle Ancillary Load Reduction Project Close-Out Report: An Overview of the Task and a Compilation of the Research Results*. Technischer Bericht NREL/TP-540-42454. National Renewable Energy Laboratory, 2008.

- [164] M. Sanchez und S. Delprat. „Hybrid Vehicle Energy Management: Avoiding the Explicit Hamiltonian Minimization“. *2018 IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference (VPPC)*. IEEE, 2018, S. 1–5.
- [165] R. Schlosser. „Scalable relaxation techniques to solve stochastic dynamic multi-product pricing problems with substitution effects“. *Journal of Revenue and Pricing Management* 20.1 (2021), S. 54–65.
- [166] M. Schmidt, B. Lenzen, S. Gröf, R. Isermann und G. Hohenberg. „Nebenaggregate - Management“. *Forschungsvereinigung Verbrennungskraftmaschinen e.V. (FVV)* 662 (1998).
- [167] M. Schmidt, B. Lenzen, R. Isermann und G. Hohenberg. „Nebenaggregate-Management III“. *Forschungsvereinigung Verbrennungskraftmaschinen e.V. (FVV)* 702 (2000).
- [168] A. Sciarretta, M. Back und L. Guzzella. „Optimal Control of Parallel Hybrid Electric Vehicles“. *IEEE Transactions on Control Systems Technology* 12.3 (2004), S. 352–363.
- [169] A. Sciarretta, L. Serrao, P. C. Dewangan, P. Tona, E. Bergshoeff u. a. „A control benchmark on the energy management of a plug-in hybrid electric vehicle“. *Control Engineering Practice* 29 (2014), S. 287–298.
- [170] A. Sciarretta und L. Guzzella. „Control of hybrid electric vehicles“. *IEEE Control Systems* 27.2 (2007), S. 60–70.
- [171] A. Sciarretta, G. de Nunzio und L. L. Ojeda. „Optimal Ecodriving Control: Energy-Efficient Driving of Road Vehicles as an Optimal Control Problem“. *IEEE Control Systems* 35.5 (2015), S. 71–90.
- [172] F. Seibold. „Modellbildung und Simulation eines 48 V basierten Druckluftsystems“. Masterarbeit. Hochschule Esslingen, 2017.
- [173] S. Sermenou, E. Bideaux, T. Morgan und K. D. Nguyen. „Heavy Duty Vehicle Cooling System Auxiliary Load Management Control: Evaluating the Maximum Gain of Implementing an Advanced Control Strategy“. *SAE Technical Paper* 2014-01-2341 (2014).
- [174] L. Serrao, C. J. Hubert und G. Rizzoni. „Dynamic Modeling of Heavy-Duty Hybrid Electric Vehicles“. *ASME 2007 International Mechanical Engineering Congress and Exposition*. ASMEDC, 2007, S. 121–128.
- [175] L. Serrao, S. Onori und G. Rizzoni. „ECMS as a realization of Pontryagin’s minimum principle for HEV control“. *2009 American Control Conference*. IEEE, 2009, S. 3964–3969.

-
- [176] L. Serrao, S. Onori und G. Rizzoni. „A Comparative Analysis of Energy Management Strategies for Hybrid Electric Vehicles“. *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control* 133.3 (2011), S. 60.
- [177] E. Silvas, O. Turan, T. Hofman und M. Steinbuch. „Modeling for Control and Optimal Design of a Power Steering Pump and an Air Conditioning Compressor Used in Heavy Duty Trucks“. *2013 IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference (VPPC)*. IEEE, 2013, S. 1–6.
- [178] D. Simic. „Energieeffizienz von Dieselmotoren unter besonderer Berücksichtigung der Nebenaggregate“. Dissertation. Wien: Technische Universität Wien, 2007.
- [179] S. P. Singh, A. Hanif, Q. Ahmed, M. Meijer und J. Lahti. „Optimal management of electric hotel loads in mild hybrid heavy duty truck“. *Applied Energy* 326 (2022).
- [180] O. Sirch, G. Immel, J. Fröschl, A. Brunner, A. Mai und H. Pröbstle. „Die Herausforderungen für die Elektrik/Elektronik in der Automobilindustrie durch die Einführung einer 48-Volt-Versorgungsspannung“. *AmE 2014 – Automotive meets Electronics*. Herausgegeben von VDE. 2014.
- [181] M. Sonntag, C. Bunz, O. Gehring, W. Kok, A. Zuschlag und O. Sawodny. „Validierung der Hybrid-Betriebsstrategie des Eonic BlueTec Hybrid im realen Müllsammeleinsatz“. *AUTOREG 2011: 5. VDI/VDE-Fachtagung*. Herausgegeben von VDI-Berichte. VDI-Berichte. Düsseldorf: VDI-Verl., 2011.
- [182] M. Sonntag, O. Sawodny, F. Kauffmann und O. Gehring. „Vorausschauendes HV-Batteriemangement für E-Hybrid LKW im Fernverkehr“. *AUTOREG* (2013).
- [183] Statistisches Bundesamt. „Verkehr aktuell“. *Fachserie 8 Reihe 1.1* (08/2021).
- [184] M. Sterner und I. Stadler. *Energiespeicher - Bedarf, Technologien, Integration*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2017.
- [185] S. Stockar, V. Marano, M. Canova, G. Rizzoni und L. Guzzella. „Energy-Optimal Control of Plug-in Hybrid Electric Vehicles for Real-World Driving Cycles“. *IEEE Transactions on Vehicular Technology* 60.7 (2011), S. 2949–2962.
- [186] F. Stodolsky, L. Gaines und A. Vyas. *Analysis of Technology Options to Reduce the Fuel Consumption of Idling Trucks*. Technischer Bericht. Argonne (IL): Argonne National Laboratory, 2000.

- [187] A. Suchaneck. „Energiemanagement-Strategien für batterieelektrische Fahrzeuge“. Dissertation. Karlsruhe: Karlsruher Institut für Technologie, 2018.
- [188] O. Sundstrom und L. Guzzella. „A generic dynamic programming Matlab function“. *2009 IEEE International Conference on Control Applications*. IEEE, 2009, S. 1625–1630.
- [189] O. Sundström, D. Ambühl und L. Guzzella. „On Implementation of Dynamic Programming for Optimal Control Problems with Final State Constraints“. *Oil & Gas Science and Technology – Revue de l’Institut Français du Pétrole* 65.1 (2010), S. 91–102.
- [190] O. Sundström, L. Guzzella und P. Soltic. „Optimal Hybridization in Two Parallel Hybrid Electric Vehicles using Dynamic Programming“. *IFAC Proceedings Volumes* 41.2 (2008), S. 4642–4647.
- [191] B. Surampudi, J. Redfield, G. Ray, A. Montemayor, M. Walls, H. Mckee, T. Edwards und M. Lasecki. „Electrification and Integration of Accessories on a Class-8 Tractor“. *SAE Technical Paper* 2005-01-0016 (2005).
- [192] C. K. Tan, M. J. Tippett und J. Bao. „Model predictive control with non-uniformly spaced optimization horizon for multi-timescale processes“. *Computers & Chemical Engineering* 84 (2016), S. 162–170.
- [193] S. Terwen. „Vorausschauende Längsregelung schwerer Lastkraftwagen“. Dissertation. Karlsruhe: Karlsruher Institut für Technologie, 2010.
- [194] S. Terwen, M. Back und V. Krebs. „Predictive Powertrain Control for Heavy Duty Trucks“. *IFAC Symposium on Advances in Automotive Control 2004, Salerno, Italy, 19-23 April 2004* 37.22 (2004), S. 105–110.
- [195] M. Timmann und M. Renz. „48V at Mercedes-Benz – options for further applications“. *14. Internationales Stuttgarter Symposium*. Herausgegeben von M. Bargende, H.-C. Reuss und J. Wiedemann. Proceedings. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2014, S. 645–663.
- [196] J. Treutler, T. Toepfer und O. Dingel. „Combination of ORC system and electrified auxiliaries on a long haul truck equipped with 48-Volt board net“. *Energy Procedia* 129 (2017), S. 778–785.
- [197] L. F. Trueb und P. Rüetschi. *Batterien und Akkumulatoren: Mobile Energiequellen für heute und morgen*. Berlin u.a.: Springer, 1998.
- [198] H. Tschöke und H. Hölz. „Kompressoren“. *Dubbel: Taschenbuch für den Maschinenbau*. Herausgegeben von K.-H. Grote und J. Feldhusen. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2011, P25–P46.

- [199] H. Tschöke. *Die Elektrifizierung des Antriebsstrangs*. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2015.
- [200] VDI-Gesellschaft Verfahrenstechnik und Chemieingenieurwesen, Hrsg. *VDI-Wärmeatlas*. 11. Auflage. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2013.
- [201] Verband der Automobilindustrie e.V. *Das Nutzfahrzeug: umweltfreundlich und effizient*. Technischer Bericht. VDA, 2008.
- [202] Verband der Automobilindustrie e.V. *Elektrische und elektronische Komponenten im Kraftfahrzeug 48V-Bordnetz: Anforderungen und Prüfungen*. August 2014.
- [203] H.-G. Wahl. *Optimale Regelung eines prädiktiven Energiemanagements von Hybridfahrzeugen: Zugl.: Karlsruhe, KIT, Diss., 2015*. Band 43. Karlsruher Schriftenreihe Fahrzeugsystemtechnik. Karlsruhe und Hannover: KIT Scientific Publishing und Technische Informationsbibliothek u. Universitätsbibliothek, 2015.
- [204] H. Wallentowitz und C. Amsel. *42 V-PowerNets*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2003.
- [205] H. Wenzl, A. Haubrock und H.-P. Beck. „Degradation of Lithium Ion Batteries under Complex Conditions of Use“. *Zeitschrift für Physikalische Chemie* 227.1 (2013), S. 57–72.
- [206] S. Wolff, O. Sirch, M. Schmid, G. Immel, H. Pröbstle, R. Neudecker und J. Fröschl. „Anforderungen aus Sicht der Energiesysteme der Zukunft an das Fahrzeugbordnetz“. *Moderne Elektronik im Kraftfahrzeug IV*. Herausgegeben von B. Bäker. Haus der Technik Fachbuch. Renningen: expert-Verl., 2009.
- [207] Z. Wu, V. K. Varadan, V. V. Varadan und K. Y. Lee. „Active absorption of acoustic waves using state-space model and optimal control theory“. *Journal of the Acoustical Society of America* 97 (1995), S. 1078–1087.
- [208] D. Zhao, R. Stobart, G. Dong und E. Winward. „Real-Time Energy Management for Diesel Heavy Duty Hybrid Electric Vehicles“. *IEEE Transactions on Control Systems Technology* 23.3 (2015), S. 829–841.
- [209] O. Zirn. *Elektrifizierung in der Fahrzeugtechnik: Grundlagen und Anwendungen*. München: Fachbuchverlag Leipzig im Carl Hanser Verlag, 2017.
- [210] O. Zirn und S. Weikert. *Modellbildung und Simulation hochdynamischer Fertigungssysteme: Eine praxisnahe Einführung ; mit 33 Tabellen*. Berlin u.a.: Springer, 2006.