Multiphysikalische Auslegung induktiver Ladeeinheiten in Faserverbundkonzepten für die Elektromobilität

Tobias Mayr

Vollständiger Abdruck der an der Fakultät für Luft- und Raumfahrttechnik der Universität der Bundeswehr München zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)

genehmigte Dissertation.

Gutachter:

1. Prof. Dr.-Ing. Helmut Rapp
2. Univ.-Prof. Dr.-Ing. Benedikt Schmülling

Die Dissertation wurde am 12.06.2019 bei der Universität der Bundeswehr München eingereicht und durch die Fakultät für Luft- und Raumfahrttechnik am 13.11.2019 angenommen. Die mündliche Prüfung fand am 22.11.2019 statt.

Danksagung

Die vorliegende Dissertation entstand während meiner dreijährigen Tätigkeit in der Abteilung Werkstoffe und Verfahrenstechnik der BMW AG. Ich möchte die Gelegenheit nutzen, mich bei den Personen zu bedanken, ohne deren Hilfe diese Arbeit nicht möglich gewesen wäre.

Mein besonderer Dank gilt meinem Doktorvater Prof. Dr.-Ing. Helmut Rapp für die wissenschaftliche Betreuung dieser Arbeit. Er war bei Problemen jederzeit erreichbar und auch kurzfristig zu gemeinsamen Rücksprachen bereit. Durch jede einzelne der zahlreichen und intensiven Diskussionen wurde meine Arbeit entscheidend vorangebracht.

Auch möchte ich mich bei Univ.-Prof. Dr.-Ing. Benedikt Schmülling für die Übernahme des Zweitgutachtens und Prof. Dr.-Ing Philipp Höfer für den Vorsitz der Prüfungskommission bedanken.

Einen Hauptteil am Gelingen dieser Arbeit trägt Dr. Tobias Müller-Kambeitz, der die BMW-interne Betreuung übernommen hat. Mit seinem Enthusiasmus und Fachwissen hat er es geschafft, mich besonders in schwierigen Phasen zu unterstützen und zu motivieren. Auch möchte ich mich bei Jan Paulus bedanken, ohne dessen Einsatz besonders die abschließenden Validierungsversuche nicht möglich gewesen wären.

Die gemeinsamen Forschungsarbeiten mit Dr.-Ing. Alexander Horoschenkoff, Joshua Macken, Florian Niedermeier, Marius Hassler sowie Prof. Mark Battley und seinen Kollegen der Universität Auckland lieferten entscheidende Erkenntnisse für die vorliegende Arbeit. Eine große Hilfe bei der Versuchsdurchführung waren Roman Koller und Alexander Born sowie die Mitarbeiter des Instituts für Leichtbau an der Bundeswehr Universität München.

Für ihren unglaublichen Rückhalt möchte ich mich bei meinen Eltern und meiner Schwester bedanken. Ohne deren uneingeschränkte Unterstützung wäre meine Dissertation niemals möglich gewesen.

Über alles dankbar bin ich meiner Freundin Stefanie. Sie hat mich besonders in den stressigsten Phasen jederzeit liebevoll unterstützt und für die nötigen Erholungsphasen während meiner Dissertation gesorgt.

Kurzfassung

Die kabellose Energieübertragung mittels Induktion stellt eine Möglichkeit dar, den Ladevorgang von Elektrofahrzeugen komfortabler zu gestalten. Hierfür müssen eine Kupferspule und ein dahinter angebrachter Ferritkern in den Unterboden des Fahrzeuges integriert werden. Diese Komponenten werden von einem Gehäuse umgeben, an welches eine Vielzahl an Anforderungen gestellt wird. Da metallische Werkstoffe aufgrund ihrer elektromagnetischen Abschirmung in einem großen Teil der Ladeeinheit nicht eingesetzt werden können, wird in dieser Arbeit ein Integrationskonzept mit einem Gehäuse aus faserverstärkten Kunststoffen (FVK) entwickelt und die Einsatzmöglichkeiten leitfähiger Kohlenstofffasern (CF) in diesen Faserverbundlaminaten untersucht.

In Grundlagenuntersuchungen zum Verhalten von Faserverbunden im elektromagnetischen Feld wird die Auswirkung unterschiedlicher Laminataufbauten auf die entstehenden Wirbelstromverluste betrachtet. Untersuchungen in einer Helmholtzspule sowie analytische und numerische Rechnungen mittels der Finite-Elemente-Methode (FEM) zeigen, dass der Einsatz von isolierenden Glasfaserlagen zwischen den leitfähigen Kohlenstofffaserlagen die absorbierte Leistung im Material deutlich reduziert. Derartige Faserverbundlaminate können im Gehäuse der Ladeeinheit eingesetzt werden, ohne dass das elektromagnetische Feld und damit die Leistungsübertragung gestört wird.

Zusätzlich muss das Gehäuse auch mechanische und thermische Anforderungen erfüllen. Beispielsweise sind eine ausreichend hohe Schubsteifigkeit für die fahrdynamischen Fahrzeugeigenschaften sowie eine hohe Strukturfestigkeit im Falle einer Hindernisüberfahrt nötig. Auch müssen entstehende Verluste in Spule und Ferrit über das Gehäuse abgeführt werden, um thermische Schäden in der Ladeeinheit zu vermeiden. Der Einfluss unterschiedlicher FVK-Aufbauten im Gehäuse auf die Anforderungen wird mittels Experimenten sowie analytischen und FEM-Rechnungen untersucht.

Die analytischen Modelle werden anschließend in einem multiphysikalischen Optimierungsmodell zusammengeführt. Dieses zeigt für den Bereich hinter der Spule, dass elektrisch isolierte Lagen aus kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff (CFK) in einem 45°- und −45°-Winkel zwischen Faser und Ferritkante die besten Ergebnisse versprechen. Im direkten Magnetfeld zwischen den beiden Spulen ist ein glasfaserverstärkter Kunststoff (GFK) ohne CFK-Anteil einzusetzen.

Abschließend werden zwei Ladeeinheiten in den entwickelten FVK-Konzepten aufgebaut und an einem induktiven Ladeprüfstand vermessen. Es kann eine Leistung von $7,7$ kW bei einem Wirkungsgrad des Gesamtsystems von über 88 % übertragen werden. Der Einsatz der entwickelten Faserverbundlaminate mit elektrisch leitfähigen Faserlagen für das Gehäuse einer induktiven Ladeeinheit kann somit bestätigt werden.

Abstract

The wireless power transfer via induction gives the opportunity to realise a comfortable charging process for electric vehicles. The integration of the electric components, like copper wire or ferrite layer, into the unterbody of the vehicle results in a lot of requirements. To fulfill these requirements an appropriate housing of the inductive charging unit is needed. Metallic materials cannot be used in most areas of the charging unit, as they absorb a high amount of the electromagnetic power by eddy current losses. Therefore a integration concept with a housing consisting of fibre-reinforced plastic (FRP) is developed withing this research work. In addition to isolating glasfibres also electrical conductive carbonfibers are used.

In first investigations the behavior of FRP in an electromangetic field is looked at. The effects of different material concepts on the resulting eddy current losses are analyzed. Experimental studies as well as analtical and numerical calculations with the finite element method show, that the use of isolating layers of glasfiber between the conductive layers of carbonfiber significantly reduce the electromagnetically absorbed power. Such FRP-concepts can therefore be used for the housing of the charging unit with almost no influence on the power transfer of the system.

Additionally the housing has to fulfill also mechanical and thermal requirements. A high shear stiffness for a good driving dynamics and a good structural performance in the case of an impact event have to be implemented. To avoid thermal damages the occuring losses in the charging unit have to be diverted by the housing. The influence of different FRP-concepts on these requirements is investigated in experiments, analytical calculations and finite-element models.

The analytical models are brought together and the factors cost and weight are added. These holisitc model is used to optimize the material concept in terms of the descriped multiphysical requirements. In the area behind the ferrite core layers of carbon fiber, that are electrically isolated againgst each other and are orientated in a 45° and −45° angle to the ferrite layer, promise the best results. In the area of the direct electromagnetic field between the two wires, glass-fiber reinforced plastic without carbon fiber layers have to be used.

In a final step two charging units in an integrative concept using FRP are measured in an inductive charging measuring setup. A power of 7.7 kW can be transfered, while reaching an efficiency factor of the whole system of almost 88 %. With these experiments the use of FRP-concepts with electrical conductive fibres in the housing of an inductive charging unit can be confirmed.

Inhaltsverzeichnis

Danksagung iii

Kurzfassung v

Abstract vii

1 Einleitung 1
1.1 Problembeschreibung . . . 1
1.2 Stand der Technik . . . 2
1.2.1 Induktiver Ladeprozess von Elektrofahrzeugen . . . 2
1.2.2 Faserverbundwerkstoffe im elektromagnetischen Feld . . . 4
1.2.3 Multiphysikalische Optimierung von Faserverbundwerkstoffen . 5
1.3 Ziel und Konzeption der Arbeit . . . 5

2 Theoretische Grundlagen 9
2.1 Induktive Energieübertragung . . . 9
2.1.1 Elektromagnetische Grundlagen . . . 9
2.1.2 Induktive Ladesysteme für Elektrofahrzeuge . . . 11
2.1.3 Verluste induktiver Ladesysteme . . . 14
2.2 Grundlagen Faserverbundwerkstoffe . . . 15
2.2.1 Eigenschaften von Faser- und Matrixwerkstoffen . . . 15
2.2.2 Kennwerte einer Einzelschicht und eines Mehrschichtverbundes . 18
2.3 Finite-Elemente-Methode . . . 21
2.4 Optimierung mittels evolutionärer Algorithmen . . . 23
2.4.1 Grundlagen Optimierung . . . 23
2.4.2 Ablauf evolutionärer Algorithmen . . . 25
2.4.3 Evolutionsfaktoren . . . 26

3 Elektromagnetisches Materialverhalten von Faserverbundwerkstoffen und Ferriten 27
3.1 Elektrische Werkstoffkennwerte von Faserverbunden . . . 27
3.1.1 Versuchsbeschreibung . . . 27
3.1.2 Darstellung elektrischer Werkstoffkennwerte . . . 31
3.2 Verhalten von Faserverbunden im elektromagnetischen Feld . . . 34
3.2.1 Analytischer und numerischer Ansatz . . . 34
3.2.2 Versuchsbeschreibung . . . 39
3.2.3 Versuchsergebnisse . . . 42
3.2.4 Validierung der theoretischen Ansätze . . . 45
3.3 Elektromagnetische Eigenschaften gebrochener Ferrite . . . 51

4 Anforderungsspezifische Analyse einer Ladeeinheit in Faserverbundkonzepten 55
4.1 Systemanalyse und Anforderungen an die Ladeeinheit . . . 55
4.1.1 Geometrie der Ladeeinheit im Standard SAE J2954 . . . 55
4.1.2 Integrationskonzepte der fahrzeugseitigen Ladeeinheit . . . 56
4.1.3 Anforderungsprofil im Umfeld Automotiv . . . 58

4.2 Elektromagnetisches Verhalten von Ladeeinheiten in Faserverbundkonzepten . . . 59
4.2.1 Elektromagnetisches Feld einer induktiven Ladeeinheit . . . 59
4.2.2 Numerisches Modell zur Wirbelstromanalyse . . . 63
4.2.3 Übersicht elektromagnetisch untersuchte FVK-Konzepte . . . 64
4.2.4 Wirbelstromverläufe im FVK-Gehäuse einer Ladeeinheit . . . 65
4.2.5 Analytische Berechnung der Wirbelstromverluste . . . 68
4.2.6 Vergleich der numerischen und analytischen Berechnungen . . . 79
4.3 Thermisches Verhalten von Ladeeinheiten in Faserverbundkonzepten . . . 81
4.3.1 Übersicht thermisch untersuchter FVK-Konzepte . . . 82
4.3.2 Vermessung Wärmeleitfähigkeit FVK-Materialien . . . 83
4.3.3 Numerische Analyse der Wärmeströme . . . 85
4.3.4 Analytische Betrachtung der Wärmeströme . . . 88
4.3.5 Versuchsaufbau thermischer Messungen . . . 92
4.3.6 Validierung der theoretischen Ansätze . . . 94
4.4 Mechanisches Verhalten von Ladeeinheiten in Faserverbundkonzepten . . . 100
4.4.1 Schubsteifigkeit . . . 100
4.4.2 Impactverhalten . . . 101
4.4.2.1 Biegefestigkeit von FVK-Ferrit-Verbunden . . . 101
4.4.2.2 Analytisches Feder-Masse-Modell . . . 105
4.4.2.3 FEM-Modell für Impactbelastungen . . . 113
4.4.2.4 Untersuchte Probekörper . . . 115
4.4.2.5 Experimente am Fallturm . . . 116
4.4.2.6 Impactverhalten im Fallturmversuch . . . 117
4.4.2.7 Impactverhalten einer Ladeeinheit mit Faserverbundschubfeld . . . 120

5 Optimierung einer Ladeeinheit in Faserverbundkonzepten 122
5.1 Genetische Optimierung des Faserverbundkonzepts . . . 122
5.1.1 Optimierungsmodell . . . 122
5.1.1.1 Wahl der Evolutionsfaktoren . . . 122
5.1.1.2 Zielfunktionen und Restriktionen . . . 123
5.1.1.3 Designvariablen . . . 126
5.1.1.4 Optimierungsablauf . . . 128
5.1.2 Qualitative Auswirkung verschiedener Faserverbundkonzepte . . . 129
5.1.3 Ergebnisse Optimierung . . . 132
5.2 Vermessung induktiver Ladeeinheiten in Faserverbundkonzepten . . . 139
5.2.1 Bauteilherstellung . . . 139
5.2.2 Bauteilvermessung . . . 140
5.2.3 Ergebnisse . . . 142

6 Zusammenfassung und Ausblick 148

A Anhang 152

B Literaturverzeichnis 160

C Nomenklatur und Abkürzungen 176

D Abbildungs-/Tabellenverzeichnis 184

1. Einleitung

Aufgrund zunehmender Aktivitäten hinsichtlich Umweltschutz, insbesondere Bemühungen zur Reduktion von Schadstoffemissionen, steigt in den letzten Jahren die Bedeutung der Elektromobilität. Elektrische Antriebskonzepte versprechen dabei eine umweltfreundliche Alternative zu klassischen Verbrennungsmotoren. Dennoch ist die Elektromobilität in der Gesellschaft noch nicht ausreichend akzeptiert [1,2]. Neben den hohen Kosten und der geringen Reichweite spielen hierfür auch Komfortnachteile beim Laden eine große Rolle [3–5]. Daher liegt ein Ansatz zur Erhöhung der Akzeptanz von Elektrofahrzeugen darin, einen für den Kunden komfortablen Ladevorgang zu ermöglichen [6]. Die kabellose Energieübertragung mittels Induktion stellt eine der technischen Lösungsmöglichkeiten dar [7]. Eine große Herausforderung liegt dabei darin, benötigte Komponenten wie die Kupferspule oder den Ferritkern ins Elektrofahrzeug zu integrieren. Dabei ist ein Gehäuse nötig, das die Konstruktion einer effizienten, leichten und kompakten Ladeeinheit ermöglicht.

1.1. Problembeschreibung

Als Gehäusematerial sind metallische Werkstoffe aufgrund ihrer isotropen elektrischen Leitfähigkeit in einem großen Teil der Ladeeinheit nicht geeignet. Entstehende Wirbelströme führen zu einer Abschirmung des elektromagnetischen Feldes und einer starken Erwärmung des Metalls. Elektrisch nicht leitfähige Kunststoffe wiederum bieten für viele Anforderungen keine ausreichende Steifigkeit und Wärmeleitfähigkeit. Daher werden im Rahmen dieser Arbeit Gehäusekonzepte aus FVK entwickelt. Neben dem elektrisch nicht leitfähigen GFK soll auch der steifere sowie thermisch leitfähigere CFK eingesetzt werden. Die aufgrund der elektrischen Leitfähigkeit der Kohlenstofffaser entstehenden Wirbelströme müssen dabei möglichst gering gehalten werden. Zusätzlich sind die Auswirkungen unterschiedlicher Faserverbundkonzepte auf den Bauraumbedarf, die Temperatur, das Gewicht, die Kosten und die Effizienz der Ladeeinheit zu untersuchen und zu bewerten. Dies bedingt eine multiphysikalische Betrachtung des Faserverbundkonzepts.

1.2. Stand der Technik

Die Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit bauen auf bereits vorhandene Forschungen zum Einsatz einer induktiven Ladeeinheit in Elektrofahrzeugen auf. Zusätzlich wird der aktuelle Stand der Forschung bezüglich des Verhaltens von CFK im elektromagnetischen Feld sowie der multiphysikalischen Analyse von Faserverbunden berücksichtigt.

1.2.1. Induktiver Ladeprozess von Elektrofahrzeugen

Allgemein wird zwischen drei Möglichkeiten unterschieden den elektrischen Speicher eines Fahrzeuges durch externe Energiequellen aufzufüllen: Dem konduktiven Laden mittels physischer Steckerverbindung, dem kontaktlosen Laden mit Hilfe magnetischer und elektrischer Felder und dem Austauschen der Batterie. Dabei verspricht die kabellose Energieübertragung aufgrund eines guten Kompromisses zwischen Kosten, technischer Realisierbarkeit und vorhandenen Standards eine sehr gute Möglichkeit, dem Kunden einen komfortablen Ladevorgang zu ermöglichen. [8,9]

Das kontaktlose Laden kann anhand des zur Energieübertragung verwendeten physikalischen Feldes in drei technische Konzepte eingeteilt werden (siehe Abb. 1.1). Bei der kapazitiven Übertragung wird zum Energietransfer ein elektrisches Feld zwischen zwei Kondensatorhälften verwendet. Ein durch rotierende Permanentmagnete erzeugtes veränderliches Magnetfeld dient als Grundlage für die magnetgetriebene Energieübertragung. Die induktive Energieübertragung nutzt für lange Übertragungsstrecken bis zu mehreren Kilometern elektromagnetische Wellen und bei kürzeren Übertragungsstrecken im Bereich bis zu einem Meter ein elektromagnetisches Feld. [10–12]

Für den Einsatz in elektrisch angetriebenen Fahrzeugen wird dabei bisher die induktive Energieübertragung mittels elektromagnetischem Feld verwendet. Dieses Feld wird zwischen einer Primärspule am Boden und einer Sekundärspule im Fahrzeugunterboden aufgebaut. Diese sind resonant aufeinander abgestimmt, um die Verluste möglichst gering zu halten [13,14]. Hiermit kann der Energiespeicher eines Elektrofahrzeuges nicht nur im Stand (stationär) sondern auch während der Fahrt (dynamisch) aufgeladen werden [15,16]. Neben dem dynamischen induktiven Laden liegen aktuelle Forschungsschwerpunkte im Bereich des bidirektionalen Ladens sowie der elektromagnetischen Verträglichkeit der Ladesysteme [17,18].

Ein bisher wenig beachteter Gesichtspunkt ist die Integration der sekundärseitigen Ladeeinheit in das jeweilige Elektrofahrzeug. Die elektrischen Komponenten müssen dabei vor Umwelteinflüssen, mechanischen Belastungen und thermischer Überhitzung geschützt werden. Es ist ein Gehäuse nötig, das diese Schutzfunktion übernehmen kann ohne das für die Leistungsübertragung benötigte elektromagnetische Feld zu stören. [19–21]

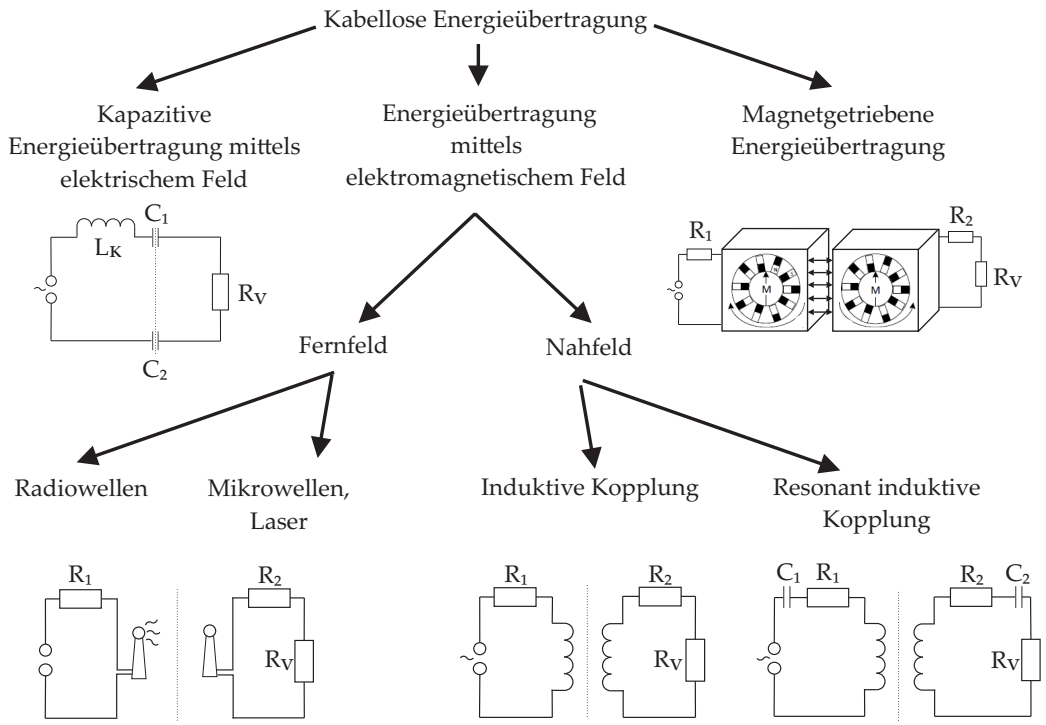


Abbildung 1.1.: Übersicht technischer Möglichkeiten zur kabellosen Energieübertragun nach [10–12]

In einem Großteil der bisherigen Forschungsarbeiten wird das Gehäuse entweder nicht betrachtet oder nicht genauer spezifiziert [22–25]. Eine besondere Rolle spielt die Wahl eines geeigneten Werkstoffes für das Gehäuse. Metalle können aufgrund ihrer elektrischen Leitfähigkeit in einem großen Bereich der Ladeeinheit nicht eingesetzt werden. Eine Alternative stellen FVK dar, die die mechanische Schutzfunktion durch eine gegenüber klassischen Kunststoffen erhöhte Festigkeit und Steifigkeit übernehmen können [26].

Choi et al. und Mazharov et al. verwenden Glasfasern zur Verstärkung der Betonummantelung der primärseitigen Ladeeinheit [27, 28]. Schmuelling et al. und Shin et al. nutzen eine glasfaserverstärkte Kunststoffplatte als Schutz für die elektrischen Komponenten der fahrzeugseitigen Ladeeinheit [29–32]. Im Verbundvorhaben von der Conductix-Wampfler AG und der Daimler AG wird für das Gehäuse ein mit kurzfasrigem Glas verstärktes Polypropylen benutzt [33].

Neben den mechanischen werden auch thermische Anforderungen an das Gehäuse gestellt. Die entstehende Wärme muss möglichst gut abgeleitet werden [34, 35]. Um die Ladeeinheit zusätzlich möglichst leicht und kostengünstig auszuführen, werden Werkstoffe mit erhöhter Wärmeleitfähigkeit, einer geringen Dichte und hoher Steifigkeit benötigt [36]. In diesen Eigenschaften ist die Kohlenstoff- der Glasfaser überlegen. Die elektrische Leitfähigkeit dieser Fasern führt jedoch zu einer Interaktion des Werkstoffes mit dem elektromagnetischen Feld der induktiven Ladeeinheit. Dies wird von Campi et al. in mehreren Forschungsarbeiten simulativ bestätigt. Der CFK wird in diesen Ar-

beiten als Abschirmung des Streufeldes einer Ladeeinheit verwendet. Jedoch ist trotz einer Interaktion mit dem elektromagnetischen Feld aufgrund einer zu geringen elektrischen Leitfähigkeit und damit zu geringen Schirmwirkung ein Einsatz von CFK als Schirmmaterial nicht zielführend. [37–40]

1.2.2. Faserverbundwerkstoffe im elektromagnetischen Feld

Neben den Forschungen von Campi et al. sind eine große Menge an weiteren Forschungsaktivitäten zum Verhalten von elektrisch leitfähigem FVK im elektromagnetischen Feld vorhanden. So werden in einigen Arbeiten allgemein das Wirbelstromverhalten von FVK in einem EM-Wechselfeld betrachtet. Neben numerischen Ansätzen wird der FVK auch analytisch über ein analoges elektrisches Widerstandsnetz angenähert [41–43]. Rezgui, Mohellebi und Feliachi untersuchen das Wirbelstromverhalten von unidirektionalen (UD) Faserverbunden. Dabei treten deutlich geringere induzierte Ströme auf als in einem orthotropen FVK [43].

Viele Forschungen zum Verhalten von Faserverbundwerkstoffen im elektromagnetischen Feld werden im Zusammenhang mit dem Herstellungsprozess des Materials durchgeführt. Über eine induktive Erwärmung von leitfähigen Fasern wird die umgebende Matrix erhitzt und somit ausgehärtet (siehe Abb. 1.2). Dabei seien besonders die Werke von Miller et al. [44, 45], Fink et al. [46, 47] und Yarlagadda et al. [48, 49] erwähnt. Im Unterschied zu den auftretenden Frequenzen beim induktiven Laden von $80 - 85$ kHz werden hier Bereiche bis zu einigen MHz betrachtet. Dies führt zu einer deutlich erhöhten Leistungsabsorption und damit Erwärmung des Materials.

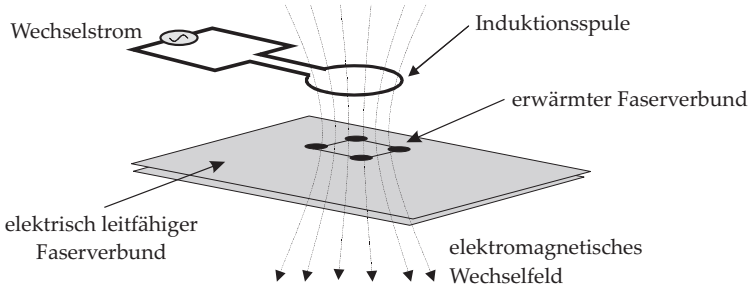


Abbildung 1.2.: Induktive Erwärmung im Herstellungsprozess von elektrisch leitfähigen Faserverbunden nach [50]

Auch kann die Interaktion des elektromagnetischen Feldes mit dem FVK zur Bauteil- und Materialvermessung verwendet werden. So vermessen Lemistre und Balageas Herstellungsdefekte im Verbundwerkstoff über die induzierten Wirbelströme [51]. Mook, Pohl und Michl nutzen den gleichen Effekt, um Schäden im finalen FVK-Bauteil zu bewerten [52]. Die Messverfahren laufen dabei in beiden Fällen zerstörungsfrei ab.

Weitere Forschungsarbeiten beschäftigen sich mit dem Abschirmverhalten von FVK. Besonders bei der Datenübertragung dürfen hier keine Interferenzen entstehen [53, 54]. Salas et al. nutzt den Induktionseffekt, um Daten eines In-Situ Messsystems vom im

Material eingebetteten Sensor an eine Empfängereinheit zu senden. Der FVK muss dabei so ausgeführt werden, dass das elektromagnetischen Feld des Sensors nicht entscheidend verändert wird. [55, 56]

1.2.3. Multiphysikalische Optimierung von Faserverbundwerkstoffen

Neben den elektrischen werden an das Gehäuse der induktiven Ladeeinheit ebenso mechanische und thermische Anforderungen gestellt. Auch im Bereich der Luftfahrt treten häufig multiphysikalische Anforderungen auf. Bei einem Blitzeinschlag wird der Werkstoff dabei elektrisch und thermisch beansprucht. Der Einschlag führt zu einer ohmschen Erwärmung und schließlich zu einer Schädigung des Bauteils. Dieser Effekt wird von Liu et al. [57] sowie Katunin und Krukiewicz [58] untersucht.

Auch kann das mechanische und elektrische Verhalten von FVK gekoppelt werden. So untersuchen Chernikow et al. die Auswirkung eines EM-Feldes auf das Vibrationsverhalten nach einem zufällig auftretenden Impactevent. Die Vibrationen können durch Anlegen eines elektrischen Stroms reduziert werden [59]. Haider untersucht die Auswirkungen eines elektrischen Feldes auf das mechanisch erzeugte Schädigungsbild eines FVK-Bauteils. Ein angelegter Strom erhöht dabei die vorhandenen Schädigungen des Materials [60, 61].

Zusätzlich sind Forschungsarbeiten zum elektrisch-thermisch-mechanisch gekoppelten Verhalten von FVK-Materialien vorhanden. So entwickeln Homsi und Noels einen Ansatz um das multiphysikalische Verhalten von FVK-Materialien mittels der Finite-Elemente-Methode zu berechnen [62,63]. Perchikov und Aboudi dagegen nutzen hierzu einen analytischen Ansatz [64]. Zhupanska et al. wiederum untersucht die Auswirkung eines elektrischen Stroms auf das Impactverhalten einer FVK-Platte. Der Strom führt zu ohmschen Verlusten, die die Platte erwärmen. Daraus resultierende Eigenspannungen verbessern die Impactperformance [65–67].

1.3. Ziel und Konzeption der Arbeit

Hauptziel dieser Arbeit ist die Entwicklung einer Methode zur Optimierung des FVK-Gehäuses einer induktiven Ladeeinheit. Neben Kosten und Gewicht muss auch das elektromagnetische, thermische und mechanische Verhalten der Ladeeinheit bewertet werden. Dabei steht die Auswahl der am besten geeigneten Fasermaterialien und Lagenaufbauten für das Gehäuse im Fokus.

Im aktuellen Stand der Forschung ist keine Möglichkeit zu finden, FVK ohne darin induzierte Wirbelströme im Umfeld einer induktiven Ladeeinheit einzusetzen. Daher sind in der vorliegenden Arbeit Grundsatzuntersuchungen zum Wirbelstromverhalten von Faserverbunden durchzuführen. Dies geschieht in einem elektromagnetischen Feld mit einer Frequenz f von 85 kHz, welche standardmäßig für induktive Ladesysteme verwendet wird [68].

Die Integration der Ladeeinheit in den Unterboden eines Elektrofahrzeuges spielt in bisherigen Untersuchungen nur eine untergeordnete Rolle. Daher liegt ein Fokus dieser Arbeit auf neuartigen Integrationskonzepten einer induktiven Ladeeinheit in ein Elektrofahrzeug.

Dabei auftretende mechanische, thermische und elektromagnetische Anforderungen an den Faserverbund führen zu Fragestellungen, die bisher in keiner Forschungsarbeit betrachtet werden. Eine Methode zur ganzheitlichen Untersuchung aller auftretenden multiphysikalischen Anforderungen wird daher im Rahmen dieser Arbeit entwickelt.

Die für die beschriebenen Punkte durchzuführenden Schritte sind in Abb. 1.3 dargestellt. Zu Beginn sind Grundsatzuntersuchungen zu Faserverbunden im elektromagnetischen Feld nötig. Es wird ein Modell auf Basis eines elektrischen Widerstandsnetzes aufgebaut, um das Wirbelstromverhalten des FVK analytisch zu beschreiben. Dieses wird numerisch mittels FEM-Analysen und experimentell durch Untersuchungen im homogenen elektromagnetischen Feld einer Helmholtzspule validiert. Hieraus leiten sich Maßnahmen ab, welche den Einsatz von Faserverbunden mit elektrisch leitfähigen Fasern im Umfeld einer induktiven Ladeeinheit ermöglichen.

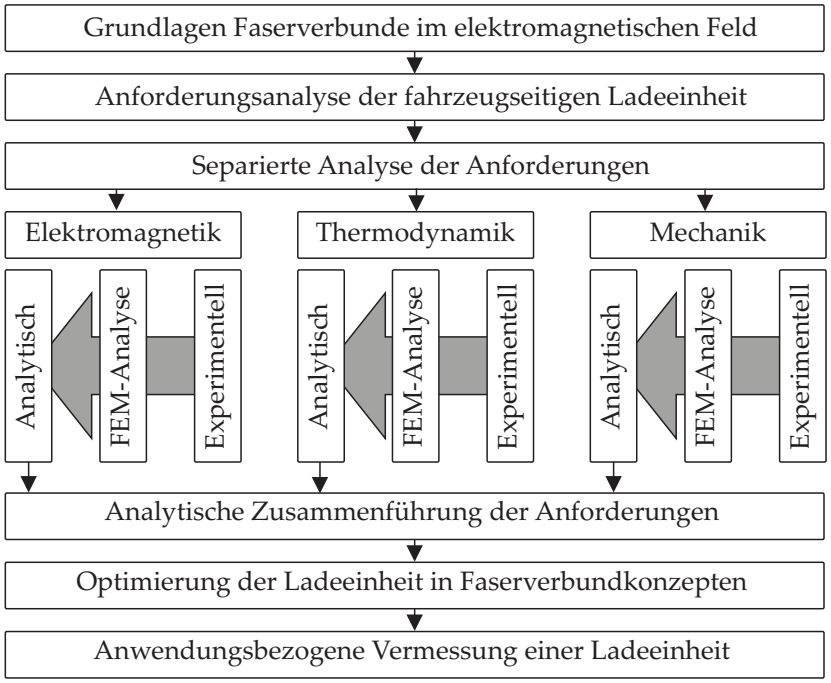


Abbildung 1.3.: Konzept der Dissertation

Anschließend wird als Grundlage für weitere Untersuchungen eine Übersicht über das multiphysikalische Anforderungsumfeld an die fahrzeugseitige Ladeeinheit gegeben. Diese Anforderungen müssen separiert und der Einfluss unterschiedlicher FVK-Konzepte des Gehäuses auf diese beschrieben werden. Für das Wirbelstromverhalten, das Wärmemanagement und die Struktursteifigkeit werden analytische Modelle entwickelt und mittels FEM-Analysen und Experimenten validiert.

Diese analytischen Modelle werden anschließend zusammengeführt und so ein multiphysikalisches Optimierungsmodell aufgebaut. Als Zielfunktionen werden die Verluste, das Gewicht, die Kosten und der Bauraumbedarf der Ladeeinheit betrachtet. Um die grundsätzliche Eignung von induktiven Ladeeinheiten in Faserverbundkonzepten zur Energieübertragung zu bestätigen, werden fahrzeugseitige Ladeeinheiten mit FVK-Gehäuse aufgebaut und vermessen.

Abschließend wird die Methode zur Optimierung des FVK-Gehäuses einer induktiven Ladeeinheit zusammengefasst. Daraus gewonnene Erkenntnisse für den Aufbau des Faserverbundwerkstoffes werden aufgezeigt und ein Ausblick zu möglichen nachfolgenden Forschungen gegeben.

2. Theoretische Grundlagen

Um das Verhalten von FVK im Umfeld einer induktiven Ladeeinheit zu untersuchen sind theoretische Grundlagen zur induktiven Energieübertragung sowie zu Faserverbundwerkstoffen nötig. Als Methoden für diese im Rahmen der vorliegenden Arbeit durchgeführten Untersuchungen werden die Finite-Elemente-Methode sowie ein evolutionärer Optimierungsalgorithmus verwendet. Allgemeine Grundlagen hierzu werden im Folgenden vorgestellt.

2.1. Induktive Energieübertragung

Die kabellose Energieübertragung basiert auf dem Prinzip der elektromagnetischen Induktion. Dies wird in der zweiten Maxwell'schen Hauptgleichung beschrieben. Zur technischen Umsetzung im Fahrzeug wird neben den Induktionsspulen eine Ferritschicht zur Bündelung, Lenkung und Abschirmung des EM-Feldes benötigt. Dabei muss darauf geachtet werden, dass in der Ladeeinheit entstehende Verluste möglichst gering zu halten sind.

2.1.1. Elektromagnetische Grundlagen

Das physikalische Grundprinzip für die induktive Energieübertragung mittels elektromagnetischen Feldern ist in der zweiten Maxwell'schen Hauptgleichung, dem sogenannten Induktionsgesetz, beschrieben [69]. Ist ein leitfähiges Material einem sich zeitlich ändernden Magnetfeld ausgesetzt, wird in diesem eine elektrische Spannung induziert. Dabei kann die Änderung der magnetischen Flussdichte entweder durch eine Bewegung des Leiters (Bewegungsinduktion) oder ein sich zeitlich änderndes Magnetfeld (Ruheinduktion) hervorgerufen werden [70].

Für eine vereinfachte Berechnung der Induktionsvorgänge wird das elektromagnetische Feld als quasistationär angesehen. Es wird dabei angenommen, dass die Ausbreitungsgeschwindigkeit des Feldes unendlich groß ist. Diese Näherung kann dann verwendet werden, wenn das Feld in vernachlässigbar kurzer Zeit alle Orte des betrachteten Raumes erreicht. [71, 72]

Dies liegt vor, wenn das Verhältnis aus der Ausbreitungsgeschwindigkeit und Frequenz des elektromagnetischen Feldes über der charakteristischen Länge l_c des betrachteten Systems liegt. Dabei ist anzunehmen, dass die Ausbreitungsgeschwindigkeit des Feldes der Lichtgeschwindigkeit c_0 entspricht und eine für das induktive Laden typische Frequenz f von 85 kHz anliegt. Damit berechnet sich das gesuchte Verhältnis zu [72, 73]:

$$\frac{c_0}{f} = \frac{2,9979 * 10^8 \, \frac{m}{s}}{85000 \, \frac{1}{s}} = 3527 \, m >> l_c. \tag{2.1}$$

Die charakteristische Länge l_c liegt im vorliegenden Fall im Bereich von 2 m, da sich das elektromagnetische Feld aufgrund gesetzlicher Anforderungen nicht über den Fahrzeugrand hinweg ausbreiten darf [74]. Folglich ist die Annahme eines quasistationären elektromagnetischen Feldes gerechtfertigt. Unter Verwendung der quasistationären Näherung können alle während der Induktionsvorgänge auftretenden Effekte, wie die Entstehung von Wirbelströmen, analysiert werden. [75, 76]

Die hierfür benötigte zweite Maxwell'sche Hauptgleichung wird auch als Induktionsgesetz bezeichnet und lautet in integraler Form [73]:

$$\oint_{C(A)} \vec{E}\,\mathrm{d}\vec{s} = -\frac{d}{dt}\iint_A \vec{B}\vec{n}\,\mathrm{d}\vec{A}. \tag{2.2}$$

Dieses verknüpft ein sich mit der Zeit t änderndes Magnetfeld mit dem durch dieses Magnetfeld induzierten elektrischen Feld der Feldstärke $\vec{E}$. Das elektrische Feld entsteht entlang der Kurve $C(A)$, welche die vom Magnetfeld durchdrungene Fläche A umgibt. Dabei ist die Feldstärke nur von der Komponente der magnetischen Flussdichte $\vec{n}\vec{B}$ abhängig, welche senkrecht auf der Fläche A steht. Zusätzlich wird das elektrische Feld laut Lenzscher Regel so erzeugt, dass es seiner Ursache und damit dem angelegten magnetischen Feld entgegenwirkt. [73]

Ein anschaulicher Anwendungsfall des Induktionsgesetzes ergibt sich bei einer von einem magnetischen Wechselfeld durchdrungenen Leiterschleife. Die Länge l_{LS} und Breite b_{LS} der Leiterschleife sind zur Verdeutlichung in Abb. 2.1 dargestellt.

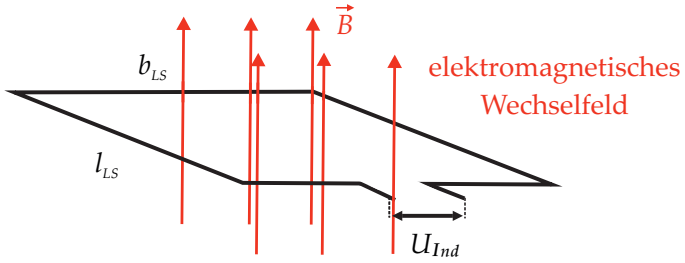


Abbildung 2.1.: Induktionsvorgang in einer Leiterschleife

Mit der Kreisfrequenz ω des Magnetfeldes und des die Leiterschleife durchdringenden magnetischen Flusses Φ ergibt sich die induzierte Spannung U_{Ind} zu [73]:

$$U_{Ind} = -\|\vec{\Phi}\|\omega\sin(\omega t) = -\|\vec{B}\|l_{LS}b_{LS}\omega\sin(\omega t). \tag{2.3}$$

Der magnetische Fluss berechnet sich aus dem Betrag des Vektors der magnetischen Flussdichte $|\vec{B}|$ und der Fläche der Leiterschleife $l_{LS}b_{LS}$. Wird die Leiterschleife geschlossen, fließt ein Induktionsstrom. [76]

Der Ansatz kann auch für eine Induktionsschleife, die nur als imaginäre Kurve im Raum vorliegt, angewandt und damit beispielsweise Wirbelströme beschrieben werden. Der entlang der imaginären Kurve induzierte Strom führt zu ohmschen Verlusten,

die das jeweilige Material erwärmen. Entscheidend hierfür ist der jeweilige elektrische Widerstand des Werkstoffes.

Zur Vereinfachung kann für eine Leistungsberechnung mit den Effektivwerten für die Spannung U_{eff} und die Stromstärke I_{eff} gerechnet werden. Diese ergeben sich bei sinusförmigen Verläufen unter Verwendung der Amplituden der Wechselspannung U_0 und des Wechselstroms I_0 zu

$$U_{eff} = \frac{1}{\sqrt{2}} U_0 \quad \text{und} \quad I_{eff} = \frac{1}{\sqrt{2}} I_0. \tag{2.4}$$

Mit Hilfe der Effektivwerte, dem jeweilig vorliegenden elektrischen Widerstand R_E und der Phasenverschiebung ϕ zwischen Spannung und Stromstärke kann die effektiv absorbierte Leistung P_{eff} nach

$$P_{eff} = U_{eff} I_{eff} cos(\phi) = \frac{U_{eff}^2}{R_E} cos(\phi) = \frac{U_0^2}{2R_E} cos(\phi) \tag{2.5}$$

berechnet werden. Für die im Rahmen des induktiven Ladens bei Elektrofahrzeugen auftretenden quasistationären Wirbelstromfelder entfällt der Cosinus, da keine Phasenverschiebung ϕ vorliegt. [72, 73, 75]

2.1.2. Induktive Ladesysteme für Elektrofahrzeuge

Zur induktiven Energieübertragung bei Elektrofahrzeugen wird der Effekt der Ruheinduktion genutzt. Hinter den beiden benötigten Spulen ist eine magnetisch permeable Ferritschicht einzusetzen, welche das elektromagnetische Feld bündelt und führt. Zwei Aluminiumschichten dienen zur Abschirmung des auftretenden magnetischen Streufeldes (siehe Abb. 2.2). [68]

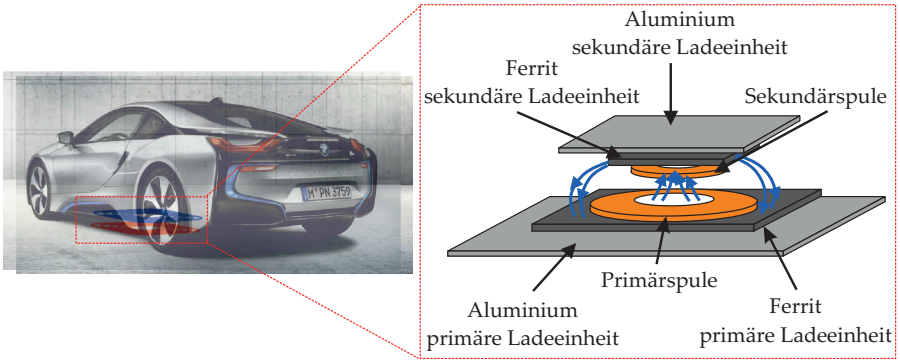


Abbildung 2.2.: Schema des induktiven Ladens von Elektrofahrzeugen

Zur Energieübertragung wird eine bodenseitige Primärspule mit einem Wechselstrom i_1 beaufschlagt. Nach dem Durchflutungsgesetz wird hierdurch ein elektromagnetisches Wechselfeld aufgebaut, welches die fahrzeugseitige Sekundärspule durchdringt und eine Spannung $u_{2,g}$ induziert. Diese induktive Kopplung wird Gegeninduktion und M_{12} Gegeninduktivität genannt.

Die Spannung in der Sekundärspule berechnet sich nach

$$u_{2,g} = -M_{12}\frac{di_1}{dt}. \tag{2.6}$$

Die Gegeninduktivität ist dabei unabhängig von der betrachteten Kopplungsrichtung, weshalb M_{12} und M_{21} identisch sind.

Neben der Gegeninduktion tritt auch eine Selbstinduktion in der Primär- sowie Sekundärspule auf. Durch die Stromflüsse bauen die Spulen individuell ein von ihrer Selbstinduktivität L_i abhängiges, sich zeitlich änderndes elektromagnetisches Feld auf. Dieses ist nach der Lenzschen Regel so gerichtet, dass es seiner Ursache entgegenwirkt. Das bedeutet, dass die in der jeweiligen Spule durch Selbstinduktion erzeugte Spannung $u_{i,s}$ nach

$$u_{i,s} = -L_i\frac{di_i}{dt} \tag{2.7}$$

dem angelegten Stromfluss entgegenwirkt [77].

Die Gegeninduktivität und Selbstinduktivitäten sind dabei über den Kopplungsfaktor k nach

$$k = \frac{M_{12}}{\sqrt{L_1 L_2}} \tag{2.8}$$

miteinander verknüpft. [70, 78]

Um den Einfluss der Streueffekte möglichst klein zu halten, wird eine Kompensation durchgeführt. Dies geschieht durch zusätzlichen Einsatz von Kondensatoren mit den Kapazitäten C_i, die auf verschiedene Arten mit den Spulen verschalten werden können. Dabei verspricht eine serielle Verschaltung von Kondensator und Spule im Stromkreis der Primär- sowie Sekundärspule die besten Ergebnisse. In Abbildung 2.3 ist die sich daraus ergebende elektrische Schaltung einer induktiven Ladeeinheit zur Energieversorgung eines Verbrauches mit elektrischem Widerstand R_V zu sehen. [15, 79, 80]

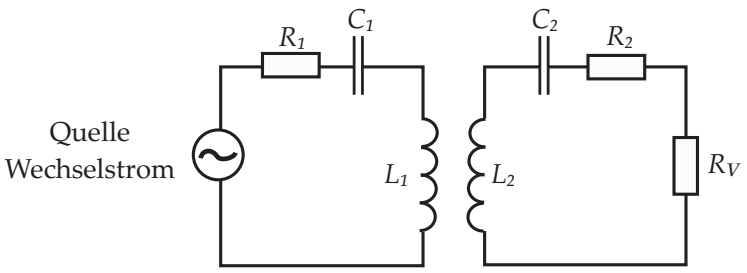


Abbildung 2.3.: Elektrisches Schaltbild einer induktiven Ladeeinheit mit seriell-seriell Kompensation nach [79]

Mit den im Ersatzschaltbild angegebenen Größen kann der maximale Wirkungsgrad η_{max} der induktiven Energieübertragung nach

$$\eta_{max} = \frac{k^2 Q_1 Q_2}{(1 + \sqrt{1 + k^2 Q_1 Q_2})^2} \tag{2.9}$$

berechnet werden. Die beiden Gütefaktoren Q_i werden nach

$$Q_i = \frac{\omega L_i}{R_i} \tag{2.10}$$

ermittelt. Dabei entspricht ω der Kreisfrequenz des angelegten Stroms und damit auch der des induzierten elektromagnetischen Feldes. [15, 78]

Im Rahmen dieser Arbeit werden die (2.10) enhaltenen Größen Induktivität L_i, Spulenwiderstand R_i und die Kreisfrequenz ω als Vorgaben angenommen. Daher kann die Effizienz nach Gleichung 2.9 nur über eine Verbesserung des Kopplungsfaktors k erhöht werden. Dies ist beispielsweise durch eine größere Ausdehnung der Spule, mehr Kupferwicklungen oder eine dickere Ferritschicht möglich [81, 82].

Ein weiterer wichtiger Gesichtspunkt beim induktiven Laden von Elektrofahrzeugen ist die Abschirmung des elektromagnetischen Feldes. Dies geschieht zum einen über die magnetische Abschirmung der Ferrite, um eine hohe Effizienz des Ladesystems zu erreichen. Die Ferrite werden hinter den Spulen angebracht, um den magnetischen Fluss zu lenken und damit Streueffekte zu verhindern. Die Ferritschicht muss möglichst dick ausgeführt werden, um einen hohen Koppelfaktor des Systems zu erreichen. [78, 83, 84]

Zum anderen werden elektrische Aluminiumabschirmungen eingesetzt, um gesetzliche Grenzwerte zur Maximalbelastung von Menschen durch EM-Felder einzuhalten. Dieser Grenzwert liegt laut ICNIRP (International Comission on Non-Ionizing Radiation Protection) im betrachteten Frequenzbereich bei 27 μT [74].

Bei elektrischen und magnetischen Abschirmungen spielt die Eindringtiefe δ eine große Rolle. Ab dieser Eindringtiefe ist die Stärke des jeweiligen physikalischen Feldes auf ein e-tel (e: Eulersche Zahl) der Ausgangsstärke abgesunken. Der Wert ist von der elektrischen Leitfähigkeit σ und der magnetischen Permeabilität μ des eingesetzten Schirmmaterials abhängig und wird nach

$$\delta = \sqrt{\frac{2}{\omega \sigma \mu}} \tag{2.11}$$

berechnet [75]. Aus diesem Grund werden Abschirmungen aus Aluminium mit einer sehr hohen elektrischen Leitfähigkeit und aus Ferrit mit einer hohen magnetischen Permeabilität eingesetzt. Dagegen eignen sich Faserverbundwerkstoffe aufgrund der geringen magnetischen Permeabilität und elektrischen Leitfähigkeit nicht zur Abschirmung in Frequenzbereichen von 85 kHz. Dies ist in Studien von Campi et al. simulativ und experimentell nachgewiesen [38].

2.1.3. Verluste induktiver Ladesysteme

Eine der größten Herausforderungen zur Umsetzung induktiver Ladeeinheiten mit hohen Ladeleistungen ist die Abfuhr der im System entstehenden Verluste. Die Primärspule wird im Folgenden nicht weiter betrachtet, da im Rahmen dieser Arbeit die Energieabfuhr aus der fahrzeugseitigen Ladeeinheit im Mittelpunkt steht. Die dort entstehenden Verluste können folgendermaßen eingeteilt werden [85, 86]:

- Ohmsche Verluste/Kupferverluste P_{Kupfer}
- Magnetische Verluste/Kernverluste Ferrit P_{Ferrit}
- Wirbelstromverluste umgebendes Material P_{Wirbel}
- Weitere Verluste (z.b. in Kondensatoren, Gleichrichterdioden, etc.)

Da Bauteile wie Kondensatoren oft getrennt von der eigentlichen Ladeeinheit im Fahrzeug verortet werden, spielen die weiteren Verluste für die Erwärmung der fahrzeugseitigen Ladeeinheit eine untergeordnete Rolle. Die Verlustleistung P_{Verl} ergibt sich daher aus den drei übrigen Anteilen zu [87]:

$$P_{Verl} = P_{Kupfer} + P_{Ferrit} + P_{Wirbel}. \tag{2.12}$$

Die in der Kupferspule entstehenden ohmschen Verluste werden dabei zusätzlich durch Skin- und Proximity-Effekte verstärkt. Diese ab 20 kHz auftretenden Effekte führen zu lokal ungleichmäßigen Ladungsverteilungen, einer Verringerung des effektiven Leitungsquerschnitts und damit zu einer Erhöhung des effektiven Widerstands [88]. Die Kupferverluste können unter Berücksichtigung des Widerstandswerts der Kupferlitze R_{Kupfer} sowie des Proximity-Effekts über einen Faktor F_r zu

$$P_{Kupfer} = F_r I^2 R_{Kupfer} \tag{2.13}$$

berechnet werden. Spezielle Hochfrequenzlitzen werden so ausgelegt, dass der Proximity- und Skineffekt möglichst gering ausfällt. Dazu werden diese aus einer sehr großen Anzahl an gegeneinander isolierten Einzeldrähten aufgebaut. [89]

Der elektrische Widerstand R_{Kupfer} ist zusätzlich von der Temperatur T abhängig. Beispielsweise beträgt der lineare Temperaturkoeffizient α_{EW} für Kupfer 0,0043. Mit Hilfe des Koeffizienten kann die Abweichung ΔR_{Kupfer} vom bei einer Referenztemperatur T_{ref} gemessenen Widerstand $R_{Kupfer,ref}$ nach

$$\Delta R_{Kupfer} = \alpha_{EW} R_{Kupfer,ref}(T - T_{ref}) \tag{2.14}$$

berechnet werden [90, 91].

Daraus ergibt sich die temperaturabhängige Verlustleistung in der Kupferspule zu

$$P_{Kupfer}(T) = F_r I^2 R_{Kupfer,ref}(1 + \alpha_{EW}(T - T_{ref})). \tag{2.15}$$

Die magnetischen Verluste im Ferrit setzen sich zusammen aus Hysterese-, Wirbelstrom- und Nachwirkungsverlusten. Der am häufigsten verwendete Ansatz zur Berechnung der pro Volumeneinheit erzeugten Verlustleistung p_{Kern} im Ferrit bei einem sinusförmigen Feld mit einer magnetischen Flussdichte B ist die Formel nach Steinmetz [92–94]. Diese lautet unter Verwendung der Kernkonstante C_m sowie der Koeffizienten α_S und β_S

$$p_{Kern} = C_{Kern} f^{\alpha_S} B^{\beta_S}. \tag{2.16}$$

Dabei sind die Kernkonstante C_{Kern} sowie die Koeffizienten α_S und β_S materialabhängige Parameter, die aus Datenblättern entnommen werden können. Unter Berücksichtigung des Ferritvolumens V_{Ferrit} ergibt sich schließlich die temperaturabhängige Verlustleistung im Ferrit zu

$$P_{Ferrit}(T) = V_{Ferrit} C_{Kern} f^{\alpha_S} B^{\beta_S}(d_1 - d_2 T + d_3 T^2). \tag{2.17}$$

Die Parameter d_1, d_2 und d_3 sind materialabhängig und müssen experimentell ermittelt werden. [92, 95]

Zusammengefasst ist festzuhalten, dass sowohl die Kern- als auch Kupferverluste stark von den vorhandenen Randbedingungen wie Übertragungsleistung, Ferritmaterial, Spulenaufbau und auftretenden Temperaturen abhängig sind.

2.2. Grundlagen Faserverbundwerkstoffe

Die Eigenschaften von Faserverbundwerkstoffen werden durch eine Vielzahl an Parametern beeinflusst. So steht eine große Auswahl an möglichen Faser- und Matrixmaterialien zur Verfügung. Auch können durch die Wahl des Faservolumengehalts und die Anordnung der einzelnen FVK-Lagen die Eigenschaften des Werkstoffs an die jeweilige Einsatzsituation angepasst werden.

2.2.1. Eigenschaften von Faser- und Matrixwerkstoffen

Klassische Faserverbundwerkstoffe bestehen zum größten Teil aus verstärkenden Fasern die in eine Matrix eingebettet werden. Die Matrix erfüllt dabei folgende Aufgaben [96]:

- Einleiten der Kräfte in die Faser
- Überleiten der Kräfte von Faser zu Faser
- Sicherstellen der geometrischen Lage der Fasern
- Schützen der Fasern vor Umgebungseinflüssen

Als Matrixwerkstoff werden meist duroplastische Polymere verwendet, welche ungefähr viermal so häufig wie thermoplastische Kunststoffe zum Einsatz kommen [97]. Vertreter der duroplastischen Matrixsysteme sind Reaktionsharze aus Epoxidharz (EP-Harz), Polyester oder Vinylester-Harze. EP-Harze bieten dabei gute mechanische Eigenschaften, die besonders im dynamischen Anwendungsfall Vorteile bieten [97]. Zusätzlich sind EP-Harze elektrische Isolatoren und bieten ohne Füllstoffe eine Wärmeleitfähigkeit im Bereich $0,1 - 0,2$ W/mK. Die Wahl der Matrix bestimmt dabei zu einem bedeutenden Teil die späteren Eigenschaften des Faserverbundes. [98–100]

Zusätzlich kann über die Wahl des Faservolumengehalts φ Einfluss auf die Faserverbundeigenschaften genommen werden. Diese Kenngröße beschreibt das Verhältnis des Faservolumens V_F zum Gesamtvolumen des FVK V_{FVK} über [98]:

$$\varphi = \frac{V_F}{V_{FVK}}. \tag{2.18}$$

Die in das Harzsystem eingebetteten Fasern können nach Schürman [98] anhand ihrer Länge l_F eingeteilt werden:

- **Kurzfasern** $l_F = 0,1 - 1\ mm$
- **Langfasern** $l_F = 1 - 50\ mm$
- **Endlosfasern** $l_F > 50\ mm$

Je nach benötigten Werkstoffeigenschaften werden unterschiedliche Fasertypen verwendet. Am häufigsten kommen Glas- oder Kohlenstofffasern zum Einsatz, auf welche im Folgenden eingegangen wird.

Glasfaser

Die Glasfaser wird aus einer flüssigen Glasmasse in einem Schmelzspinnverfahren hergestellt. Da die Faser im Herstellungsprozess sehr schnell abkühlt, bildet sich keine kristalline Phase. Vielmehr entsteht eine amorphe Struktur mit isotropen Materialeigenschaften. Die Faser ist aus SiO_4-Tetraedern aufgebaut, wobei sich einige der Siliziumatome gemeinsame Sauerstoffatome teilen (siehe Abb. 2.4). Über die eingebauten Metallkationen können die Eigenschaften der Gläser verändert werden. [98, 101–103]

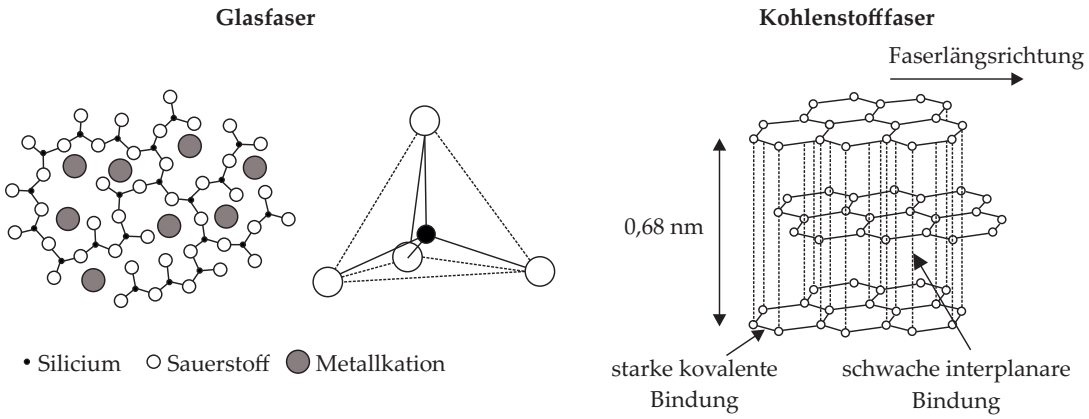


Abbildung 2.4.: Struktureller Aufbau einer Glas- (links) und Kohlenstofffaser (rechts) nach [96, 101]

Die Eigenschaften der Glasfaser werden durch die Temperaturen im Herstellungsprozess sowie die chemische Zusammensetzung beeinflusst. Dabei kommen für FVK hauptsächlich Silikatgläser zum Einsatz. Diese werden je nach Zusammensetzung unterschiedlich benannt. Als häufigste Glasfaser wird dabei das E-Glas (E = Electric) verwendet. Mit mechanisch bis zu 30 % höheren Eigenschaften stehen R- (R = Resistance) und S-Gläser (S = Strength) zur Verfügung. Alle drei Fasertypen besitzen eine niedrige Wärmeleitfähigkeit λ im Bereich 1 W/mK und sind elektrisch isolierend (siehe Tab. 2.1). Daneben gibt es noch eine große Anzahl an Glasfasern für Spezialanwendungen. [101, 102]

Tabelle 2.1.: Werkstoffeigenschaften verschiedener Glasfasertypen nach [98, 101, 104].

Werkstoffkennwert	**E-Glas**	**S-Glas**	**R-Glas**
Dichte ρ $[g/cm^3]$	2,50 - 2,60	2,45 - 2,55	2,50 - 2,53
E-Modul E_F $[GPa]$	69 - 77	75 - 88	83 - 87
Festigkeit $R^+_{F\|\|}$ $[MPa]$	1700 - 3500	3600 - 4800	4400 - 4750
Therm. Ausdehnungsk. α_T in $[10^{-6}/K]$	5,00 - 6,00	4,00 - 5,50	4,00 - 4,50
Wärmeleitfähigkeit λ $[W/mK]$	0,85 - 1,00	0,85 - 1,00	0,85 - 1,00
Elektrische Leitfähigkeit σ $[S/cm]$	$1 \cdot 10^{-11}$	$1 \cdot 10^{-11}$	$1 \cdot 10^{-11}$

Kohlenstofffaser

Kohlenstofffasern können aus unterschiedlichen Ausgangsmaterialien hergestellt werden. Dabei werden am häufigsten Polyacrylnitrilfasern (PAN-Fasern) eingesetzt. Zusätzlich ist auch eine Herstellung aus Pech, genauer Mesophasenpech, möglich. Letzterer Ausgangsstoff führt aufgrund höherer umsetzbarer C-Gehälter zu höheren mechanischen Steifigkeiten sowie thermischen und elektrischen Leitfähigkeiten. Der Grundpreis dieses Materials liegt zwar deutlich unter dem der PAN-Fasern, die aufwändige Rei-

nigung des Pechs im Raffinerieprozess verteuert die Faser jedoch sehr stark. Neben diesen beiden Materialien sind zusätzlich auch andere organische Fasern, wie Zellulose und Aramid, einsetzbar. [97, 104]

Die C-Faser besitzt einen Schichtaufbau aus zweidimensionalen Graphitstrukturen (siehe Abb. 2.4). Abweichungen von der idealen Struktur sowie eine Reduzierung des C-Gehalts führen zu geringeren Steifigkeiten und niedrigeren thermischen und elektrischen Leitfähigkeiten der Faser. Die Struktur bedingt zusätzlich anisotrope Materialeigenschaften, die sich in Faserlängs- und Faserquerrichtung deutlich unterscheiden. [97, 103, 104]

Eine Einteilung der Kohlenstofffasern erfolgt nach den longitudinalen mechanischen Kennwerten. Dabei werden diese je nach Quelle in unterschiedliche Typen aufgeteilt, wobei zwischen folgenden Hauptgruppen unterschieden wird [98, 103]:

- **HT-Fasern:** High Tenacity (hochfeste Fasern)
- **HM-Fasern:** High Modulus (Hochmodulfasern)
- **UHM-Fasern:** Ultra High Modulus (Ultra-Hochmodulfasern)

In Tab. 2.2 sind die Eigenschaften der unterschiedlichen C-Faser-Typen dargestellt. Häufig bestehen dabei HT-Fasern aus einem PAN-Precursor und HM- bzw. UHM-Fasern aus einem Pech-Precursor. Für thermische Anwendungen sind UHM-Fasern aufgrund ihrer hohen Wärmeleitfähigkeit bis zu 1000 W/mK den HT- und HM-Fasern überlegen. Die höhere Wärmeleitfähigkeit und mechanische Steifigkeit korreliert jedoch mit einer deutlich höheren elektrischen Leitfähigkeit. Die mechanischen, thermischen und elektrischen Eigenschaften der HM-Fasern liegen zwischen denen der HT- und der UHM-Fasern.

Tabelle 2.2.: Werkstoffeigenschaften verschiedener C-Fasertypen nach [98, 101, 104].

Werkstoffkennwert	**HT-Fasern**	**HM-Fasern**	**UHM-Fasern**
Dichte ρ $[g/cm^3]$	1,74 - 1,80	1,76 - 1,84	1,85 - 1,90
E-Modul E_F $[GPa]$	200 - 280	280 - 500	500 - 1000
Festigkeit $R^+_{F\|\|}$ $[MPa]$	2700 - 3750	2400 - 3200	1750 - 2100
Wärmeleitfähigkeit λ $[W/mK]$	5 - 17	100 - 200	500 - 1000
Therm. Koeff. α_T $[10^{-6}/K]$	-0,60 - -0,10	-1,20 - -0,80	-1,60 - -1,40
Elektr. Leitfähigkeit σ $[S/cm]$	500 - 750	750 - 2000	5000 - 10000

2.2.2. Kennwerte einer Einzelschicht und eines Mehrschichtverbundes

Faserverstärkte Kunststoffe sind als Mehrschichtverbund aus einzelnen Faserlagen aufgebaut. Dabei werden neben verschiedensten Geweben meist unidirektionale (UD) Lagen verwendet. In diesem sind die Fasern zu Bündeln, sogenannten Rovings, zusam-

mengefasst. Diese Rovings werden parallel zueinander angeordnet und zur besseren Handhabbarkeit miteinander vernäht.

Kennwerte Einzelschicht

Die Berechnung der Kennwerte von UD-Lagen kann näherungsweise über mikromechanische Formeln erfolgen. Dabei muss zwischen den Kennwerten in Faserlängsrichtung und in Faserquerrichtung unterschieden werden. Über Parallel- und Seriellschaltungen von Federn (für mechanische Kennwerte) oder Widerständen (für elektrische und thermische Kennwerte) können aus den Faser- und Matrixkennwerten die Kennwerte der Einzelschicht ermittelt werden. In Abb. 2.5 ist dies für den E-Modul, die Wärmeleitfähigkeit und die elektrische Leitfähigkeit dargestellt. Dabei entspricht $k_{E,F||}$ und $k_{E,F\perp}$ der mechanischen Steifigkeit der Faser in Längs- und Querrichtung sowie $k_{E,M}$ der Steifigkeit der Matrix. Ebenso sind für den Wärmewiderstand ($R_{T,F||}$, $R_{T,F\perp}$ und $R_{T,M}$) und für den elektrischen Widerstand ($R_{E,F||}$, $R_{E,F\perp}$ und $R_{E,M}$) die Werte in Faserlängs- und Faserquerrichtung sowie für die Matrix nötig. [97,98]

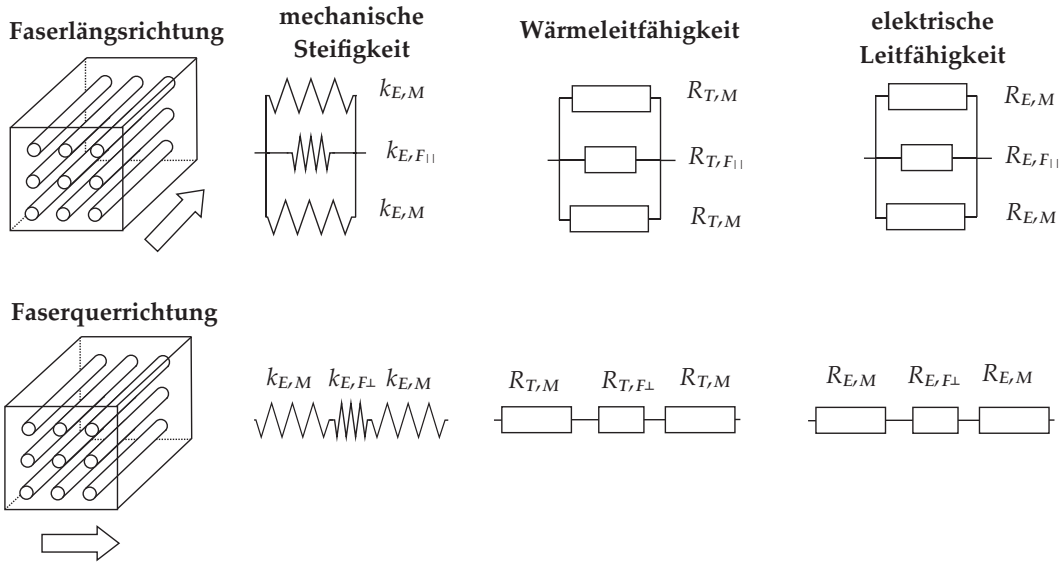


Abbildung 2.5.: Schematisches Vorgehen zur Berechnung von Werkstoffkennwerten einer UD-Lage mittels mikromechanischer Formeln

Mithilfe der gezeigten Näherungen kann über den Ansatz einer Parallelschaltung der jeweilige Kennwert $X_{||}$ in Faserlängsrichtung berechnet werden. Dies ist entweder der E-Modul $E_{||}$, die Wärmeleitfähigkeit $\lambda_{||}$ oder die elektrische Leitfähigkeit $\sigma_{||}$. Dabei ist für $X_{F||}$ der jeweils benötigte Kennwert der Faser in Längsrichtung und für X_M der Kennwert der Matrix einzusetzen. Dadurch ergibt sich der Kennwert in Faserlängsrichtung $X_{||}$ zu [97,98]:

$$X_{||} = \varphi X_{F||} + (1 - \varphi) X_M. \tag{2.19}$$

Für den Kennwert in Faserquerrichtung $X_\perp$ ist unter Verwendung des jeweiligen Kennwerts der Faser in Querrichtung $X_{F\perp}$ die Formel

$$\frac{1}{X_\perp} = \varphi \frac{1}{X_{F\perp}} + (1-\varphi)\frac{1}{X_M} \tag{2.20}$$

zu verwenden. Die Kennwerte in Faserlängsrichtung können mit Hilfe der mikromechanischen Formeln sehr genau, die Kennwerte in Faserquerrichtung dagegen eher ungenau ermittelt werden. [98, 105]

In Tab. 2.3 sind die Werte des E-Moduls, der Wärmeleitfähigkeit und der elektrischen Leitfähigkeit einer UD-Lage mit einem Faservolumengehalt φ von 60 % aufgelistet. Es sei darauf hingewiesen, dass die theoretisch berechnete elektrische Leitfähigkeit quer zur Faser nicht den in der Realität auftretenden Werten entspricht. Eine Begründung und ein experimenteller Nachweis werden in Kapitel 3.1 gegeben.

Tabelle 2.3.: Werkstoffeigenschaften verschiedener UD-Faserverbundlagen mit einem Faservolumengehalt φ von 60 % nach [98].

Werkstoffkennwert	**GFK**	**CFK-HT**	**CFK-HM**
Dichte ρ $[g/cm^3]$	2,00	1,55	1,60
E-Modul $E_{\|\|}$ $[MPa]$	45000	140000	235000
E-Modul $E_\perp$ $[MPa]$	14700	8800	5500
Wärmeleitfähigkeit $\lambda_{\|\|}$ $[W/mK]$	0,7	6,0	60,0
Wärmeleitfähigkeit $\lambda_\perp$ $[W/mK]$	0,4	0,5	0,5
Elektr. Leitfähigkeit $\sigma_{\|\|}$ $[S/cm]$	$1 \cdot 10^{-11}$	300	1200
Elektr. Leitfähigkeit $\sigma_\perp$ $[S/cm]$	$2 \cdot 10^{-15}$	$2 \cdot 10^{-15}$	$2 \cdot 10^{-15}$

Kennwerte Mehrschichtverbund

Ausgehend von den Kennwerten einer Einzelschicht können die Werkstoffeigenschaften eines Mehrschichtverbundes berechnet werden. Für die mechanische Steifigkeit wird dabei auf die etablierte Methode der klassischen Laminattheorie zurückgegriffen [98]. Auf diese wird im Rahmen dieser Arbeit nicht näher eingegangen. Für die elektrischen Kennwerte wird auf Kapitel 3 verwiesen.

Bei den Wärmeleitfähigkeiten müssen die Kennwerte der Einzelschicht längs $\lambda_{||}$ und quer zur Faser $\lambda_\perp$ je nach Lagenorientierung um dem Faserwinkel α der jeweiligen Schicht in das Koordinatensystem des Mehrschichtverbundes umgerechnet werden. Dies erfolgt durch Verwendung von

$$\lambda_x = \lambda_{||} \cos^2(\alpha) + \lambda_\perp \sin^2(\alpha) \tag{2.21}$$

und

$$\lambda_y = \lambda_{||} \sin^2(\alpha) + \lambda_\perp \cos^2(\alpha). \tag{2.22}$$

In Abb. 2.6 ist das Vorgehen zur Verdeutlichung grafisch dargestellt.

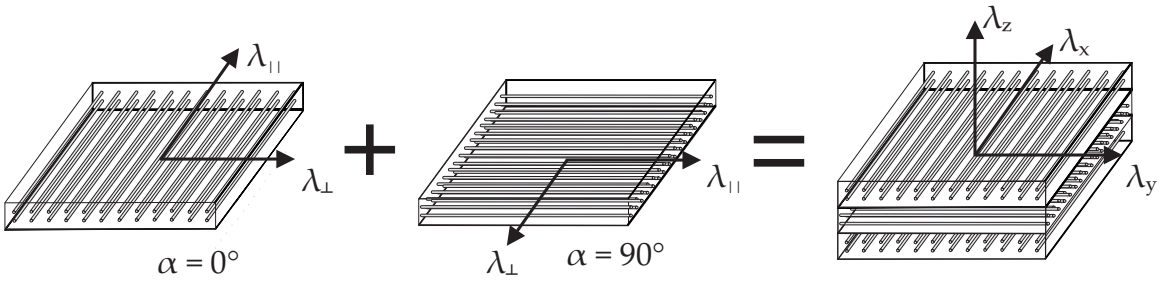


Abbildung 2.6.: Vorgehen zur Berechnung der Kennwerte eines Mehrschichtverbundes

Mit Hilfe der berechneten Werte, der Dicke der jeweiligen Einzelschicht t_i und der Gesamtdicke des Mehrschichtverbundes t_{ges} kann die Wärmeleitfähigkeit des Mehrschichtverbundes in der Ebene nach

$$\lambda_x = \sum_{i=1}^{n} \lambda_{x,i} \frac{t_i}{t_{ges}} \quad \text{und} \quad \lambda_y = \sum_{i=1}^{n} \lambda_{y,i} \frac{t_i}{t_{ges}} \tag{2.23}$$

berechnet werden. In Dickenrichtung wird die Wärmeleitfähigkeit nach

$$\lambda_z = \frac{t_{ges}}{\sum_{i=1}^{n} \frac{t_i}{\lambda_{\perp,i}}} \tag{2.24}$$

ermittelt. [97, 98, 105, 106]

2.3. Finite-Elemente-Methode

Zur Lösung vieler physikalischer und ingenieurtechnischer Fragestellungen müssen das jeweilige Phänomen beschreibende partielle Differentialgleichungen $\mu(x)$ gelöst werden. Einen etablierten numerischen Ansatz hierzu stellt die Finite-Elemente-Methode (FEM) dar.

Bei dieser Methode wird das Lösungsgebiet der jeweiligen Problemstellung in sehr kleine aber endliche Bereiche eingeteilt. Zur Lösung der Aufgabe sind nun die Knotenvariablen ρ_i, welche die Werte an ausgewählten Randpunkten dieser Bereiche darstellen, zu berechnen. [107]

Über die diskreten Knotenwerte ρ_i ist eine Integration zur Lösung der Differentialgleichung nicht möglich. Daher muss der Verlauf der Variable $\rho_i(x)$ im Bereich zwischen den Knoten, den sogenannten Elementen, definiert werden. Je nach Dimension des Lösungsgebiets entstehen dabei Linien, Flächen oder Volumenelemente. In den Elementen erfolgt die Annäherung des Variablenverlaufs über einfache, meist lineare oder quadratische Ansatzfunktionen. [108]

Aufgrund der geringen Größe der finiten Elemente ist die Näherung an die tatsächliche Differentialgleichung $\mu(x)$ ausreichend genau. Dies ist grafisch in Abb. 2.7 als

Beispiel für einen 1D-Balken verdeutlicht.

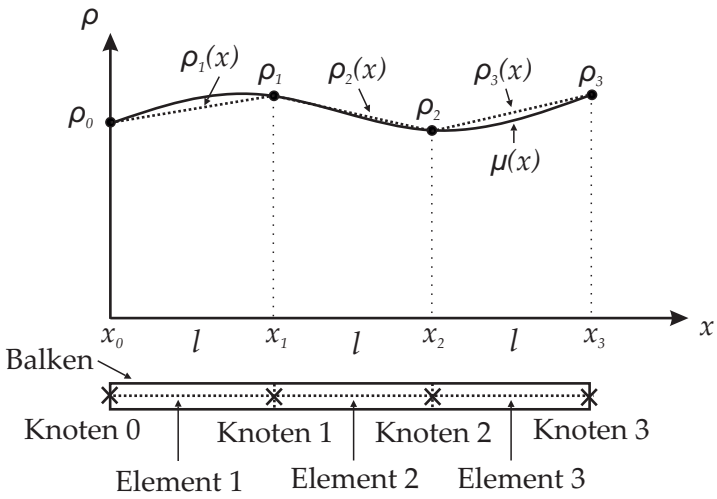


Abbildung 2.7.: Schema einer FEM-Rechnung für eine 1-D Fragestellung nach [107]

Für jedes Element wird anschließend die Elementmatrix $\boldsymbol{K_E}$ aufgestellt. Diese verknüpft den jeweiligen Belastungsvektor $\vec{S_E}$ mit den Knotenvariablen am Element $\vec{\rho_E}$ über

$$\boldsymbol{K_E}\vec{\rho_E} = \vec{S_E}. \tag{2.25}$$

Die so für jedes Element bestimmten Elementmatrizen werden anschließend zu einer Gesamtmatrix $\boldsymbol{K}$ zusammengefasst. Dieser Vorgang des Assemblierens benötigt meist eine Transformation aus dem Elementkoordinatensystem in ein globales Koordinatensystem. Man erhält den Zusammenhang aus der Gesamtmatrix $\boldsymbol{K}$ sowie dem Belastungsvektor $\vec{S}$ und dem Vektor der Knotenvariablen $\vec{\rho}$ des Gesamtsystems [109, 110]:

$$\boldsymbol{K}\vec{\rho} = \vec{S}. \tag{2.26}$$

In den gewonnenen Zusammenhang des Gesamtsystems werden schließlich die Randbedingungen der Problemstellung eingebaut. Unter Verwendung der das jeweilige Problem beschreibenden physikalischen Grundgleichungen, den Kompatibilitätsbedingungen an den Knoten und den Materialgesetzen können nun aus (2.26) die gesuchten Knotenvariablen ermittelt werden. Dabei wird das FE-Gleichungssystem meist numerisch, beispielsweise mit Hilfe des Newton-Verfahrens, gelöst. [111]

Die der FEM zugrundeliegenden Differentialgleichungen unterscheiden sich je nach vorliegendem physikalischem Problemfeld. Daraus folgend ändern sich auch die Knotenvariablen, Randbedingungen, Belastungen und benötigten Materialkenngrößen. Eine Übersicht der benötigten Größen für die im Rahmen dieser Arbeit untersuchten strukturmechanischen, thermischen und elektromagnetischen Problemstellungen ist in Tab. 2.4 aufgelistet. [111]

Tabelle 2.4.: Benötigte Größen zur Durchführen der FEM für unterschiedliche physikalische Fragestellungen nach [111–113].

	Strukturmechanik	**Wärmeleitung**	**Wirbelstromanalyse**
Knotenvariable	Verschiebung u	Temperatur T	Magn. Vektorpotential $\vec{A}$
Belastungen	Kraft F	Wärmequelle q	Strom I
Beispiele RB	Verschiebung u	Temperatur T	Magnetisches
	Geschwindigkeit v	Wärmefluss ϕ	Vektorpotential $\vec{A}$
Materialparameter	E-Modul E	Wärmeleitfähigkeit λ	Elektr. Leitfähigkeit σ
	Dichte ρ	Wärmekapazität c	Magn. Permeabilität μ

So treten zum einen Fragestellungen auf, welche auf einem einzelnen physikalischen Effekt beruhen. Beispiele hierzu sind klassische Gebiete der Strukturmechanik oder das Wärmeleitungsverhalten eines Systems. Zum anderen findet die FEM auch dann Anwendung, wenn innerhalb der Fragestellung mehrere physikalische Effekte miteinander gekoppelt vorliegen. Hierzu sei die Wirbelstromanalyse als Kombination eines elektrischen und magnetischen Problems erwähnt. Die Kopplung unterschiedlicher physikalischer Effekte kann entweder über die Gesamtmatrix $\boldsymbol{K}$ (starke Kopplung) oder den Belastungsvektor $\vec{S}$ (schwache Kopplung) erfolgen. [112, 113]

Für die praktischen Anwendungen der FEM haben sich eine Vielzahl an Softwareanbietern etabliert. Dabei sind General Purpose-Systeme modular aufgebaut und bieten dem Ingenieur die Möglichkeit verschiedenste physikalische Probleme zu bearbeiten. Beispiele hierzu sind die Softwareprogramme Abaqus, Ansys und Solid-Works. Ebenso sind eine Vielzahl an Softwarelösungen für spezifische Fragestellungen vorhanden. [114]

2.4. Optimierung mittels evolutionärer Algorithmen

Das Auffinden der optimalen Lösung zu einer bestimmten Problemstellung führt in beinahe jeder wissenschaftlichen Disziplin zu Schwierigkeiten. So stellt sich auch bei ingenieurwissenschaftlichen Problemen häufig die Frage nach einer geeigneten Optimierungsstrategie. Dabei kann aus einer Vielzahl an Verfahren zur Lösung des jeweiligen Optimierungsproblems gewählt werden. Eine Möglichkeit stellen dabei die stochastischen Optimierungsalgorithmen und im speziellen die evolutionären Algorithmen dar. Auf diese wird in diesem Kapitel näher eingegangen.

2.4.1. Grundlagen Optimierung

Die Lösung von Optimierungsproblemen besteht allgemein darin, eine Zielfunktion $f(\vec{x})$ zu minimieren. Die Optimierungsaufgabe kann allgemein nach

$$\min_{\vec{x}} \{f(\vec{x}) \,|\, \vec{x} \in X\} \text{ mit } X = \{\vec{x} \in \mathbb{R}^n \,|\, \vec{g}(\vec{x}) \leq 0,\, \vec{h}(\vec{x}) = 0\} \tag{2.27}$$

formuliert werden.

Sie beinhaltet neben der n-dimensionalen Menge der reelen Zahlen $\mathbb{R}^n$ folgende Komponenten:

- $\vec{x}$: Entwurfs-/Designvariable
- $f(\vec{x})$: Zielfunktion
- X: Entwurfsraum
- $\vec{g}(\vec{x})$: Funktion Ungleichheitsrestriktion
- $\vec{h}(\vec{x})$: Funktion Gleichheitsrestriktion

Dabei kann eine Optimierung wahlweise auch ohne Restriktionsfunktionen durchgeführt werden. [115, 116]

Zur Lösung der jeweiligen Optimierungsaufgabe ist die Wahl des passenden Optimierungsverfahrens entscheidend. Je nach vorliegender Problemstellung muss eine Auswahl des geeigneten Verfahrens getroffen werden. Eine Auswahl kann nach folgenden Kriterien erfolgen [115, 117]:

- Art der Ziel- und Restriktionsfunktionen (linear/nicht-linear)
- Benötigte Ableitung der Ziel- und Restriktionsfunktionen (ableitungsfrei/1. Ableitung/2. Ableitung)
- Art der Entwurfsvariable (kontinuierlich/diskret)
- Art des Optimierungsverfahrens (deterministisch/stochastisch)

Im Rahmen dieser Arbeit kommt es zu einer Optimierungsaufgabe mit nicht geschlossen lösbaren sowie nicht-linearen Ziel- und Restriktionsfunktionen, welche einen nicht stetigen Verlauf aufweisen. Zusätzlich werden diskrete Entwurfsvariablen eingesetzt. Derartige Optimierungsaufgaben können deterministisch nicht bestimmt werden. Daher kommt ein stochastisches Optimierungsverfahren zum Einsatz. Drei der am häufigsten eingesetzten Algorithmen dieser Verfahrensart sind [115, 116]:

- Monte-Carlo-Methode (rein zufällige Auswahl der Entwurfsvariablen)
- Simulated Annealing (orientiert sich an Erstarrungsprozessen von Schmelzen)
- Evolutionsalgorithmen (angelehnt an Evolutionsvorgänge in der Natur)

Im Rahmen dieser Arbeit wird nicht auf die Monte-Carlo-Methode zurückgegriffen, da dieses häufig in einem lokalen Minimum verharrt und nicht den kompletten Lösungsraum absucht. Sowohl die Simulated Annealing Methode als auch die Evolutionsalgorithmen kommen für die Lösung sehr komplexer Optimierungsaufgaben in Frage [118]. Aufgrund der größeren Anzahl an Forschungen zu den Evolutionsalgorithmen und damit einer größeren theoretischen Wissensbasis wird hier auf einen derartigen Algorithmus zurückgegriffen.

2.4.2. Ablauf evolutionärer Algorithmen

Die evolutionären Algorithmen orientieren sich an Evolutionsvorgängen in der Natur. Es wird im Wesentlichen zwischen den genetischen Algorithmen und den Evolutionsstrategien unterschieden. Dabei werden bei den genetischen Algorithmen binäre Entwurfsvariablen, die über geeignete Verfahren in die reellwertigen Variablen überführt werden, verwendet. Bei den Evolutionsstrategien dagegen wird direkt mit den reellwertigen Entwurfsvariablen gerechnet. [115, 119]

Der grundsätzliche Ablauf ist bei beiden Algorithmen ähnlich. In einem ersten Schritt wird eine zufällige Startpopulation erzeugt. Die darin enthaltenen Individuen, genannt Eltern, repräsentieren verschiedene Lösungen für die Optimierungsvariable. Diese werden über sogenannte Fitnesswerte bewertet, wobei bei deren Berechnung der aktuelle Wert der Entwurfsvariable sowie die Einhaltung der Restriktionsfunktionen berücksichtigt wird. Anschließend werden anhand der Fitnesswerte Individuen selektiert, aus denen über Rekombination, Mutation oder einen Übertrag als Elite die neue Population erzeugt wird. Diese drei Vorgänge, die sogenannten Evolutionsfaktoren, werden im nächsten Kapitel genauer beschrieben. Die in der neuen Population enthaltenen Individuen werden als Kinder bezeichnet. Anschließend wird in einem Evaluierungsschritt getestet, ob die Abbruchkriterien erfüllt sind. Ist dies der Fall, wird der Algorithmus beendet und das Individuum mit dem niedrigsten Zielwert als Optimum ausgegeben. Anderenfalls wird mit der neuen Population erneut bei der Berechnung der Fitnesswerte gestartet. In Abb. 2.8 ist der Ablauf zur Verdeutlichung grafisch dargestellt. [120–122]

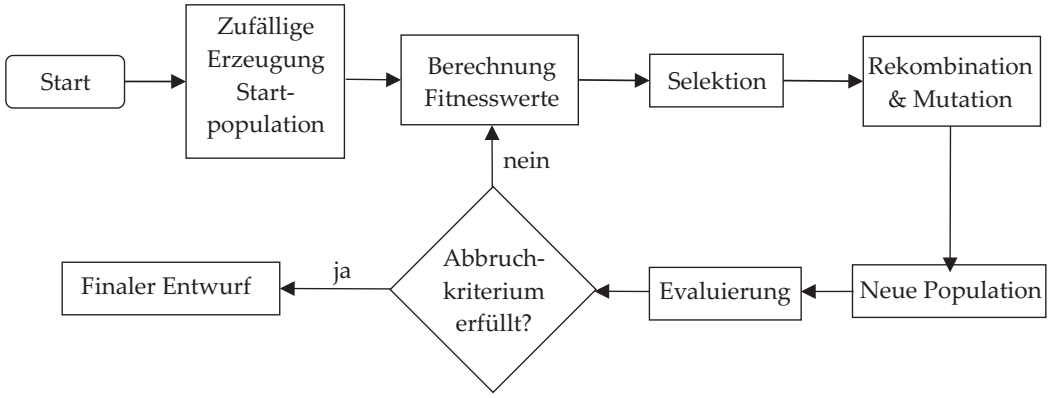


Abbildung 2.8.: Schematischer Ablauf eines genetischen Algorithmuses

Je nach evolutionärem Algorithmus unterscheiden sich die Herangehensweisen bei den einzelnen Schritten. So wird bei den genetischen Algorithmen eine hohe Rekombinations- und bei Evolutionsstrategien eine hohe Mutationsrate gewählt. Für nähere Information sei auf die Fachliteratur verwiesen [120–123].

Die Qualität der Optimierungsergebnisse unterscheidet sich zwischen genetischen Algorithmen und Evolutionsstrategien kaum [122]. Da ein genetischer Algorithmus bereits in Matlab implementiert ist, wird im Rahmen dieser Arbeit auf dieses Optimie-

rungsverfahren zurückgegriffen. Die wichtigsten Evolutionsfaktoren für den genetischen Algorithmus werden zur Veranschaulichung im folgenden Kapitel dargestellt.

2.4.3. Evolutionsfaktoren

Die folgenden drei Evolutionsfaktoren zeigen sich innerhalb einer Population dafür verantwortlich, wie die Individuen der nächsten Generation erzeugt werden:

Elite

Bei der Elite-Selektion werden ohne Veränderung Individuen an die nächste Generation weitergegeben. Dabei werden diejenigen Individuen aus der Vorgängerpopulation ausgewählt, die die beste Fitnessfunktion aufweisen. Dies sorgt dafür, dass die Qualität der besten Individuen zur nächsten Generation nicht abnimmt. [121, 124]

Mutation

Die Mutation bildet die in der Natur vorkommende Änderung eines Individuums aufgrund äußerer Einflüsse ab. Dabei werden die sogenannten Gene eines einzelnen Individuums verändert. Mit einem Gen wird dabei ein Wert in dem Vektor der Optimierungsvariable $\vec{x}$ bezeichnet. Ziel ist es, nicht in einem lokalen Minimum zu verharren sondern den ganzen Lösungsraum abzusuchen. Der genetische Algorithmus nutzt die Mutation nur zu einem geringen Prozentsatz, da sonst die durchschnittliche Qualität der Gesamtpopulation stark verringert wird. [121, 124]

Rekombination

Die Rekombination simuliert die natürliche Fortpflanzung. So wird durch Kombination der Gene zweier Eltern ein neues Individuum gebildet. Die genetischen Algorithmen nutzen diese Art des genetischen Operators sehr häufig, da so ein großer Bereich des Lösungsraums unter Beibehaltung der Qualität der Gesamtpopulation abgesucht wird. [124, 125]

In Abb. 2.9 sind die drei Vorgehen zur Veranschaulichung dargestellt. Für nähere Informationen zu den Evolutionsfaktoren sei auf die Fachliteratur verwiesen. [121, 124, 125]

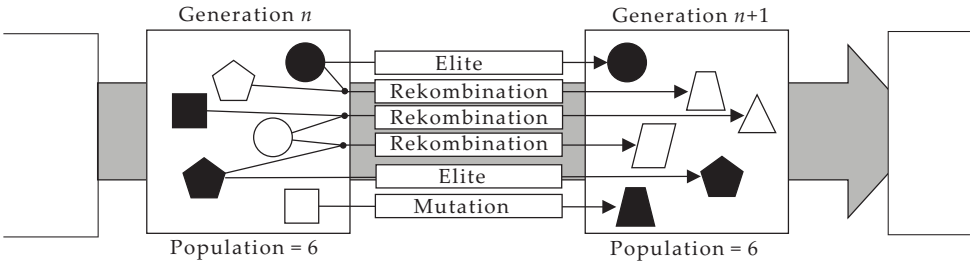


Abbildung 2.9.: Beispielhafte Darstellung eines Evolutionsvorganges

3. Elektromagnetisches Materialverhalten von Faserverbundwerkstoffen und Ferriten

Voraussetzung für den Einsatz von FVK im Umfeld einer induktiven Ladeeinheit ist eine möglichst geringe Interaktion des Werkstoffes mit dem elektromagnetischen Feld. Wirbelströme und dadurch bedingte ohmsche Verluste im Werkstoff müssen vermieden werden. Hierfür ist ein erweitertes Wissen über die elektrischen Werkstoffkennwerte von Faserverbunden sowie deren Verhalten im elektromagnetischen Feld nötig.

Auch die in der Ladeeinheit eingesetzten Ferrite können die Effizienz des Systems während der Leistungsübertragung verringern. Diese Materialien zeigen ein sehr sprödes Verhalten und sind daher anfällig für mechanische Beschädigungen. Der Einfluss der entstehenden Risse auf das elektromagnetische Verhalten der Ferrite ist daher zu untersuchen.

3.1. Elektrische Werkstoffkennwerte von Faserverbunden

Als Eingangsgrößen für die analytischen oder numerischen Berechnungen des Verhaltens von FVK im elektromagnetischen Feld sind die magnetischen und elektrischen Werkstoffkennwerte des jeweiligen Materials nötig. Sowohl GFK als auch CFK verhält sich magnetisch neutral [98, 126].

Daher wird im Rahmen dieser Arbeit die magnetische Permeabilität von Faserverbunden auf den Wert der magnetischen Feldkonstanten μ_0 gesetzt. Elektrisch muss zwischen dem isolierenden GFK und dem leitenden CFK unterschieden werden. Die elektrischen Leitfähigkeiten unterschiedlicher CFK-Materialien werden im Folgenden experimentell ermittelt.

3.1.1. Versuchsbeschreibung

Aufgrund der Anisotropie des CFK sind zur elektrischen Charakterisieren des Werkstoffes die Leitfähigkeiten längs zur Faser $\sigma_{F||}$ und quer zur Faser $\sigma_{F\perp}$ sowie der spezifische Kontaktwiderstand zwischen zwei FVK-Lagen ρ_K nötig. Diese Werkstoffkennwerte werden über Widerstandsmessungen an verschiedenen Probekörpern ermittelt.

Versuchsaufbau

Die Vermessung der elektrischen Widerstandswerte erfolgt über das Prinzip der Vierleitermessung. Durch dieses Verfahren werden Messverfälschungen durch Leitungs- und Anschlusswiderstände verringert. Diese Messmethode ist im eingesetzten Multimeter Rigol DM 3058E bereits implementiert. Um vergleichbare Messbedingungen zu erhalten werden alle Proben und Messleitungen in Klemmvorrichtungen fixiert. Hierdurch

wird sichergestellt, dass die Messspitzen die Probekörper immer an der gleichen Stelle kontaktieren (siehe Abb. 3.1).

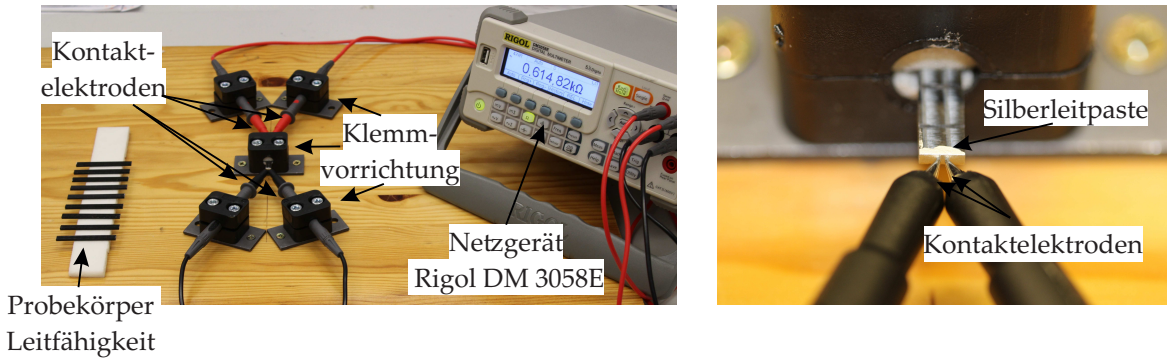


Abbildung 3.1.: Messaufbau zur Ermittlung der elektrischen Kenngrößen einer CFK-Probe

Während der Messung wird über zwei der Elektroden ein Strom I_{mess} angelegt und über die beiden verbleibenden Elektroden hochohmig die Spannung U_{mess} abgegriffen. Am Multimeter kann der nach

$$R_{mess} = \frac{U_{mess}}{I_{mess}} \tag{3.1}$$

berechnete elektrische Widerstand R_{mess} der jeweiligen Probe abgelesen werden.

Versuchsauswertung

Die mit Hilfe der beschriebenen Messmethode ermittelten Widerstandswerte R_{mess} müssen in spezifische Kennwerte umgerechnet werden. Dabei werden zur Messung zwei unterschiedliche Arten von Probekörpern verwendet. Für die beiden spezifischen Leitfähigkeiten $\sigma_{F||}$ und $\sigma_{F\perp}$ kommen rechteckige Streifen mit Länge l_{Leit} und Breite b_{Leit} zum Einsatz. In Abb. 3.2 sind diese für einen UD-CFK inklusive des analogen elektrischen Widerstandsnetztes dargestellt.

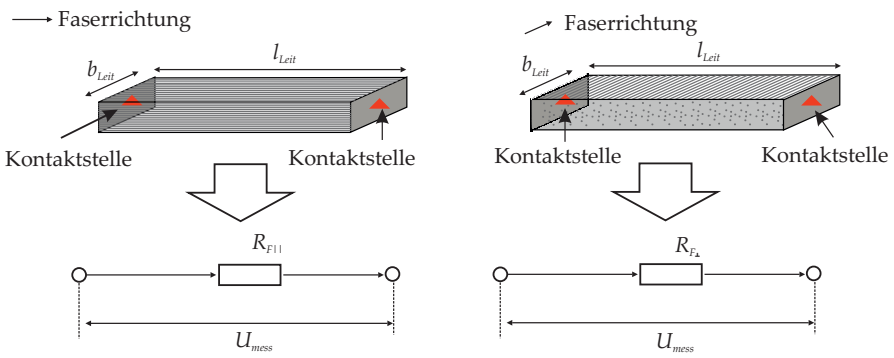


Abbildung 3.2.: Schematische Darstellung der Probekörper inklusive analoger Widerstandsnetze zur Messung der spezifischen Leitfähigkeiten

Mit den gemessenen Widerstandswerten R_{mess} können die beiden elektrischen Leitfähigkeiten unter Verwendung der Probendicke d_{Leit} nach

$$\sigma_i = \frac{l_{Leit}}{R_{mess} b_{Leit} d_{Leit}} \tag{3.2}$$

berechnet werden.

Für die Ermittlung der spezifischen Kontaktwiderstände werden winkelförmige Proben mit einer inneren Schenkellänge l_{Sl} und einer Breite der Schenkel $b_{Sl,i}$ verwendet. Zu den Proben wird ein analoges Widerstandsnetz aufgebaut (siehe Abb. 3.3). Dabei wird der Strom in den Lagen vernachlässigt, in denen er quer zur Faser fließen müsste. Diese Annahme stützt sich auf die im nächsten Kapitel beschriebenen Ergebnisse der Messungen zur elektrischen Leitfähigkeit. So werden je nach Material elektrische Leitfähigkeiten in Faserlängsrichtung im Bereich von 20000 − 70000 S/m und quer zur Faser von ungefähr 5 − 10 S/m ermittelt. Aufgrund der großen Unterschiede in den beiden Leitfähigkeiten ist somit kein Stromfluss in Lagen zu erwarten, in welchen dieser quer zur Faser fließen würde.

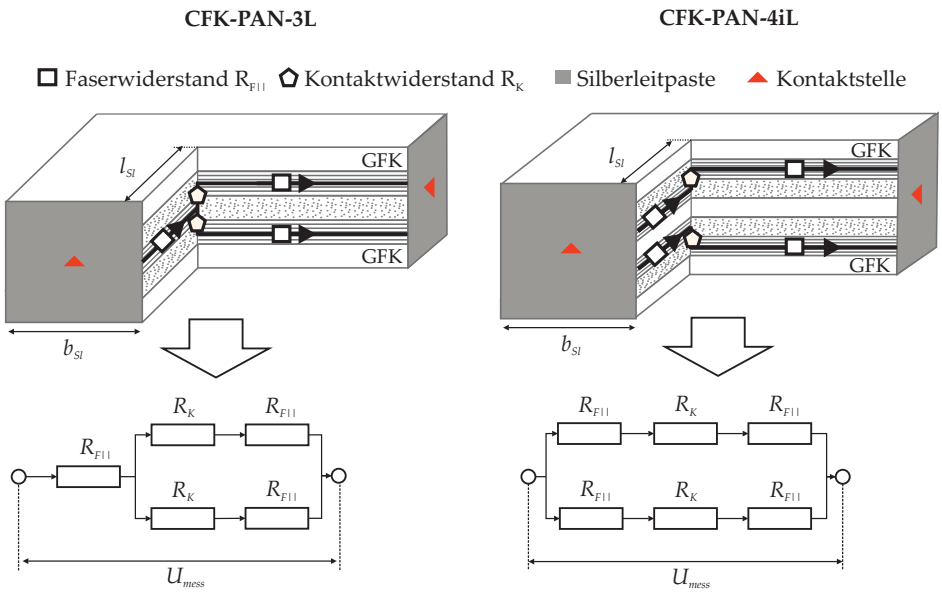


Abbildung 3.3.: Schematische Darstellung der Probekörper inklusive analoger Widerstandsnetze zur Messung des Kontaktwiderstands

Durch eine Netzwerkanalyse der analogen elektrischen Widerstandsschaltungen in Abb. 3.3 können die Kontaktwiderstände R_K ermittelt werden. Hierfür sind der gemessene Widerstand R_{mess} und die zuvor zu ermittelnden elektrischen Leitfähigkeiten in Faserrichtung $\sigma_{F||}$ nötig. Für die Proben CFK-PAN-3L erfolgt so die Berechnung mit der Probendicke d_{Sl} nach

$$R_K = 2(R_{mess} - \frac{l_{Sl}}{\sigma_{F||} b_{Sl} d_{Sl}}) \tag{3.3}$$

und für die Proben CFK-PAN-4iL nach

$$R_K = 2R_{mess} - 3\frac{l_{Sl}}{\sigma_{F||} b_{Sl} d_{Sl}}. \tag{3.4}$$

Anschließend kann hiermit auf den spezifischen Kontaktwiderstand geschlossen werden. In verschiedenen Untersuchungen wird dabei zum einen auf die Probenbreite b_{Sl} und zum anderen auf die Kontaktfläche b_{Sl}^2 referenziert [127–132]. Dadurch ergeben sich die beiden spezifischen Kontaktwiderstände zu

$$\rho_{K,b} = \frac{R_K}{b_{Sl}} \tag{3.5}$$

oder

$$\rho_{K,b^2} = \frac{R_K}{b_{Sl}^2}. \tag{3.6}$$

Im folgenden Kapitel werden die Ergebnisse der beiden Vorgehensweisen miteinander verglichen. Anschließend soll entschieden werden, welche der beiden Referenzierungsarten für die analytischen und numerischen Berechnungen im Rahmen dieser Arbeit geeigneter sind.

Probekörper

Für die elektrischen Vermessungen werden insgesamt sieben FVK-Varianten verwendet (siehe Tab. 3.1). Dabei handelt es sich bei dem CFK-Material auf Polyacrylnitril-Basis (CFK-PAN) um ein UD-Gelege mit einem Flächengewicht von 300 g/m^2 aus der SGL Faser C T50-4.4/255-E100. Für das pechbasierte Gelege (CFK-Pech) mit einem Flächengewicht von 450 g/m^2 wird auf die Faser K63712 von Mitsubishi zurückgegriffen. Die Platten werden in einem RTM-Prozess mit dem Epoxidharz Araldite® LY 3585 als Matrix hergestellt. Dabei sind die Plattendicken so gewählt, dass alle Probekörper einen Faservolumengehalt von 45 % aufweisen.

Tabelle 3.1.: Verwendete Probekörper zur Messung der elektrischen Kenngrößen

Bezeichnung	**Plattendicke**	**Dicke Einzellage CFK**	**Lagenaufbau**
CFK-PAN-UD	1,85 mm	0,37 mm	$[0_{\mathrm{PAN}}]_5$
CFK-Pech-UD	3,29 mm	0,47 mm	$[0_{\mathrm{Pech}}]_7$
CFK-PAN-1L	2,17 mm	0,37 mm	$[0_{\mathrm{Glas}}/90_{\mathrm{Glas}}/0_{\mathrm{Glas}}/\underline{90_{\mathrm{PAN}}}]_{\mathrm{S}}$
CFK-PAN-3L	2,91 mm	0,37 mm	$[0_{\mathrm{Glas}}/90_{\mathrm{Glas}}/0_{\mathrm{Glas}}/90_{\mathrm{PAN}}/\underline{0_{\mathrm{PAN}}}]_{\mathrm{S}}$
CFK-PAN-4iL	2,38 mm	0,37 mm	$[0_{\mathrm{Glas}}/90_{\mathrm{PAN}}/0_{\mathrm{PAN}}/\underline{90_{\mathrm{Glas}}}]_{\mathrm{S}}$
CFK-PAN-9L	3,33 mm	0,37 mm	$[0_{\mathrm{PAN}}/90_{\mathrm{PAN}}/0_{\mathrm{PAN}}/90_{\mathrm{PAN}}/\underline{0_{\mathrm{PAN}}}]_{\mathrm{S}}$
CFK-Pech-9L	4,23 mm	0,47 mm	$[0_{\mathrm{Pech}}/90_{\mathrm{Pech}}/0_{\mathrm{Pech}}/90_{\mathrm{Pech}}/\underline{0_{\mathrm{Pech}}}]_{\mathrm{S}}$

Nach der Herstellung werden die Platten mittels Wasserstrahl auf die passende Probengeometrie zugeschnitten (siehe Tab. 3.2). Es werden Winkel mit drei unterschiedlichen Schenkelbreiten $b_{Sl,i}$ hergestellt, um die beiden in (3.5) und (3.6) verwendeten Referenzierungsarten zu vergleichen. Die innere Schenkellänge l_{Sl} der Proben wird immer konstant gehalten, um gleiche Widerstände in Faserrichtung $R_{F||}$ in den analogen elektrischen Widerstandsnetzen zu erhalten (siehe Abb. 3.3).

Tabelle 3.2.: Geometrische Parameter der Probekörper zur Messung der elektrischen Leitfähigkeit

Parameter	l_{Leit}	b_{Leit}	l_{Sl}	$b_{Sl,1}$	$b_{Sl,2}$	$b_{Sl,3}$
Wert	50 mm	5 mm	25 mm	5 mm	7,5 mm	10 mm

Zur Vermessung der beiden elektrischen Leitfähigkeiten werden zehn Probekörper und für die Ermittlung der spezifischen Kontaktwiderstände fünf Probekörper hergestellt. Alle Proben werden mittels der Messspitzen eines Multimeters kontaktiert. Um die dort entstehenden Kontaktwiderstände zu vermeiden und den Strom gleichmäßig über die Stirnfläche einzuleiten, werden die Probenenden mittels einer Silberleitpaste bestrichen (siehe Abb. 3.4).

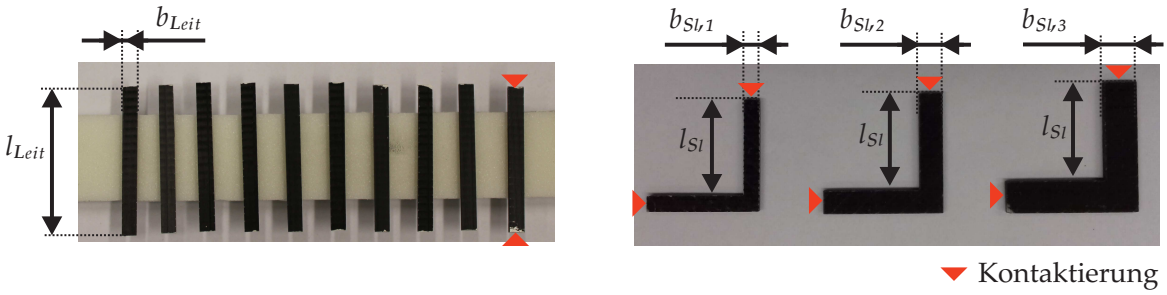


Abbildung 3.4.: Übersicht Probekörper für die Messung der elektrischen Leitfähigkeiten (links) und Kontaktwiderstände (rechts)

3.1.2. Darstellung elektrischer Werkstoffkennwerte

Die gemessenen sowie mittels mikromechanischen Formeln (siehe Kap. 2.2.2) berechneten elektrischen Leitfähigkeiten längs $\sigma_{F||}$ und quer $\sigma_{F\perp}$ sind in Abb. 3.5 dargestellt. Als Dicke d_{Leit} in (3.2) wird dabei die Gesamtdicke aller elektrisch leitfähigen Lagen verwendet. Der als Isolationslage eingesetzte GFK wird in der Rechnung nicht berücksichtigt, um den spezifischen Kennwert nur auf die leitfähigen Lagen zu referenzieren.

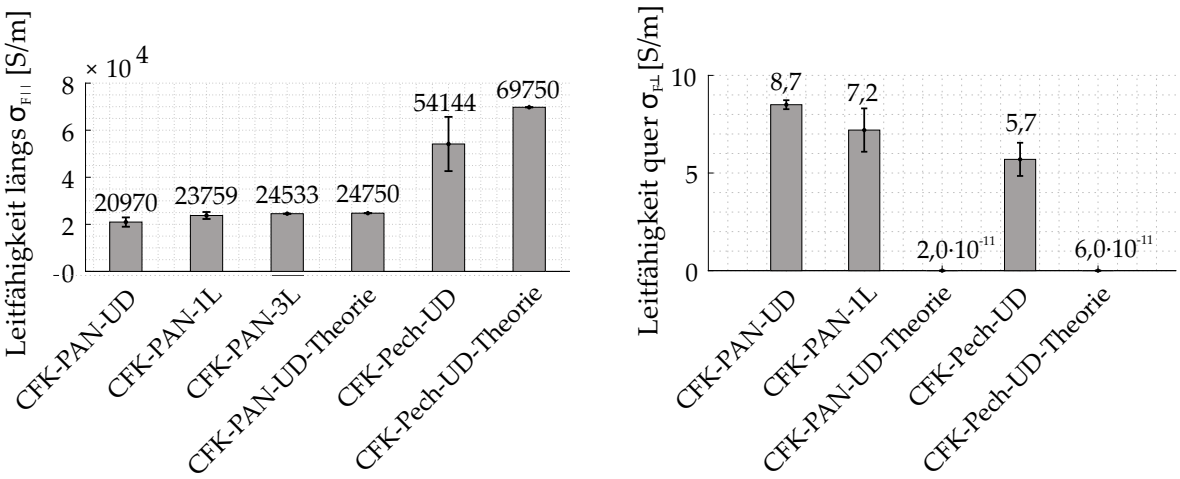


Abbildung 3.5.: Gemessene und berechnete elektrische Leitfähigkeit verschiedener CFK-Materialien längs (links) und quer (rechts) zur Faserrichtung

Für das CFK-PAN-Material liegen die gemessenen Werte knapp unterhalb des theoretisch ermittelten Wertes von 24750 S/m. Zusätzlich ist zu erkennen, dass die Werte für die Probe CFK-PAN-UD am geringsten ausfallen. In dieser muss sich ausgehend von der Kontaktstelle der Messspitze der Strom erst über den kompletten Querschnitt der Probe verteilen. Trotz Kontaktierung mit Silberleitlack wird der Strom nicht homogen über die komplette Stirnfläche der Probe eingeleitet. Daher gibt es stromfreie Bereiche in den Probenecken, die in (3.2) über die Breite $b_{Leit,i}$ und Dicke $d_{Leit,i}$ dennoch mit einberechnet werden und das Ergebnis verfälschen. Für die Probe CFK-PAN-1L muss sich der Strom nur über eine geringere Probendicke d_i verteilen. Bei der Probe CFK-PAN-3L wird der Stromfluss in die Probenbreite durch die zusätzliche 90° Lage unterstützt. Daher entstehen bei CFK-PAN-1L und CFK-PAN-3L deutlich geringere stromfreie Bereiche. Für das pechbasierte CFK werden diese Bereiche deutlich größer, da der Strom durch die höhere Faserleitfähigkeit in noch geringerem Maße in Breiten- und Dickenrichtung der Probe verteilt wird.

Für die folgenden Modelle wird auf die im Vergleich zu den Messwerten höheren theoretisch berechneten Leitfähigkeiten zurückgegriffen. Dies begründet sich zum einen in der höheren Standardabweichung und damit geringeren Reproduzierbarkeit des Messwertes für CFK-Pech-UD. Zum anderen führen höhere Leitfähigkeiten zu einer höher berechneten elektromagnetisch absorbierten Leistung und damit einer kritischeren Bewertung der Wirbelstromverluste.

Die Leitfähigkeiten quer zur Faser $\sigma_{F\perp}$ liegen deutlich unter den Leitfähigkeiten in Faserrichtung $\sigma_{F||}$. Dennoch übersteigen sie die theoretisch ermittelten Werte um mehrere Größenordnungen. Im theoretischen Ansatz wird von perfekt voneinander isolierten Fasern ausgegangen und der Widerstand des Harzes dominiert. Diese Annahme scheint in der Realität so nicht zuzutreffen. Die Vermutung liegt nahe, dass verwaschene Einzelfilamente die Harzbereiche überbrücken. Um die Messungen noch zu verifizieren, werden

in einer Forschungsarbeit von Macken et al. [133] die identischen Fasergelege mit Hilfe eines Vakuumsackaufbaus zu Laminaten verarbeitet und anschließend elektrisch vermessen. Die Resultate bestätigen die Ergebnisse von elektrischen Leitfähigkeiten quer zur Faser im Bereich $5 - 10$ S/m.

Wie in der Literatur beschrieben, ist die elektrische Leitfähigkeit $\sigma_{F\perp}$ von vielen Faktoren abhängig. Hier seien der Faservolumengehalt [134,135], Halbzeug und Fertigungsprozess [136, 137] sowie der Schädigungszustand [134, 138] genannt. Diese Abhängigkeiten werden in den theoretischen Rechnungen nicht berücksichtigt. Eine Berechnung nach dem Ansatz in Kapitel 2.2.2 ist folglich nicht sinnvoll. Für die weiteren Simulationen und Untersuchungen wird daher auf die gemessenen Werte für die Leitfähigkeit quer zur Faser $\sigma_{F\perp}$ zurückgegriffen.

Zusätzlich sind für das im folgenden Kapitel beschriebene analytische Modell die Kontaktwiderstände nötig. Wissenschaftliche Untersuchungen zeigen, dass diese stark von den Fertigungsbedingungen an den Überlappungen wie Druck und der Oberflächenbeschaffenheit der Halbzeuge abhängen [139, 140]. Dies zeigt sich auch in den sehr großen Schwankungen der in der Literatur gemessenen Werte für den Kontaktwiderstand ρ_K. Diese liegen im Bereich von $0,1 - 10,0\ \Omega\text{cm}^2$ beziehungsweise bei Angabe als elektrische Leitfähigkeit im Bereich von $0,015 - 1,012$ S/m [127–132].

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit werden die Werte zum einen auf die Kontaktfläche $b_{Sl,i}^2$ und zum anderen auf die Breite der L-förmigen Messprobe $b_{Sl,i}$ bezogen. Die Ergebnisse sind in Abb. 3.6 zu sehen.

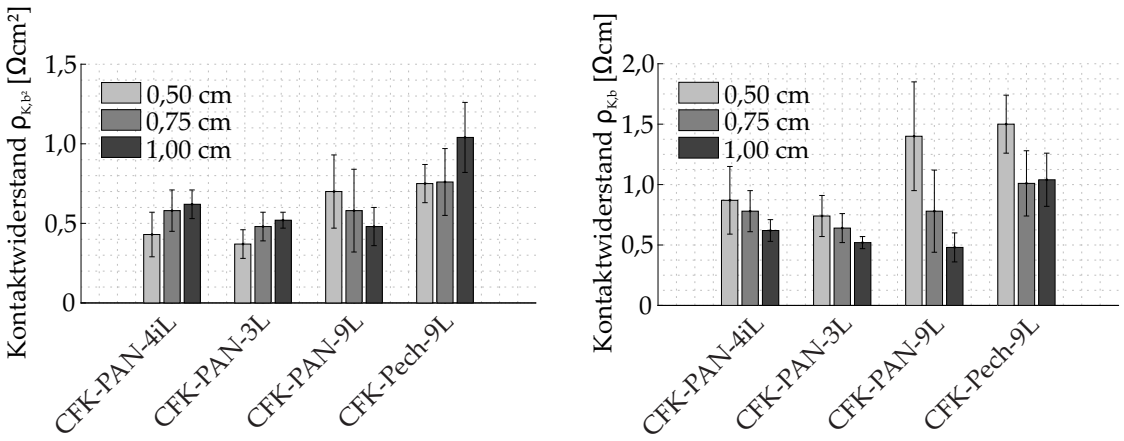


Abbildung 3.6.: Kontaktwiderstände verschiedener FFK-Materialien bezogen auf die Fläche der Kontaktstellen $b_{Sl,i}^2$ (links) und die Breite $b_{Sl,i}$ der Proben (rechts)

Dabei zeigt sich, dass für beide Bezugsarten kein konstanter Wert für die Proben mit unterschiedlichen Schenkelbreiten erhalten wird. Aufgrund der hohen Standardabweichungen der Proben sind diese Tendenzen jedoch nicht statistisch belegbar. Wird der Widerstand auf die Kontaktfläche bezogen, so steigt dieser Wert im Falle der Pro-

ben CFK-PAN-4iL, CFK-PAN-3L und CFK-Pech-9L mit der Fläche an. Im Falle der Probe CFK-PAN-9L wiederum sinkt er mit größer werdender Kontaktfläche. Werden die Werte auf die Schenkelbreite bezogen, ist bei allen Proben ein Abfall der Werte zu erkennen. Mit einer Größenordnung von $0,40 - 1,05\ \Omega\text{cm}^2$ liegen die Widerstände im Bereich der in der schon vorhandenen Literatur gemessenen Werte.

Für die weiteren Berechnungen werden für alle Materialien Werte des Kontaktwiderstandes von $0,5\ \Omega\text{cm}$ angenommen. Als Bezugsgröße wird die Schenkelbreite der Proben herangezogen, da nur so der analytische Ansatz aus Kap. 3.2 möglich ist. Dort werden die Widerstände der Leiterschleifen für schmale Streifen berechnet. Würde ein Bezug auf die Fläche erfolgen, nimmt der Kontaktwiderstand mit kleiner werdender Streifenbreite quadratisch zu. Damit enteilt er den Widerständen in Faserrichtung $R_{F,||}$ und quer zur Faser $R_{F,\perp}$, die linear mit sinkender Breite ansteigen. Die absorbierte Leistung ist somit bei einem Bezug auf die Fläche von den Kontaktwiderständen dominiert, was durch die Ergebnisse der weiteren Kapitel widerlegt wird.

3.2. Verhalten von Faserverbunden im elektromagnetischen Feld

Für eine geringe Interaktion des eingesetzten Faserverbundes mit dem elektromagnetischen Feld muss die durch den Werkstoff absorbierte elektromagnetische Leistung soweit möglich verringert werden [83]. Die durch Induktionseffekte entstehenden Wirbelströme erwärmen sonst das Material über ohmsche Verluste.

3.2.1. Analytischer und numerischer Ansatz

Um Aussagen über die Höhe der absorbierten Leistung zu ermöglichen, können neben experimentellen Untersuchungen auch analytische und numerische Ansätze gewählt werden. Analytisch ist die Modellierung des FVK über eine analoge Schaltung aus elektrischen Widerständen möglich. Als numerischer Ansatz kann auf die FEM zurückgegriffen werden.

Stützend auf Erkenntnisse verschiedener Forschungsarbeiten werden einige physikalische Effekte für die theoretische Modellbildung vernachlässigt. So zeigen Yarlagadde et al., dass erst ab einer Frequenz f des EM-Feldes von 100 MHz dielektrische Effekte im Material Einfluss auf die Leistungsabsorption haben [131]. Daher werden diese Effekte im Rahmen dieser Arbeit vernachlässigt. Untersuchungen von Wang, Mei und Chung ergeben, dass sich selbst bei Temperaturanstiegen von 150°C der elektrische Kontaktwiderstand um höchstens 3 % ändert [141]. Messungen von El Sawi et al. bestätigen diese Ergebnisse und zeigen zusätzlich, dass auch bei den elektrischen Leitfähigkeiten in Faserrichtung und quer zur Faser die Abhängigkeit von der Temperatur vernachlässigt werden kann. Zusätzlich wird in dieser Untersuchung aufgezeigt, dass erst ab einer Frequenz f von $1,5$ MHz eine frequenzabhängige Änderung der elektrischen Leitfähig-

keiten messbar ist [142]. Daher werden Temperatur- und Frequenzabhängigkeiten in den folgenden theoretischen Betrachtungen nicht berücksichtigt.

Eine zusätzliche Vereinfachung wird durch die Verwendung von Effektivwerten erreicht, was aufgrund des sinusförmigen Charakters des elektromagnetischen Feldes möglich ist [143].

Analytische Modellierung mittels analoger elektrischer Widerstandsschaltungen

Um die elektromagnetische Leistungsabsorption des FVK über Wirbelstromverluste analytisch zu berechnen, wird der Faserverbund über ein analoges elektrisches Netz aus Widerständen modelliert. Dieses Vorgehen wird bereits in den Untersuchungen von Miller et al., Fink et al. und Varlagadda et al. verwendet [45, 47, 131]. Im Gegensatz zu diesen Studien erfolgt im Rahmen dieser Arbeit zusätzlich eine Betrachtung von elektrisch isolierten Einzellagen. Ein weiterer analytischer Ansatz wäre die Homogenisierung der Werkstoffkennwerte und die Anwendung von Modellen zur induktiven Erwärmung von isotropen Werkstoffen [144, 145]. Diese Möglichkeit wird jedoch nicht weiter verfolgt, weil die dabei vernachlässigte Anisotropie eine der Hauptcharakteristika von FVK darstellt.

Für eine Berechnung der von einem FVK absorbierten Leistung wird für jede der darin befindlichen Lagen eine analoge elektrische Schaltung aus Widerständen aufgebaut. Hierzu wird der Faserverbund in Streifen der Breite b und Kantenlänge a_i eingeteilt (siehe Abb. 3.7). Anschließend werden für jeden dieser Streifen die analogen elektrischen Widerstände berechnet.

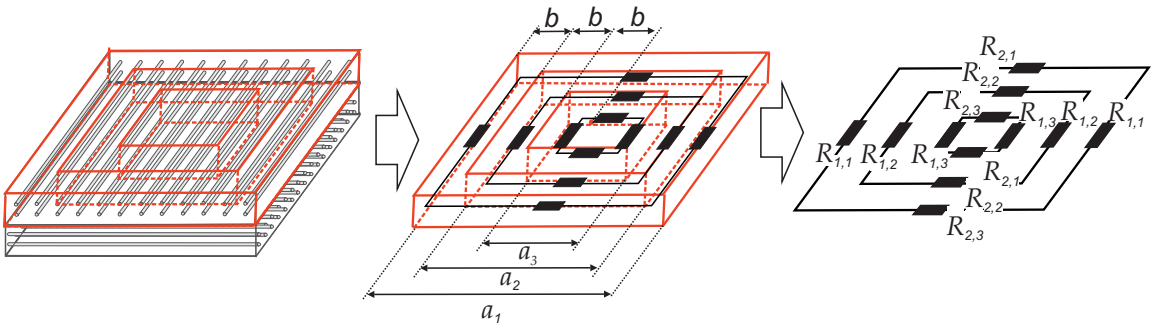


Abbildung 3.7.: Vorgehen zur Bildung der analogen Widerstandsnetze der einzelnen FVK-Lagen

Je nach Lagenaufbau müssen für diese Berechnung drei Fälle unterschieden werden:

- **Fall 1**: Kein Übergang der Wirbelströme auf eine andere Lage möglich (UD-Aufbau, einzelne Lage komplett elektrisch isoliert)
- **Fall 2**: Wirbelstrom kann auf eine Lage übergehen (Randlage mit benachbarter leitfähiger Lage, Mittellage einseitig isoliert)

- **Fall 3**: Wirbelstrom kann auf beide angrenzende Lagen übergehen (Mittellage mit zwei benachbarten leitfähigen Lagen)

In Abb. 3.8 ist für jeden der drei Fälle das entsprechende analoge Widerstandsnetz zu sehen. Durch Analysen der dargestellten Netze können alle drei Fälle auf einen einfachen Stromkreis mit vier Widerständen zurückgeführt werden. Die hierfür angewandten Formeln sind ebenfalls in Abb. 3.8 aufgeführt.

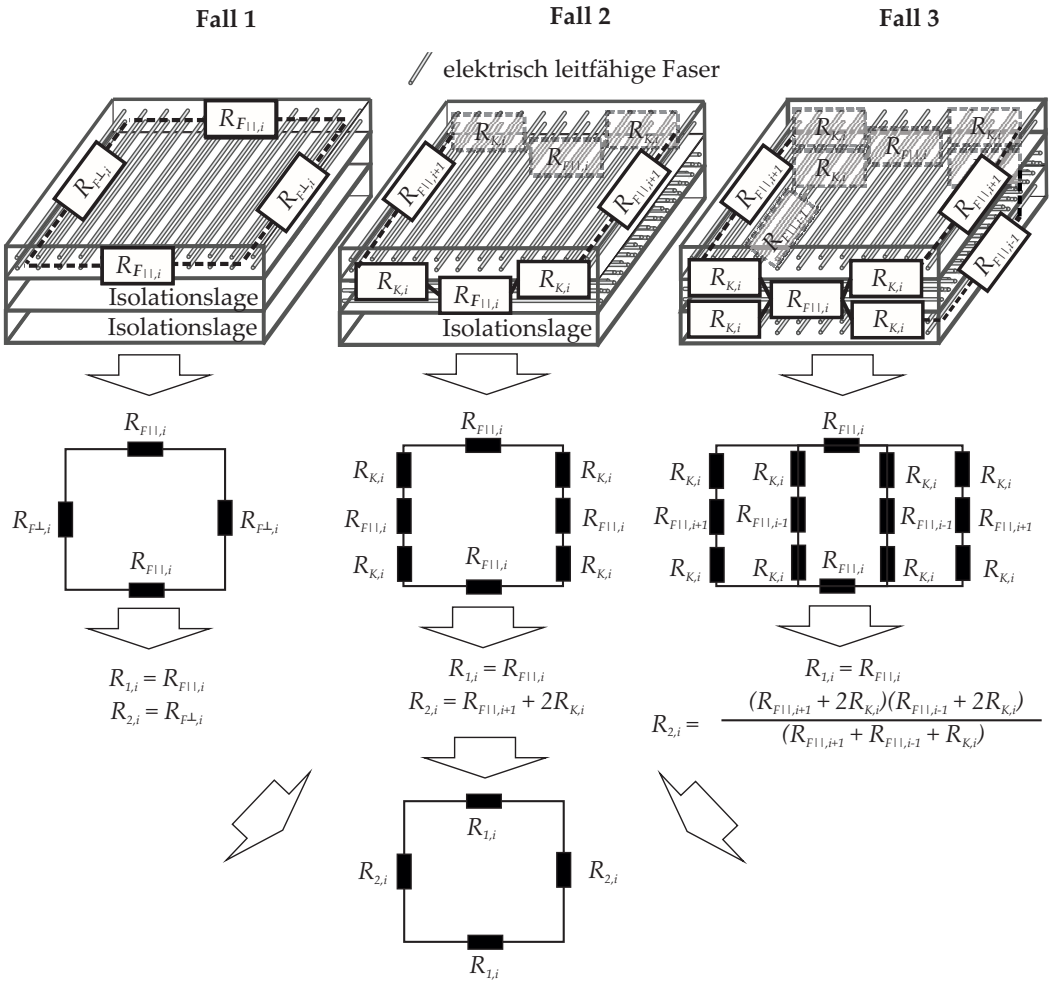


Abbildung 3.8.: Repräsentatives Widerstandsnetz für Wirbelströme in einem Faserverbund für drei verschiedene Lagenaufbauten

Insgesamt sind für die Analyse aller drei Fälle die Widerstände in Faserrichtung $R_{F\|,i}$, quer zur Faser $R_{F\perp,i}$ sowie der Kontaktwiderstand $R_{K,i}$ nötig. Diese können aus der elektrischen Leitfähigkeit in Faserrichtung $\sigma_{F\|}$, der Leitfähigkeit quer zur Faser $\sigma_{F\perp}$, dem spezifischen Kontaktwiderstand ρ_K, der Dicke einer Einzellage t_i sowie der Breite b und Länge a_i des betrachteten Widerstandsstreifens nach

$$R_{F\|,i} = \frac{a_i}{\sigma_{F\|} b_i t_i}, \tag{3.7}$$

$$R_{F\perp,i} = \frac{a_i}{\sigma_{F\perp} b_i t_i} \tag{3.8}$$

und

$$R_{K,i} = \frac{\rho_K}{b_i} \tag{3.9}$$

berechnet werden. In dieser Arbeit werden Streifenbreiten b von 1 mm verwendet, da diese Breite in ersten Rechnungen als bester Kompromiss zwischen Genauigkeit und Rechendauer ermittelt wurde.

In dem vereinfachten Stromkreis in Abb. 3.8 sind die Widerstände jeweils seriell hintereinander geschaltet. Nach den Kirchhoffschen Sätzen ist die Stromstärke an jedem Widerstand identisch und die Summe der an den Widerständen abfallenden Spannungen entspricht der Quellspannung. [146]

Als Quelle ist im vorliegenden Fall nur die durch elektromagnetische Induktion erzeugte Spannung $U_{Ind,eff,i}$ vorhanden. Für die effektiven Spannungen $U_{1,eff,i}$ und $U_{2,eff,i}$, die jeweils zugehörigen Stromstärken $I_{1,eff,i}$ und $I_{2,eff,i}$ sowie die Widerstände $R_{1,i}$ und $R_{2,i}$ in Abb. 3.8 ergibt sich nach den Kirchhoffschen Sätzen daher [146]:

$$I_{1,eff,i} = I_{2,eff,i} => \frac{U_{1,eff,i}}{R_1, i} = \frac{U_{2,eff,i}}{R_2, i} \tag{3.10}$$

und

$$U_{ind,eff,i} = 2U_{1,eff,i} + 2U_{2,eff,i}. \tag{3.11}$$

Unter der Annahme eines homogenen Magnetfeldes mit der effektiven magnetischen Flussdichte B_{eff} ergibt sich mit der Frequenz f des anliegenden elektromagnetischen Feldes, der von der Schaltung umgebenden Fläche A_i und dem durch diese Fläche tretenden magnetischen Fluss ϕ_i die induzierte Spannung der jeweiligen Widerstandsschaltung zu [73, 146]:

$$U_{Ind,eff,i} = 2\pi f \phi_i = 2\pi f A_i B_{eff} = 2\pi f a_i^2 B_{eff}. \tag{3.12}$$

Den magnetische Fluss ϕ_i erhält man durch Integration der magnetischen Flussdichte B_{eff} über die von der Schaltung umgebenen Fläche A_i. Unter Verwendung von (3.10) und (3.11) können die an den Widerständen abfallenden Leistungen nach

$$P_{1,i} = \frac{U_{1,eff,i}^2}{R_{1,i}} = \frac{R_{1,i}}{(2R_{1i} + 2R_{2,i})^2} U_{Ind,eff,i}^2 \tag{3.13}$$

und

$$P_{2,i} = \frac{U_{2,eff,i}^2}{R_{2,i}} = \frac{R_{2,i}}{(2R_{1,i} + 2R_{2,i})^2} U_{Ind,eff,i}^2 \tag{3.14}$$

berechnet werden.

Für die absorbierte Gesamtleistung einer Faserverbundlage müssen die Leistungen aller Widerstandsschaltungen nach

$$P_{ges} = \sum_{i=1}^{n} (2P_{1,i} + 2P_{2,i}) \tag{3.15}$$

aufsummiert werden. Dabei entspricht n der Anzahl der Widerstandsschaltungen.

Wirbelstromanalyse mittels Finite-Elemente-Methode

Zur Visualisierung der induzierten Wirbelströme in einem Faserverbund wird in Abaqus CAE 6.14 ein numerisches Modell aufgebaut und eine Wirbelstromanalyse durchgeführt. Es können der Verlauf der Wirbelströme und die daraus resultierenden ohmschen Verluste im Material dargestellt werden.

Das in Abb. 3.9 zu sehende Modell repräsentiert dabei eine FVK-Platte (grün-roter Bereich) in einer Umgebung aus Luft (blauer Bereich). Der FVK wird aus dünnen Platten aufgebaut, die je eine Materiallage repräsentieren. Den Lagen wird eine je nach Faserorientierung unterschiedliche orthotrope elektrische Leitfähigkeit zugewiesen, welche durch die in Kapitel 3.1 beschriebenen Messungen erhalten werden (siehe Tab. 3.3). Durch eine elektrische Leitfähigkeit der Luft von $1 \cdot 10^{-10}$ S/m wird diese als elektrischer Isolator modelliert. Sowohl für die Luft als auch die FVK-Platte wird eine neutrale magnetische Permeabilität angenommen. Durch Aufprägen eines magnetischen Vektorpotentials als Randbedingung wird die FVK-Platte einem homogenen magnetischen Wechselfeld in x-Richtung ausgesetzt.

Tabelle 3.3.: Elektrische Kennwerte einer Einzelschicht für verschiedene Fasermaterialien bei einem Faservolumengehalt von 45 %

Name	**Fasertyp**	**Leitfähigkeit längs σ_F**	**Leitfähigkeit quer σ_M**	**Leitfähigkeit Kontakt ρ_K**
GFK	3b SE2020	$1 \cdot 10^{-9}$ S/m	$1 \cdot 10^{-9}$ S/m	$5 \cdot 10^{-30}$ Ωm
CFK-PAN	SGL-HPT 320C0	22750 S/m	8 S/m	$5 \cdot 10^{-5}$ Ωm
CFK-Pech	Mitsubishi K63712	69750 S/m	6 S/m	$5 \cdot 10^{-5}$ Ωm

Die Vernetzung des Modells erfolgt mit Hexaeder-Elementen. Es ergeben sich 869190 Elemente und 896004 Knoten. Im Bereich der Faserverbundlagen wird eine Elementgröße von 0,3 mm gewählt, was der Dicke einer Faserverbundlage entspricht. Die umgebende Luft wird zur Einsparung von Rechenzeit mit Elementgrößen von 10 mm vernetzt.

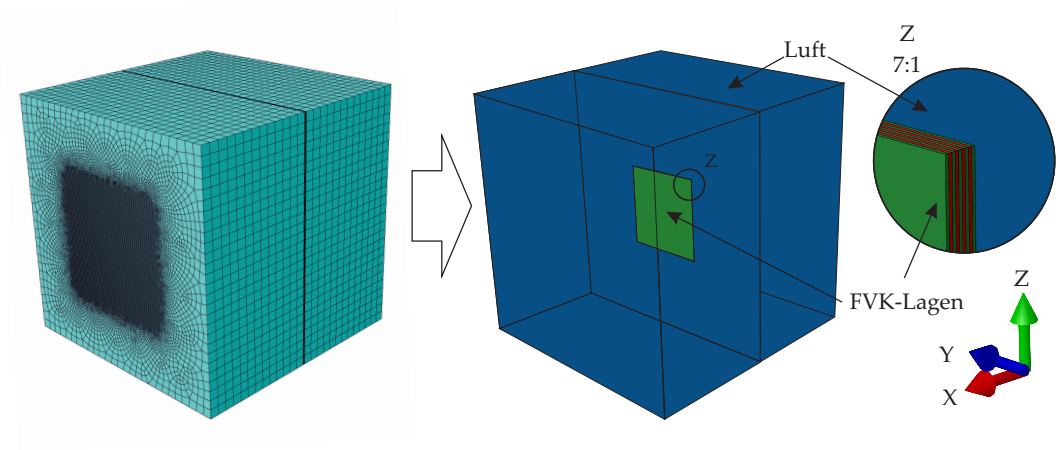


Abbildung 3.9.: Übersicht FEM-Modell zur Wirbelstromanalyse eines FVK

Zur Berechnung der Plattenerwärmung wird das elektromagnetische Modell seriell mit einem thermischen gekoppelt. Hierfür werden aus dem Modell in Abb. 3.9 die Luftbereiche entfernt. Auf die so erhaltene FVK-Platte wird die ermittelte elektromagnetische Leistung übertragen. Den einzelnen Lagen der FVK-Platte wird eine anisotrope und materialspezifische thermische Leitfähigkeit zugewiesen (genaue Werte siehe Kapitel 4.3.2). An den Bauteiloberflächen ist eine Abgabe von Leistung über Konvektion und Strahlung an die Umgebung möglich. Die hierfür verwendeten temperaturabhängigen Parameter sind in Anhang A aufgelistet. Als Umgebungstemperatur werden 21°C angenommen. Durch das Modell kann die Temperaturverteilung der Platte aufgrund der entstehenden Wirbelströme dargestellt werden.

3.2.2. Versuchsbeschreibung

Zur Validierung des analytischen und numerischen Modells werden Messungen im homogenen Magnetfeld einer Helmholtzspule durchgeführt. Die Erwärmung unterschiedlicher Proben bei verschiedenen magnetischen Flussdichten wird über Infrarotkameras vermessen und so auf die absorbierte Leistung in den Proben geschlossen.

Probekörper

Insgesamt werden elf unterschiedlich aufgebaute FVK-Varianten vermessen. Hierfür kommen Gelege aus drei verschiedenen Fasern zum Einsatz. Der Faservolumengehalt entspricht dabei 45 %, was in den hergestellten Proben über die geeignete Wahl der Plattendicke umgesetzt wird.

Die Platten werden in einem RTM-Verfahren hergestellt und anschließend mittels Wasserstrahl zu quadratischen Probekörpern mit Kantenlängen a von 100 mm, 150 mm, 200 mm und 340 mm geschnitten. In einem Teil der Platten werden zwischen die leitfähigen Materialien isolierende Glaslagen eingebracht. Dabei kommt zum einen ein Gelege mit 350 g/m^2 und zum anderen ein Gewebe mit 100 g/m^2 zum Einsatz.

In Tab. 3.4 sind die hergestellten Varianten inklusive der verwendeten Bezeichnung aufgelistet.

Tabelle 3.4.: Probekörper für die Vermessung des Materialverhaltens von FVK-Proben im Magnetfeld einer Helmholtzspule

Bezeichnung	**Platten-dicke**	**Lagenaufbau**
Glas-7L (GF-Lage:Gelege-350 g/m^2)	$2,10$ mm	$[90_{\mathrm{Glas}}/0_{\mathrm{Glas}}/90_{\mathrm{Glas}}/\underline{0_{\mathrm{Glas}}}]_{\mathrm{S}}$
CFK-PAN-1L (GF-Lage:Gelege-350 g/m^2)	$2,17$ mm	$[0_{\mathrm{Glas}}/90_{\mathrm{Glas}}/0_{\mathrm{Glas}}/\underline{90_{\mathrm{PAN}}}]_{\mathrm{S}}$
CFK-PAN-5iLi-V1 (GF-Lage:Gelege-350 g/m^2)	$3,65$ mm	$[0_{\mathrm{Glas}}/90_{\mathrm{PAN}}/90_{\mathrm{Glas}}/0_{\mathrm{PAN}}/0_{\mathrm{Glas}}/\underline{90_{\mathrm{PAN}}}]_{\mathrm{S}}$
CFK-PAN-5iLi-V2 (GF-Lage:Gewebe-100 g/m^2)	$2,39$ mm	$[0_{\mathrm{Glas}}/90_{\mathrm{PAN}}/90_{\mathrm{Glas}}/0_{\mathrm{PAN}}/0_{\mathrm{Glas}}/\underline{90_{\mathrm{PAN}}}]_{\mathrm{S}}$
CFK-PAN-5L	$1,85$ mm	$[0_{\mathrm{PAN}}/90_{\mathrm{PAN}}/\underline{0_{\mathrm{PAN}}}]_{\mathrm{S}}$
CFK-PAN-7L	$2,59$ mm	$[[90_{\mathrm{PAN}}/0_{\mathrm{PAN}}/90_{\mathrm{PAN}}/\underline{0_{\mathrm{PAN}}}]_{\mathrm{S}}$
CFK-PAN-9L	$3,33$ mm	$[[0_{\mathrm{PAN}}/90_{\mathrm{PAN}}/0_{\mathrm{PAN}}/90_{\mathrm{PAN}}/\underline{0_{\mathrm{PAN}}}]_{\mathrm{S}}$
CFK-Pech-5L	$2,35$ mm	$[[0_{\mathrm{Pech}}/90_{\mathrm{Pech}}/\underline{0_{\mathrm{Pech}}}]_{\mathrm{S}}$
CFK-Pech-7L	$3,29$ mm	$[[90_{\mathrm{Pech}}/0_{\mathrm{Pech}}/90_{\mathrm{Pech}}/\underline{0_{\mathrm{Pech}}}]_{\mathrm{S}}$
CFK-Pech-9L	$4,23$ mm	$[[0_{\mathrm{Pech}}/90_{\mathrm{Pech}}/0_{\mathrm{Pech}}/90_{\mathrm{Pech}}/\underline{0_{\mathrm{Pech}}}]_{\mathrm{S}}$

Versuchsaufbau

Für die Validierung der analytischen und numerischen Modelle werden zwei unterschiedliche Helmholtzspulen verwendet. Das runde Helmholtz-Spulenpaar HHS 5206-8 der Firma Schwarzbeck hat acht Windungen, einen Spulendurchmesser von 588 mm und eine Induktivität des kompletten Spulenpaars von 200 µH (siehe linke Abb. 3.10). Damit kann bei einer durch das Netzteil beschränkten Stromstärke von 11 A ein homogenes Magnetfeld mit einer Flussdichte von 271 µT erzeugt werden. Durch Verwendung eines passenden Kondensators wird ein Schwingkreis erzeugt, der bei der gewünschten Frequenz von 84 kHz in Resonanz schwingt. Die FVK-Probe wird über einen elektrisch nicht leitfähigen Halter aus Holz derart zwischen den Spulenpaaren platziert, dass der magnetische Feldvektor senkrecht auf die Plattenoberfläche trifft. Zusätzlich ist eine Drehung des Probekörpers möglich (siehe rechtes Bild in Abb. 3.10). Mit zwei Wärmebildkameras wird die Erwärmung der Platte vermessen.

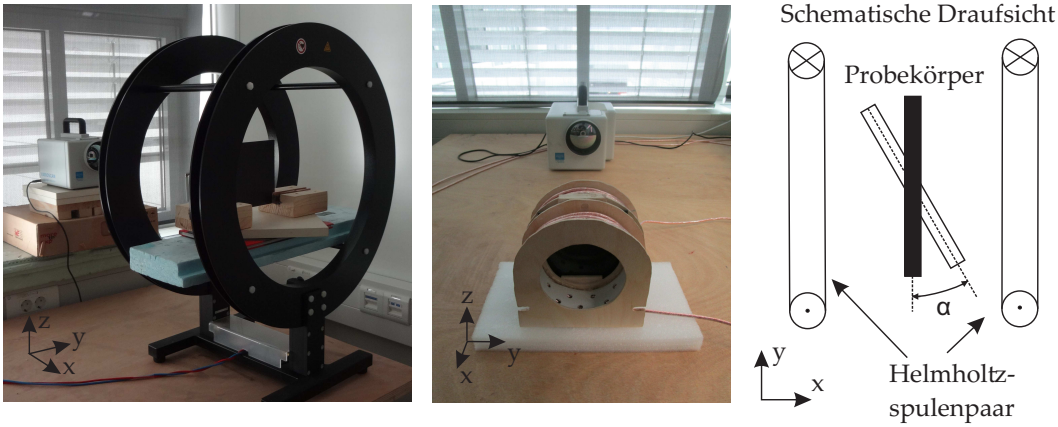


Abbildung 3.10.: Versuchsaufbau zur Messung der Leistungsabsorption im elektromagnetischen Feld einer Helmholtzspule

Für zusätzliche Messungen bei höheren magnetischen Flussdichten wird eine Helmholtzspule mit einem Spulendurchmesser von 100 mm und 26 Spulenwicklungen aufgebaut (siehe rechtes Bild in Abb. 3.10). Die Parameter werden so gewählt, dass der Schwingkreis mit dem vorhandenen Kondensator bei 84 kHz in Resonanz schwingt. Die Helmholtzspule erzeugt bei einer durch das Netzteil beschränkten Stromstärke von $5,22$ A eine magnetische Flussdichte von 1600 µT. Die FVK-Platte wird senkrecht zum magnetischen Feldvektor platziert und die Erwärmung mittels zwei Wärmebildkameras aufgezeichnet.

Versuchsablauf

Die Vermessung der Proben im elektromagnetischen Feld kann grundsätzlich auf zwei Arten erfolgen. So ist es möglich die Probe entweder vor oder nach dem Einstellen der erforderlichen Stromstärke in der Helmholtzspule zu platzieren:

Vorgehen 1: Platzieren Probe -> Bestromen Spulen -> Einstellen Stromstärke

Vorgehen 2: Bestromen Spulen -> Einstellen Stromstärke -> Platzieren Probe

Dabei hat das zweite Vorgehen den Nachteil, dass bei Einbringen der Probe durch Koppeleffekte die Stromstärke in der Helmholtzspule reduziert wird. Hierdurch herrscht an der FVK-Probe ein nicht genau definiertes Magnetfeld mit einer geringeren magnetischen Flussdichte als erwünscht. Dieser Effekt tritt bei der ersten Vorgehensmethode nicht auf und es entsteht somit ein definiertes Magnetfeld. Daher wird für die Versuche hauptsächlich Vorgehen 1 verwendet. Da im numerischen Modell diese Koppeleffekte mit berücksichtigt werden, im analytischen Modell jedoch nicht, werden zusätzlich einige Proben mit beiden Methoden getestet. Die Proben werden zeitlich so lange vermessen, bis sich ein stationärer Temperaturverlauf eingestellt hat. Die mittels Konvektion und Strahlung absorbierte Leistung steht dann mit der elektromagnetisch absorbierten Leistung im Gleichgewicht.

3.2.3. Versuchsergebnisse

Um eine grundsätzliche Eignung des Messverfahrens zu testen, werden in einem ersten Schritt Platten der Kantenlänge 100 x 100 mm^2 mehrmals vermessen. Als Probekörper wird auf die drei CFK-PAN-Varianten CFK-PAN-5, CFK-PAN-7 und CFK-PAN-9 sowie die CFK-Pech-Varianten CFK-Pech-5, CFK-Pech-7 und CFK-Pech-9 zurückgegriffen (siehe Tab. 3.4). Die maximale Erwärmung ist im linken Diagramm von Abb. 3.11 zu sehen. Es ist sowohl für das CFK-PAN- als auch für das CFK-Pech-Material eine mit der Lagenanzahl und damit Plattendicke linear steigende Erwärmung zu erkennen. Das Material auf PAN-Basis zeigt dabei Standardabweichungen kleiner 1°C. Das Messverfahren erzeugt für dieses Material reproduzierbare und damit verlässliche Ergebnisse.

Die CFK-Pech-Proben hingegen treten besonders bei der Variante CFK-Pech-5L deutlich erhöhte Standardabweichungen auf. Diese Abweichungen sind auf Unregelmäßigkeiten im Herstellungsprozess zurückzuführen. Hierbei kommt es zu deutlichen Faserverschwemmungen und damit über die RTM-Platte zu einer ungleichmäßigen Verteilung des Faservolumengehalts. Daher wird vom Probekörper der Variante CFK-PAN-5L mit der geringsten Erwärmung der Faservolumengehalt gemessen. Dieser liegt lediglich bei 35 %. Diese Probe ist der RTM-Platte angussnah entnommen. Da die Fasern vom Anguss weggeschwemmt werden, wird dort der geringere Faservolumengehalt gemessen. Die geringste Standardabweichung der Proben auf Pech-Basis liegt bei der Variante CFK-Pech-9L vor. Diese Platten sind mit zusätzlich aufgebrachtem Binder hergestellt. Dies wirkt sich auch auf den Faservolumengehalt aus, der angussnah zu 47 % gemessen wird. Aus diesem Grund wird im folgenden Kapitel zur Validierung der theoretischen Modelle lediglich diese Variante herangezogen.

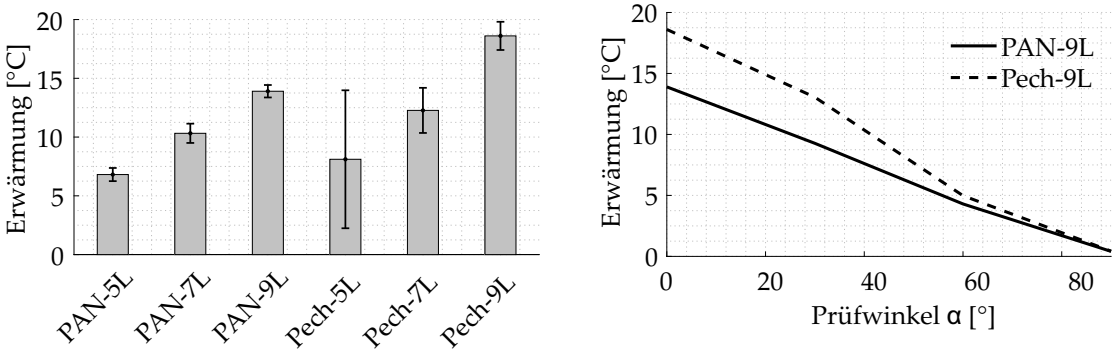


Abbildung 3.11.: Maximale Erwärmung von 100 x 100 mm^2 großen FVK-Proben (links) und Einfluss des Winkels des einfallenden Magnetfeldverktors auf die Erwärmung (rechts) bei einer magnetischen Flussdichte von 222 μT

Zusätzlich wird bei den Messungen der Einfluss des Winkels zwischen Plattenoberfläche und einfallendem Magnetfeldvektor untersucht. Der Positionierungswinkel α der Platte wird dazu in 30°-Schritten in der Helmholtzspule variiert. Dabei entsprechen

0° einer Anordnung, bei der das Magnetfeld senkrecht auf die Platte trifft (siehe Abb. 3.10). Im rechten Diagramm der Abb. 3.11 ist zu erkennen, dass die Erwärmung mit steigendem Prüfwinkel für beide Plattenvarianten bis zu beinahe keiner Erwärmung abnimmt. Die Abnahme der senkrecht auf der Platte stehenden Komponente des Magnetfeldes reduziert die absorbierte Leistung und damit die Erwärmung. Für spätere Berechnungen im heterogenen Magnetfeld der induktiven Ladeeinheit wird daher lediglich der senkrecht auf der FVK-Platte stehende Anteil der magnetischen Flussdichte berücksichtigt.

Bei Untersuchungen von Platten mit Isolationslagen kommt es an den Ecken bei Anliegen eines elektromagnetischen Feldes zu thermischen Hotspots (siehe Abb. 3.12). Die beiden Plattenvarianten PAN-5iLi-V1 und PAN-5iLi-V2 haben die Kantenlängen von jeweils 340 x 340 mm^2 und sind einer magnetischen Flussdichte von 271 μT ausgesetzt. Die thermischen Hotspots treten für die Proben PAN-5iLi-V2 stärker zu Tage und die Temperaturen steigen auf bis zu 40 °C.

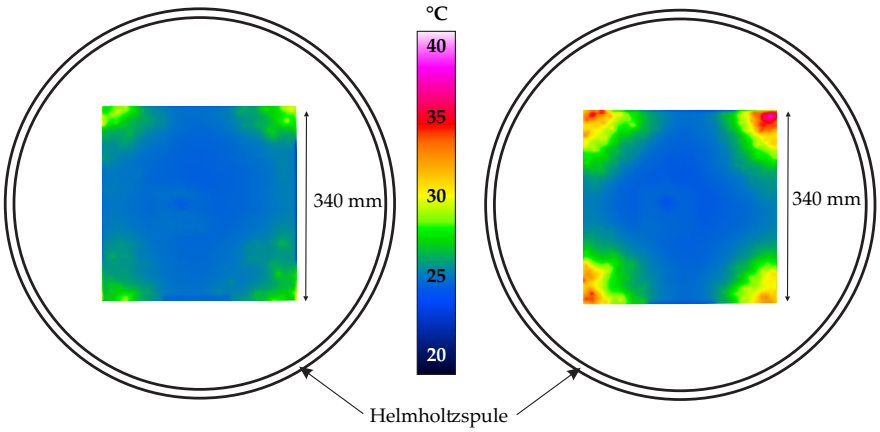


Abbildung 3.12.: Wärmebildaufnahme der Proben PAN-5iLi-V1 (links) und PAN-5iLi-V2 (rechts) mit Maßen 340 x 340 mm^2 bei einer anliegenden Flussdichte von 271 μT

Um den Grund der thermischen Hotspots zu finden, wird die Platte PAN-5iLi-V2 zum einen in der Helmholtzspule seitlich verschoben und zum anderen wird sie auf 200 x 200 mm^2 zugeschnitten und erneut vermessen. Wie in Abb. 3.13 zu sehen, treten bei der versetzten Platte die Hotspots an gleicher Stelle auf. Nach dem Zuschnitt der Platte sind keine heißen Stellen zu sehen. Die beiden Messergebnisse lassen darauf schließen, dass die Hotspots von Defekten im Material und nicht vom angelegten Magnetfeld oder Randeffekten abhängen. Da die thermischen Hotspots bei einer dickeren Isolationsschicht geringer ausfallen als bei einer dünnen Schicht, wird vermutet, dass die Unregelmäßigkeiten durch eine Überbrückung der Isolationsschicht zustande kommen. Einzelne Faser durchdringen die Isolation und verbinden zwei leitfähige Lagen elektrisch.

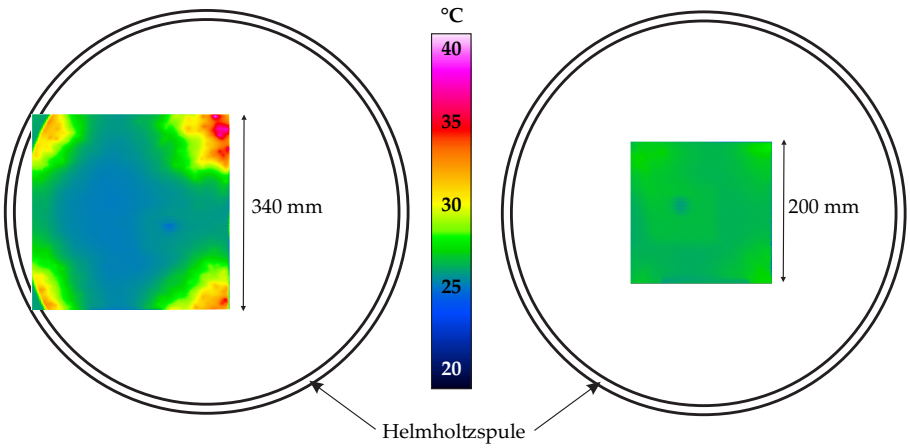


Abbildung 3.13.: Wärmebildaufnahme bei einer magnetischen Flussdichte von 271 μT der Probe PAN-5iLi-V2 mit Maßen von 340 x 340 mm^2 und versetzter Position (links) sowie Maßen von 200 x 200 mm^2 bei zentraler Positionierung in der Helmholtzspule (rechts)

Zusätzlich zu Messungen bei magnetischen Flussdichten im Bereich von 200 μT wird mit einer eigens hergestellten Helmholtzspule das Verhalten von FVK in einem stärkeren Magnetfeld untersucht. Dies begründet sich einerseits darin, dass auch in der induktiven Ladeeinheit deutlich erhöhte magnetische Flussdichten von bis zu 10 mT erwartet werden. Zum anderen sind nur bei hohen Feldstärken mittels Wärmebildaufnahmen messbare Erwärmungen der Platten mit gegeneinander isolierten Lagen zu erwarten. Aufgrund der hohen Anzahl an Wicklungen in der Helmholtzspule ist die Güte dieser jedoch sehr gering. Dies führt zum einen dazu, dass mit dem vorhandenen Netzteil nur eine Stromstärke von 5, 22 A bereitgestellt werden kann. Zum anderen erwärmt sich die Helmholtzspule durch Verluste in den Wicklungen sehr stark und erhöht dadurch die Temperatur der Platte. Daher wird neben den Varianten CFK-PAN-1L, CFK-PAN-5iLi-V1 und CFK-PAN-5iLi-V2 auch eine Probe aus reiner Glasfaser vermessen. Diese dient als Referenz, da sie keine elektromagnetische Leistung absorbiert und lediglich durch die Helmholtzspule erwärmt wird. Die gemessenen Ergebnisse und eine Wärmebildaufnahme der Variante CFK-PAN-5iLi-V1 am Ende einer Messung sind in Abb. 3.14 zu sehen.

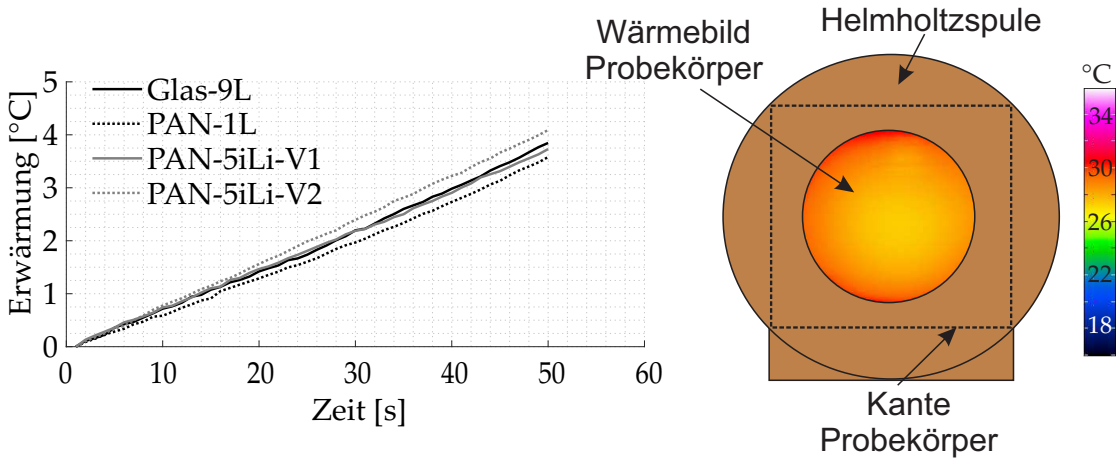


Abbildung 3.14.: Erwärmung verschiedener FVK-Proben mit Maßen von 100 x 100mm (links) sowie Wärmebild am Ende einer Messung der Probe PAN-5iLi-V1 (rechts) bei einer Flussdichte von 1600 μT

Alle vier Varianten erwärmen sich dabei mit beinahe identischer Steigung der Kurve. Eine signifikante zusätzlich absorbierte elektromagnetische Leistung in den Proben mit elektrisch leitfähigen Fasern wird also nicht gemessen. Laut theoretischen Berechnungen wird aufgrund geringen Wirbelstromverlusten eine stationäre Erwärmung von etwa 2°C erreicht. Diese geringen Verluste werden durch die Versuchsergebnisse bestätigt.

Zusätzlich zeigt die Wärmebildaufnahme, dass es bei erhöhten magnetischen Flussdichten zu keinen lokalen Effekten im Material kommt. Die Temperaturverteilung in der Wärmebildaufnahme ist homogen und ohne lokale Temperaturerhöhungen.

Aufgrund der beschriebenen Probleme sind die experimentellen Ergebnisse für eine Validierung des analytischen Ansatzes aus Kap. 3.2 bei Proben mit isolierten leitfähigen Lagen nicht geeignet. Daher erfolgt für diese Fälle die Validierung nur mittels der numerischen Ergebnisse der FEM-Rechnungen.

3.2.4. Validierung der theoretischen Ansätze

Für die Validierung der FEM-Simulationen werden in einem ersten Schritt die mittels FEM berechneten und experimentell gemessenen Temperaturverteilungen in der Probe CFK-PAN-9L miteinander verglichen (siehe Abb. 3.15). Die Probe ist dabei einer magnetischen Flussdichte von 222 μT ausgesetzt. Sowohl die Messergebnisse sowie die FEM-Resultate lassen erkennen, dass die Erwärmung am Rand der Probe am höchsten ist. Die dort fließenden Ströme umschließen einen größeren magnetischen Fluss und induzieren somit eine höhere Spannung. Hierdurch sind die erhöhten Temperaturen an den Längsseiten zu erklären.

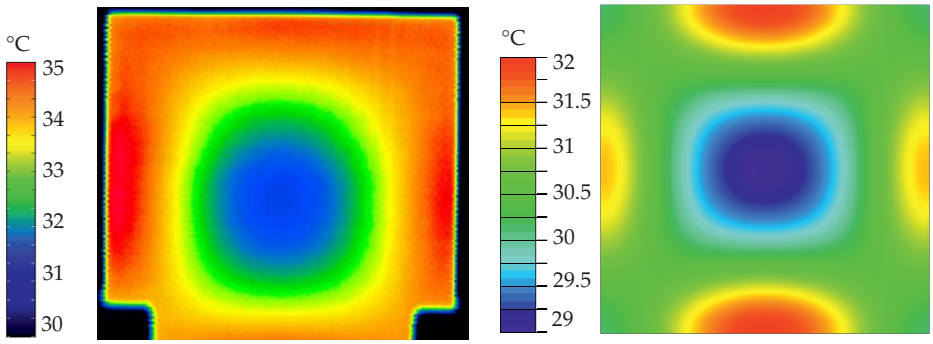


Abbildung 3.15.: Vergleich der gemessenen (links) und mittels FEM berechneten (rechts) Temperaturen der Probe PAN-9L bei einer magnetischen Flussdichte von 222 μT

Im Folgenden wird der Einfluss der Kantenlänge, Plattendicke und Fasermaterial der FVK-Platten sowie der anliegenden magnetischen Flussdichte auf die elektromagnetisch absorbierte Leistung untersucht. Dies erfolgt in einem ersten Schritt für Probekörper ohne Isolationslagen, da nur derartige Faserverbunde zu messbaren und damit auswertbaren Erwärmungen in der Helmholtzspule führen. Das analytische Modell erlaubt lediglich die Berechnung der absorbierten Leistung. Eine Umrechnung auf die Plattenerwärmung über Formeln zur Strahlung und Konvektion an einer vertikalen Platte ist aufgrund des auftretenden inhomogenen Temperaturfeldes mit vertretbarem Aufwand nicht möglich. Daher wird das analytische Modell über die mittels FEM berechneten absorbierten Leistungen validiert. Zum Vergleich der experimentell und numerisch berechneten Werte wird dagegen im Folgenden die Plattenerwärmung, ausgewertet an der Stelle der höchsten Temperatur, herangezogen.

Kantenlänge

Der Vergleich der maximalen Erwärmung und absorbierten Leistungen von Platten mit unterschiedlichen Kantenlängen ist in Abb. 3.16 dargestellt. Es ist zu sehen, dass die mittels FEM berechnete Erwärmung mit steigender Plattenfläche vom experimentell gemessenen Wert abweicht. Hier zeigt sich der Nachteil der in Kapitel 3.2.2 beschriebenen Vorgehensweise 1 während der Messungen. Mit steigender Kantenlänge koppelt die Platte stärker mit der Helmholtzspule, reduziert den fließenden Strom in den Spulen und damit das tatsächlich anliegende elektromagnetische Feld. Diesem Effekt wird in Vorgehensweise 1 durch ein Nachregeln der Stromstärke nach Einbringen der Probe gegengesteuert. Da in der FEM jedoch der Rückkoppeleffekt berücksichtigt wird, kommt es zu den Unterschieden in der Erwärmung.

Durch die Vorgehensweise 2 wird der Rückkoppeleffekt in die Messergebnisse einbezogen, was an der im Vergleich zu Vorgehensweise 1 niedrigeren Erwärmung einer Probe mit 200 mm Kantenlänge (200 VA2) in Abb. 3.16 zu erkennen ist. Hier sind die experimentellen und numerischen Ergebnisse beinahe identisch. Dennoch werden alle

weiteren Einflussfaktoren weiterhin mit Vorgehensweise 1 validiert, um ein definiertes Magnetfeld in der Helmholtzspule sicherzustellen. Eine zusätzliche Begründung ergibt sich daraus, dass in der FEM-Simulation das elektromagnetische Feld über ein Vektorfeld als Randbedingung und nicht über einen aufgeprägten Strom erzeugt wird. Es ist daher nicht sichergestellt, dass in der Simulation der Rückkoppeleffekt vergleichbar zur Messung auftritt. Um die Rückkopplung soweit möglich zu verringern werden in den folgenden Untersuchungen Proben mit einer Kantenlänge von 100 mm verwendet.

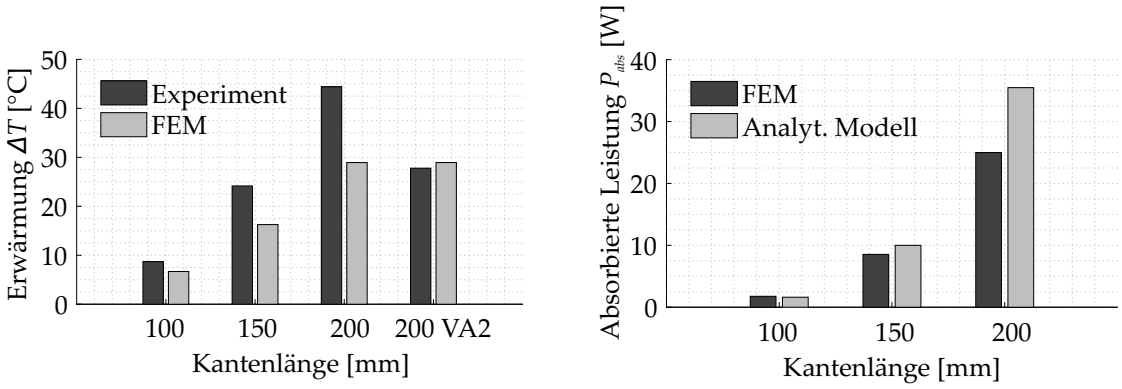


Abbildung 3.16.: Einfluss der Plattengröße auf die Erwärmung (links) und absorbierte Leistung (rechts) bei der Probe PAN-9L und einer magnetischen Flussdichte von 222 μT

Der Vergleich der numerisch und analytisch berechneten absorbierten Leistungen zeigt, dass mit steigender Kantenlänge analytisch ein höherer Wert ermittelt wird. Dies ist darauf zurückzuführen, dass der bereits beschriebene Rückkoppeleffekt im analytischen Ansatz nicht berücksichtigt wird. Vorgehensweise 1 im Experiment wird durch diesen also besser als durch die Simulation abgebildet. Der quadratische Einfluss der Plattenfläche auf die absorbierte Leistung ist jedoch in beiden theoretischen Ansätzen zu erkennen:

$$P_{ges} \sim A^2 \text{ bzw. } P_{ges} \sim a^4. \tag{3.16}$$

Der analytische Ansatz bildet den Zusammenhang aus Kantenlänge und absorbierter Leistung also ausreichend genau ab.

Plattendicke

Bei der Erwärmung sowie absorbierten Leistung von Platten mit unterschiedlichen Lagenanzahlen und folglich Dicken d zeigt sich ebenfalls der Einfluss des beschriebenen Koppeleffekts (siehe Abb. 3.17). Durch diesen reduziert sich in der FEM-Simulation der anliegende magnetische Fluss und damit die Plattenerwärmung. Im analytischen Modell wird dieser Effekt nicht berücksichtigt, wodurch eine höhere absorbierte Leistung als in der FEM-Simulation auftritt.

Der lineare Anstieg der absorbierten Leistung mit größer werdender Dicke ist aber in beiden Ansätzen zu erkennen:

$$P_{ges} \sim d. \tag{3.17}$$

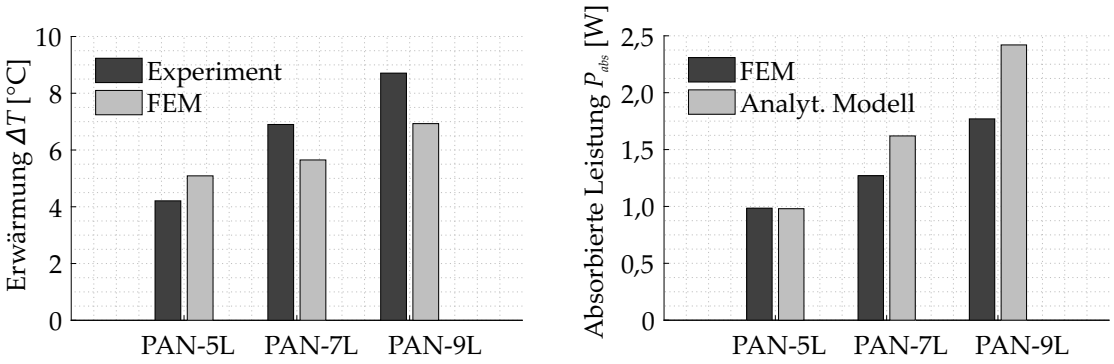


Abbildung 3.17.: Einfluss der Plattendicke auf die Erwärmung (links) und absorbierte Leistung (rechts) bei einer Probe mit Kantenlängen 100 x 100 mm^2 und einer magnetischen Flussdichte von 222 μT

Fasermaterial

Der Einfluss des Fasermaterials und damit der Leitfähigkeit der Platten zeigt eine gute Übereinstimmung von Experiment, FEM-Simulation und analytischem Modell. Bei einer erhöhten elektrischen Leitfähigkeit steigt die absorbierte Leistung und die Plattenerwärmung. Es sei darauf hingewiesen, dass die Dicke der Probeplatten aus CFK-PAN dünner sind als die aus CFK-Pech. Ohne den zusätzlichen Einfluss der Dicke würde der Unterschied in der Erwärmung und absorbierten Leistung der beiden Proben schwächer ausfallen.

Trotz einer dreimal höheren Faserleitfähigkeit in der Probe Pech-9L ist die absorbierte Leistung im Vergleich zur PAN-9L Probe nur etwa doppelt so hoch. Die absorbierte Leistung ist jedoch nicht um den Faktor 3 erhöht. Der Grund hierfür liegt in der Berechnung des Gesamtwiderstands R_{ges} einer Widerstandsschleife des entsprechenden „Fall 3“ in Abb. 3.8:

$$R_{ges} = 2R_1 + 2R_2 = 2R_{F,||,i} + 2\frac{(R_{F||,i+1} + 2R_{K,i})(R_{F||,i-1} + 2R_{K,i})}{(R_{F||,i+1} + R_{F||,i-1} + R_{K,i})}. \tag{3.18}$$

Der Gesamtwiderstand und damit auch die absorbierte Leistung ist nicht nur von der Faserleitfähigkeit $R_{F,||,i}$ sondern auch vom Kontaktwiderstand $R_{K,i}$ abhängig. Dieser ist für beide Materialien etwa gleich groß und reduziert somit den Unterschied der absorbierten Leistungen für die beiden Fasermaterialien.

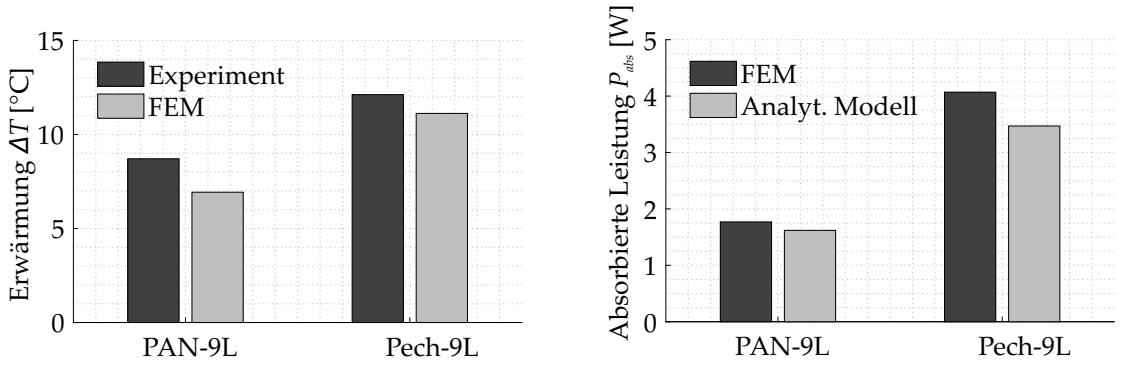


Abbildung 3.18.: Einfluss des Plattenmaterials auf die Erwärmung (links) und absorbierte Leistung (rechts) bei 222 μT und einer Probe mit Abmaßen 100 x 100 mm^2

Magnetische Flussdichte

Abschließend wird für die FVK-Proben ohne Isolationslagen noch die magnetische Flussdichte variiert (siehe Abb. 3.19). Dabei steigt mit erhöhter magnetischer Flussdichte auch die absorbierte Leistung und Plattenerwärmung. Sowohl analytisch als auch numerisch ist der Anstieg zu erkennen, fällt jedoch im Vergleich zum Experiment geringer aus. Der quadratische Zusammenhang zwischen absorbierter Leistung P_{ges} und magnetischer Flussdichte B

$$P_{ges} \sim B^2 \tag{3.19}$$

ist nicht eindeutig zu erkennen. Dennoch scheint sowohl numerisch als auch analytisch die absorbierte elektromagnetische Leistung mit einer ausreichend hohen Genauigkeit vorhergesagt werden zu können, um Aussagen über die Einsatzfähigkeit von CFK im elektromagnetischen Feld zuzulassen.

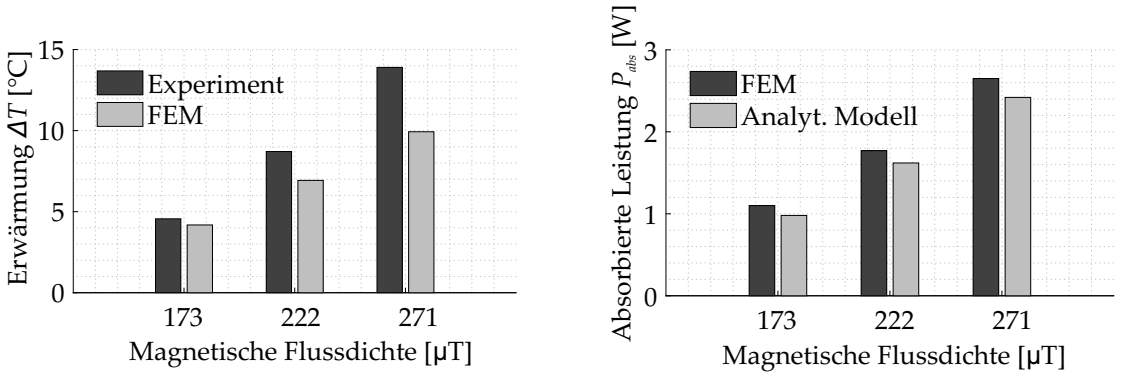


Abbildung 3.19.: Einfluss der magnetischen Flussdichte auf die Erwärmung (links) und absorbierte Leistung (rechts) für die Probe PAN-9L mit Kantenlängen von 100 x 100 mm^2

So kann aus den Ergebnissen gefolgert werden, dass ein Einsatz nicht gegeneinander isolierter elektrisch leitfähiger Lagen im Umfeld einer induktiven Ladeeinheit nicht sinnvoll ist. Die eingesetzten Platten haben dort größere Kantenlängen und sind dicker als die untersuchten Probekörper. Zusätzlich sind sie einer magnetischen Flussdichte bis zu 10 mT ausgesetzt. Somit würde eine zu hohe Leistung in den Faserverbundlagen absorbiert.

Probekörper mit elektrisch isolierenden Lagen

Daher werden im Folgenden FVK-Varianten mit isolierenden GFK-Lagen zwischen den CFK-Lagen eingesetzt. Wie schon beschrieben ist eine Messung der Erwärmung von Platten mit gegeneinander isolierten elektrisch leitfähigen Lagen aufgrund der niedrigen magnetischen Flussdichten in den vorhandenen Messaufbauten nicht möglich. Aus diesem Grund wird nun der Einfluss der Kantenlänge und der magnetischen Flussdichte auf die absorbierte Leistung für die Probekörper CFK-PAN-1L und CFK-Pech-1L nur mittels FEM- und analytischem Modell aufgezeigt.

Für das CFK-PAN-1L-Material sind die Ergebnisse in Abb. 3.20 zu sehen. Die leitfähige Lage weist dabei eine Dicke von $0,37$ mm auf. Sowohl der Einfluss der Kantenlänge als auch der magnetischen Flussdichte wird dabei analytisch und mittels FEM beinahe identisch wiedergegeben. Es wird auf die logarithmische Darstellung der Ordinate hingewiesen.

Der Absolutwert ist im Vergleich zu Platten mit nicht isolierten elektrisch leitfähigen Lagen jedoch deutlich verringert. Auch bei magnetischen Flussdichten von 3.100 μT werden nur geringe Leistungen ($P_{abs} < 0,1$ W) absorbiert. Ein Einsatz von diesen Materialien im Magnetfeld einer induktiven Ladeeinheit scheint möglich.

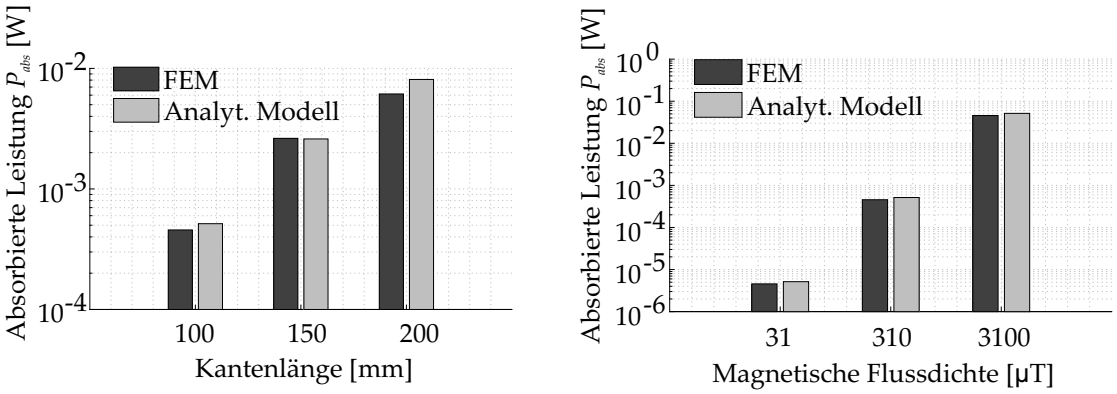


Abbildung 3.20.: Absorbierte Leistung des Probekörpers PAN-1L bei 222 μT für unterschiedliche Kantenlängen (links) und für unterschiedliche magnetische Flussdichten bei Probengrößen von 100×100 mm^2 (rechts)

Die Ergebnisse der Berechnungen mit der Probe CFK-Pech-1L zeigen dieselben Tendenzen und beinahe die identischen Absolutwerte wie für die Probe CFK-PAN-1L. Die

grafische Darstellung der Ergebnisse kann in Anhang B nachgeschlagen werden.

Im Falle von isolierten Lagen wird, wie in Abb. 3.8 für den entsprechenden „Fall 1“ grafisch zu sehen, im Vergleich zu CFK-Laminaten ohne Isolationslage der Widerstand quer zur Faser $R_{F\perp}$ mit einbezogen. Dieser ist im Vergleich zum Widerstand in Faserrichtung $R_{F||}$ deutlich erhöht und dominiert somit die Leistungsabsorption:

$$R_{F||} << R_{F\perp} \Rightarrow P_{ges} \sim R_{F\perp}. \tag{3.20}$$

Da sowohl das CFK-PAN- als auch das CFK-Pech-Material in etwa denselben Widerstand $R_{F\perp}$ aufweist, ist auch die absorbierte Leistung beinahe identisch.

Zusammenfassend kann gefolgert werden, dass ein Einsatz von FVK mit nicht gegeneinander isolierten leitfähigen Lagen bei erhöhter magnetischer Flussdichte aufgrund der zu hohen absorbierten Leistung nicht möglich ist. Vielmehr sind Isolationslagen aus elektrisch nicht leitfähigem FVK zu verwenden, um die absorbierte Leistung deutlich zu verringern. Diese Reduktion wird dadurch erreicht, dass der Strom nicht über einen Kontaktwiderstand in die nächstgelegene Lage sondern über den sehr hohen Widerstand quer zur Faser $R_{F\perp}$ fließen muss. Die gewonnenen Erkenntnisse werden in Kap. 4.2 verwendet, um den Einsatz von FVK im EM-Feld einer induktiven Ladeeinheit zu untersuchen.

3.3. Elektromagnetische Eigenschaften gebrochener Ferrite

Durch mechanische Belastungen kann es zu Rissen in den Ferriten der induktiven Ladeeinheit kommen. Um die Auswirkung derartiger Schäden zu beurteilen, werden Probekörper des Ferrits Epcos N95 mit einer Länge l_{Ferrit} von 50 mm und einer Breite b_{Ferrit} von 10 mm in der in Kap. 3.2 beschriebenen Helmholtzspule mit einem Spulendurchmesser d_{Spule} von 100 mm untersucht. Diese baut mit einem Kondensator mit einer Kapazität C_{Kond} von $15,902$ nF einen Schwingkreis auf. In die Helmholtzspule werden die unterschiedlichen Ferritproben eingebracht (siehe Abb. 3.21) und die Frequenz so eingestellt, dass der Schwingkreis resonant koppelt.

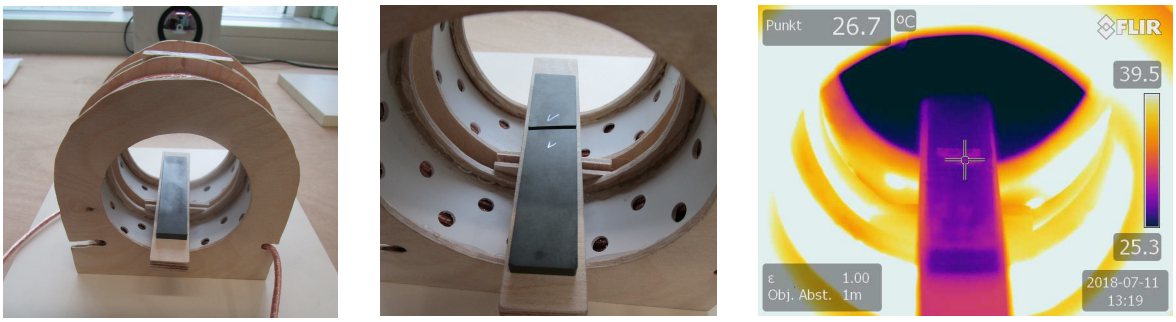


Abbildung 3.21.: Untersuchung ganzer (links) und gebrochener (mitte) Ferritproben sowie Wärmebildaufnahmen einer N95-zus-Probe (rechts) im Magnetfeld einer Helmholtzspule

Mit Hilfe der Frequenz bei resonanter Kopplung des Systems f_{res} und der Kapazität C_{Kond} kann die Induktivität der Helmholtzspule inklusive eingebrachtem Ferrit nach

$$L = \frac{1}{4\pi^2 C_{Kond} f_{res}^2} \tag{3.21}$$

berechnet werden [72, 75].

In die Helmholtzspule werden zehn unversehrte N95-Proben (N95-ganz) gelegt (siehe Abb. 3.23). Anschließend werden zehn Proben in zwei Teile gebrochen und auf zwei Arten vermessen: Zum einen sind die Bruchstücke wieder optimal zusammengesetzt (N95-zus) und zum anderen werden die Bruchstücke mit einem Spalt von 2 mm angeordnet (N95-getr). Auch werden Ferritproben einseitig mit einem GFK-Streifen gleicher Länge und Breite beklebt (N95-GFK). Diese Proben werden während einer 4-Punkt-Biegeprüfung solange belastet, bis Mikrorisse im Material entstehen (siehe Abb. 3.22). Durch das aufgeklebte GFK hält das Material zusammen und die Mikrorisse führen nicht zu einem Auseinanderbrechen der Proben.

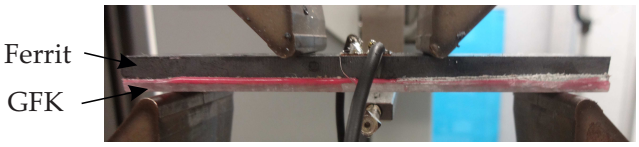


Abbildung 3.22.: Ferritprobe mit aufgeklebtem GFK-Streifen (N95-GFK) während eines 4-Punkt-Biegeversuchs

Bei Einbringen der N95-ganz-Probe erhält man für das System Kondensator-Spule-Ferritt eine Induktivität L von $0,267$ mH. Die N95-zus- und N95-GFK-Proben zeigen nur einen äußerst geringen Abfall der berechneten Induktivitäten von dem Referenzwert eines unversehrten Ferrits. Bei Proben mit Spalt fallen diese dagegen erkennbar ab.

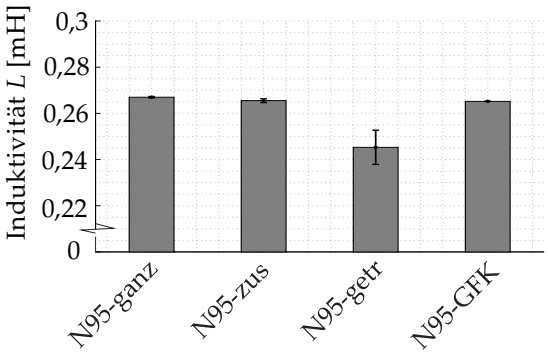


Abbildung 3.23.: Gemessene Induktivitäten der Helmholtzspule in Kombination mit verschiedenen Ferritkernen

Über Wärmebildaufnahmen wird zusätzlich sichergestellt, dass es bei den N95-zus Proben zu keinen thermischen Hotspots kommt (siehe rechtes Bild Abb. 3.21). Es kann

gefolgert werden, dass durch Mikrorisse keine Beeinflussung der elektromagnetischen Eigenschaften des Ferrits zu erwarten ist. Diese werden erst beim Auftreten eines Luftspalts verändert.

Um das Verhalten von zerbrochenen Ferriten in induktiven Ladeeinheiten bei der Leistungsübertragung zu untersuchen, werden Messungen an einem WPT2-Z1-Aufbau der Fahrzeugspule aus der SAE J2954 durchgeführt (siehe Kapitel 4.1.1).

Die Spule besteht aus einer HF-Litze mit 1050 Einzeladern. Die Ferritschicht ist aus Kacheln des Materials Ferroxcube 3C95 in den Dimensionen 50 x 50 x 5 mm^3 aufgebaut. Dabei wird die Aluminiumabschirmung entfernt, um Wärmebildaufnahmen der Ferritschicht zu ermöglichen. Ein Teil der Ferritkacheln wird zerbrochen, wobei die Einzelstücke mittels Klebeband zusammengehalten werden (siehe Abb. 3.24).

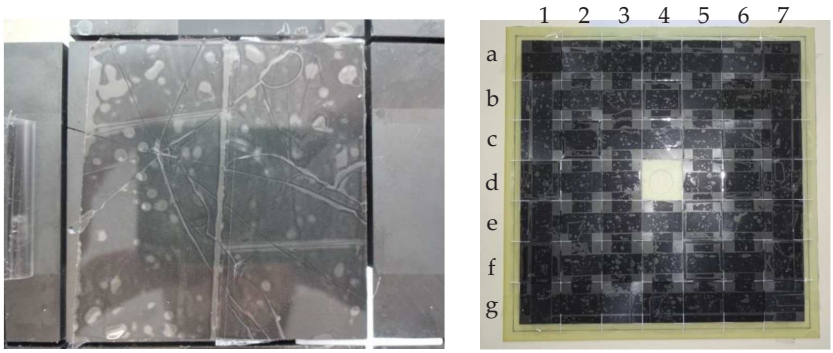


Abbildung 3.24.: Zerbrochene Ferritkachel (links) und gesamter Ferritspiegel (rechts) der vermessenen induktiven Ladeeinheit

Die Ladeeinheit wird mit einem Kondensator verschaltet, um einen Schwingkreis in Resonanz zu erhalten. Dabei spielt für die Induktivität der Ladeeinheit sowohl die Spule als auch die Ferritschicht eine Rolle. Anschließend wird eine Leistung übertragen, welche zu einer Stromstärke mit dem Effektivwert I_S von 50 A in diesem Schwingkreis führt. Darauf folgend wird der Widerstand R_S des Schwingkreises vermessen. Mit dessen Hilfe kann auf die Verlustleistung nach

$$P_S = I_S^2 R_S \tag{3.22}$$

geschlossen werden. Die Wärmebildaufnahmen in Abb. 3.25 zeigen die Ferritschicht mit den in der jeweiligen Tabelle markierten zerbrochenen Ferritkacheln nach zehn Minuten Bestromung der Spule. Zusätzlich sind die dabei gemessenen Widerstände R_S angegeben. Es zeigt sich, dass zerbrochene Ferritkacheln kaum einen Einfluss auf den Widerstand und damit die Verlustleistung in der induktiven Ladeeinheit haben. Die maximalen Unterschiede des Widerstands ΔR_S von $0,37$ mΩ ergeben bei einem Effektivwert der Stromstärke I_S von 50 A einen Unterschied der Verlustleistung ΔP_S von:

$$\Delta P_S = \Delta R_S I_S^2 = 0,925W. \tag{3.23}$$

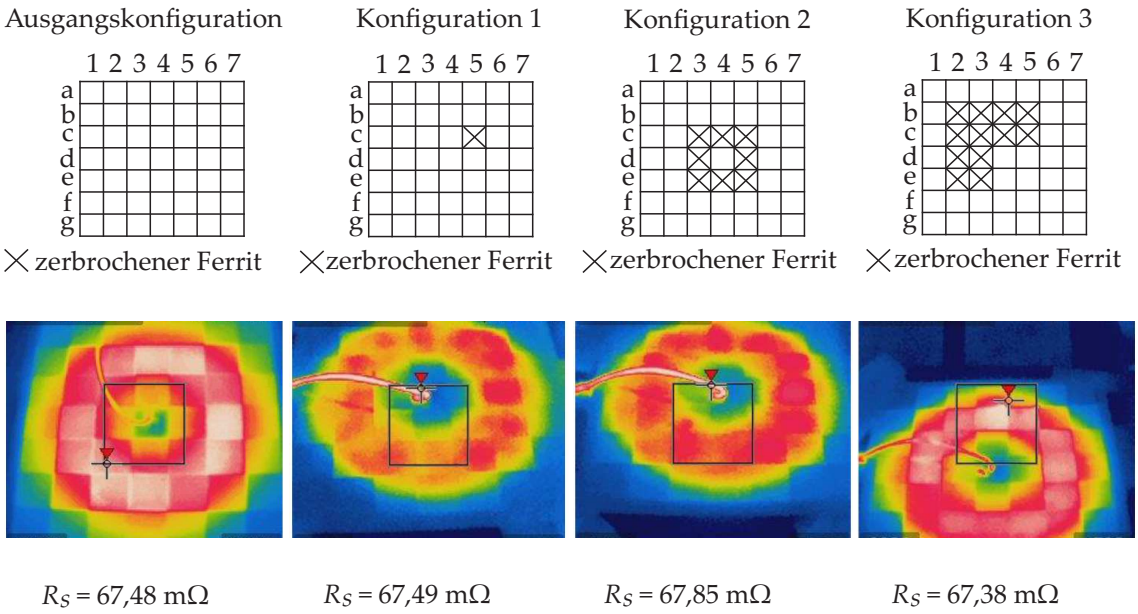


Abbildung 3.25.: Wärmebildaufnahmen des Ferritspiegels von induktiven Ladeeinheiten mit zerbrochenen Ferriten

Die Ergebnisse zeigen, dass bei einer deutlichen Schädigung des Ferrits mit großen Luftspalten eine Veränderung seines elektromagnetischen Verhaltens zu erwarten ist. Werden jedoch geschädigte Ferrite zusammengehalten und treten nur Mikrorisse auf, ist keine signifikante Veränderung im EM-Verhalten zu erkennen. Weder wird die Induktivität des Gesamtsystems verändert noch kommt es zu thermischen Hotspots. Daher können auch Belastungen der Ferritproben zugelassen werden, die zu Mikrorissen im Material führen.

4. Anforderungsspezifische Analyse einer Ladeeinheit in Faserverbundkonzepten

Das zur Integration ins Fahrzeug benötigte Gehäuse der Kupferspule und Ferritschicht ist einer Vielzahl an Anforderungen ausgesetzt. Diese weisen eine multiphysikalische Charakteristik auf. So kommt es zu Belastungen aus den physikalischen Feldern Mechanik, Thermodynamik und Elektromagnetik. Beispielsweise seien hier die Strukturfestigkeit der Ladeeinheit, die Wärmeabfuhr oder das Wirbelstromverhalten des eingesetzten Materials erwähnt. Daneben müssen auch die Kosten und das Gewicht der Ladeeinheit berücksichtigt werden, um ein in der Praxis umsetzbares Konzept der Ladeeinheit zu erhalten. Im Folgenden wird eine Übersicht der im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Anforderungen gegeben und diese anschließend einzeln analysiert.

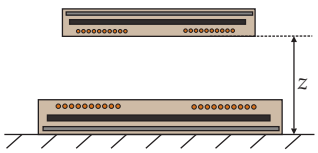
4.1. Systemanalyse und Anforderungen an die Ladeeinheit

Wie von der Society of Automotive Engineers (SAE) im Standard SAE J2954 vorgeschlagen, ist die induktive Ladeeinheit im Fahrzeugunterboden zu verorten [68]. Im Rahmen dieser Arbeit wird eine Integration ins Schubfeld eines Fahrzeugvorderwagens angestrebt. Dabei sind verschiedene Integrationsvarianten möglich, aus welchen sich unterschiedliche Anforderungen ans Gehäuse einer Ladeeinheit ergeben.

4.1.1. Geometrie der Ladeeinheit im Standard SAE J2954

Die Integration der fahrzeugseitigen Ladeeinheit ist von den Geometrien der beteiligten elektrischen Komponenten Spule, Ferrit und Aluminiumabschirmung abhängig. Diese Geometrien sind im Standard SAE J2954 für verschiedene Konfigurationen der Ladeeinheit dargestellt. Es erfolgt eine Einteilung des Ladesystems nach der Übertragungsleistung des Ladesystems in WPT-Klassen sowie nach der z-Höhe der fahrzeugseitigen Ladeeinheit in Z-Klassen (siehe Abb. 4.1). [68]

Leistungsklasse	Übertragungsleistung
WPT1	3,7 kW
WPT2	7,7 kW
WPT3	11,1 kW



z-Klasse	Abstand z
Z1	100 -150 mm
Z2	140-210 mm
Z3	170 -250 mm

Abbildung 4.1.: Einteilung des induktiven Ladesystems nach z-Höhe Ladeeinheit und Übertragungsleistung im Standard SAE J2954 [68]

Je nach vorliegender Konfiguration sind im Standard SAE J2954 unterschiedliche Maße der elektrischen Komponenten für die Ladeeinheit vorgesehen. Im Rahmen dieser Arbeit werden die beiden Konzepte WPT2-Z1 und WPT2-Z2 der induktiven Ladeeinheit untersucht. In Abb. 4.2 und Tab. 4.1 sind die für diese beiden Konzepte im Standard vorgesehenen Maße der elektrischen Komponenten dargestellt. [68]

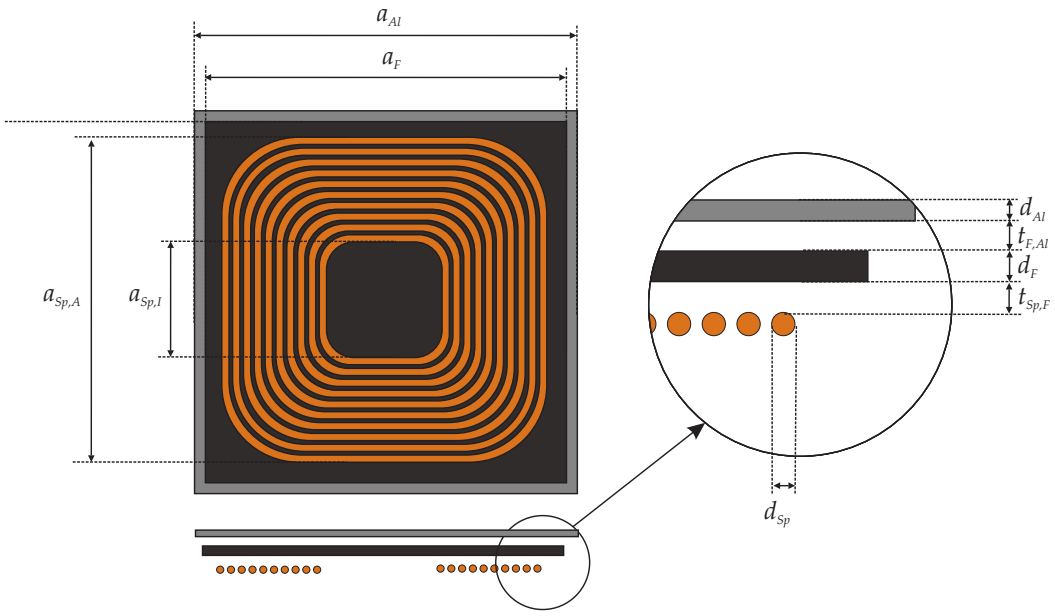


Abbildung 4.2.: Maßangaben zur fahrzeugseitigen Ladeeinheit im Standard SAE J2954 [68]

Tabelle 4.1.: Maße der fahrzeugseitigen Ladeeinheit im Standard SAE J2954 [68]

	$a_{Sp,I}$ [mm]	$a_{Sp,A}$ [mm]	a_F [mm]	a_{Al} [mm]	d_{Sp} [mm]	d_F [mm]	d_{Al} [mm]	$t_{Sp,F}$ [mm]	$t_{F,Al}$ [mm]
WPT1-Z1	110	250	264	280	5	5	2	1	5,6
WPT1-Z2	160	320	334	350	5	5	2	1	5,6

4.1.2. Integrationskonzepte der fahrzeugseitigen Ladeeinheit

Zur induktiven Leistungsübertragung muss eine Ladeeinheit in den Unterboden eines Elektrofahrzeuges integriert werden, was bereits im BMW 530e iPerformance umgesetzt ist (siehe Abb. 4.3) [147]. Die fahrzeugseitige Ladeeinheit ist dabei im Schubfeld des Vorderwagens verschraubt. Diese Fahrzeugkomponente aus Aluminium ist für eine zusätzliche Schubsteifigkeit und damit verbesserte Fahrdynamik des Fahrzeugs zuständig. Der Bereich zwischen Ferritschicht und Bodenspule wird im Folgenden als direkter Bereich bezeichnet. Dort treten die größten magnetischen Flussdichten auf. Als indirekter Bereich wird der Bauraum hinter der Ferritschicht definiert. Dort ist das elektromagnetische Feld deutlich abgeschwächt.

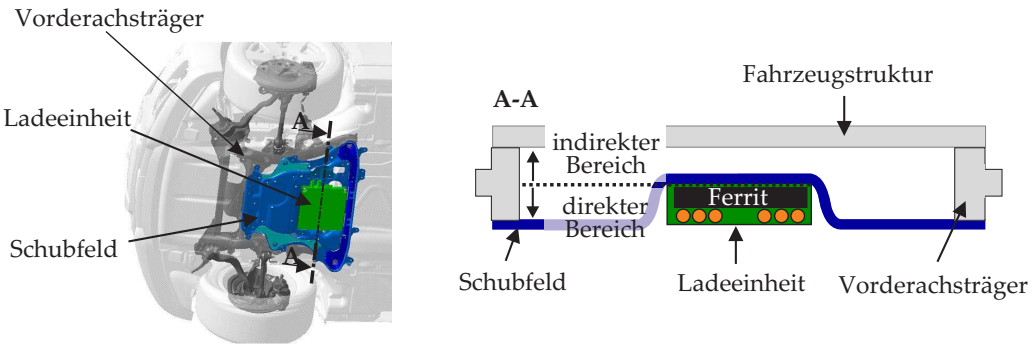


Abbildung 4.3.: Verortung einer induktiven Ladeeinheit im Schubfeld eines Fahrzeugvorderwagens

Die betrachteten Integrationskonzepte sind in Abb. 4.4 dargestellt. So kann zum einen das Aluminiumschubfeld durch ein FVK-Konzept ersetzt werden. Darin soll die Ladeeinheit mit der benötigten Spule und Ferritschicht eingebettet werden. Dieses Konzept spart Bauteile und bietet somit Potentiale hinsichtlich Bauraum, Gewicht und Kosten. Zusätzlich wird die mechanische Steifigkeit der keramischen Ferritschicht genutzt, um Material im Gehäuse der Ladeeinheit einzusparen.

Zum anderen kann die Abschirmung entweder nahe der Ladeeinheit oder weiter entfernt in der Fahrzeugstruktur erfolgen. Letzteres hat den Vorteil, dass der Kopplungsfaktor des Systems und damit der Wirkungsgrad erhöht wird [78, 148]. Da ein Konzept mit einem Schubfeld aus FVK und einer Abschirmung in der Fahrzeugstruktur die höchsten Potentiale bietet, wird in den folgenden Analysen diese Integrationsvariante näher betrachtet.

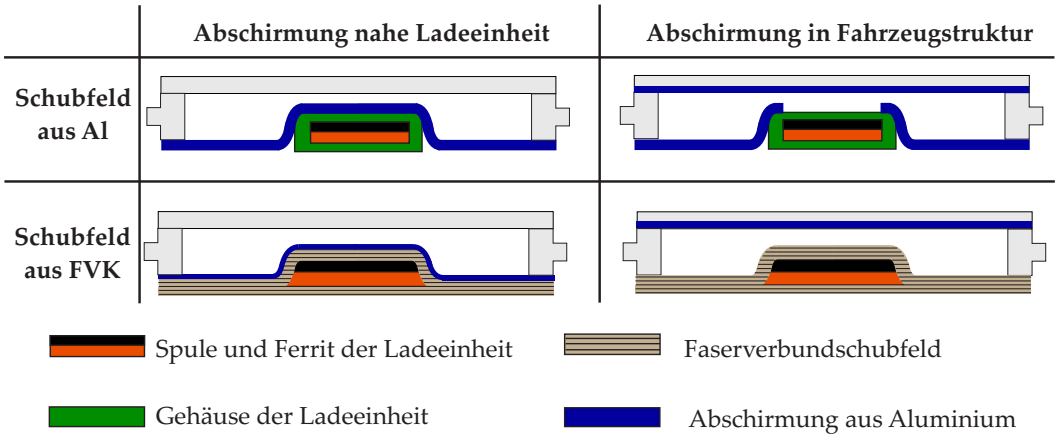


Abbildung 4.4.: Integrations- und Abschirmkonzepte der induktiven Ladeeinheit bei Elektrofahrzeugen

4.1.3. Anforderungsprofil im Umfeld Automotiv

Wie beschrieben muss für die dargestellte Integrationsvariante die Sekundärspule im Unterboden des Fahrzeugs verbaut werden. Dadurch ergeben sich eine große Menge an unterschiedlichen Anforderungen an das Gehäuse. Nach einer Priorisierung ergeben sich sieben Hauptanforderungen (siehe Abb. 4.5).

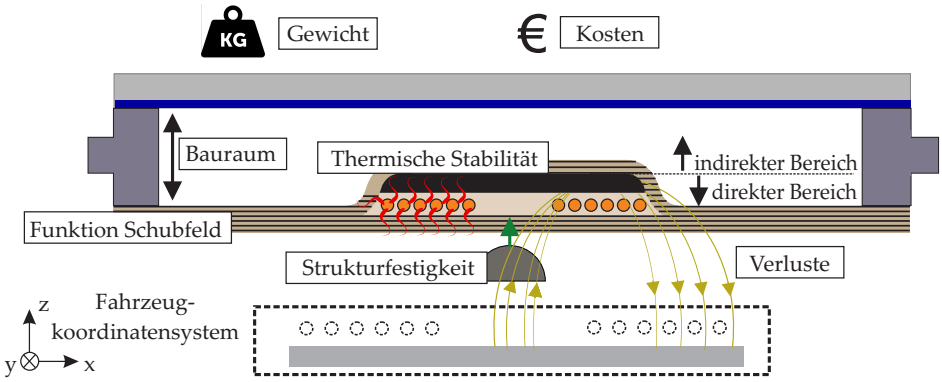


Abbildung 4.5.: Übersicht Hauptanforderungen an das Gehäuse der induktiven Ladeeinheit

Neben den beiden Gesichtspunkten Kosten und Gewicht, wird die Ladeeinheit elektromagnetisch, thermisch und mechanisch belastet:

- **Gewicht**: Geringes Gewicht der eingesetzten Faserverbundmaterialien
- **Kosten**: Geringe Kosten der eingesetzten Faserverbundmaterialien
- **Bauraum**: Geringer Platzbedarf in z-Richtung des Fahrzeugkoordinatensystems inklusive Berücksichtigung der Durchbiegung der Ladeeinheit im Falle eines Impactereignisses
- **Verlust**: Geringe Verluste in der Ladeeinheit bei Berücksichtigung der ohmschen Verluste der Spule, Hytereseverluste des Ferrits und elektromagnetisch absorbierter Leistungen im Faserverbund
- **Wärmemanagement**: Niedrige Temperaturen im Inneren der Ladeeinheit
- **Strukturfestigkeit**: Keine die Leistungsübertragung beeinflussenden Schäden in der Ladeeinheit im Falle eines Impactereignisses mit Fokus auf die spröde Ferritschicht
- **Funktion Schubfeld**: Ausreichend hohe Schubsteifigkeit in der xy-Ebene des Fahrzeugkoordinatensystems zur Sicherstellung einer guten Fahrdynamik.

Um ein optimiertes FVK-Konzept für das Gehäuse der Ladeeinheit zu erhalten, muss der Einfluss aller Anforderungen berücksichtigt werden. Diese werden daher in einem ersten Schritt einzeln analysiert. Die entwickelten analytischen Modelle dienen im nächsten Kapitel als Grundlage für das Optimierungsmodell.

4.2. Elektromagnetisches Verhalten von Ladeeinheiten in Faserverbundkonzepten

Im Gegensatz zum homogenen elektromagnetischen Feld einer Helmholtzspule (siehe Kapitel 3) ist das Feld in der induktiven Ladeeinheit heterogen verteilt. Das Verhalten von FVK-Werkstoffen in diesem heterogenen Feld soll im Rahmen dieses Kapitels betrachtet werden.

Es wird der Einfluss unterschiedlicher Lagenaufbauten und Fasermaterialien auf die im FVK absorbierte Leistung untersucht werden. Dies erfolgt mit Hilfe von analytischen Modellen und FEM-Simulationen. Ziel ist es, eine möglichst geringe Interaktion des FVK mit dem elektromagnetischen Feld und damit niedrige Verluste während der Leistungsübertragung im Ladesystem zu realisieren.

4.2.1. Elektromagnetisches Feld einer induktiven Ladeeinheit

Um das Materialverhalten von Faserverbunden im Umfeld einer induktiven Ladeeinheit zu analysieren, ist eine detaillierte Kenntnis über das dort anliegende elektromagnetische Feld nötig. Daher werden Simulationen mittels eines bei BMW etablierten FEM-Modells in Ansys Maxwell durchgeführt. Das Modell repräsentiert dabei die im Standard SAE J2954 vorgeschlagene Geometrie für eine WPT2 Z1 fahrzeugseitige Ladeeinheit (siehe Kapitel 4.1.1). In Abb. 4.6 sind die modellierten Komponenten dargestellt.

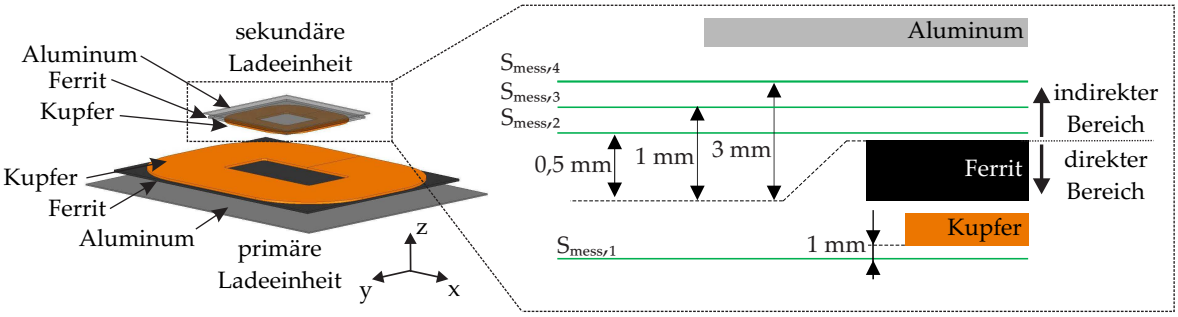


Abbildung 4.6.: Simulationsmodell (links) inklusive Messflächen (rechts) zur Ermittlung der B-Feld Verteilung in einer induktiven Ladeeinheit

Dabei werden die Kupferlitze als homogene Scheibe und das Ferrit als durchgängige Platte angenähert. Als Materialdaten dienen die Werte des Ferrits EPCOS N95 sowie von Kupfer und Aluminium (siehe Tab. 4.2).

Tabelle 4.2.: Materialparameter der elektrischen Komponenten des FEM-Modells zur Wirbelstromanalyse

	Aluminium	**Ferrit**	**Kupfer**	**Luft**
Elektrische Leitfähigkeit σ [S/m]	$37 \cdot 10^6$	0,17	$58 \cdot 10^6$	$1 \cdot 10^{-10}$
Permeabilitätszahl μ_r [-]	1,00	3000	1,00	1,00

Die Primärspule wird mit $I_1 = 75\,A$ und die Sekundärspule mit $I_2 = 40\,A$ bestromt. Neben der optimalen Anordnung der beiden Spulen zueinander wird auch die maximal zulässige Versetzung ausgewertet. Dabei ist die Sekundärspule um $x = 75\,mm$ und $y = 100\,mm$ verschoben. Es wird ein Bereich von 800 x 800 mm^2 betrachtet, um die Ausdehnung des Schubfeldes in x- und y-Richtung abzudecken.

Für die FEM-Analyse wird ein Netz aus Tetraeder-Elementen verwendet, für die die Maxwell'schen Gleichungen gelöst werden. Innerhalb jedes dieser Elemente wird das elektromagnetische Feld mittels eines Polynoms zweiter Ordnung angenähert. Anschließend erfolgt eine Auswertung des Feldes an den in Abb. 4.6 dargestellten vier Messebenen $S_{mess,i}$.

Der Feldlinienverlauf für die WPT2 Z1 Spule ist in Abb. 4.7 zu sehen. Im Bereich zwischen den beiden Spulen kommt es zu einem sehr starken Magnetfeld. Die Primärspule baut in seinem Inneren konzentrierte Feldlinien auf, die die Sekundärspule durchdringen. Anschließend werden diese Feldlinien von der Ferritschicht umgelenkt und seitlich der Sekundärspule wieder zurückgeleitet. So bleibt die Quellenfreiheit des Magnetfeldes erhalten. Zusätzlich kommt es an den Kanten der Ferritschicht zu einer Verdichtung der Feldlinien und damit zu einer erhöhten magnetischen Flussdichte.

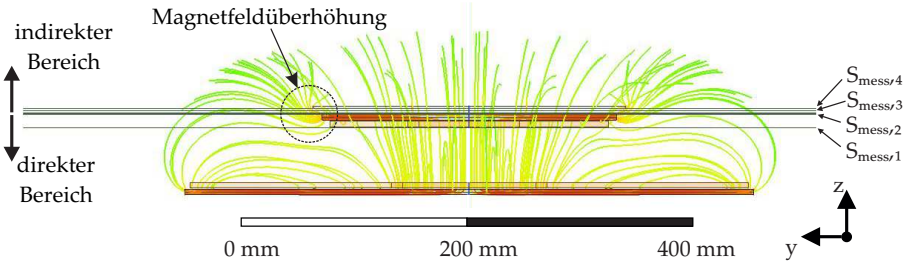


Abbildung 4.7.: Feldlinienverlauf des Magnetfeldes der WPT2 Z1 Spule

In Abb. 4.8 ist die z-Komponente der magnetischen Flussdichten B_z an der Position $S_{mess,1}$ und $S_{mess,2}$ in optimaler Position der Ladeeinheit dargestellt. Nur die z-Komponente steht senkrecht auf dem später eingesetzten FVK und ist damit wie in Kap. 3 beschrieben für die im Material induzierten Wirbelströme verantwortlich.

Dabei treten bei $S_{mess,1}$ im Zentrum sehr hohe Flussdichten bis zu $0,01$ T auf. Seitlich dieses Bereiches kommt es zu einem Rückfluss der Feldlinien mit Flussdichten bis zu

$-0,006$ T. Im äußeren Bereich ist eine leicht negative magnetischen Flussdichte mit betragsmäßigen Werten kleiner $0,0005$ T festzustellen.

Die z-Komponente der magnetische Flussdichte B_z an den Messebenen $S_{mess,1}$ im indirekten Bereich hinter der Ferritschicht unterscheidet sich sehr stark von den Werten an der Messebene $S_{mess,1}$. Dabei treten aufgrund der abschirmenden Wirkung des Ferrits hinter diesem nur Flussdichten kleiner $0,00005$ T auf. An den Kanten des Ferrits kommt es zu Überhöhungen, die an den Längskanten des Ferrits bis zu $0,0065$ T und an den Ecken bis zu $0,018$ T hoch sind.

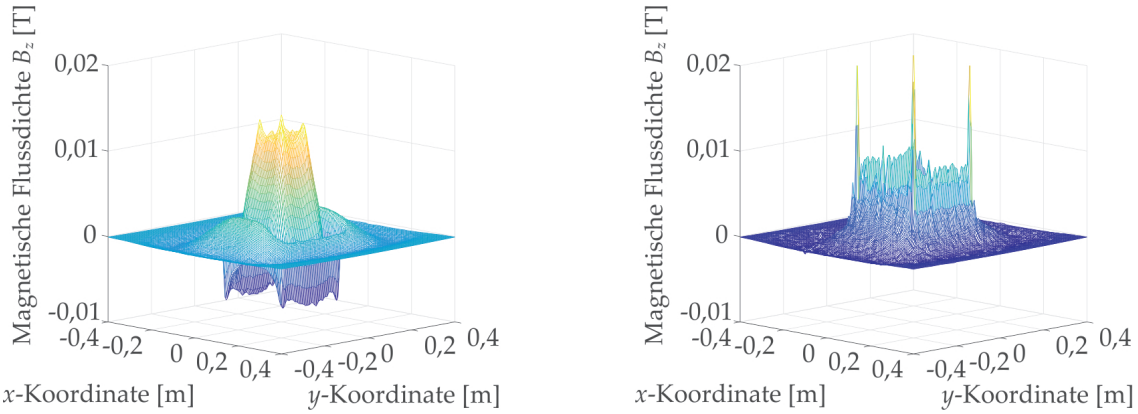


Abbildung 4.8.: Magnetische Flussdichte B_z an der Position $S_{mess,1}$ (links) und der Position $S_{mess,2}$ (rechts) bei optimaler Positionierung der Ladeeinheit WPT2 Z1

In Abb. 4.9 sind die Verläufe der magnetischen Flussdichten B_z für die Messebenen $S_{mess,3}$ und $S_{mess,4}$ dargestellt. Es ist zu erkennen, dass mit steigendem Abstand der Messebene zur Ferritschicht die Überhöhung der magnetischen Flussdichte an den Ferritecken betragsmäßig abnimmt. Die Verläufe an den Längskanten bleiben beinahe konstant in einem Bereich von $0,0065$ T. Für spätere Analysen des Materialverhaltens von FVK im Magnetfeld der Ladeeinheit im indirekten Bereich wird daher auf den Verlauf an der Messebene $S_{mess,2}$ zurückgegriffen, da an dieser die betragsmäßig höchsten Flussdichten anliegen.

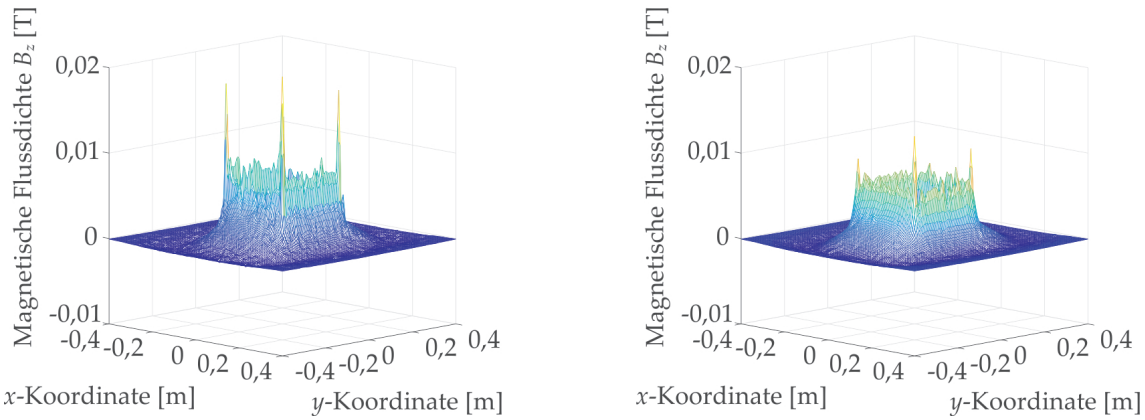


Abbildung 4.9.: Magnetische Flussdichte B_z an den Positionen $S_{mess,3}$ (links) und $S_{mess,4}$ (rechts) für die Ladeeinheiten WPT2 Z1 bei optimaler Positionierung

Schließlich ist noch der Verlauf der magnetischen Flussdichte für die maximale Versatzposition der WPT2 Z1 Spule in Abb. 4.10 zu sehen. Dabei werden die beiden Messebenen $S_{mess,1}$ und $S_{mess,2}$ betrachtet. Es ist zu erkennen, dass sich beide Verläufe leicht verschieben. So sind im Bereich von $S_{mess,1}$ die Erhöhungen leicht versetzt, dennoch bleiben die Maximalwerte in einem Bereich von $0,01$ T.

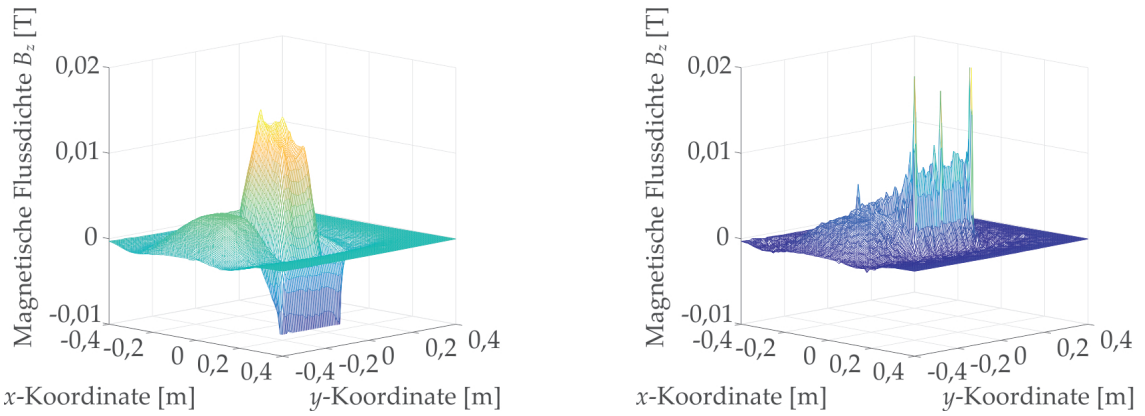


Abbildung 4.10.: Magnetische Flussdichte B_z an den Positionen $S_{mess,1}$ (linkes Bild) und $S_{mess,2}$ (rechtes Bild) für die Ladeeinheiten WPT2 Z1 bei einer Versetzung von x = 75 mm und y = 100 mm

Für die Messebene $S_{mess,2}$ reduzieren sich die Überhöhungen an den Längskanten und Ecken des Ferrits. Lediglich an einer Ecke kommt es weiterhin zu einer Überhöhung von $0,018$ T. Da sich an beiden Messebenen der Magnetfeldverlauf nicht stark ändert und für $S_{mess,2}$ sogar niedrigere magnetische Flussdichten vorliegen, wird in folgenden Analysen nur der Fall von optimal zueinander ausgerichteten Spulen betrachtet. Zusätzlich ist mit zunehmenden Fahrassistenzsystemen in zukünftigen Anwendungsfällen damit zu rechnen, dass die bestmögliche Positionierung bei allen Ladevorgängen erreicht wird.

4.2.2. Numerisches Modell zur Wirbelstromanalyse

Zur numerischen Wirbelstromanalyse von Faserverbunden in einer induktiven Ladeeinheit wird ein FEM-Modell in Abaqus FEA aufgebaut. Es wird nicht auf das bei BMW etablierte Modell in Ansys Maxwell zurückgegriffen, um eine spätere Übertragbarkeit auf mittels Abaqus FEA durchgeführte thermische und mechanische Simulationen sicherzustellen.

Das Modell wird aus den Komponenten Kupferspule, Ferrit und Aluminiumabschirmung der primär- und sekundärseitigen Ladeeinheit aufgebaut. Die Geometrie der Komponenten orientiert sich am WPT2 Z1 Konzept aus dem Standard SAE J2954 (siehe Kapitel 4.1.1). Zusätzlich wird die Umgebungsluft der Komponenten mit modelliert.

Zur Vernetzung werden Hexaeder-Elemente eingesetzt, da in Abaqus nur mit dieser Elementklasse anisotrope Materialparameter für Wirbelstromanalysen modelliert werden können. Es werden quadratische Ansatzfunktionen für den Verlauf des Magnetfeldes innerhalb der Elemente verwendet. Die geometrische Form der Kupferspulen wird vereinfacht, um eine aufwendige Vernetzung zu vermeiden. So erfolgt die Modellierung der Spulen als rechteckige Platten mit einer rechteckigen Aussparung in der Mitte. Durch die Vernetzung ergeben sich 2881296 Elemente und 2941172 Knoten (siehe Abb. 4.11).

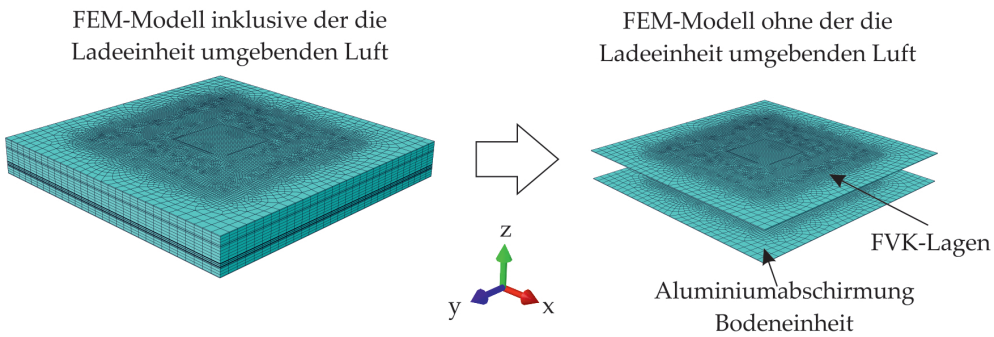


Abbildung 4.11.: FEM-Modell zur Wirbelstromanalyse von FVK-Materialien in einer induktiven Ladeeinheit

Zur Verdeutlichung des Modells sind die beteiligten Komponenten in Abb. 4.12 farbig dargestellt. Der FVK wird aus Lagen von $0,37$ mm Dicke aufgebaut, da mit dem vorhandenen Flächengewicht von 300 g/m^2 des eingesetzten CFK-PAN Geleges so ein Faservolumengehalt von 45 % erreicht wird. Den Lagen wird eine orthotrope elektrische Leitfähigkeit zugeteilt. Alle Faserverbunde werden mit einer magnetisch neutralen Permeabilität dargestellt. Es wird das Wirbelstromverhalten sowohl im direkten als auch im indirekten Bereich der Ladeeinheit untersucht.

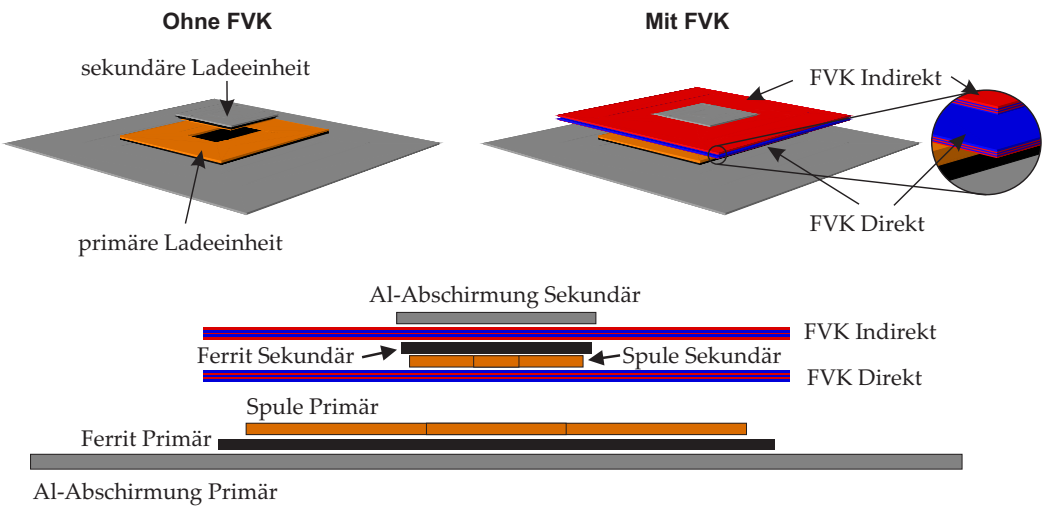


Abbildung 4.12.: Schematische Darstellung der Komponenten des FE-Modells zur Wirbelstromanalyse von FVK-Materialien

Die magnetischen Permeabilitäten und elektrischen Leitfähigkeiten von Spule, Abschirmung und Ferrit werden isotrop dargestellt. Die dabei verwendeten Werte sind in Tab. 4.2 zu sehen. Als Belastung wird die Primärspule mit einer Stromdichte von $J_1 = 8100\,\mathrm{A/m^2}$ und die Sekundärspule mit $J_2 = 14000\,\mathrm{A/m^2}$ beaufschlagt. Diese Stromstärken ergeben einen zu Kapitel 4.2.1 vergleichbaren Verlauf der magnetischen Flussdichten.

4.2.3. Übersicht elektromagnetisch untersuchte FVK-Konzepte

In den folgenden Untersuchungen werden insgesamt zehn verschiedene Lagenaufbauten untersucht. Diese sind in Tab. 4.3 dargestellt. Jede der Einzellagen wird dabei mit einer Dicke t_i von $0,37$ mm simuliert. Als Materialkennwert wird auf die in Tab. 3.3 aufgelisteten Werte zurückgegriffen.

Tabelle 4.3.: Lagenaufbauten zur Analyse des Wirbelstromverhaltens im Gehäuse einer Ladeeinheit

Bezeichnung	**Lagenaufbau**
CFK-PAN-0/90	$[0_{\text{GFK}}/0_{\text{CFK-PAN}}/90_{\text{CFK-PAN}}/0_{\text{GFK}}]$
CFK-Pech-0/90	$[0_{\text{GFK}}/0_{\text{CFK-Pech}}/90_{\text{CFK-Pech}}/0_{\text{GFK}}]$
CFK-PAN-45/-45	$[0_{\text{GFK}}/45_{\text{CFK-PAN}}/\text{-}45_{\text{CFK-PAN}}/0_{\text{GFK}}]$
CFK-Pech-45/-45	$[0_{\text{GFK}}/45_{\text{CFK-Pech}}/\text{-}45_{\text{CFK-Pech}}/0_{\text{GFK}}]$
CFK-Pech-iso-0	$[0_{\text{GFK}}/0_{\text{CFK-Pech}}/0_{\text{GFK}}]$
CFK-Pech-iso-45	$[0_{\text{GFK}}/45_{\text{CFK-Pech}}/0_{\text{GFK}}]$
CFK-PAN-iso-0/90	$[0_{\text{GFK}}/0_{\text{CFK-PAN}}/0_{\text{GFK}}/90_{\text{CFK-PAN}}/0_{\text{GFK}}]$
CFK-Pech-iso-0/90	$[0_{\text{GFK}}/0_{\text{CFK-Pech}}/0_{\text{GFK}}/90_{\text{CFK-Pech}}/0_{\text{GFK}}]$
CFK-PAN-iso-45/-45	$[0_{\text{GFK}}/45_{\text{CFK-PAN}}/0_{\text{GFK}}/\text{-}45_{\text{CFK-PAN}}/0_{\text{GFK}}]$
CFK-Pech-iso-45/-45	$[0_{\text{GFK}}/45_{\text{CFK-Pech}}/0_{\text{GFK}}/\text{-}45_{\text{CFK-Pech}}/0_{\text{GFK}}]$

4.2.4. Wirbelstromverläufe im FVK-Gehäuse einer Ladeeinheit

Mit Hilfe des beschriebenen FEM-Modells werden die Wirbelstromverläufe in FVK-Lagen im direkten und indirekten Feld der induktiven Ladeeinheit analysiert. Für die Berechnungen in diesem Kapitel werden Lagen aus CFK-Pech verwendet, da mit der höchsten elektrischen Leitfähigkeit der drei betrachteten Faserverbunde auch die Wirbelströme mit den größten Stromstärken zu erwarten sind.

In Abb. 4.13 sind die Verläufe der z-Komponenten der magnetischen Flussdichte B_z für den direkten und indirekten Bereich dargestellt. Zusätzlich sind die Umrisse der Ferritschicht mit Kantenlänge a_F schematisch zu sehen. Die Stromstärken in den beiden Spulen sind so gewählt, dass die magnetischen Flussdichten denen in Kapitel 4.2.1 entsprechen. Die Überhöhungen an den Ferritkanten und -ecken im indirekten Bereich werden ebenso dargestellt wie das sehr hohe Magnetfeld im direkten Bereich.

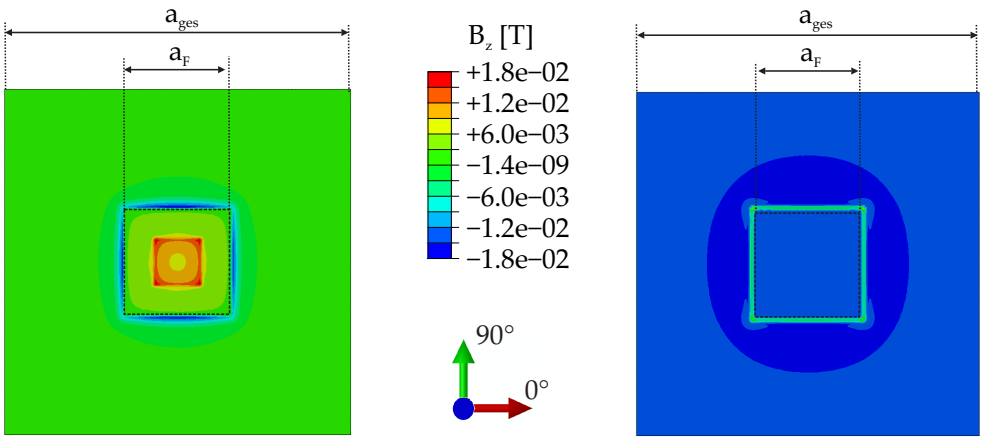


Abbildung 4.13.: Verlauf der z-Komponenten der magnetischen Flussdichte EMB3 für den direkten (links) und indirekten (rechts) Bereich

Die Wirbelstromverläufe in den CFK-Pech-0/90 Aufbauten zeigen sehr hohe Stromflüsse (siehe Abb. 4.14). Diese bilden sich konzentrisch aus und sind für den direkten Bereich im Zentrum am höchsten. Die Ursachen sind die dort auftretenden größten magnetischen Flussdichten B_z. Zum Rand nehmen die Wirbelströme ab.

Im indirekten Bereich werden aufgrund der abschirmenden Wirkung des Ferrits direkt hinter diesem kaum Wirbelströme induziert. Am Rand der Ferritschicht kommt es aufgrund der Überhöhungen der magnetischen Flussdichte zu deutlich erhöhten Stromflüssen, die zum Rand des betrachteten Bereichs wieder abnehmen. Im indirekten Bereich sind die Wirbelströme allgemein um den Faktor 5 kleiner als im direkten Bereich. Die Verläufe zeigen, dass ein Einsatz von leitfähigen Fasern im indirekten Bereich weniger kritisch zu bewerten ist als im direkten.

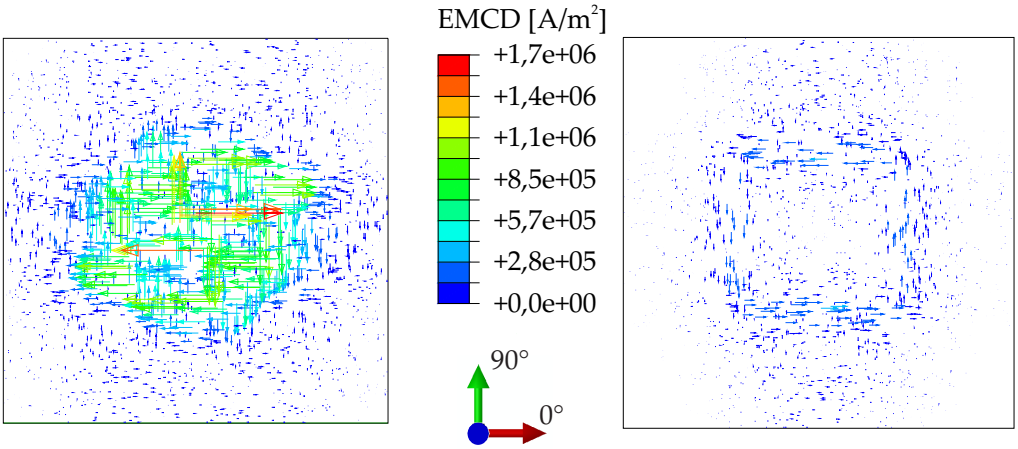


Abbildung 4.14.: Elektrische Stromdichte der Wirbelströme EMCD für CFK-Pech-0/90 im direkten (links) und indirekten (rechts) Bereich

Wird zwischen die beiden CFK-Pech-Lagen eine isolierende Schicht aus Glasfaser gebracht (Probe: CFK-Pech-iso-0), ändert sich wie in Abb. 4.15 zu sehen der Wirbelstromverlauf deutlich. Es kommt nicht mehr zu konzentrischen Wirbelströmen um den Mittelpunkt der Ladeeinheit, sondern sie konzentrieren sich nun auf die Bereiche um die Ferritkanten. Im Vergleich zum CFK-Pech-0/90-Aufbau ist ein Übergang des Stromes auf eine andere Lage nicht möglich (siehe Fall 1 und Fall 3 aus Abb. 3.8). Die Wirbelströme bilden sich länglich entlang der Fasern aus und fließen nur kurze Strecken quer zur Faser in 90°-Richtung. Der Grund hierfür ist der deutlich höhere elektrische Widerstand $R_{F,\perp}$ quer zur Faser im Vergleich zum Widerstand entlang der Faser $R_{F,||}$. Die Werte der elektrischen Stromdichten bei CFK-Pech-iso-0 sind im direkten Bereich um den Faktor 100 und im indirekten Bereich um den Faktor 20 kleiner als bei CFK-Pech-0/90 Aufbauten.

Für die betrachtete Probe CFK-Pech-iso-0 ist der Wert der Wirbelstromstärke im indirekten Bereich ungefähr halb so groß wie im direkten Bereich. Grund hierfür sind

die höheren magnetischen Flussdichten im direkten Bereich.

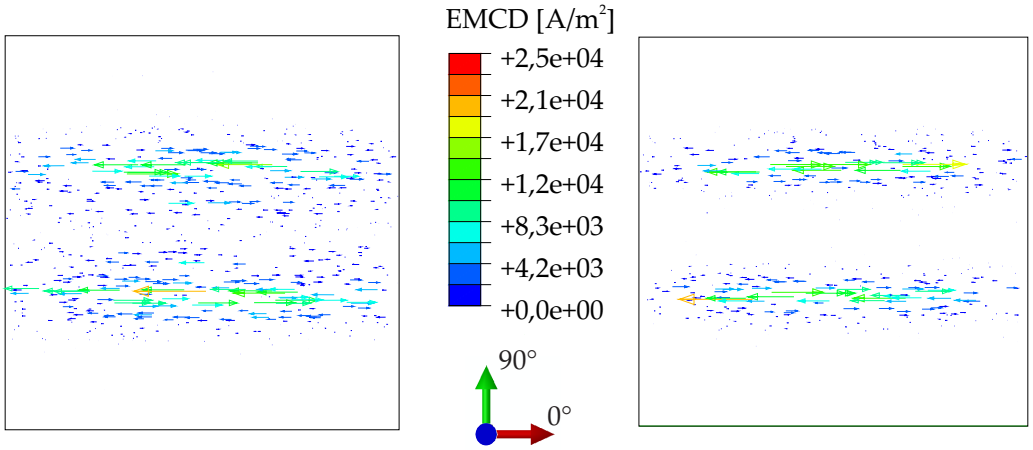


Abbildung 4.15.: Elektrische Stromdichte der Wirbelströme EMCD für CFK-Pech-iso-0 Lagenaufbauten im direkten (links) und indirekten (rechts) Bereich

Durch zusätzliches Drehen der leitfähigen Lagen um 45° werden die Wirbelströme noch einmal deutlich reduziert (siehe Abb. 4.16). Dies liegt daran, dass sich die Wirbelströme entlang der Fasern in 45°-Richtung ausbilden. Da die Fasern nun nicht mehr parallel zu den Überhöhungen der magnetischen Flussdichten an den Ferritkanten ausgerichtet sind, umschließen die Wirbelströme diese nicht mehr komplett. Die imaginären Leiterschleifen werden daher von einem niedrigeren magnetischen Fluss durchdrungen und eine geringere Spannung nach (2.3) induziert. Dies zeigt sich auch in der um den Faktor 5 niedrigeren elektrischen Stromdichte der Wirbelströme im Vergleich zur Probe CFK-Pech-iso-0.

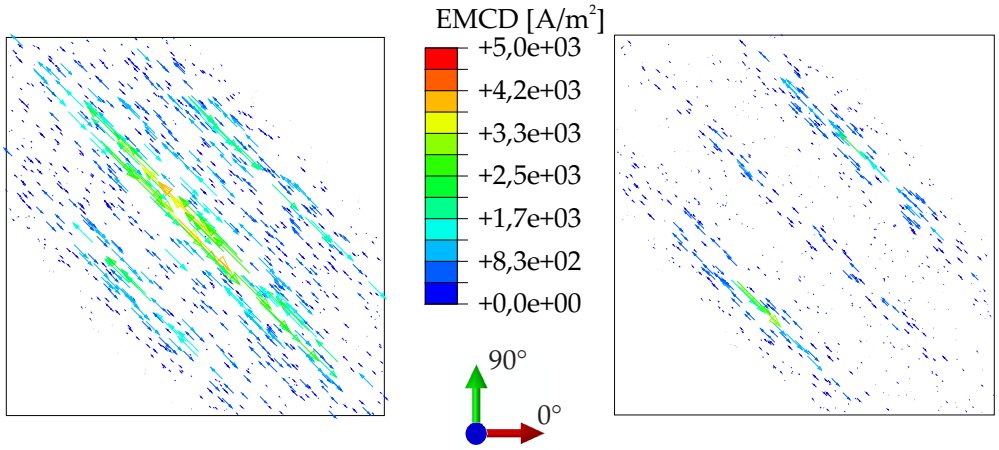


Abbildung 4.16.: Elektrische Stromdichte der Wirbelströme EMCD für CFK-Pech-iso-45 Lagenaufbauten im direkten (linkes Bild) und indirekten (rechtes Bild) Bereich

Die Wirbelströme bilden sich für den Fall CFK-Pech-iso-45 hauptsächlich um die

Überhöhungen der magnetischen Flussdichte an den Ferritecken aus. Der Strom fließt dabei in Faserrichtung bis zum Rand des betrachteten Bereichs quer zur Faser, um den Wirbelstrom zu schließen.

Allgemein ist in den Verläufen der Wirbelströme zu erkennen, dass in gegeneinander isolierten Lagen mit einem Faserwinkel von 45° zur Ferritkante die niedrigsten Ströme induziert werden. Die Leiterschleifen umschließen einen kleinen magnetischen Fluss und die elektrisch nicht leitfähigen Lagen zwingen den Strom dazu, durch den hohen elektrischen Widerstand quer zur Faser zu fließen. Dies führt zu Leiterschleifen mit einem erhöhten effektiven Gesamtwiderstand R_e. Aus diesen Gründen wird eine geringere Leistung nach (2.5) absorbiert. Dagegen entstehen in Faserverbunden mit CFK-Pech-0/90-Aufbauten sehr starke Wirbelströme und folglich ohmsche Verluste. Daher scheinen nur gegeneinander isolierte elektrisch leitfähige Faserverbundlagen im Umfeld der Ladeeinheit einsetzbar zu sein.

4.2.5. Analytische Berechnung der Wirbelstromverluste

Ausgehend von den Wirbelstromverläufen wird ein analytisches Modell entwickelt, um die absorbierten Leistungen in unterschiedlichen Faserverbundaufbauten zu berechnen. Da die Wirbelströme für nicht-isolierte und isolierte elektrisch leitfähige Lagen sowie verschiedene Faserwinkel verschieden sind, werden drei Fälle unterschieden. Zum einen werden FVK betrachtet, bei denen die leitfähigen Lagen komplett isoliert und die Fasern einmal in 0° (CFK-iso-0) sowie in 45° (CFK-iso-45) zur Ferritkante ausgerichtet sind. Zum anderen wird ein FVK mit nicht-isolierten leitfähigen Lagen in einem [0/90] Aufbau und mit parallel zur Ferritkante ausgerichteten Fasern (CFK-0/90) analysiert.

CFK-iso-0

Für den Fall CFK-iso-0 bilden sich rechteckige Wirbelströme aus (siehe Abb. 4.15). Anhand dieser Verläufe werden imaginäre Leiterschleifen in den Faserverbund gelegt, die sich an den Wirbelstromverläufen aus Kapitel 4.2.4 orientieren (siehe Abb. 4.17).

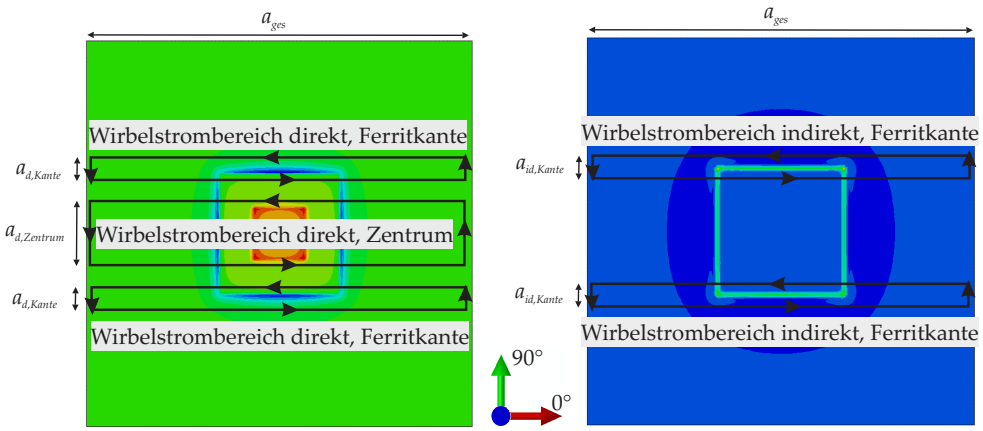


Abbildung 4.17.: Widerstandsnetz zur analytischen Wirbelstromanalyse einer isolierten, elektrisch leitfähigen 0° FVK-Lage

Für den direkten Bereich gibt es zwei identische Bereiche um die Magnetfeldüberhöhung an den Ferritkanten (Wirbelstrombereich direkt, Ferritkante). Für diesen Bereich wird eine homogene magnetische Flussdichte $B_{d,Kante}$ angenommen. Zusätzlich entstehen im direkten Bereich Wirbelströme im Zentrum der Ladeeinheit (Wirbelstrombereich direkt, Zentrum) mit einer magnetischen Flussdichte $B_{d,Zentrum}$. Im indirekten Bereich kommt es nur zu relevanten Wirbelströme um die Ferritkanten (Wirbelstrombereich indirekt, Ferritkante), welche von einer magnetischen Flussdichte $B_{id,Kante}$ erzeugt werden. Die Parameterwerte sind in Tab. 4.4 aufgelistet.

Tabelle 4.4.: Parameter zur analytischen Wirbelstromanalyse für den Fall CFK-iso-45

Direkter Bereich	a_{ges}	$a_{d,Zentrum}$	$B_{d,Zentrum}$	$a_{d,Kante}$	$B_{d,Kante}$
	800 mm	240 mm	0,005 T	30 mm	0,003 T
Indirekter Bereich	a_{ges}	$a_{id,Kante}$	$B_{id,Kante}$		
	800 mm	20 mm	0,003 T		

Zur Berechnung der durch die Wirbelströme absorbierten Leistung werden die Bereiche streifenweise in Leiterschleifen aufgeteilt (siehe Abb. 4.18). Die Breite der Streifen b wird auf 1 mm festgelegt.

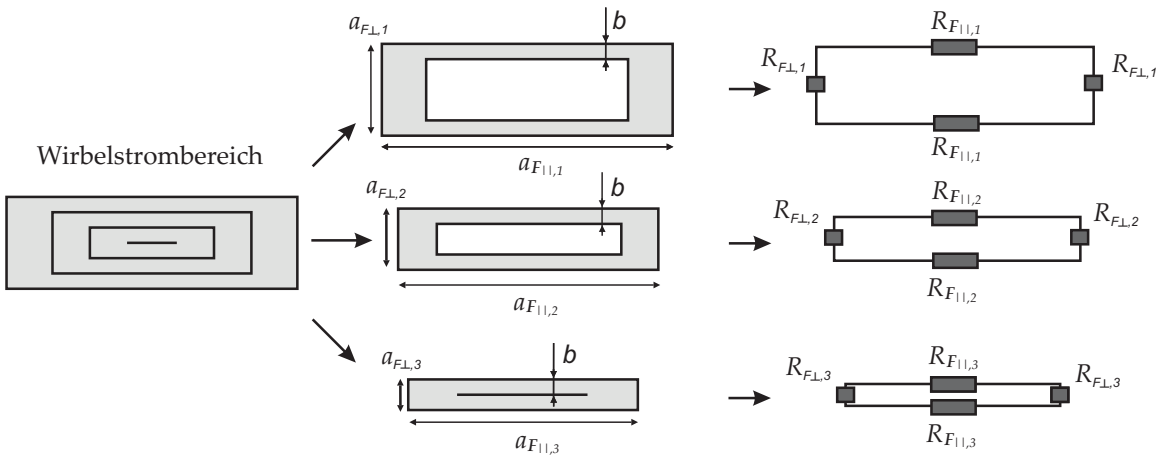


Abbildung 4.18.: Vorgehen zur analytischen Berechnung der Wirbelströme für den Fall CFK-iso-0 und CFK-iso-45

Die Schleifen bestehen aus jeweils zwei elektrischen Widerständen in Faserrichtung und quer zur Faser. Die Widerstände in Faserrichtung werden mit Hilfe der Dicke einer Faserverbundlage t_i, der Streifenbreite b, der Probenlänge in Faserrichtung $a_{F\perp,i}$ sowie der elektrischen Leitfähigkeit in Faserrichtung σ_F nach

$$R_{F||,i} = \frac{a_{F\perp,i}}{\sigma_F t_i b} \tag{4.1}$$

berechnet. Die Länge $a_{F\perp,i}$ startet bei der Gesamtlänge a_{ges} und wird für die nach innen folgenden Leiterschleifen um je 2 mm reduziert.

Quer zur Faser kann der Strom über eine größere wirksame Breite fließen. Daher wird die Breite b zusätzlich mit dem Verhältnis aus der Länge des Faserwiderstands $a_{F||,i}$ zu der des Widerstands quer zur Faser $a_{F\perp,i}$ multipliziert. Es ergibt sich mit der elektrischen Leitfähigkeit quer zur Faser $\sigma_{F\perp}$ der zugehörige elektrische Widerstand der jeweiligen Leiterschleife $R_{F\perp,i}$ zu

$$R_{F\perp,i} = \frac{a_{F\perp,i}}{\sigma_{F\perp} d_i b \frac{a_{F||,i}}{a_{F\perp,i}}}. \tag{4.2}$$

Um diesen Ansatz zu bestätigen sind in Abb. 4.19 die y-Komponenten des Wirbelstroms EMCD2 und die absorbierte Leistung ELJD für den Fall CFK-Pech-iso-0 im direkten Magnetfeld dargestellt. Der Verlauf der Wirbelströme quer zur Faser bestätigt die Vermutung, dass der Strom für die Widerstände $R_{M,i}$ über eine größere effektive Breite fließt.

Zusätzlich zeigt sich, dass der Hauptteil der Leistung im Bereich der Widerstände längs der Faser absorbiert wird. Für einen Widerstand mit daran anliegender konstanter Stromstärke I sowie konstanter Breite b und Dicke d_i berechnet sich die absorbierte Leistung P_{abs} zu

$$P_{abs} = \frac{a_i}{\sigma_i b d_i} I^2. \tag{4.3}$$

Da das Verhältnis aus Länge a_i zu elektrischer Leitfähigkeit σ_i für den Widerstand quer zur Faser deutlich höher ist als längs zur Faser, müsste die absorbierte Leistung laut theoretischem Ansatz hauptsächlich quer zur Faser entstehen. Da dies nicht der Fall ist und die Dicke d_i als Lagendicke konstant bleibt, muss die wirksame Breite b für die Widerstände quer und längs zur Faser unterschiedlich sein. Dies bestätigt die getroffene Annahme.

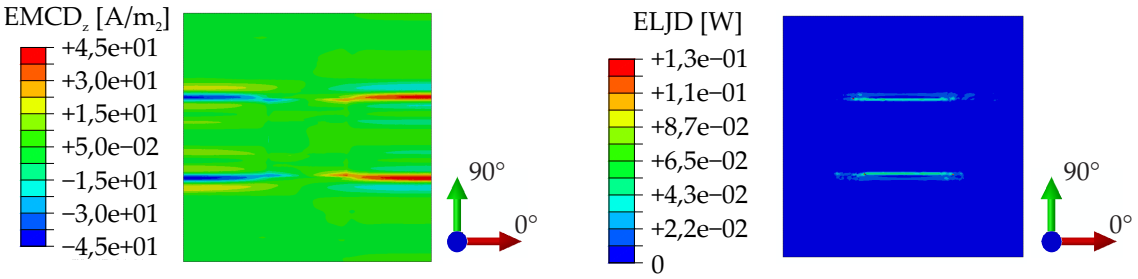


Abbildung 4.19.: Elektrische Stromdichte der Wirbelströme in 90° Richtung EMCD$_z$ (links) und absorbierte Leistung ELJD (rechts) in einer CFK-Pech-iso-0 Probe im direkten Magnetfeld

In Abb. 4.20 sind die beiden Größen auch für den indirekten Bereich zu sehen. Es bestätigt sich ebenfalls, dass die Leistung hauptsächlich im Bereich der Faserlängswiderstände $R_{F||,i}$ absorbiert wird. Im Vergleich zum direkten Feld sind die Maximalwerte der absorbierten Leistungen um den Faktor 10 kleiner. Der Stromfluss quer zur Faser ist wie im direkten Feld über einen größeren Bereich verteilt.

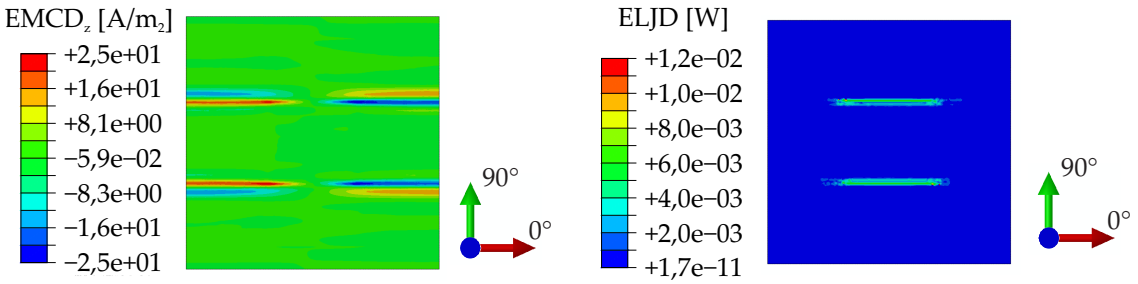


Abbildung 4.20.: Elektrische Stromdichte der Wirbelströme in 90° Richtung EMCD$_z$ (links) und absorbierte Leistung ELJD (rechts) in einer CFK-Pech-iso-0 Probe im indirekten Magnetfeld

Mit Hilfe der berechneten Widerstände sowie der induzierten Spannungen in einer Leiterschleife nach (3.12) kann die an einem Widerstand in Faserlängsrichtung absor-

bierte Leistung $P_{F||,i}$ nach (3.13) berechnet werden:

$$P_{F||,i} = \frac{R_{F||,i}}{(2R_{F||,i} + 2R_{F\perp,i})^2} 16\pi^4 f^4 (a_{F||,i} a_{F\perp,i})^4 B_i^4. \tag{4.4}$$

Für die Leistung quer zur Faserrichtung ergibt sich die absorbierte Leistung $P_{F\perp,i}$ zu

$$P_{F\perp,i} = \frac{R_{F\perp,i}}{(2R_{F||,i} + 2R_{F\perp,i})^2} 16\pi^4 f^4 (a_{F||,i} a_{F\perp,i})^4 B_i^4. \tag{4.5}$$

Um die in einem der in Abb. 4.17 dargestellten Bereich absorbierte Gesamtleistung $P_{Bereich,i}$ zu erhalten müssen die Anteile aller Leiterschleifen mittels

$$P_{Bereich,i} = \sum_{i=1}^{n} (2P_{F||,i} + 2P_{F||,i}) \tag{4.6}$$

aufsummiert werden, wobei n die Anzahl der benötigten Leiterschleifen darstellt. Die gesamte absorbierte Leistung $P_{d,CFK-iso-0}$ einer CFK-iso-0 Lage im direkten Bereich ergibt sich aus den beiden Leistungen an der Ferritkante $P_{d,Kante}$ und im Zentrum $P_{d,Zentrum}$ zu

$$P_{d,CFK-iso-0} = 2P_{d,Kante} + P_{d,Zentrum}. \tag{4.7}$$

Für den indirekten Bereich berechnet sich die gesamte absorbierte Leistung $P_{id,CFK-iso-0}$ aus den Anteilen an der Ferritkante $P_{id,Kante}$ nach

$$P_{id,CFK-iso-0} = 2P_{id,Kante}. \tag{4.8}$$

CFK-iso-45

Für den Fall CFK-iso-45 werden die imaginären Leiterschleifen wie in Abb. 4.21 zu sehen in den FVK gelegt. Im direkten Feld kommt es zu einer Wirbelstromverteilung um die höchsten magnetischen Flussdichten (Wirbelstrombereich direkt, Zentrum 45). Seitlich hiervon sind um die negative Überhöhung des Magnetfeldes länglichere Wirbelstrombereiche angeordnet (Wirbelstrombereich direkt, Ferritecke). Im indirekten Feld sind die Wirbelströme dominiert durch die Magnetfeldüberhöhungen an den Ferritecken. Der innere Wirbelstrombereich ermöglicht es dem Strom zwei dieser Überhöhungen zu umschließen (Wirbelstrombereich direkt, Zentrum 45). Seitlich davon sind zwei Bereiche angeordnet, die nur eine dieser Überhöhungen umranden (Wirbelstrombereich indirekt, Ferritecke).

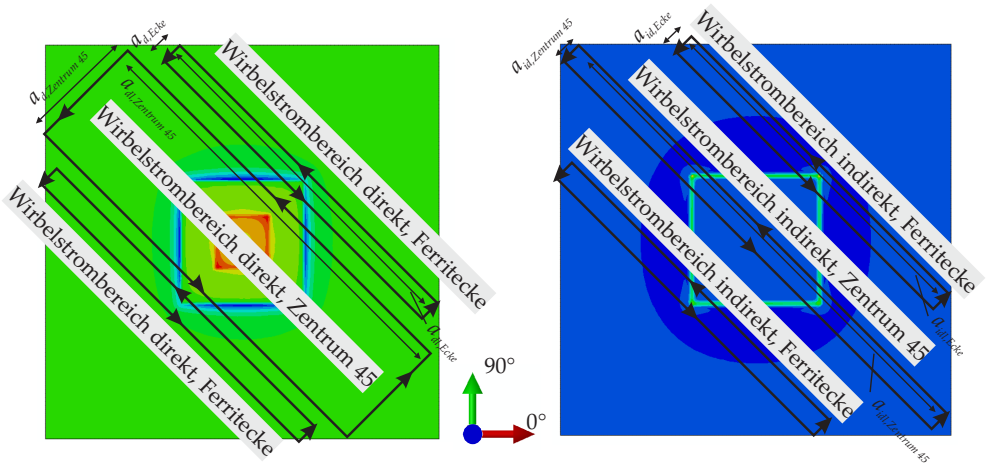


Abbildung 4.21.: Widerstandsnetz zur analytischen Wirbelstromanalyse einer isolierten, elektrisch leitfähigen 45° FVK-Lage

Ausgehend von diesen Verläufen werden wie im Fall CFK-iso-0 nach (4.1) bis (4.6) die absorbierten Leistungen in den Wirbelstrombereichen berechnet. Die benötigten Parameter sind in Tab. 4.5 aufgelistet.

Tabelle 4.5.: Parameter zur analytischen Wirbelstromberechnung für den Fall CFK-iso-45

Direkter	$a_{d,Zentrum45}$	$a_{dl,Zentrum45}$	$B_{d,Zentrum45}$	$a_{d,Ecke}$	$a_{dl,Ecke}$	$B_{d,Ecke}$
Bereicht	340 mm	1130 mm	$0,005$ T	20 mm	750 mm	$0,002$ T
Indirekter	$a_{id,Zentrum45}$	$a_{idl,Zentrum45}$	$B_{id,Zentrum45}$	$a_{id,Ecke}$	$a_{idl,Ecke}$	$B_{id,Ecke}$
Bereich	20 mm	1130 mm	$0,004$ T	20 mm	750 mm	$0,002$ T

Ausgehend von den ermittelten Leistungen der in Abb. 4.21 dargestellten verschiedenen Bereiche wird für die Lage im direkten Bereich die absorbierte Gesamtleistung $P_{d,CFK-iso-45}$ nach

$$P_{d,CFK-iso-45} = 2P_{d,Ecke} + P_{d,Zentrum45} \tag{4.9}$$

berechnet. Dabei sind die absorbierten Leistungen im "Wirbelstrombereich direkt, Ecke" ($P_{d,Ecke}$) und im "Wirbelstrombereich direkt, Zentrum 45" ($P_{d,Zentrum45}$) zu berücksichtigen. Für den indirekten Bereich ergibt sich die absorbierte Gesamtleistung einer Lage $P_{id,CFK-iso-45}$ zu

$$P_{id,CFK-iso-45} = 2P_{id,Ecke} + P_{id,Zentrum45}. \tag{4.10}$$

Dabei werden die Anteile der absorbierten Leistungen aus dem "Wirbelstrombereich indirekt, Ecke" ($P_{id,Ecke}$) und dem "Wirbelstrombereich indirekt, Zentrum 45" ($P_{id,Zentrum45}$) benötigt.

Zur Bestätigung der gewählten Wirbelstrombereiche ist in Abb. 4.22 zu sehen, an welchen Stellen im Faserverbund Leistung absorbiert wird. Im direkten Feld erfolgt diese Absorption dominierend im inneren Bereich der höchsten Magnetfeldüberhöhung. Im indirekten Feld wird die meiste Leistung im Bereich der Ferritecken absorbiert. Zusätzlich sind auch Bereiche an den Ferritlängskanten zu sehen, an denen es zu ohmschen Verlusten durch die Wirbelströme kommt. Diese werden in dem vorliegenden Ansatz vernachlässigt, da an den Längskanten im Vergleich zu den Ecken eine deutlich niedrigere magnetische Flussdichte anliegt.

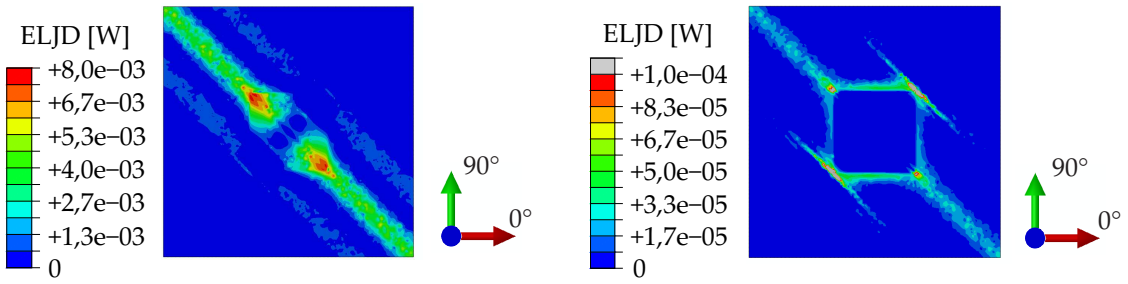


Abbildung 4.22.: Absorbierte Leistung ELJD in einer CFK-Pech-iso-45 Probe im direkten (links) und indirekten (rechts) Magnetfeld

CFK-0/90

Der Ansatz für den CFK-PAN-0/90 Verbundaufbau unterscheidet sich deutlich. So werden die Leiterschleifen konzentrisch über den kompletten FVK verteilt (siehe Abb. 4.23).

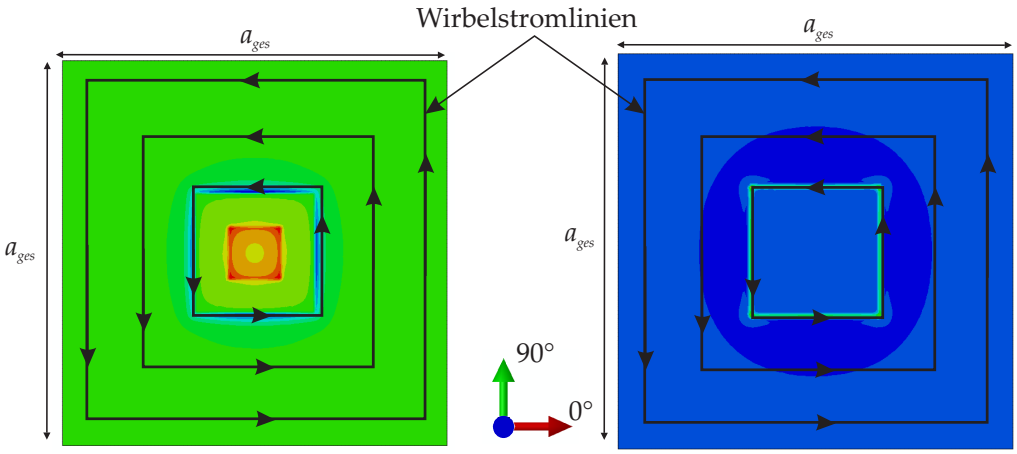


Abbildung 4.23.: Widerstandsnetz zur analytischen Wirbelstromanalyse einer [0/90] elektrisch leitfähigen FVK-Lage

Die komplette Faserverbundlage wird in konzentrische Streifen aufgeteilt. Dies ist zur Verdeutlichung in Abb. 4.24 beispielhaft für einen Aufbau mit drei Streifen dargestellt.

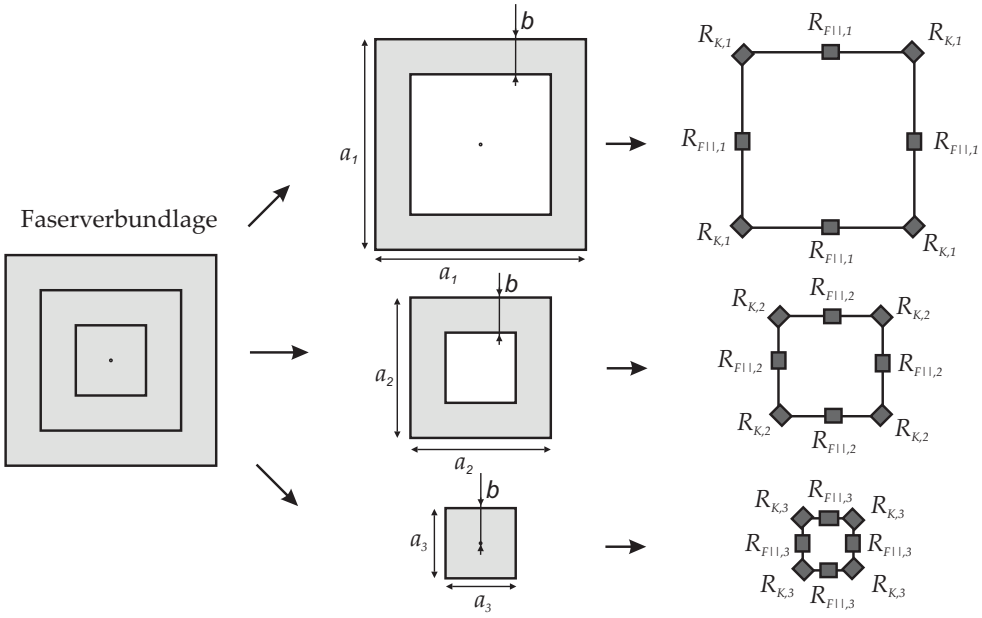


Abbildung 4.24.: Vorgehen zur analytischen Berechnung der Wirbelströme für den Fall CFK-0/90

Für diese wird wiederum eine Breite b von 1 mm gewählt. Die resultierenden Widerstandsnetze bestehen aus jeweils vier Faserwiderständen $R_{F||,i}$ mit der Länge a_i und vier Kontaktwiderständen $R_{K,i}$. Unter Verwendung der Lagendicke t_i und der Leitfähigkeit in Faserrichtung $\sigma_{F||}$ ergibt sich der Faserwiderstand einer Lage zu

$$R_{F||,i} = \frac{a_i}{\sigma_{F||} b t_i}. \tag{4.11}$$

Der Kontaktwiderstand berechnet sich mit Hilfe des spezifischen Kontaktwiderstandes ρ_K nach

$$R_{K,i} = \frac{\rho_K}{b}. \tag{4.12}$$

Innerhalb der Leiterschleifen kann nicht mehr von einem homogenen Magnetfeld ausgegangen werden. Es wird für jede der Leiterschleifen der sie durchdringende magnetische Fluss Φ berechnet. Die Verläufe der magnetischen Flussdichte werden hierzu vereinfacht angenommen (siehe Abb. 4.25).

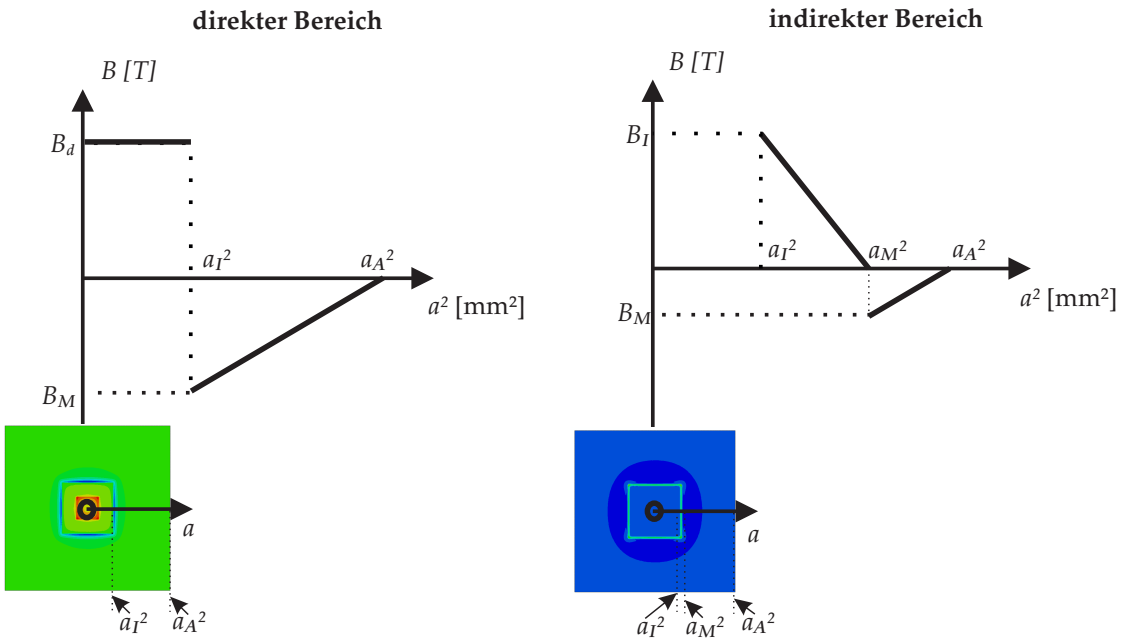


Abbildung 4.25.: Analytisch angenäherte Verläufe der magnetischen Flussdichten für den direkten (links) und indirekten Bereich (rechts).

Für den inneren Bereich der starken Magnetfeldüberhöhung wird eine konstante magnetische Flussdichte B_d angenommen. Hiermit berechnet sich der magnetische Fluss Φ_{dI} in den dort positionierten Leiterschleifen je nach deren umschlossene Fläche a_i^2 zu:

$$\Phi_{dI} = B_d a_i^2. \tag{4.13}$$

Hieran anschließend treten negative magnetische Flussdichten auf. Da das Magnetfeld quellenfrei sein muss wird davon ausgegangen, dass der hier auftretende negative magnetische Gesamtfluss betragsmäßig den gleichen Wert aufweist wie der positive Gesamtfluss im inneren Bereich bis zur Fläche a_I^2. Damit wird der magnetische Fluss für die äußeren Leiterschleifen Φ_{dA} nach

$$\Phi_{dA} = \Phi_{dI}(a_i = a_I) + B_{d0}(a_i^2 - a_I^2) + 0,5 B_{dt}(a_i^4 - {a_I}^4) \tag{4.14}$$

berechnet.

Dabei ergibt sich B_{d0} mit Hilfe der Fläche bis zum äußeren Bereich a_A^2 zu:

$$B_{d0} = -\frac{2a_A^2 B_I a_I^2}{2a_A^2(a_A^2 - a_I^2) - ({a_A}^4 - {a_I}^4)}. \tag{4.15}$$

Zusätzlich berechnet sich B_{dt} nach:

$$B_{dt} = -\frac{\Phi_{dI}(a_i = a_I)}{0,5({a_A}^4 - {a_I}^4) - a_A^2(a_A^2 - a_I^2)}. \tag{4.16}$$

Für den indirekten Bereich wird die magnetische Flussdichte hinter dem Ferrit vernachlässigt. Anschließend an die Ferritkante wird eine linear abnehmende magnetische Flussdichte angenommen. Im äußeren Bereich kommt es wiederum zu einem Rückfluss des Magnetfeldes. Es wird von einem linearen Verlauf der negativen magnetischen Flussdichte ausgegangen. Der positive und negative magnetische Gesamtfluss muss sich aufgrund der Quellenfreiheit des Magnetfeldes wiederum aufheben.

Für den magnetischen Fluss von der Ferritkante bis zum Ende der positiven Überhöhung der magnetischen Flussdichte ist die Formel

$$\Phi_{idM} = B_{id0M}(a_i^2 - a_I^2) + 0,5B_{idtM}(a_i^4 - {a_I}^4) \tag{4.17}$$

zu verwenden. Dabei wird B_{id0M} unter Verwendung der Fläche a_M^2 am ersten Nulldurchgang der magnetischen Flussdichte nach

$$B_{id0M} = -\frac{B_I a_M^2}{a_I^2 - a_M^2} \tag{4.18}$$

und B_{idtM} nach

$$B_{idtM} = -\frac{B_I}{a_I^2 - a_M^2} \tag{4.19}$$

berechnet. Die darin einzusetzenden Größen sind in Abb. 4.25 zu sehen. Für den äußeren Bereich ergibt sich der magnetische Fluss zu

$$\Phi_{idA} = \Phi_{idI}(a_i = a_M) + B_{id0}(a_i^2 - a_I^2) + 0,5B_{dtA} * (a_i^4 - {a_I}^4). \tag{4.20}$$

Der darin enthaltene Parameter B_{id0A} berechnet sich nach

$$B_{id0A} = -\frac{2a_A^2 \Phi_{idI}(a_i = a_M)}{({a_A}^4 - {a_M}^4) - 2a_A^2(a_A^2 - a_M^2)} \tag{4.21}$$

und B_{id0A} nach

$$B_{id0A} = -\frac{2\Phi_{idI}(a_i = a_M)}{({a_A}^4 - {a_M}^4) - 2a_A^2(a_A^2 - a_M^2)}. \tag{4.22}$$

Der magnetische Fluss nimmt also ausgehend von der Ferritkante zuerst zu und sinkt anschließend bis zur äußersten Leiterschleife mit einer umschlossenen Fläche a_{ges}^2 wieder auf Null ab.

Mit Hilfe der berechneten Widerstände und des an der jeweiligen Leiterschleife anliegenden magnetischen Flusses Φ_i ergibt sich die in einem Faserwiderstand absorbierte Leistung in Anlehnung an (3.12) und (3.13) zu

$$P_{F||,i} = \frac{R_{F||,i}}{(2R_{F||,i} + 2R_{K,i})^2} 16\pi^4 f^4 \Phi_i^4. \tag{4.23}$$

Die absorbierte Leistung in einem Kontaktwiderstand berechnet sich mit Hilfe von (3.12) und (3.14) zu:

$$P_{K,i} = \frac{R_{K,i}}{(2R_{F||,i} + 2R_{K,i})^2} 16\pi^4 f^4 \Phi_i^4. \tag{4.24}$$

Durch Aufsummieren der absorbierten Leistungen aller Leiterschleifen (Anzahl n) erhält man schließlich die gesamte absorbierte Leistung in einer Faserverbundlage mit Hilfe von

$$P_{CFK-0/90} = \sum_{i=1}^{n} (4P_{F||,i} + 4P_{K,i}). \tag{4.25}$$

Berechnung absorbierte Leistung im kompletten FVK-Gehäuse

Zur Berechnung der absorbierten Leistung $P_{abs,ges}$ im gesamten FVK-Gehäuse müssen die Anteile aller Lagen aufsummiert werden. Das Vorgehen hierzu ist in Abb. 4.26 grafisch dargestellt. Die Berechnung ist in Matlab R2015b umgesetzt.

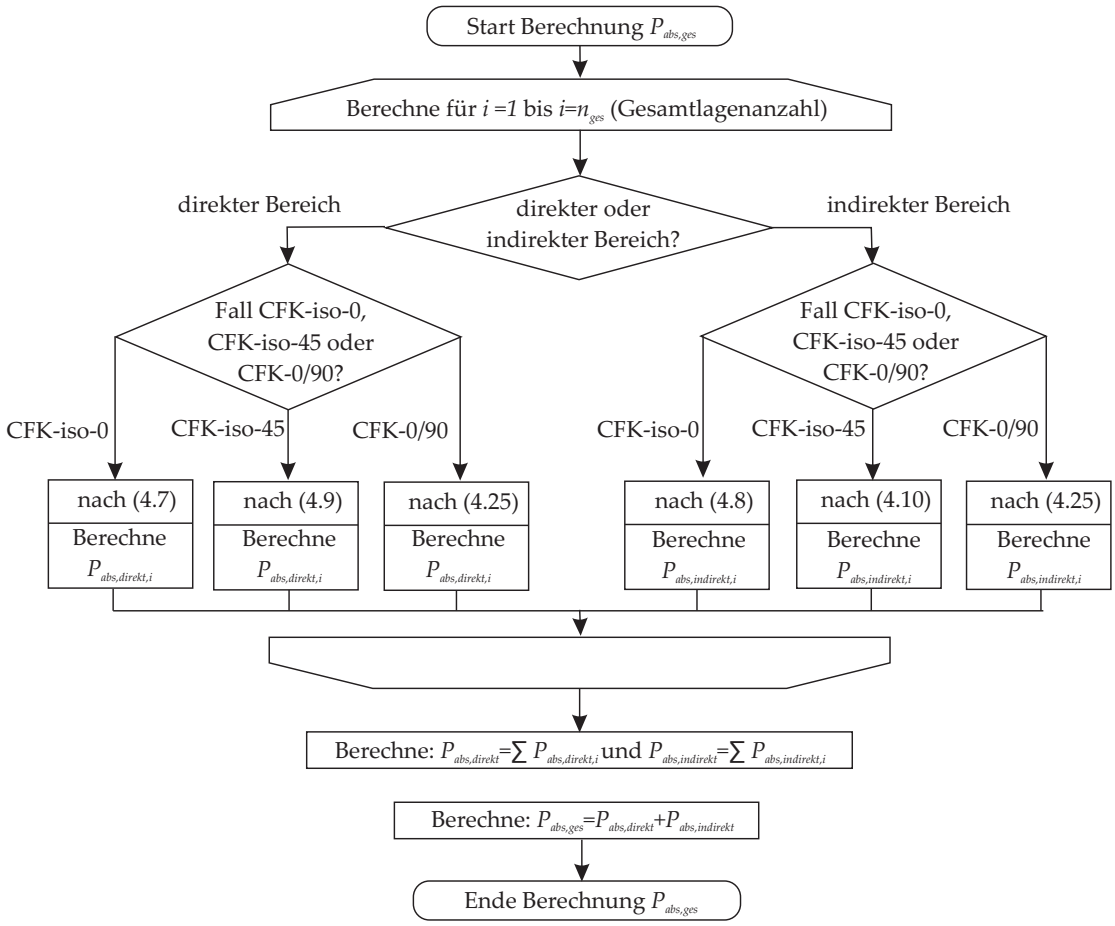


Abbildung 4.26.: Vorgehen zur Berechnung der im FVK-Gehäuse absorbierten Gesamtleistung $P_{abs,ges}$

4.2.6. Vergleich der numerischen und analytischen Berechnungen

Mit Hilfe des numerischen und analytischen Modells können die absorbierten Leistungen eines im direkten oder indirekten Bereich der Ladeeinheit eingesetzten FVKs berechnet werden. Dies geschieht dabei für je zwei Lagen einer $0,37$ mm dicken Schicht eines CFK-PAN oder eines CFK-Pech Materials. Die genauen Aufbauten sind Tab. 4.3 zu entnehmen.

Zuerst wird der Fall von zwei elektrisch leitfähigen Lagen mit unterschiedlichem Faserwinkel ohne Isolationslage betrachtet. Für den CFK-PAN/Pech-45/-45 Faserverbund wird auf die Formel für den CFK-PAN/Pech-0/90 Fall zurückgegriffen. Aufgrund des beinahe rotationssymmetrischen Charakters der Verläufe der magnetischen Flussdichte wird kein Unterschied zwischen diesen beiden Fällen vermutet.

Wie in Abb. 4.27 zu sehen ist, kommt es für Lagen ohne Isolationsschicht zu sehr hohen absorbierten Leistungen. Im direkten Bereich liegen diese für das PAN-Material nach dem analytischen Ansatz bei ungefähr 20000 W und für den FEM-Ansatz bei 15000 W. Für das Pech-Material steigen diese Werte um das ungefähr dreifache. Dies ist auf die etwa dreimal so hohe elektrische Leitfähigkeit in Faserrichtung zurückzuführen.

Da mittels analytischem Ansatz der ungünstigste Fall abgebildet wird und ein Einsatz von nicht isolierten Lagen im direkten Feld aufgrund der extrem hohen ohmschen Verluste nicht möglich ist, wird dieser Unterschied für die im nächsten Kapitel folgende Optimierung nicht relevant. Eine Drehung der beiden Lagen um 45° hat auch numerisch kaum einen Einfluss auf die absorbierten Leistungen, was die Annahme bestätigt für CFK-PAN/Pech-45/-45 und CFK-PAN/Pech-0/90 auf den identischen analytischen Ansatz zurückzugreifen.

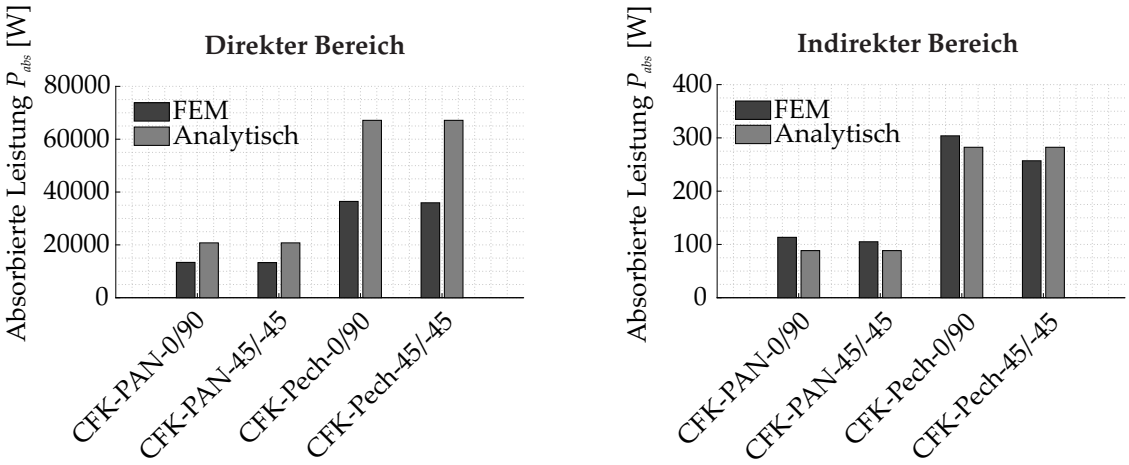


Abbildung 4.27.: Numerisch und analytisch ermittelte absorbierte Leistungen für die CFK-PAN-0/90, CFK-Pech-0/90, CFK-PAN-45/-45 und CFK-Pech-45/-45 Faserverbundaufbauten im direkten (links) und indirekten (rechts) Bereich

Im indirekten Feld werden deutlich niedrigere Leistungen absorbiert. Diese sind für den CFK-PAN-iso-0/90 Aufbau im Bereich von etwa 100 W und für das Laminat CFK-PAN-iso-0/90 bei 300 W. Die analytisch und numerisch berechneten Werte sind in etwa gleich groß. Eine Drehung der Lagen um 45° hat wiederum kaum einen Einfluss auf die absorbierte Leistung.

Für die isolierten leitfähigen Lagen sind die ohmschen Verlustleistungen in Abb. 4.28 zu sehen. Im direkten Bereich sind die analytisch berechneten Werte um bis zu 50 % kleiner als die numerisch berechneten. Dieser Unterschied muss in der im nächsten Kapitel folgenden Optimierung beachtet werden. Die absorbierten Leistungen liegen dabei für das CFK-PAN- und CFK-Pech-Material im ungefähr gleichen Bereich. Die elektrischen Leitfähigkeiten quer zur Faser werden in dem Ansatz für isolierte Lagen mit berücksichtigt. Diese ist bei Pech-Lagen etwas niedriger, was die erhöhte Leitfähigkeit in Faserrichtung ausgleicht. Beide Materialien absorbieren ungefähr 100 W für zwei 0° Lagen und etwa die Hälfte davon bei zwei 45° Lagen. Durch eine Drehung der Lagen verringert sich der Anteil der beiden seitlich liegenden Wirbelstrombereiche. Die Anteile im inneren Bereich der stark erhöhten magnetischen Flussdichten treten jedoch immer noch auf.

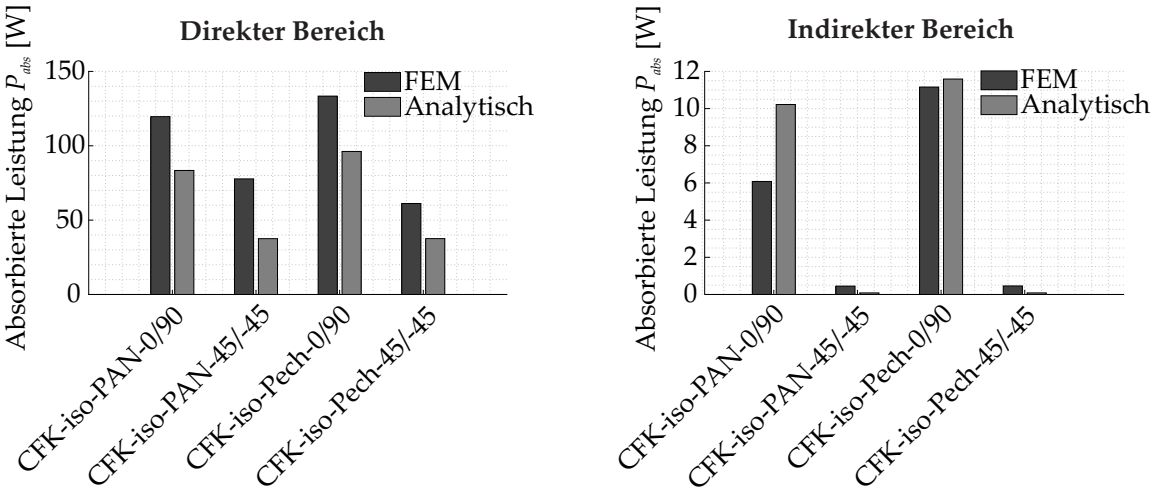


Abbildung 4.28.: Numerisch und analytisch ermittelte absorbierte Leistungen für die CFK-PAN-0/90, CFK-Pech-0/90, CFK-PAN-45/-45 und CFK-Pech-45/-45 Faserverbundaufbauten im direkten (links) und indirekten (rechts) Bereich

Im indirekten Magnetfeld werden die absorbierten Leistungen noch einmal deutlich reduziert. Für die 0°-Lagen liegen diese im Bereich von $6 - 10$ W. Die Werte für das CFK-PAN- und CFK-Pech-Material unterscheiden sich kaum. Für die 45°-Lagen werden die ohmschen Verluste im numerischen Ansatz auf unter $0,5$ W reduziert. Beim analytischen Ansatz berechnet sich diese Leistungen zu etwa $0,2$ W. Da beide Werte sehr niedrig sind und nur einen sehr geringen Anteil der Übertragungsleistung von $7,7$ kW ausmachen, wird dieser Unterschied für die folgende Optimierung akzeptiert.

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass ein Einsatz von elektrisch leitfähigen Faserverbunden nur unter Einsatz von Isolationslagen sinnvoll ist. Derartige FVK können besonders im indirekten Bereich eingesetzt werden, wenn sie in 45° zu den Ferritkanten ausgerichtet werden. Die absorbierten Leistungen durch ohmsche Verluste reduzieren sich auf einen vernachlässigbaren Wert unter 1 W.

4.3. Thermisches Verhalten von Ladeeinheiten in Faserverbundkonzepten

Begleitend zur induktiven Energieübertragung treten ohmsche Verluste in der Kupferspule, Hystereseverluste im Ferrit und ohmsche Wirbelstromverluste im Gehäusematerial auf. Diese müssen an die Umgebung abgegeben werden, um zu hohe Temperaturen im System zu vermeiden. Eine daraus folgende Verringerung des Wirkungsgrades oder Materialschäden im Bauteil werden so verhindert. Daher ist ein hoher Wärmefluss an die Oberfläche und in die Fahrzeugstruktur anzustreben. Der Einfluss unterschiedlicher FVK-Aufbauten des Gehäuses auf diesen Vorgang wird über einen analytischen und numerischen Ansatz untersucht. Eine Validierung erfolgt über Versuche am Prinzipaufbau einer Ladeeinheit.

4.3.1. Übersicht thermisch untersuchter FVK-Konzepte

Im Rahmen der thermischen Untersuchungen werden zwei verschiedene Varianten der induktiven Ladeeinheit analysiert. In Abb. 4.29 sind die beiden Varianten dargestellt. Diese entsprechen den beiden Konzepten mit der Abschirmung in der Fahrzeugstruktur aus Abb. 4.4. Die Kupferspule wird für die Untersuchungen durch eine Wärmeheizmatte ersetzt, um in den Experimenten eine definierte Verlustleistung einstellen zu können. Die Matte ist in einen Schaumstoff als Trägermaterial eingebettet.

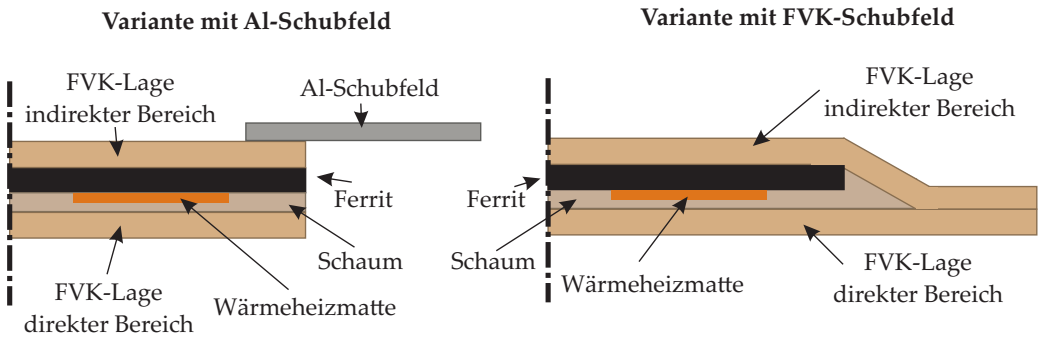


Abbildung 4.29.: Während der thermischen Untersuchungen analysierte Varianten einer induktiven Ladeeinheit

Für die FVK-Lagen werden Faserverbunde aus drei Fasermaterialien betrachtet. Die für eine Einzellage mit einem Faservolumengehalt von 45 % angenommenen, thermischen Kennwerte sind in Tab. 4.6 aufgelistet. Diese sind aus Messergebnissen (siehe Kapitel 4.3.2) und aus mittels mikromechanischer Formeln berechneten Werten (siehe Kapitel 2.2.2) abgeleitet.

Tabelle 4.6.: Thermische Daten einer Einzelschicht für thermisch zu untersuchende Faserverbunde bei einem Faservolumengehalt von 45 %

Name	**Fasertyp**	**Wärmeleitfähigkeit längs $\lambda_{F\|\|}$**	**Wärmeleitfähigkeit quer $\lambda_{F\perp}$**	**Wärmeleitfähigkeit Dicke λ_D**
GFK	3b SE2020	0,50 W/mK	0,55 W/mK	0,45 W/mK
CFK-PAN	HPT 320C0	5,55 W/mK	0,70 W/mK	0,60 W/mK
CFK-Pech	K63712	40,00 W/mK	0,60 W/mK	0,60 W/mK

Für die folgenden Untersuchungen kommen insgesamt neun unterschiedliche FVK-Laminate zum Einsatz (siehe Tab. 4.7). Im Gehäuse der Ladeeinheit sowie in den Probekörpern des Prinzipaufbaus einer Ladeeinheit werden unterschiedliche Kombinationen dieser Laminate für den direkten und indirekten Bereich untersucht. Dabei wird die Bezeichnung so gewählt, dass beispielsweise eine Ladeeinheit mit einer GFK-4L Lage im

direkten und einer CFK-PAN-8L Lage im indirekten Bereich mit GFK-4L/CFK-PAN-8L benannt ist.

Tabelle 4.7.: Faserverbundlaminate für die Untersuchung des thermischen Verhaltens einer Ladeeinheit in FVK-Konzepten

Bezeichnung	**Plattendicke**	**Lagenaufbau**
GFK-5L	1,65 mm	$[90_{\text{Glas}}/0_{\text{Glas}}/\underline{90_{\text{Glas}}}]_{\text{S}}$
GFK-9L	3,30 mm	$[90_{\text{Glas}}/0_{\text{Glas}}/90_{\text{Glas}}/0_{\text{Glas}}/\underline{90_{\text{Glas}}}]_{\text{S}}$
GFK-13L	4,95 mm	$[90_{\text{Glas}}/0_{\text{Glas}}/90_{\text{Glas}}/0_{\text{Glas}}/90_{\text{Glas}}/0_{\text{Glas}}/\underline{90_{\text{Glas}}}]_{\text{S}}$
CFK-PAN-5L	1,65 mm	$[90_{\text{PAN}}/0_{\text{PAN}}/\underline{90_{\text{PAN}}}]_{\text{S}}$
CFK-PAN-9L	3,30 mm	$[90_{\text{PAN}}/0_{\text{PAN}}/90_{\text{PAN}}/0_{\text{PAN}}/\underline{90_{\text{PAN}}}]_{\text{S}}$
CFK-PAN-UD	3,30 mm	$[0_{\text{PAN}}/0_{\text{PAN}}/0_{\text{PAN}}/0_{\text{PAN}}/\underline{0_{\text{PAN}}}]_{\text{S}}$
CFK-Pech-5L	1,65 mm	$[90_{\text{Pech}}/0_{\text{Pech}}/\underline{90_{\text{Pech}}}]_{\text{S}}$
CFK-Pech-9L	3,30 mm	$[90_{\text{Pech}}/0_{\text{Pech}}/90_{\text{Pech}}/0_{\text{Pech}}/\underline{90_{\text{Pech}}}]_{\text{S}}$
CFK-Pech-UD	3,30 mm	$[0_{\text{Pech}}/0_{\text{Pech}}/0_{\text{Pech}}/0_{\text{Pech}}/\underline{0_{\text{Pech}}}]_{\text{S}}$

4.3.2. Vermessung Wärmeleitfähigkeit FVK-Materialien

Die für die thermischen Modelle benötigten Wärmeleitfähigkeiten der Faserverbunde können aus (2.23) und (2.24) berechnet werden. Um diese Formeln zu bestätigen, werden die Wärmeleitfähigkeiten von insgesamt fünf FVK-Materialien mit Hilfe des Messgerätes NETZSCH LFA 467 HyperFlash in einer Laser Flash Analyse ermittelt. Die Messwerte werden bei einer Messtemperatur von 25°C und 100°C bestimmt. Da für das Faser- und Matrixmaterial nur die Werte bei 25°C vorliegen erfolgt die Validierung der mikromechanischen Formeln bei dieser Messtemperatur. Die Messwerte bei 100°C liegen etwa 10 % über denen bei 25°C.

In Abb. 4.30 ist zu erkennen, dass sich die Wärmeleitfähigkeiten in Längsrichtung λ_x für unterschiedliche Faserverbunde deutlich unterscheiden. Es ist zu beachten, dass die Messwerte für die CFK-Pech-UD Probe aufgrund der hohen Anisotropie nicht exakt aus dem Messsignal ermittelt werden können. Die angegebenen Leitfähigkeiten stellen aus dem Messsignal abgeleitete Schätzwerte dar. Es wird deutlich, dass das CFK-PAN Material eine bis zu achtfach höhere thermische Leitfähigkeit als das GFK-Material aufweist. Das CFK-Pech Material liegt wiederum um das etwa achtfache über den CFK-PAN Werten. Bei den Faserverbunden mit 0°/90°-Aufbauten ist dabei als x-Richtung die Faserrichtung der Mittellage definiert.

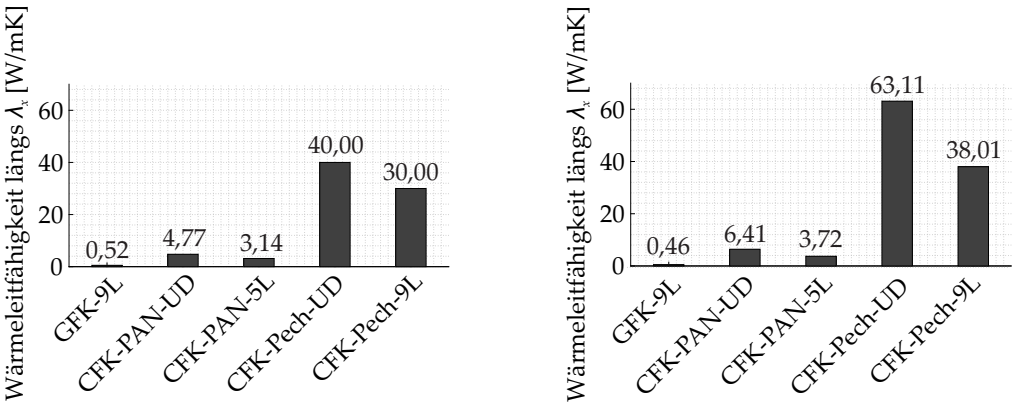


Abbildung 4.30.: Gemessene (links) und mittels mikromechanischer Formeln ermittelte (rechts) Wärmeleitfähigkeiten in Längsrichtung λ_x (für UD: längs der Faser) verschiedener FVK-Proben bei einer Messtemperatur von 25°C

In y-Richtung sind die gemessenen und berechneten Werte deutlich niedriger (siehe Abb. 4.31). So unterscheiden sich die CFK-PAN-UD und CFK-Pech-UD Platten kaum von den Werten der GFK-Probe. Die Wärmeleitfähigkeiten sind hier signifikant vom Matrixwerkstoff dominiert. Bei den Proben CFK-PAN-5L und CFK-Pech-9L sorgen Fasern in y-Richtung für Wärmeleitfähigkeiten deutlich über den Werten der GFK-Probe. Die berechneten Werte für das GFK und die UD-Platten liegen etwas unter den gemessenen Werten. Vereinfachungen wie eine perfekte Isolation der einzelnen Fasern bilden die Realität nicht optimal ab. Für die beiden Proben CFK-PAN-5L und CFK-Pech-9L sind die berechneten Werte um $15 - 20$ % über den gemessenen.

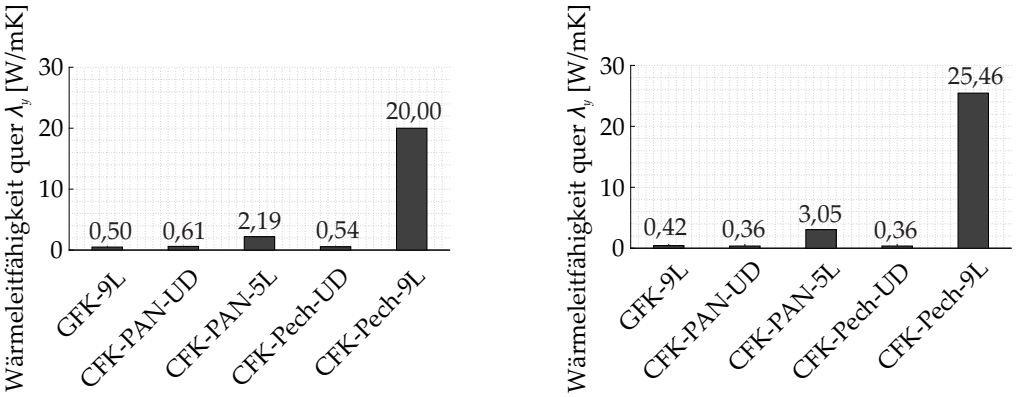


Abbildung 4.31.: Gemessene (links) und mittels mikromechanischer Formeln ermittelte (rechts) Wärmeleitfähigkeiten in Querrichtung λ_y (für UD: quer zur Faser) verschiedener FVK-Proben bei einer Messtemperatur von 25°C

Schließlich sind in Abb. 4.32 die Wärmeleitfähigkeiten in Dickenrichtung der Platte dargestellt. Diese liegen im Bereich von $0,46 - 0,65$ W/mK. Die Wärmeleitfähigkeiten sind hier bei allen Proben matrixdominiert und die berechneten Werte liegen wieder um etwa ein Drittel unter den Messergebnissen. Getroffene Idealisierungen von optimal ausgerichteten und gegeneinander isolierten Lagen führen zu Abweichungen der

berechneten von den gemessenen Werten.

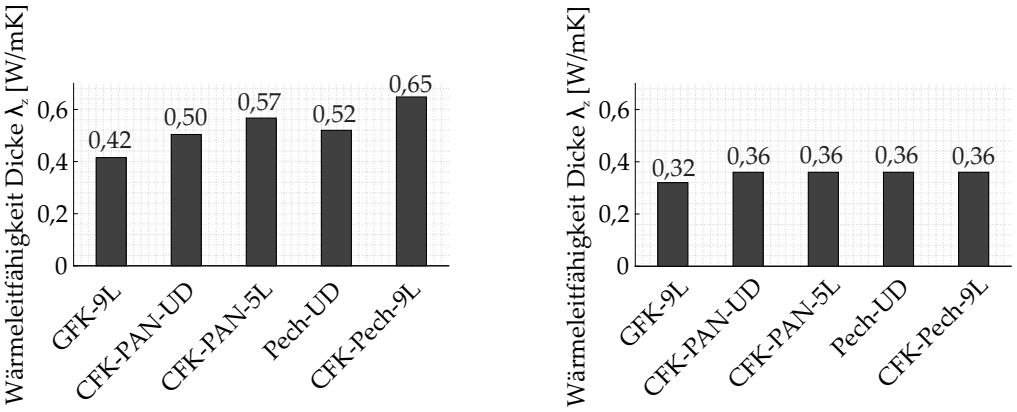


Abbildung 4.32.: Gemessene (links) und mittels mikromechanischer Formeln ermittelte (rechts) Wärmeleitfähigkeiten in Dickenrichtung λ_z verschiedener FVK-Proben bei einer Messtemperatur von 25°C

Allgemein kann gefolgert werden, dass die berechneten und gemessenen Werte in Faserlängsrichtung gut übereinstimmen. Quer und in Dickenrichtung werden sie dagegen um etwa 30 % zu niedrig berechnet. Da bei einer zu niedrigen Wärmeleitfähigkeit die Temperatur in der Ladeeinheit tendenziell überschätzt wird, was für das thermische Verhalten der Ladeeinheit kritischer zu bewerten ist, kann die Differenz akzeptiert werden.

4.3.3. Numerische Analyse der Wärmeströme

Um die in den beiden Varianten der Ladeeinheit auftretenden Wärmeströme und Temperaturen visualisieren zu können werden FE-Viertelmodelle in Abaqus V.6.44 aufgebaut.

FEM-Modell für thermische Analyse

Wie in Abb. 4.29 dargestellt werden zwei Varianten der Ladeeinheit untersucht. Zum einen wird eine Ladeeinheit mit einem Aluminium-Schubfeld modelliert (siehe Abb. 4.33). Für die Schaumschicht mit eingebetteter Heizmatte werden Tetraederelemente und für die restlichen Komponenten Hexaederelemente zur Vernetzung genutzt. Daraus ergibt sich ein Gesamtnetz mit 509640 Elementen und 184093 Knoten.

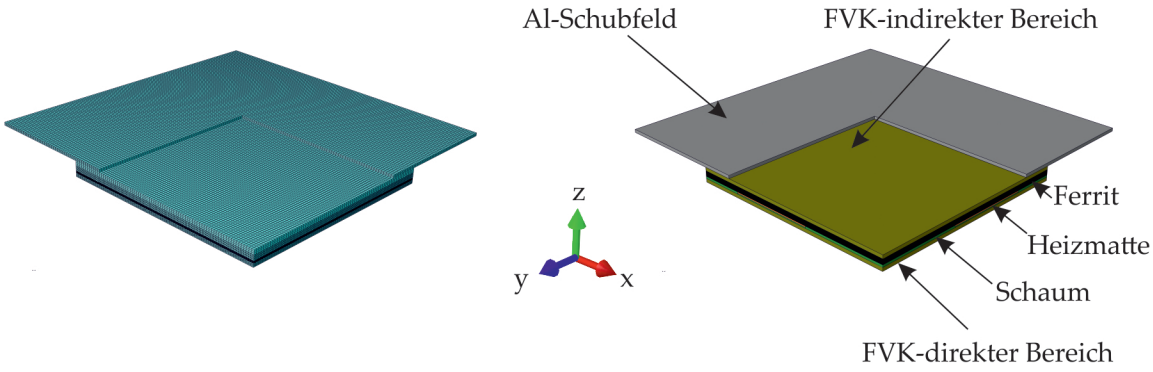


Abbildung 4.33.: FEM-Modell zur thermischen Analyse einer Ladeeinheit inklusive Aluminium-Schubfeld

Zum anderen wird ein numerisches Modell der Ladeeinheit inklusive eines integrierten FVK-Schubfeldes aufgebaut (siehe Abb. 4.34). Für den Schaum inklusive Heizmatte werden wiederum Tetraederelemente und für den Rest der Ladeeinheit Hexaederelemente genutzt. Die Vernetzung führt zu 501409 Elementen und 268145 Knoten.

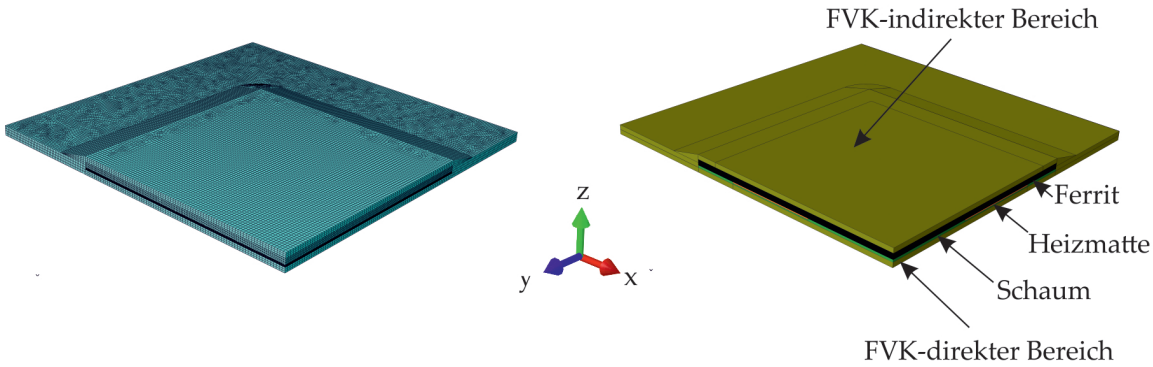


Abbildung 4.34.: FEM-Modell zur thermischen Analyse einer Ladeeinheit mit FVK-Schubfeld

In beiden Modellen wird anstelle der Spule eine Wärmeheizmatte modelliert, da diese für eine bessere Regelung der anliegenden Verlustleistungen in den folgenden Validierungsversuchen zum Einsatz kommt. Diese Matte besteht in Realität aus dünnen Widerstandsdrähten, die in Silikon eingebettet sind. Im numerischen Modell wird die Matte als homogenes Material mit den Materialdaten des Silikons modelliert. Das Ferrit wird als durchgängige Platte abgebildet. Die geometrischen Abmessungen der Ladeeinheiten orientieren sich am WPT2 Z1 Konzept aus dem Standard SAE J2954 (siehe Kapitel 4.1.1).

Die verschiedenen Schichten sind über "TieKontakte miteinander verbunden. In der Wärmeheizmatte wird die jeweils auszuwertende Verlustleistung über einen volumenbezogenen Wärmestrom als Last aufgebracht. Für eine Verlustleistung von 200 W in der Ladeeinheit wird in der Heizmatte ein Wärmestrom von $2,8 \cdot 10^6$ W/m^3 benötigt.

Zusätzlich werden über Randbedingungen an der Oberfläche der Ladeeinheit die an die Umgebung abgeführten Leistungen über Konvektion und Wärmestrahlung berücksichtigt. Die hierfür verwendeten Parameter sind in Anhang A aufgelistet und nach [149] berechnet. Als Umgebungstemperatur wird ein konstanter Wert von 21°C angenommen.

Den Komponenten Aluminium, Ferrit, Silikon und Schaum werden die jeweiligen isotropen Wärmeleitfähigkeiten zugewiesen. Diese sind in Tab. 4.8 aufgelistet. Die verwendeten anisotropen Materialdaten der FVK-Schichten sind in Tab. 4.6 angegeben.

Tabelle 4.8.: Verwendete Materialparameter für das thermische FEM-Modell

	Aluminium	**Ferrit**	**Silikon**	**Schaum**
Wärmeleitfähigkeit λ [W/mK]	235,00	5,00	0,50	0,03

Es wird nur der stationäre Zustand der Ladeeinheit ohne die thermische Einschwingphase modelliert. Spezifische Wärmekapazitäten sind daher nicht nötig. Im Validierungsversuch werden die Ladeeinheiten 100 mm über dem Laborboden aufgebaut. Simulationen unter Berücksichtigung des Laborbodens haben ergeben, dass dieser nur einen geringen Einfluss auf die Ergebnisse hat. Daher wird die Ladeeinheit ohne umgebende Struktur abgebildet.

Auswertung Wärmeströme

In Abb. 4.35 sind die Wärmeströme für die Variante GFK-9L/CFK-Pech-9L bei 200 W Verlustleistung und einem Schubfeld aus Aluminium sowie FVK dargestellt. Es zeigt sich für beide Varianten, dass die Wärmeströme von der Wärmeheizmatte weg Richtung Schubfeld geleitet werden. Dabei fließt der größere Teil der Leistung über die Ferritschicht sowie FVK-Schicht im indirekten Bereich.

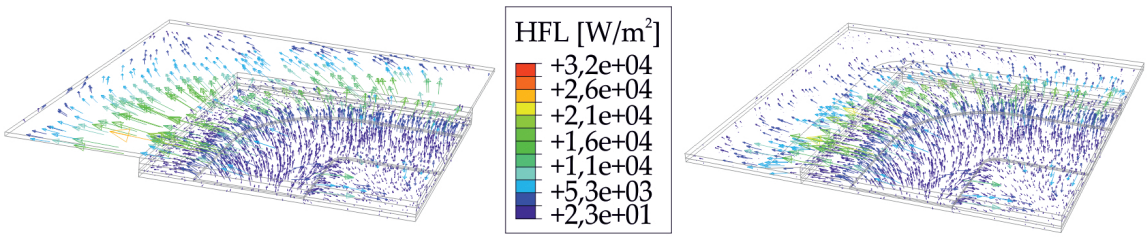


Abbildung 4.35.: Wärmeströme in einer Ladeeinheit mit Alu- (links) und FVK-Schubfeld (rechts) für die Variante GFK-9L/CFK-Pech-9L bei 200 W Verlustleistung

Die Temperatur in der Ladeeinheit ist wie erwartet direkt an der Heizmatte am höchsten (siehe Abb. 4.36). Richtung Schubfeld verringern sich die Temperaturen, wobei der Abfall bei der Variante mit einem Alu-Schubfeld schwächer ausfällt als mit

einem FVK-Schubfeld. Dies liegt an der hohen Wärmeleitfähigkeit des Aluminiums, wodurch die Wärme deutlich besser verteilt wird.

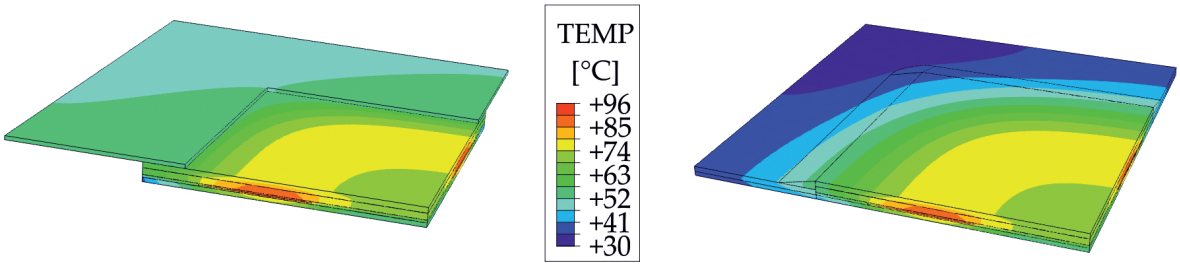


Abbildung 4.36.: Verlauf der Temperatur bei einer Ladeeinheit mit Alu- (links) und FVK-Schubfeld (rechts) für die Variante GFK-9L/GFK-9L bei 200 W Verlustleistung

4.3.4. Analytische Betrachtung der Wärmeströme

Zur analytischen Betrachtung der Temperaturverteilung in der Ladeeinheit werden Modelle aus thermischen Widerständen aufgebaut. Hierfür werden zwei rechteckige Streifen mit Breite b_w in der Ladeeinheit betrachtet (siehe Abb. 4.37). Es kommen zwei senkrecht zueinander stehende Streifen zum Einsatz, da sich durch eine mögliche Anisotropie der Wärmeleitfähigkeit der Faserverbundschichten unterschiedliche Wärmeströme in beide Richtungen ausbilden können.

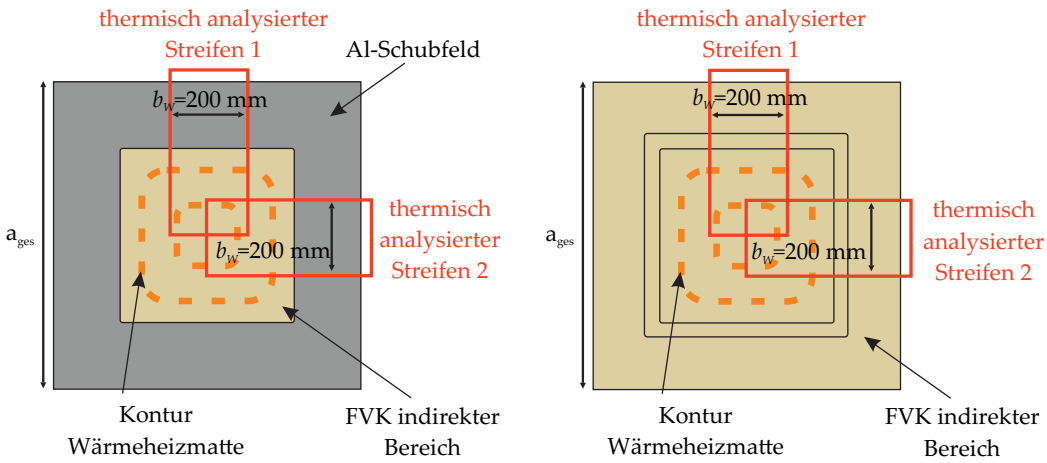


Abbildung 4.37.: Thermisch analysierte Bereiche der induktiven Ladeeinheit mit Al- (links) und FVK-Schubfeld (rechts)

Die Fläche jedes Streifens ergibt sich mit der Kantenlänge der Ladeeinheit a_{ges} zu

$$A_{S,i} = b_w \frac{a_{ges}}{2} = \frac{200 \cdot 800}{2}\, mm^2 = 80000\, mm^2. \tag{4.26}$$

Die Gesamtfläche der beiden Streifen entspricht 1/4 der Gesamtfläche der Ladeeinheit a_{ges}^2. Daher wird für die beiden Streifen nur der Anteil

$$P_{Verl,B} = \frac{P_{Verl,ges}}{4} \tag{4.27}$$

von der gesamten Verlustleistung in der Ladeeinheit $P_{Verl,ges}$ herangezogen. Diese Verlustleistung setzt sich aus den Anteilen in der Spule P_{Kupfer} und im Ferrit P_{Ferrit} sowie den elektromagnetisch absorbierten Leistungen in der direkten $P_{abs,direkt}$ und indirekten $P_{abs,indirekt}$ FVK-Schicht zusammen:

$$P_{Verl,ges} = P_{Kupfer} + P_{Ferrit} + P_{abs,direkt} + P_{abs,indirekt}. \tag{4.28}$$

Der Verlauf der Widerstandsschaltungen orientiert sich an den numerisch ermittelten Wärmeströmen und Temperaturverteilungen aus Kapitel 4.3.3. Der genaue Verlauf der Widerstände und das sich daraus ergebende Ersatzschaltbild ist für die beiden Varianten mit Al- und FVK-Schubfeld in Abb. 4.38 dargestellt.

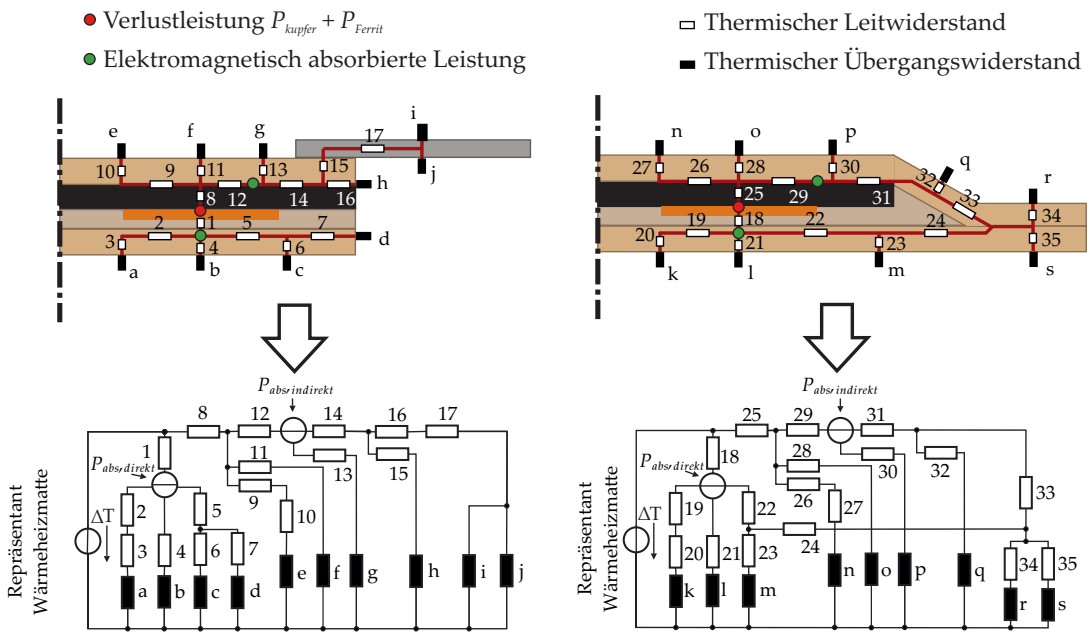


Abbildung 4.38.: Thermisches Widerstandsnetz der induktiven Ladeeinheiten mit Alu-Schubfeld (links) und FVK-Schubfeld (rechts)

Die Wärmeströme werden über Konduktion innerhalb der Struktur verteilt,was durch thermische Leitwiderstände $R_{Le,i}$ repräsentiert wird:

$$R_{Le,i} = \frac{l_{W,i}}{\lambda_i b_W c_{W,i}} \tag{4.29}$$

Zur Ermittlung der Wärmeleitfähigkeiten λ_i der FVK-Schichten werden die mikromechanischen Formeln aus Kapitel 2.2.2 verwendet. Zusätzlich zur Breite des jeweilig

untersuchten thermischen Streifens b_W werden die zusätzlichen geometrischen Parameter l_W, i und b_W, i der Widerstände benötigt. Diese ergeben sich aus der Geometrie der Ladeeinheit (siehe Abb. 4.39).

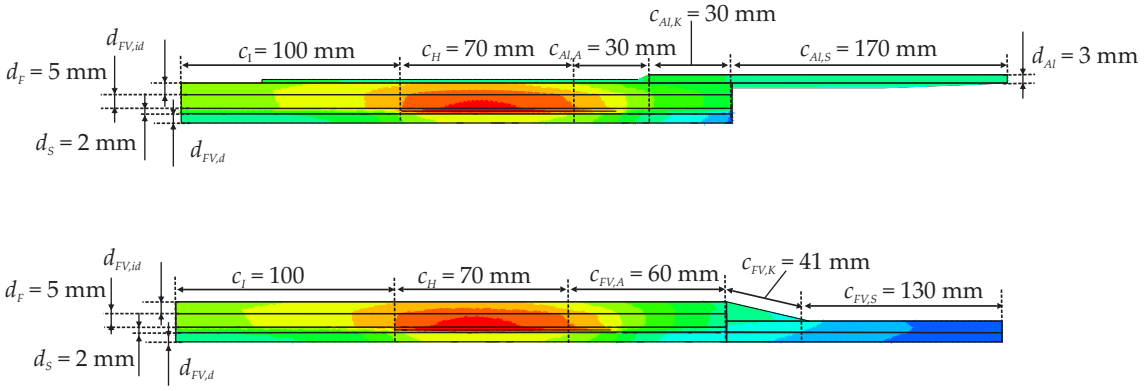


Abbildung 4.39.: Thermisches Widerstandsnetz der induktiven Ladeeinheiten mit Alu-Schubfeld (links) und FVK-Schubfeld (rechts)

Die Zuordnung der jeweiligen geometrischen Größe zu den Leitwiderständen ist in Tab. 4.9 aufgelistet.

Tabelle 4.9.: Parameter l_W und c_W zur Berechnung der thermischen Leitwiderstände in Abb. 4.38

	1,18	**2,19**	**3,20**	**4,21**
$\boldsymbol{l_W}$	$(d_S + d_{FV,d})/2$	$(c_H + c_I)/2$	$d_{FV,d}/2$	$d_{FV,d}/2$
$\boldsymbol{c_W}$	c_H	$d_{FV,d}$	c_I	c_H
	5	**6**	**7**	**8,25**
$\boldsymbol{l_W}$	$(c_H + c_Al, A)/2$	$d_{FV,d}/2$	$c_{Al,K}$	d_F
$\boldsymbol{c_W}$	$d_{FV,d}$	$c_{Al,A} + c_{Al,K}$	$d_{FV,d}$	c_H
	9,26	**10,27**	**11,28**	**12,29**
$\boldsymbol{l_W}$	$(c_H + c_{Al,A})/2$	$d_{FV,id}$	$(c_H + c_A)/2$	$d_{FV,id}$
$\boldsymbol{c_W}$	$d_F + d_{FV,id}$	c_I	c_H	$d_{FV,id} + d_F$
	13,30	**14**	**15**	**16**
$\boldsymbol{l_W}$	$d_{FV,id}$	$(c_{Al,A} + c_{Al,K})/2$	$d_{FV,id}$	$c_{Al,K}/2$
$\boldsymbol{c_W}$	$c_{Al,A}$	$d_{FV,id} + d_F$	$c_{Al,K}$	$d_{FV,id} + d_F$
	17	**22**	**23**	**24**
$\boldsymbol{l_W}$	$(c_{Al,K} + c_{Al,S})/2$	$c_{FV,A}/2$	$d_{FV,d}/2$	$(c_{FV,A} + c_{FV,K} + c_{FV,S})/2$
$\boldsymbol{c_W}$	d_{Al}	$d_{FV,d}$	$c_{FV,A}$	$d_{FV,d}$
	31	**32**	**33**	**34**
$\boldsymbol{l_W}$	$(c_{FV,A} + c_{FV,K})/2$	$d_{FV,id}/2$	$(c_{FV,K} + c_{FV,S})/2$	$d_{FV,id}/2$
$\boldsymbol{c_W}$	$d_{FV,id} + d_F$	$c_{FV,K})$	$d_{FV,id})$	$c_{FV,S}$
	35			
$\boldsymbol{l_W}$	$d_{FV,d}/2$			
$\boldsymbol{c_W}$	$c_{FV,S}$			

Zum anderen repräsentieren thermische Übergangswiderstände die Konvektion und Strahlung an der Oberfläche der Ladeeinheit. Als Eingangsgrößen für die Berechnung werden wiederum die Breite der thermischen Streifen b_W und des thermischen Bereichs (siehe Abb. 4.37) c_W benötigt. Die Zuordnung der jeweiligen geometrischen Größe aus Abb. 4.39 zu den Widerständen ist in Tab. 4.10 aufgeführt.

Tabelle 4.10.: Parameter c_W zur Berechnung der thermischen Übergangswiderstände in Abb. 4.38

	a,k,e,n	**b,l,f,o**	**c**	**d**	**g**	**h**	**i**
$\boldsymbol{c_W}$	c_I	c_H	$c_{Al,A} + c_{Al,K}$	$d_{FV,d}$	$c_{Al,A}$	$d_{FV,id} + d_F$	$c_{Al,K} + c_{Al,S}$
	j	**m**	**p**	**q**	**r**	**s**	
$\boldsymbol{c_W}$	$c_{Al,S}$	$c_{FV,A} + c_{FV,K}$	$c_{FV,A}$	$c_{FV,K}$	$c_{FV,S}$	$c_{FV,S}$	

Hiermit berechnen sich die Konvektionswiderstände $R_{Ko,i}$ mit dem material- und geometriespezifischen Wärmeübergangskoeffizient der Konvektion α_{Ko} zu

$$R_{Ko,i} = \frac{1}{\alpha_{Ko} b_W c_W}. \tag{4.30}$$

Für die thermischen Strahlungswiderstände $R_{St,i}$ kommt die Formel

$$R_{St,i} = \frac{1}{\alpha_{St} b_W c_W} \tag{4.31}$$

zum Einsatz. Dabei wird der Wärmeübergangskoeffizient der Strahlung α_{St} unter Verwendung der material- und geometriespezifischen Strahlungsaustauschzahl C_{12} sowie der Temperaturen an der jeweiligen Oberfläche $T_{O,i}$ und der Umgebungstemperatur T_{Umg} nach

$$\alpha_{St} = C_{12} \frac{T_{Str}^4 - T_{Umg}^4}{T_{Str} - T_{Umg}} \tag{4.32}$$

berechnet. Für die Berechnung der konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten und der Strahlungsaustauschzahlen C_{12} wird auf die Literatur verwiesen [149, 150]. Die benötigten temperaturabhängigen Werte für den Wärmeübergangskoeffizienten und den Emissionskoeffizienten sind in Anhang A aufgelistet.

In Abb. 4.38 sind über Stromquellen zusätzlich die elektromagnetisch absorbierten Leistungen berücksichtigt. Deren Lokalisierung ergibt sich aus den Wirbelstromverläufen der FEM-Rechnungen in Kapitel 4.2.4. So entstehen die Wirbelstromverluste im direkten Bereich zentral und im indirekten Bereich seitlich der Ferritkanten.

Über eine Netzwerkanalyse können alle an den Widerständen abfallenden Leistungen sowie Temperaturunterschiede berechnet werden. Da die thermische Strahlung nicht linear in die Berechnung eingeht, wird ein iteratives Verfahren zur Ermittlung der maximalen Temperatur im Inneren der Ladeeinheit T_{max} eingesetzt. Das in Matlab umgesetzte Vorgehen ist in Abb. 4.40 dargestellt.

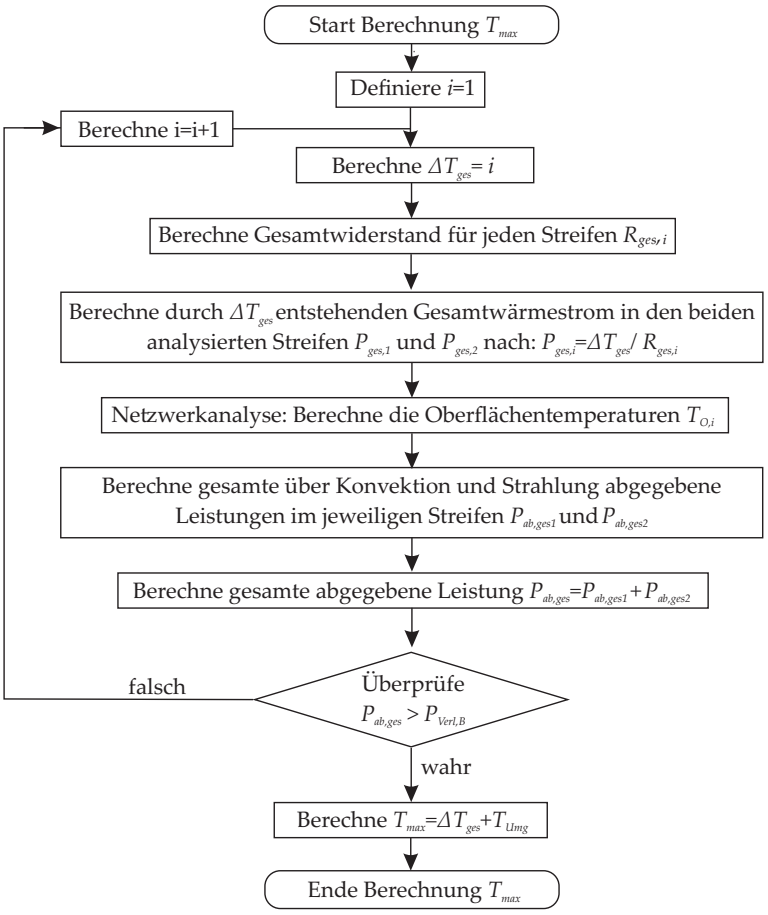
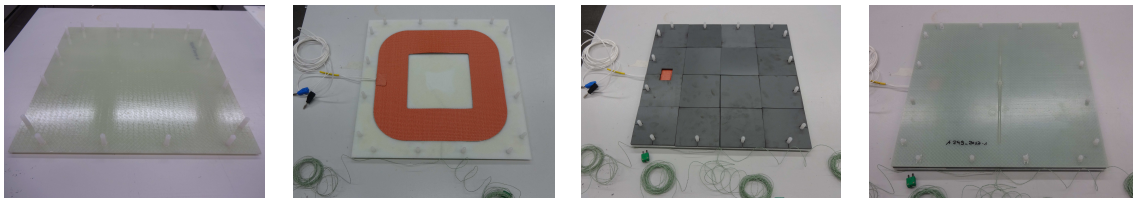


Abbildung 4.40.: Vorgehen zur Berechnung der maximalen Temperatur T_{max} in der Ladeeinheit

4.3.5. Versuchsaufbau thermischer Messungen

Zur Validierung der analytischen und numerischen Modelle werden Versuche an einer nachgebildeten Ladeeinheit mit Alu-Schubfeld durchgeführt. Um verschiedene und definierte Verlustleistungen sicherzustellen, wird statt einer Kupferlitze eine Wärmeheizmatte verwendet. Diese ermöglicht es, die Temperaturen bei 100, 200 und 280 W zu vermessen.

In Abb. 4.41 sind die verschiedenen Schritte des Versuchsträgeraufbaus dargestellt. Über 16 Kunststoffschrauben werden unterschiedliche Schichten miteinander verbunden. Diese haben eine Kantenlänge von 400 x 400 mm^2, was der Kantenlänge der Ladeeinheit im Falle eines Al-Schubfeldes entspricht. Beginnend mit einer FVK-Schicht folgt die in einer Schaumstoffschicht eingebettete Wärmeheizmatte. Die Ferritschicht wird darauf aus 100 x 100 mm^2 großen Kacheln aufgebaut. Abschließend folgt erneut eine FVK-Schicht. Um den Wärmeübergang zwischen den Schichten möglichst verlustfrei zu ermöglichen, wird an den Übergängen eine Wärmeleitpaste aufgebracht. Diese besitzt eine Wärmeleitfähigkeit λ von $7,8$ W/mK und dient zur Reduktion der thermischen Kontaktwiderstände.



FVK-Schicht direkter Bereich | Wärmeheizmatte inkl. Schaumeinbettung | Ferritschicht | FVK-Schicht indirekter Bereich

Abbildung 4.41.: Aufbau des Versuchsträgers für die thermische Vermessung der induktiven Ladeeinheit.

Die Ladeeinheit wird mittig an einer 800 x 800 mm^2 großen Aluminiumplatte mit einer 340 x 340 mm^2 großen Aussparung verschraubt. Anschließend wird die Einheit über ein Holzgestell in einem Abstand von 100 mm über dem Laborboden positioniert (siehe Abb. 4.42).

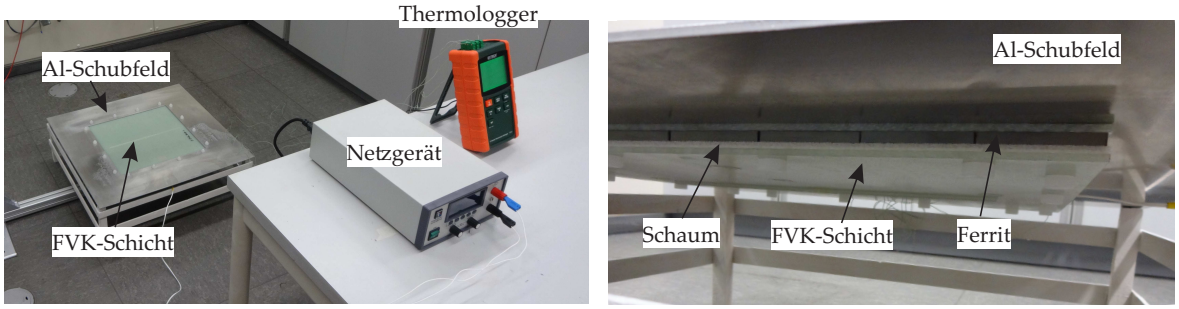


Abbildung 4.42.: Versuchsaufbau zur thermischen Vermessung einer induktiven Ladeeinheit

Die Oberflächentemperaturen werden über eine Wärmebildkamera gemessen. Zusätzlich werden die Temperaturen an insgesamt zwölf Messpositionen über Temperaturfühler aufgezeichnet (siehe Abb. 4.43).

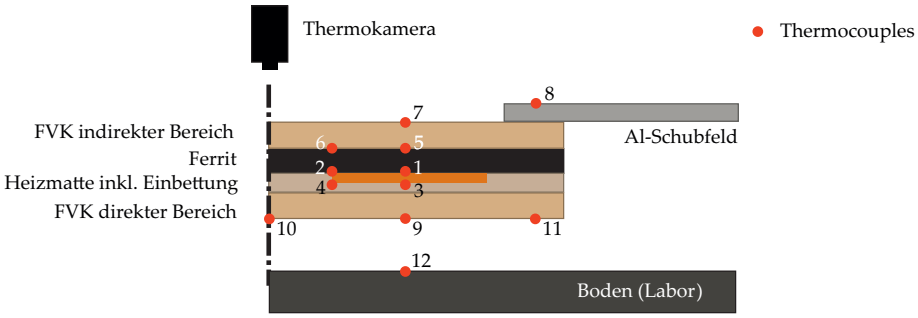


Abbildung 4.43.: Positionen der Temperaturfühler und der Thermokamera

Die Verlustleistungen können direkt über das eingesetzte Netzgerät eingestellt werden. Der temperaturabhängige Anstieg des elektrischen Widerstandes und damit der

Verlustleistung in der Wärmeheizmatte wird automatisch über das eingesetzte Netzgerät über eine Anpassung der Stromstärke kompensiert. Für jede Variante des Versuchsträgers liegt in einem ersten Schritt solange eine Leistung in der Heizmatte P_{Matte} von 100 W an, bis das System einen stationären Zustand erreicht. Darauf aufbauend wird die Leistung P_{Matte} auf 200 W erhöht und wiederum gewartet, bis das System stationär einschwingt. Das gleiche Vorgehen wird mit einer Leistung P_{Matte} von 280 W wiederholt.

4.3.6. Validierung der theoretischen Ansätze

Abschließend sollen mittels der durchgeführten Versuche und FEM-Simulationen die analytischen Modelle validiert werden. Dies geschieht in einem ersten Schritt ohne Berücksichtigung der Wirbelstromverluste für die Ladeeinheit mit Al-Schubfeld. Folgend wird die Ladeeinheit mit FVK-Schubfeld betrachtet und anschließend die Wirbelstromverluste integriert.

Ladeeinheit mit Al-Schubfeld

Die mittels der Temperatursensoren gemessenen zeitlichen Temperaturverläufe zeigen alle einen qualitativ vergleichbaren Verlauf. In Abb. 4.44 sind diese für eine Messreihe des Versuchsträgers GFK-9L/CFK-Pech-9L dargestellt. Es sind die drei verschiedenen Stufen für die Verlustleistungen 100 W, 200 W und 280 W zu erkennen. Im Verlaufe einer Stufe wird der Temperaturgradient immer geringer, bis nach etwa zwei Stunden ein stationärer Zustand erreicht wird. Der nicht lineare Anstieg ist auf die Nichtlinearität der Wärmestrahlung zurückzuführen. Für die weiteren Vergleiche wird beispielhaft auf die Ergebnisse bei 200 W zurückgegriffen, was laut Bosshard [85] ungefähr den Verlusten im Ferrit und Spule einer Ladeeinheit bei einer Übertragungsleistung von 11,1 kW entspricht.

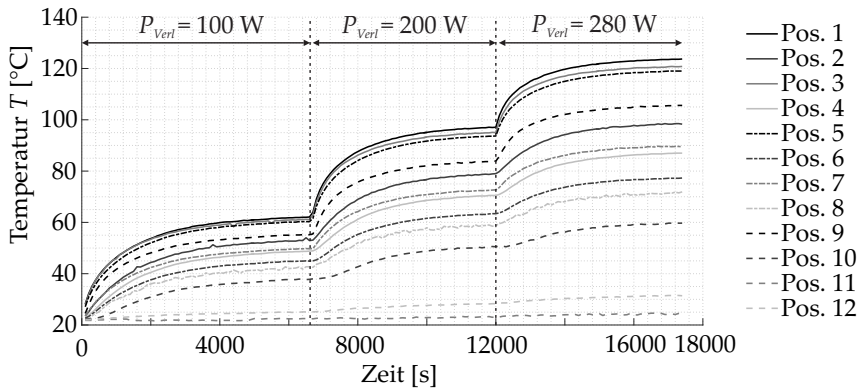


Abbildung 4.44.: Temperaturverlauf für die Variante GFK-9L/CFK-Pech-9L innerhalb einer Messreihe.

Betrachtet man die Wärmebildaufnahmen der beiden Varianten GFK-9L/GFK-9L und GFK-9L/CFK-Pech-9L so ist ein deutlich unterschiedliches Temperaturfeld zu erkennen (siehe Abb. 4.45). Der Einsatz des CFK-Pech-Materials in der indirekten Schicht führt aufgrund seiner deutlich erhöhten Wärmeleitfähigkeit zu einer homogeneren Temperaturverteilung. Zusätzlich kann bei dieser Variante mehr Leistung in das Schubfeld abgeführt werden. Damit steht eine größere Oberfläche zur Abführung der Leistung über Konvektion und Strahlung zur Verfügung, was zu reduzierten Temperaturen in der Ladeeinheit führt.

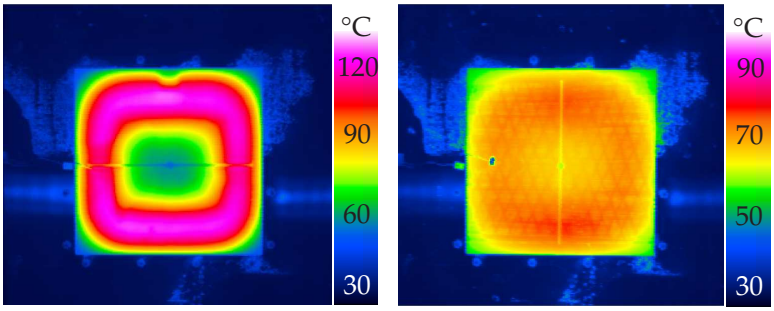


Abbildung 4.45.: Wärmebildaufnahmen des Aufbaus GFK-9L/GFK-9L (links) und des Aufbaus GFK-9L/CFK-Pech-9L (rechts)

Um die theoretischen Modelle zu validieren, wird zuerst die Temperaturverteilung für die Variante GFK-9L/CFK-Pech-9L an einer Auswahl der Messpositionen betrachtet (siehe Abb. 4.46). Es zeigt sich, dass die analytischen Werte mit Ausnahme der Temperaturen an Pos. 8 am tiefsten liegen.

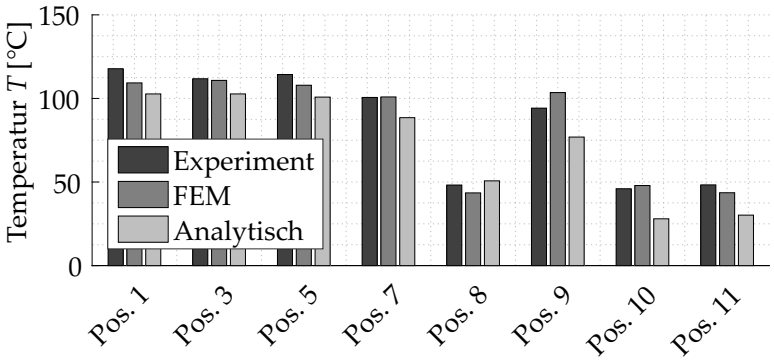


Abbildung 4.46.: Vergleich der gemessenen und analytisch sowie numerisch ermittelten Temperaturen für die Variante GFK-9L/CFK-Pech-9L bei einer Verlustleistung von 200 W

Am deutlichsten tritt dies bei Pos. 9 - 11 zu Tage. Diese liegen in der FVK-Schicht im direkten Bereich der Ladeeinheit. Grund hierfür ist die Trennung der Wärmeflüsse im analytischen Modell in einen Anteil über und unter der Wärmeheizmatte. Ein Rückfluss ist nur im FEM-Modell sowie im Experiment möglich. Ein Teil der durch das

Ferrit abgeleiteten Verlustleistung wird am Rand der Ladeeinheit durch die Schaumschicht zurück in die FVK-Schicht im direkten Bereich geleitet und erhöht dort die Temperatur. Dieser Effekt ist im analytischen Modell nicht berücksichtigt. Die numerisch und experimentell ermittelten Temperaturen stimmen für die Pos. 8 - 11 dagegen sehr gut überein.

An den Messpositionen im Inneren der Ladeeinheit (Pos. 1 - 5) sind die theoretisch ermittelten Werte ebenfalls niedriger als die gemessenen. Die analytisch berechneten Werte liegen um bis zu 15°C und die mit Hilfe der FEM ermittelten um bis zu 8°C unter den gemessenen Temperaturen. Dies muss in der Optimierung in Kap. 5 berücksichtigt werden. Dort wird die Temperatur im Inneren der Ladeeinheit als Nebenbedingung verwendet.

Zusätzlich sind für die eigentliche Optimierung die tendenziellen Änderungen der Temperaturen bei Einsatz unterschiedlicher FVK-Konzepte entscheidend. Daher sind in Abb. 4.47 die Temperaturen an Pos. 5 (zwischen Ferritschicht und FVK-Schicht im indirekten Bereich) für verschiedene FVK-Schichten dargestellt. Es ist zu sehen, dass die analytischen und numerischen Werte für beinahe alle Varianten niedriger liegen als im Experiment. Zu beachten ist, dass bei den CFK-Pech Platten aufgrund von Problemen im Herstellungsprozess deutliche Schwankungen im Faservolumengehalt der FVK-Platten vorliegen. Dies erklärt die Abweichungen bei den Proben CFK-9L/CFK-Pech-9L und CFK-9L/CFK-Pech-5L. Die Änderung der Temperatur durch unterschiedliche FVK-Konzepte der untersuchten Versuchsträger stimmen aber sowohl experimentell, numerisch als auch analytisch überein.

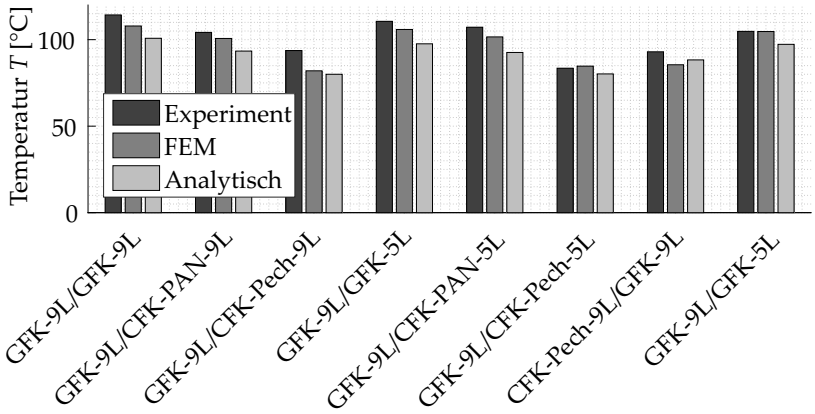


Abbildung 4.47.: Vergleich der experimentell, numerisch und analytisch ermittelten Temperaturen an Pos. 5 für unterschiedliche FVK-Schichten.

Die niedrigsten Temperaturen treten bei Wahl einer CFK-Pech-Schicht hinter dem Ferrit auf. Hier können bei einem GFK-9L/CFK-Pech-9L Aufbau im Vergleich zu einem GFK-9L/GFK-9L Aufbau um bis zu 20° C niedrigere Temperaturen erreicht werden. Eine höhere Wärmeleitfähigkeit des FVK-Materials führt zu niedrigeren Temperaturen.

Ladeeinheit mit FVK-Schubfeld

Die Temperaturverteilung für die Ladeeinheiten mit FVK-Schubfeld wird mittels FEM-Modell und analytischem Ansatz betrachtet (siehe Abb. 4.48). Es zeigt sich dabei, dass die analytisch ermittelten Werte um bis zu 10°C über den numerischen Ergebnissen liegen. Lediglich für die Varianten mit CFK-Pech oder CFK-PAN im direkten Bereich werden analytisch niedrigere Werte berechnet. Da die Temperaturunterschiede zwischen den Versuchsträgern mit verschiedenen FVK-Konzepten numerisch und analytisch sehr ähnlich abgebildet werden, werden die Abweichungen der Absolutwerte besonders in Hinsicht auf die Optimierung im folgenden Kapitel akzeptiert. Zusätzlich sind die höheren Temperaturen in der Ladeeinheit kritischer zu bewerten und bieten damit einen zusätzlichen Sicherheitsfaktor im Optimierungsmodell.

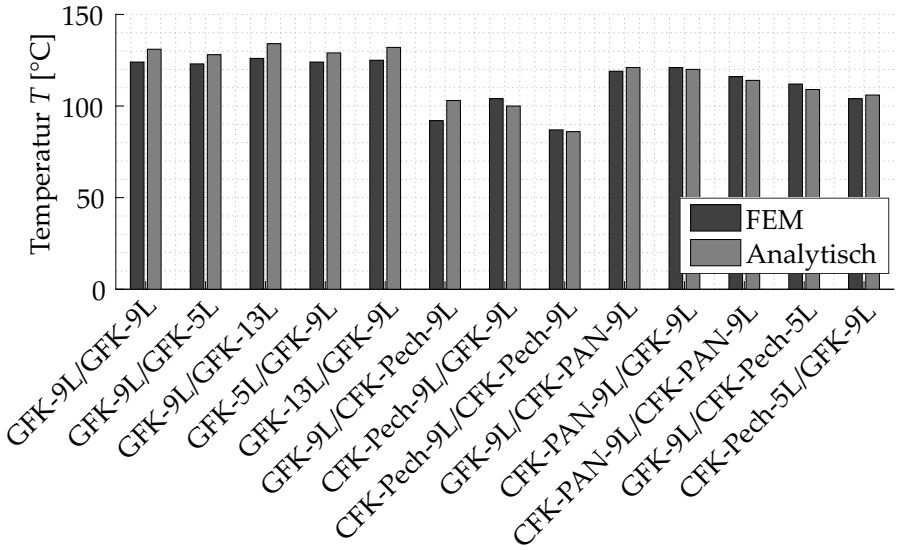


Abbildung 4.48.: Numerisch und analytisch ermittelte Temperaturen unterschiedlicher Varianten einer Ladeeinheit mit FVK-Schubfeld an Pos. 5 bei 200 W Verlustleistung

In der in Kapitel 5 durchgeführten Optimierung soll auch der Einsatz von sehr anisotropen FVK-Materialien ermöglicht werden. Daher wird im Folgenden überprüft, ob das entwickelte analytische Modell auch für derartige Werkstoffkonzepte verwendet werden kann. In Abb. 4.49 sind die Temperaturverläufe für eine GFK-9L/CFK-Pech-9L Variante dargestellt. Dabei wird für die FVK-Laminate eine Faserorientierung von 0°/90° sowie von 0° und 45° zur Ferritkante untersucht. Die Temperaturfelder zeigen unterschiedliche Verläufe, da die Wärme bevorzugt in Faserrichtung fließt. Bei einer UD-Schicht in 0° zur Ferritkante zeigen sich die höchsten Maximaltemperaturen. Dagegen wird bei einem 0°/90° Aufbau die Wärme am gleichmäßigsten im FVK verteilt.

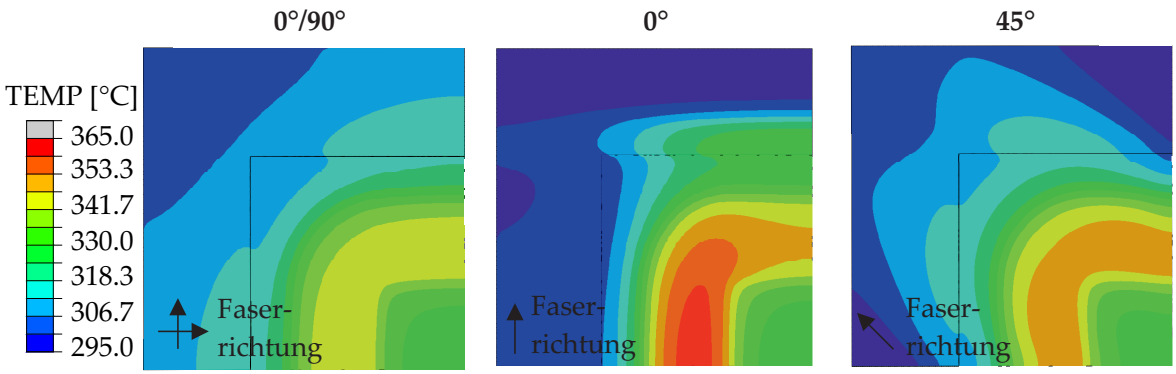


Abbildung 4.49.: Temperaturverteilung für eine GFK-9L/CFK-Pech-9L Variante mit einem $[0/90]_i$ Aufbau (links), einem UD-Aufbau in 0° (mitte) sowie in 45° (rechts) zur Ferritkante

In Abb. 4.50 sind die zugehörigen Temperaturwerte an Pos. 5 dargestellt. Es zeigt sich, dass die Temperaturen analytisch und numerisch ähnlich berechnet werden. Lediglich bei der Temperaturerhöhung für die 0° Variante kommt es zu Unterschieden zwischen dem analytischen und numerischen Ansatz. Da aufgrund der benötigten hohen Schubsteifigkeit der Einheit reine UD-Aufbauten nicht verwendet werden können, ist dieser Unterschied für die spätere Optimierung nicht relevant.

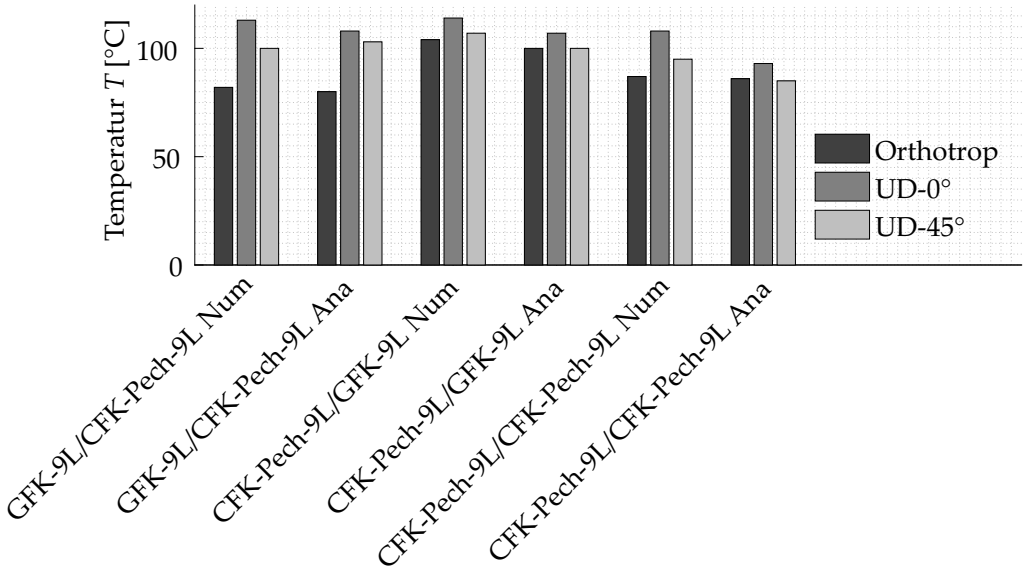


Abbildung 4.50.: Vergleich der Temperatur an Pos. 5 für unterschiedliche FVK-Aufbauten bei 200 W Verlustleistung

Berücksichtigung der Wirbelstromverluste

Abschließend wird betrachtet, wie sich im Falle von elektromagnetisch absorbierten Leistungen im System die Temperatur verändert. Hierfür wird numerisch über einen

volumenbezogenen Wärmestrom in die FVK-Lage im direkten Bereich eine zusätzliche Leistung von 100 W und im indirekten Bereich von 50 W eingebracht. Die beiden Leistungen werden unterschiedlich hoch gewählt, da im direkten Bereich aufgrund des stärkeren Magnetfeldes auch eine höhere elektromagnetisch absorbierte Leistung zu erwarten ist. Es wird zusätzlich in beiden Bereichen die Leistung dort aufgebracht, wo sie laut Wirbelstromanalyse entsteht. Im direkten Bereich ist dies im Zentrum der Ladeeinheit und im indirekten Bereich um die Ferritkanten (siehe Kapitel 4.2). Innerhalb des analytischen Modells werden die Wirbelstromverluste wie in Kapitel 4.3.4 beschrieben über zusätzliche Stromquellen berücksichtigt.

Die Ergebnisse sind in Abb. 4.51 dargestellt. Es zeigt sich, dass die numerischen und analytischen Modelle in den meisten Fällen gut übereinstimmen. Lediglich bei der Variante CFK-PAN-9L/CFK-PAN-9L 100/50 W ergeben sich deutlichere Abweichungen. Da analytisch eine deutlich höhere und damit kritischer zu bewertende Temperatur berechnet wird, kann diese Abweichung akzeptiert werden.

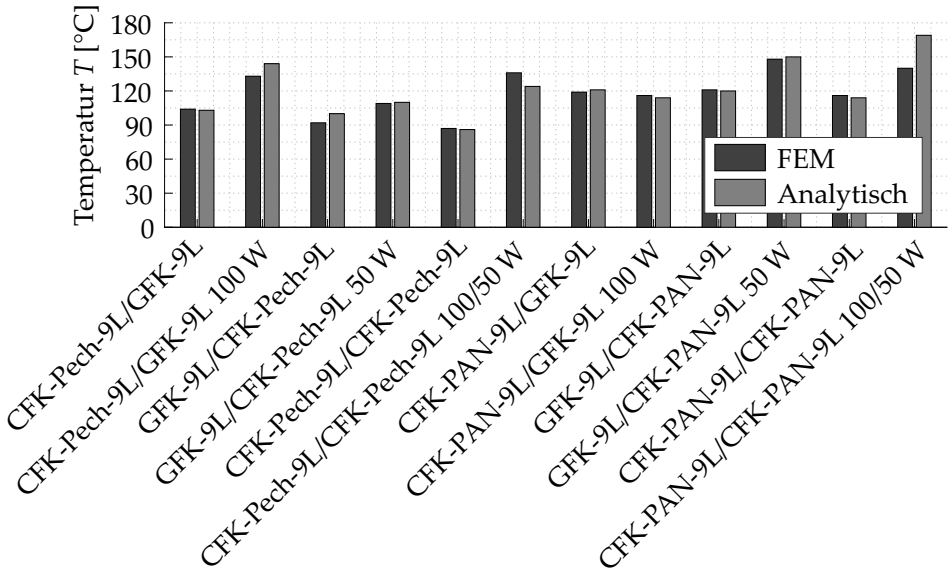


Abbildung 4.51.: Temperaturverteilung bei unterschiedlichen Varianten der Ladeeinheit mit FVK-Schubfeld an Pos. 5 inklusive absorbierter elektromagnetischer Leistung bei einer Verlustleistung von 200 W

Allgemein zeigt sich, dass eine elektromagnetische Absorption von Leistung besonders im direkten Bereich kritisch zu sehen ist. Die Temperatur in der Ladeeinheit steigt um bis zu 30°C. Absorptionen im indirekten Bereich zeigen deutlich geringere Auswirkungen. Die Leistung wird besser abgeführt, da sie nicht im Bereich der höchsten Magnetfelder im Zentrum der Ladeeinheit, sondern an den Ferritkanten entsteht. Von dort ist eine Ableitung der Wärme in die Schubfeldstruktur leichter möglich.

4.4. Mechanisches Verhalten von Ladeeinheiten in Faserverbundkonzepten

Durch die Lage der Ladeeinheit im Fahrzeugunterboden ist diese großen mechanischen Belastungen ausgesetzt. So müssen im Falle einer Hindernisüberfahrt und dabei auftretenden Impactbelastungen die elektrischen Komponenten geschützt und somit die Funktionalität der Ladeeinheit aufrechterhalten werden. Im folgenden Abschnitt wird auf diese beiden Anforderungen näher eingegangen. Zusätzlich ist eine hohe Schubsteifigkeit für ein gutes fahrdynamisches Verhalten sicherzustellen.

4.4.1. Schubsteifigkeit

Zur Bewertung der Schubsteifigkeit der Ladeeinheit wird diese mittels einer Kombination aus der klassischer Laminattheorie (CLT) und einem Ansatz für unsymmetrisch versteifte Flächentragwerke berechnet. Dabei kann für die beiden Faserverbundschichten die Ingenieurkonstante Schubmodul G_{xy} nach der CLT mit Hilfe des Elements 66 der inversen Scheibensteifigkeitsmatrix A_{66} und der Dicke der Faserverbundschicht d_{FVK} über

$$G_{xy,i} = \frac{1}{A_{66}^{-1} d_{FVK}} \tag{4.33}$$

berechnet werden [98]. Für die Berechnung der Schubsteifigkeit der gesamten Ladeeinheit wird diese als Flächentragwerk mit einer unsymmetrischen Versteifung betrachtet [151, 152]. In Abb. 4.52 ist der Aufbau zur Verdeutlichung grafisch dargestellt.

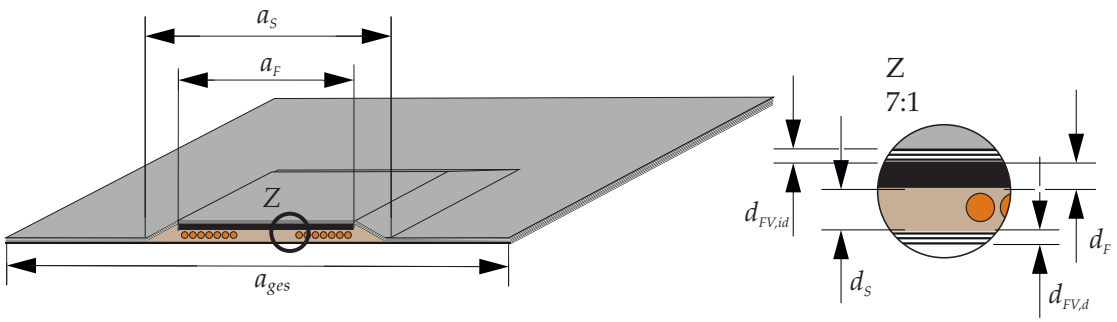


Abbildung 4.52.: Schematische Darstellung der Ladeeinheit mit geometrischen Parametern zur Berechnung der Schubsteifigkeit

Mit a_S wird die Breite des Schaumkerns, mit a_F die Breite der Ferritschicht und mit a_{ges} die Breite des Schubfeldes bezeichnet. Zusätzlich werden die Schichtdicken und Schubsteifigkeiten der Deckschicht im direkten Bereich $d_{FV,d}/G_{xy,d}$ und im indirekten Bereich $d_{FV,id}/G_{xy,id}$ sowie die Schichtdicken und Schubsteifigkeiten des Schaumkerns $d_S/G_{xy,S}$ und der Ferritschicht $d_F/G_{xy,F}$ benötigt, um die Schubsteifigkeit der gesamten Ladeeinheit Gt_{ges} nach

$$Gt_{ges} = \frac{1}{a_{ges}} \int_A G(d)dA = \frac{1}{a_{ges}}(G_{xy,d}d_{FV,d}a_{ges} + G_{xy,S}d_S a_S + \\ + G_{xy,F}d_F a_F + G_{xy,id}d_{FV,id}a_{ges}) \quad (4.34)$$

zu ermitteln. Dabei wird für die Deckschicht im indirekten Bereich die Verlängerung durch die beiden Keile vernachlässigt.

4.4.2. Impactverhalten

Im Falle einer Impactbelastung ist die Funktionalität der Ladeeinheit sicherzustellen. Hierzu muss zum einen die Durchbiegung möglichst klein gehalten werden, um so eine Kollision mit der dahinter liegenden Struktur zu vermeiden. Zum anderen darf die Ladeeinheit selbst nicht beschädigt werden, wobei das eingebrachte Ferritmaterial aufgrund seiner geringen Bruchdehnung im Fokus steht.

Um das Verhalten von Ladeeinheiten mit unterschiedlichen FVK-Konzepten des Gehäuses im Falle eines Impacts bewerten zu können, werden folgende Schritte durchgeführt:

- Experimentelle Ermittlung der Bruchdehnungen des eingesetzten Ferritmaterials
- Entwicklung eines analytischen Feder-Masse Modells der Ladeeinheit
- Aufbau eines numerischen FEM-Modells der Ladeeinheit
- Durchführung von Versuchen an einem Fallturm
- Validierung des analytischen Ansatzes über das FEM-Modell und die Versuche

Das validierte analytische Modell wird anschließend zum Aufbau des Optimierungsmodells in Kapitel 5 benötigt.

4.4.2.1. Biegefestigkeit von FVK-Ferrit-Verbunden

Die in der Ladeeinheit benötigte Ferritschicht stellt aufgrund der sehr spröden Materialeigenschaften die anfälligste Komponente während einer Impactbelastung dar [153]. Auftretende Biegebelastungen führen zu einer Überschreitung der zulässigen Bruchdehnung und damit zu Schädigungen im Material. Durch Auflaminieren einer FVK-Schicht auf das Ferrit kann das Risiko eines katastrophalen Versagens im Belastungsfall reduziert werden, da trotz auftretender Mikrorisse das Material gestützt wird.

Das Schädigungsverhalten von Keramiken und Ferritmaterialien im Speziellen ist getrieben von Fehlstellen wie Poren und Einschlüssen im Material. Dabei sind Bereiche mit anliegenden Zugspannungen deutlich anfälliger als diejenigen mit Druckspannungen [154, 155]. In bisherigen Studien wird hauptsächlich der Einfluss unterschiedlicher

Prozessparameter und Materialzusammensetzungen auf die mechanischen Eigenschaften untersucht [156–159]. Da die Erhöhung der Festigkeit meist mit einer Verringerung der magnetischen Permeabilität einhergeht, muss hier ein optimaler Kompromiss gefunden werden [160, 161]. Eine Untersuchung des Schädigungsverhaltens von Ferrit-FVK-Verbunden ist bisher nicht erfolgt. Dies soll daher in den folgenden beiden Abschnitten mit Hilfe von 4-Punkt-Biegeversuchen analysiert werden. Die Auswirkung der entstehenden Mikrorisse auf das elektromagnetische Verhalten der Ferrite kann in Kapitel 3.3 nachgeschlagen werden.

Für die Untersuchungen kommen zum einen der weichmagnetische Ferrit N95 auf Mangan-Zink Basis und zum anderen der hartmagnetische Strontium-Ferrit Y30BH zum Einsatz. Der Zuschnitt auf 4-Punkt-Biegeproben erfolgt mittels Wasserstrahl. Zusätzlich werden auf einen Teil der Proben einseitig GFK- oder CFK-Streifen aufgeklebt (siehe Abb. 4.53). Diese repräsentieren die FVK-Lage im indirekten Bereich der Ladeeinheit, welche direkt auf den Ferrit laminiert werden. Der in der Ladeeinheit auf der gegenüberliegenden Ferritseite liegende Schaumstoff als Einbettungsmaterial für die Spule wird nicht berücksichtigt. Bezeichnung und Parameter der fünf untersuchten Probenvarianten sind in Tab. 4.11 zu sehen.

Tabelle 4.11.: Parameter der im 4-Punkt-Biegprüfstand getesteten Proben

Bezeichnung	Anzahl	Material Ferrit	Abmaße Ferrit	Material FVK	Dicke FVK
N95	10	N95	100 x 20 x 5 mm^3	x	x
Y30BH	10	Y30BH	100 x 20 x 5 mm^3	x	x
N95-GFK	5	N95	100 x 20 x 5 mm^3	GFK $[0/\underline{90}]_4$	3,3 mm
Y30BH-GFK	5	Y30BH	100 x 20 x 5 mm^3	GFK $[0/\underline{90}]_4$	3,3 mm
N95-CFK	5	N95	100 x 20 x 5 mm^3	CFK $[0/\underline{90}]_4$	3,3 mm

Für die Fertigung der Verbundproben kommt der Klebstoff Sikapower 477k zum Einsatz. Dieser Epoxidharzklebstoff mit einem Amin-Härter ist einer Epoxidmatrix eines FVK sehr ähnlich. Die Proben bilden daher einen einlaminierten Ferrit nach. Zusätzlich wird ein Dehnungsmessstreifen (DMS) auf die der Krafteinleitung gegenüberliegenden Seite zwischen Ferrit- und FVK-Schicht aufgebracht. Dieser zeichnet die Zugdehnung in Probenlängsrichtung auf. In Abb. 4.53 ist eine Probe mit appliziertem DMS HBM-1-LY2x-0.6/120 vor und nach Aufkleben des FVK-Streifens zu sehen.

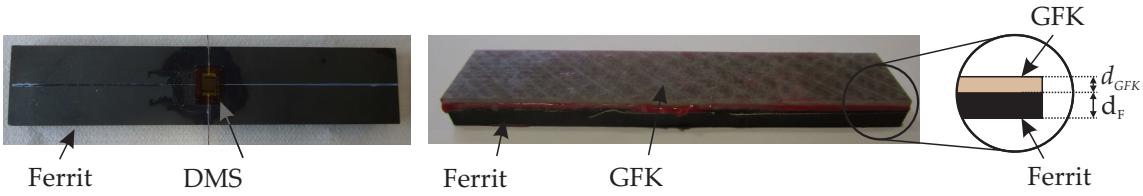


Abbildung 4.53.: 4-Punkt-Biegeproben mit appliziertem DMS (links) und aufgeklebten FVK-Lagen (rechts)

Für die 4-Punkt-Biegeproben wird die Universalprüfmaschine Zwick Roell z150 verwendet. Die Durchführung inklusive Prüfparameter ist der DIN EN ISO 14125 nachempfunden. Die Verbundproben werden so positioniert, dass die FVK-Lage in der Zugzone des Ferrit-FVK-Verbunds liegt (siehe Abb. 4.54). Dies entspricht dem Belastungsfall in der späteren Ladeeinheit, bei welcher der FVK im indirekten Bereich auf der der Impactbelastung gegenüberliegenden Seite angebracht ist. Die reinen Ferritproben N95 und Y30BH sowie jeweils drei der Verbundproben N95-GFK, Y30BH-GFK und N95-CFK werden bis zum katastrophalen Versagen getestet. Die sechs restlichen Verbundproben werden für die elektromagnetischen Untersuchungen nur bis 500 N unter der für ein katastrophales Versagen benötigten Kraft getestet (siehe Kapitel 3.3).

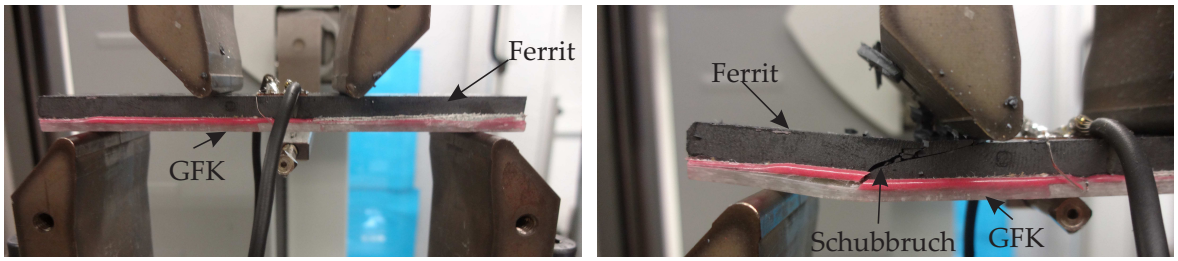


Abbildung 4.54.: 4-Punkt-Biegeversuch vor (links) und nach (rechts) der Testdurchführung

Die Schädigungsverläufe der reinen Ferritproben und der Verbundproben zeigen ein sehr unterschiedliches Verhalten. So versagen die Proben N95 und Y30BH schlagartig zwischen den beiden Krafteinleitungspunkten. Die aus der Biegebelastung resultierenden Zugspannungen sind für den Bruch des Materials verantwortlich. Dagegen entstehen bei den Verbundproben die für ein katastrophales Versagen verantwortlichen Schädigungen knapp außerhalb der Krafteinleitungspunkte (siehe Abb. 4.54, rechtes Bild). Hier entstehen charakteristische Schubbrüche unter einem 45° Winkel. Auch sind Schädigungen im Material über die Aufzeichnungen der DMS schon vor dem katastrophalen Versagen nachweisbar. Es entstehen Mikrorisse, die durch CT-Aufnahmen einer nicht bis zum katastrophalen Versagen getesteten Ferritprobe nachgewiesen werden können (siehe Abb. 4.55).

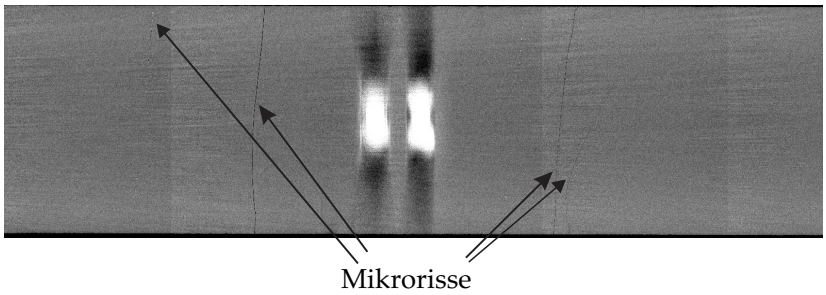


Abbildung 4.55.: CT-Aufnahmen einer bis 500 N vor dem katastrophalen Versagen getesteten N95-GFK Probe

In Abb. 4.56 sind charakteristische Dehnungs- und Kraftverläufe von zwei N95-GFK Proben zu sehen. Dabei werden drei Bereiche unterschieden. Bis zu einer Kraft von ca. 750 N steigt die Dehnung im Ferrit linear an. Anschließend bleibt die gemessene Dehnung bis zu einer Kraft von 1000 N fast konstant. Kleine Ausschläge im Kraftverlauf und Knackgeräusche lassen erste Schädigungen im Material vermuten. Ab 1000 N fällt die Dehnung auf beinahe Null ab oder steigt auf einen deutlich erhöhten Wert. Es wird vermutet, dass die beiden sehr unterschiedlichen Verläufe auf den Ort der Rissen im Ferrit zurückzuführen sind. Entstehen die Schädigungen unter dem DMS und klappen durch eine Art Scharnierfunktion auf, wird der Messstreifen deutlich gedehnt. Dies entspricht den Messungen aus Probe 2. Das Material neben diesen Rissen wird dagegen entlastet, was dem Dehnungsverlauf der Probe 1 entspricht. Zur Verdeutlichung sind die beiden unterschiedlichen Rissorte in Abb. 4.56 schematisch dargestellt.

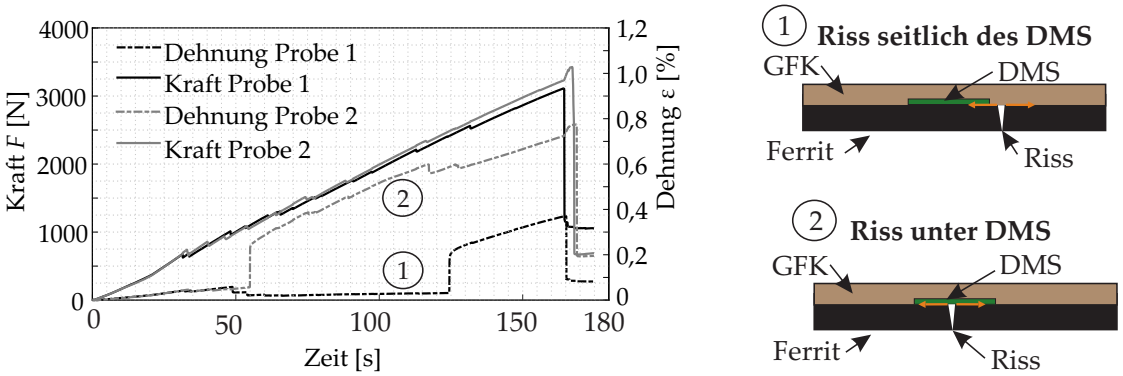


Abbildung 4.56.: Dehnungs- und Kraftverlauf von zwei N95-GFK Proben (links) und schematische Darstellung unterschiedlicher Entstehungsorte von Rissen im Ferrit (rechts)

Die beim katastrophalen Versagen der Proben aufgebrachte Kraft sowie die Dehnungen in der Randfaser des Ferrits sind in Abb. 4.57 dargestellt. Da die gemessenen Dehnungsverläufe wie beschrieben je nach Lage der Mikrorisse sehr unterschiedlich ausfallen, wird die für die folgende Auswertung herangezogene Dehnung analytisch berechnet. Dafür wird mit der anliegenden Kraft und der gemessenen Durchbiegung der

Ansatz eines Verbundbalkens verwendet.

Es wird deutlich, dass die Proben mit aufgeklebten FVK Streifen deutlich höhere Dehnungen und Kräfte aufnehmen können. Für den Ferrit N95 steigt die Dehnung bei katastrophalem Versagen durch Aufkleben eines GFK-Streifens von $0,07\,\%$ auf $0,25\,\%$. Wird ein CFK-Streifen aufgebracht werden beim Versagen der Probe Dehnungen von $0,17\,\%$ erreicht. Das Schadensbild der Schubbrüche zeigt dabei, dass die Querkraft und nicht die Biegebelastung für das katastrophale Versagen der Verbundproben verantwortlich ist. Eine erhöhte Aufnahme von Biegebelastungen ist bei verringerten Querkräften daher vorstellbar.

Für den spröderen Ferrit Y30BH ist die Erhöhung der Dehnungen ohne katastrophales Versagen noch deutlicher. So steigen diese von $0,04\,\%$ um das etwa siebenfache auf $0,29\,\%$ bei Einsatz einer GFK-Verstärkung. Aufgrund der geringen Probenanzahl und der hohen Standardabweichung ist der Unterschied zwischen den beiden mit GFK verstärkten Ferritmaterialien jedoch nicht signifikant.

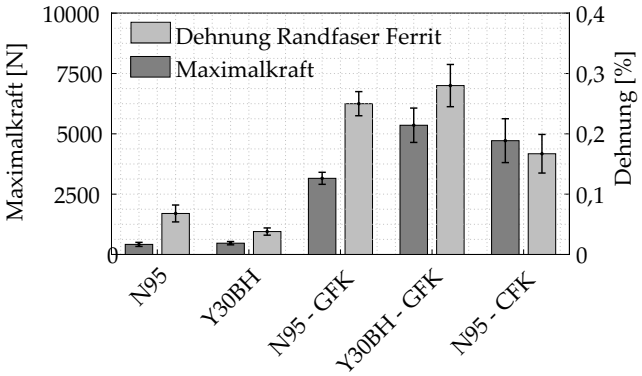


Abbildung 4.57.: Vergleich der Maximalwerte der aufgebrachten Kraft sowie der Randfaserdehnung im Ferrit

4.4.2.2. Analytisches Feder-Masse-Modell

Im Rahmen dieser Arbeit werden zwei Varianten der induktiven Ladeeinheit bezüglich ihres Verhaltens bei einer Impactbelastung analytisch und numerisch untersucht (siehe Abb. 4.58). Für die Variante ohne FVK-Schubfeld liegen Ergebnisse von Fallturmversuchen vor. Die theoretischen Modelle können also experimentell validiert werden. Die validierten Ansätze werden anschließend auf die Variante mit FVK-Schubfeld übertragen, um das analytische Modell für das in Kapitel 5 beschriebene Optimierungsmodell zu nutzen.

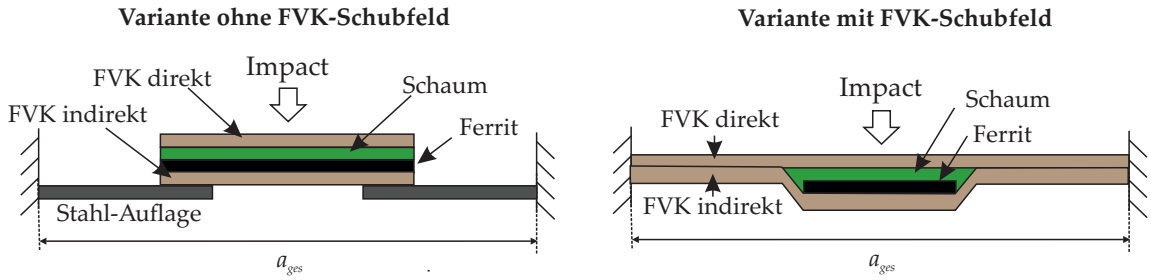


Abbildung 4.58.: Untersuchte mechanische Varianten ohne (links) und mit (rechts) FVK-Schubfeld

Eine analytische Berechnung des Systemverhaltens während eines Impactereignisses benötigt eine Charakterisierung der vorliegenden Belastungssituation. Hierzu werden in verschiedenen Quellen unterschiedliche Kriterien verwendet. So können die Impactgeschwindigkeit v_{Imp}, die Impactdauer t_{Imp} oder die Impactormasse m_{Imp} als entscheidende Parameter verwendet werden. Da die Einteilung nach der Impactdauer eher selten zum Einsatz kommt, wird auf diese hier nicht näher eingegangen.

Am häufigsten wird eine Einteilung in einen Impact mit hoher ("High-Velocity-Impact") oder niedriger ("Low-Velocity-Impact") Geschwindigkeit v_{Imp} vorgenommen [162]. Je nach vorliegender Quelle unterscheiden sich die Geschwindigkeitsgrenzen jedoch deutlich. So spricht Ghelli [163] nur bis $v_{Imp} = 5\,m/s$ und Chen [164] bis $v_{Imp} = 203\,m/s$ von einem Low-Velocity-Impact. Eine der meist verwendeten Grenzen ist $v_{Imp} = 10\,m/s$ [165]. Mit der in der vorliegenden Arbeit untersuchten Impactenergie von 140 J und einer Impactormasse von $24,77$ kg liegt eine Impactorgeschwindigkeit von $v_{Imp} = 3,31\,m/s$ und damit ein Low-Velocity Impact vor.

Der Low-Velocity Impact kann je nach Impactormasse quasistatisch oder dynamisch betrachtet werden [166]. Bei der Einteilung nach der Impactormasse wird sich häufig auf Olsson bezogen [167]. Er greift dabei auf das Verhältnis der Impactormasse zur effektiven Masse der belasteten Struktur $\bar{m} = \frac{M_{\text{Imp}}}{m_{\text{eff}}}$ zurück. Liegt dieses Verhältnis bei $\bar{m} < \frac{1}{5}$, ist die Auswirkung des Impacts lokal beschränkt und die Größe der belasteten Struktur hat keinen Einfluss. Ist das Verhältnis jedoch bei $\bar{m} > \frac{1}{5}$, sind die Randbedingungen mit einzubeziehen und die Größe der untersuchten Struktur ist von entscheidender Bedeutung.

Die effektive Masse der Deckschicht und der gesamten Sandwichstruktur entsprechen in etwa 10 % der tatsächlichen Masse [168]. Wird als Vergleichswert die ungefähre Masse von 15 kg der bereits im BMW 530e verbauten Ladeeinheit inklusive Aluminiumschubfeld (siehe Abb. 4.3) angenommen, entspricht dies einer effektiven Masse von $1,5$ kg. So ergibt sich bei einer Impactormasse von $24,77$ kg das gesuchte Verhältnis zu

$$\bar{m} = \frac{24,77\,kg}{1,50\,kg} = 16,50 > \frac{1}{5}. \tag{4.35}$$

Im vorliegenden Fall kann also auf quasistatische Lösungen wie das Feder-Masse- oder Energy-Balance-Modell zurückgegriffen werden. Für die folgenden Berechnungen wird aufgrund der Anschaulichkeit sowie einfachen Möglichkeit der Einbeziehung der Einspannsteifigkeit das Feder-Masse-Modell verwendet.

Die Verformung des Low-Velocity-Impacts unter Einsatz einer hohen Impactormasse von 24,77 kg gliedert sich grundsätzlich in drei Teile: Der lokalen Verformung der FVK-Schicht im direkten Bereich u_{lok}, der globalen Verformung u_{glo} an der Deckschicht im indirekten Bereich und der Verformung der Einspannung u_{Einsp}. Dabei dominiert im Falle der quasistatischen Betrachtungsweise die globale Verformung u_{glo} [162]. Zur Berechnung dieser Verformung werden die drei Steifigkeiten k_{lok}, k_{glo} und k_{Einsp} sowie die Massen m_{Imp}, m_{Deck}, m_{glo} und m_{glo} benötigt (siehe Abb. 4.59). Die Parameter werden im Folgenden beschrieben.

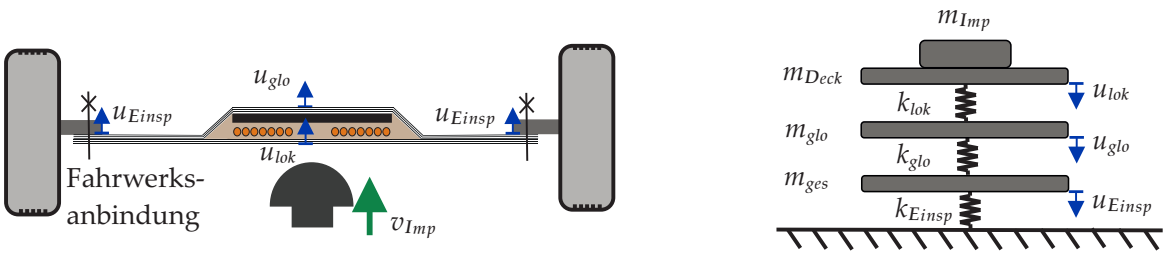


Abbildung 4.59.: Auftretende Verformungen an einer integralen induktiven Ladeeinheit (links) und Modellierung dieser als analytisches Feder-Masse-Modell (rechts)

Über die lokale Steifigkeit k_{lok} wird das Eindringen des Impactors in die Sandwichstruktur modelliert. Dabei wirkt die Masse des Impactors m_{Imp} und die effektive Masse der Deckschicht m_{Deck}. Mit der globalen Steifigkeit k_{glo} und der globalen effektiven Masse m_{glo} wird die komplette Struktur der Ladeeinheit beschrieben. Diese wird im Rahmen dieser Arbeit als hybride Sandwichstruktur dargestellt. Sie weist im Vergleich zu klassischen Sandwichaufbauten eine Ferritschicht auf, die zwischen der FVK-Schicht im indirekten Bereich und dem Schaumkern eingebracht ist. Schließlich wird noch die Einspannsteifigkeit k_{Einsp} integriert. Damit wird die Nachgiebigkeit der Fahrzeugstruktur an den Anschraubpunkten der Ladeeinheit am Vorderachsträger modelliert. Es wird angenommen, dass es zu keiner Verdrehung an den Einspannpunkten kommt und somit eine lineare Druckfeder das Verhalten ausreichend genau modelliert. Die effektive Gesamtmasse m_{glo} beinhaltet alle beschriebenen Komponenten.

Die Steifigkeit der Einspannung k_{Einsp} muss je nach Randbedingungen passend gewählt werden. Im nächsten Schritt wird die Berechnung der lokalen und globalen Steifigkeiten beschrieben. Anschließend werden die Bewegungsgleichungen des Feder-Masse-Modells

aufgestellt und die Dehnungsberechnung in der Ferritschicht dargelegt.

Lokale Steifigkeit

Die lokale Steifigkeit k_{lok} beschreibt den Zusammenhang zwischen Kontaktkraft F_{kont} und lokaler Verformung der FVK-Schicht im direkten Bereich. Hierfür müssen die Kontaktmechanismen zwischen Impactor und Deckschicht, die Steifigkeit der Deckschicht und die Festigkeit des Sandwichkerns mit berücksichtigt werden. Diese lokalen Effekte sind schon in verschiedenen Studien für klassische Sandwichstrukturen beschrieben [169–173].

Hierbei ist der Ansatz von Zhou et al. am vielversprechendsten, da er die lokalen Effekte am detailliertesten betrachtet. Neben der Membran- und Biegesteifigkeit der Deckschicht berücksichtigt er den Kern über ein perfekt plastisches Materialmodell. Es wird die Druckfestigkeit q des Kerns und die equivalente Biegesteifigkeit der Deckschicht D_{Deck} benötigt. Zusätzlich sind die beiden Parameter H und L zu verwenden. Zur genauen Berechnung dieser Elemente wird auf Zhou et al. verwiesen [173]. Hieraus ergibt sich folgender Zusammenhang von lokaler Verformung u_{lok} zur Kontaktkraft F_{kont} [173]:

$$F_{kont} = \frac{16\pi}{3}\sqrt{D_{Deck} q u_{lok}(1 + \frac{u_{lok}^2 L}{26460 H D_{Deck}})}. \tag{4.36}$$

Die equivalente Biegesteifigkeit der Deckschicht D_{Deck} folgt aus [174]:

$$D_{Deck} = \frac{1}{8}(3D_{11} + 2(D_{12} + 2D_{66}) + 3D_{22}). \tag{4.37}$$

Dabei werden die Elemente der Plattensteifigkeitsmatrix D_{ij} der FVK-Schicht nach der klassischen Laminattheorie berechnet.

Der Zusammenhang zwischen Kontaktkraft und lokaler Verformung aus (4.36) zeigt ein nicht lineares Verhalten, welches zur Vereinfachung über eine lineare Feder angenähert wird. Die Steifigkeit k_{lok} dieser Feder wird derart gewählt, dass die lineare und nicht lineare Feder bei einer Verformung um die Dicke der Schaumstoffschicht von 7 mm die gleiche Verformungsenergie aufweisen. Um die nicht lineare Feder um 7 mm zusammenzudrücken, wird die Arbeit W_F benötigt:

$$W_F(7\,mm) = \int_0^{7\,mm} F_{Kont}(u_{lok})\,\mathrm{d}u_{lok}. \tag{4.38}$$

Hiermit kann auf die äquivalente lokale Steifigkeit k_{lok} geschlossen werden:

$$W_F(7\,mm) = \frac{k_{lok}(7\,mm)^2}{2} => k_{lok} = \frac{2W_F(u_{lok})}{(7\,mm)^2}. \tag{4.39}$$

Globale Steifigkeit

Bei der Berechnung der globalen Steifigkeit k_{glo} wird die Ladeeinheit als zusammengesetzte Platte betrachtet (siehe Abb. 4.60). Der innere Teil besteht dabei aus den beiden Deckschichten inklusive Ferritschicht sowie Schaum und wird zentral von der Kontaktkraft F_{Kont} belastet. Der äußere Teil besteht aus den beiden zusammengeführten Deckschichten.

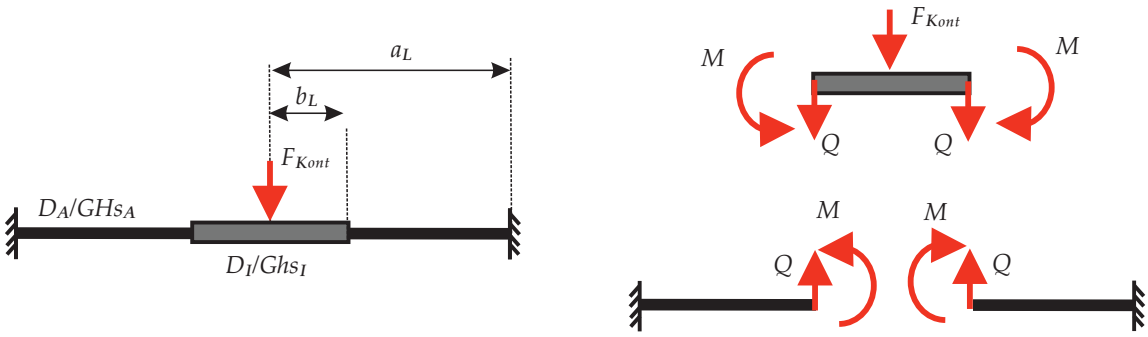


Abbildung 4.60.: Modellierung der Ladeeinheit als zusammengesetzte Platte (links) und daraus resultierende Schnittkräfte am Übergang Ladeeinheit-Schubfeld (rechts)

Zur Berechnung der inneren Biegesteifigkeit D_I werden zwei Ansätze gewählt (siehe Abb. 4.61): Bei Ansatz 1 werden die vier Schichten FVK-direkt, FVK-indirekt, Schaum und Ferrit zur Berechnung von D_I nach (4.37) berücksichtigt. Für Ansatz 2 werden nur der Ferrit und die FVK-indirekt-Schicht zur Berechnung von D_I herangezogen.

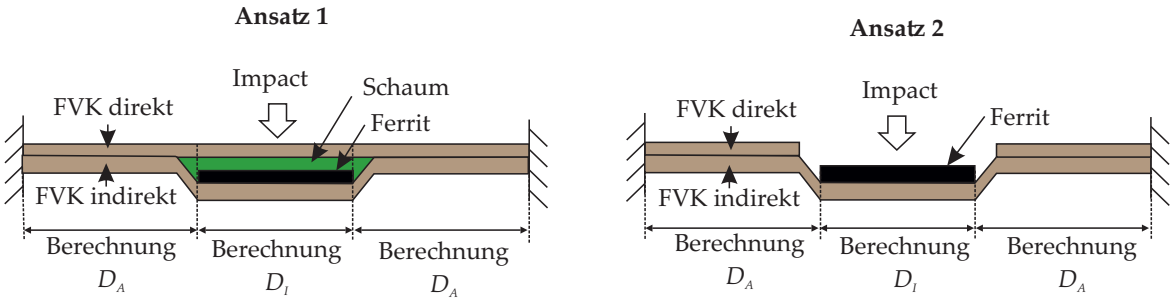


Abbildung 4.61.: Ansatz 1 (links) und Ansatz 2 (rechts) zur Berechnung der beiden Biegesteifigkeiten D_I und D_A

Um die Berechnung der Steifigkeit deutlich zu vereinfachen, werden die quadratischen Platten als kreisrund angenähert. Der Radius des inneren Teils der Ladeeinheit wird mit b_L und der Radius der kompletten Ladeeinheit mit a_L bezeichnet (siehe Abb. 4.60). Die jeweiligen Radien r werden so gewählt, dass die Biegesteifigkeit einer runden Platte K_r im Fall einer zentral eingeleiteten Kraft gleich der Biegesteifigkeit einer quadratischen

Platte K_c mit Kantenlänge c entspricht [175, 176]:

$$K_r = K_c \; => \; \frac{16\pi D}{r^2} = \frac{D}{0,0056c^2}. \tag{4.40}$$

Somit kann der jeweilige Radius r zu

$$r = \sqrt{0,0896c^2\pi} \tag{4.41}$$

berechnet werden.

Die Gesamtsteifigkeit der Ladeeinheit besteht aus einem Biege- und einem Schubanteil. Für den Biegeanteil wird auf das Vorgehen für eine kreisförmig belastete zusammengesetzte Platte von Timoschenko zurückgegriffen [175].

Mittels der Gleichung für die Plattenverformung und deren Ableitung kann unter Berücksichtigung der Rand- und Übergangsbedingungen zwischen den beiden Plattenteilen die Gesamtsteifigkeit der Ladeeinheit berechnet werden. Hierfür werden die Biegesteifigkeiten des inneren D_I und des äußeren Teils D_A sowie die Poissonzahlen für den inneren ν_I und äußeren ν_A Plattenteil, die sich aus der klassischen Laminattheorie ergeben, benötigt. Damit ergibt sich die Gesamtsteifigkeit aus dem Biegeanteil $k_{glo,b}$ zu

$$k_{glo,b} = \frac{k_1 b^2}{4} - \frac{k_1 D_I(1+\nu_I)}{2}(\frac{k_2 b^2}{4} + k_3 \ln(\frac{b_L}{a_L}) - k_4) - \frac{k_5 b^2}{4} - k_6 \ln(\frac{b_L}{a_L}) + k_7 + \frac{k_8 b^2}{4} + k_9. \tag{4.42}$$

Die Parameter k_i werden nach

$$k_1 = \frac{k_5 b + \frac{2k_6}{b_L} - k_8 b - \frac{b_L}{4\pi D_A}(2\ln(\frac{b_L}{a_L}) - 1) - \frac{b_L}{4\pi D_I}}{b_L - D_I(1+\nu_I)(\frac{k_2 b_L}{2} + \frac{k_3}{b_L})}, \tag{4.43}$$

$$k_2 = \frac{2(\frac{2a_L^2 b_L^2}{b_L^2(1+\nu_A)+a_L^2(1-\nu_A)} - b_L^2)}{D_A(1+\nu_A)(a_L^2 - b_L^2)}, \tag{4.44}$$

$$k_3 = -\frac{a_L^2(\frac{2a_L^2 b_L^2}{b_L^2(1+\nu_A)+a_L^2(1-\nu_A)} - b_L^2)}{D_A(1+\nu_A)(a_L^2 - b_L^2)}, \tag{4.45}$$

$$k_4 = \frac{a_L^2(\frac{2a_L^2 b_L^2}{b_L^2(1+\nu_A)+a_L^2(1-\nu_A)} - b_L^2)}{2D_A(1+\nu_A)(a_L^2 - b_L^2)}, \tag{4.46}$$

$$k_5 = (1 + \frac{a_L^2(1-\nu_A)}{b_L^2(1+\nu_A}))^{-1}(\frac{\ln(\frac{b_L}{a_L})}{2\pi D_A} + \frac{(1-\nu_A)}{4\pi D_A(1+\nu_A)} - \frac{a_L^2(1-\nu_A)}{4\pi D_A b^2(1+\nu_A)}), \tag{4.47}$$

$$k_6 = -\frac{a_L^2}{8\pi D_A} - \frac{k_5 a_L^2}{2}, \tag{4.48}$$

$$k_7 = \frac{a_L^2}{8\pi D_A} + \frac{k_5 a_L^2}{4}, \tag{4.49}$$

$$k_8 = \frac{(1-\nu_I)}{4\pi D_I(1+\nu_I)} \tag{4.50}$$

und

$$k_9 = \frac{b_L^2}{8\pi D_A}(\ln(\frac{b_L}{a_L}) - 1) + \frac{b_L^2}{8\pi D_I} \tag{4.51}$$

berechnet. Mittels dieser Parameter kann die Verformung einer schubsteifen Platte $\tilde{u}$ nach

$$\tilde{u} = -\frac{F k_{glo,b} r^2}{4} + \frac{F r^2}{16\pi D_I}(2\ln(\frac{r}{b}) - 3) + \frac{F r^2}{16\pi D_I} - F\frac{k_{glo,b} r^2}{4} \tag{4.52}$$

ermittelt werden.

Um zusätzliche Schubanteile zu berücksichtigen wird auf die Formel für die Verformung einer rotationssymmetrischen und schubweichen Platte zurückgegriffen. Die globale Verformung der schubweichen Platte u unter Verwendung der Plattenschubsteifigkeit in transversale Richtung Gh_s sowie der Verformung einer schubsteifen Platte $\tilde{u}$ berechnet sich nach [175, 177, 178]:

$$\tilde{u} = F k_{glo,b} - \frac{D}{Gh_s}(\tilde{u}_{,rr} + \frac{1}{r_l}\tilde{u}_{,r}). \tag{4.53}$$

Die Ableitungen der Verformung der schubsteifen Platte $\tilde{u}$ nach dem Radius r ergeben sich zu

$$\tilde{u}_{,r} = -\frac{F k_{glo,b} r}{2} + \frac{F r}{4\pi D_I}(\ln(\frac{r}{b}) - 1) + \frac{F r}{8\pi D_I} - F\frac{k_{glo,b} r}{2} \tag{4.54}$$

und

$$\tilde{u}_{,rr} = -\frac{F k_{glo,b}}{2} + \frac{F}{4\pi D_I}(\ln(\frac{r}{b}) - 1) + \frac{3F}{8\pi D_I} - F\frac{k_{glo,b}}{2}. \tag{4.55}$$

Für die Schubsteifigkeit der Platte in transversale Richtung Gh_s wird das von Mestek und Scholz verwendete Verfahren zur Ermittlung einer Ersatzschubsteifigkeit benutzt [179, 180]. Dabei wird für die Faserverbundschichten die Schubsteifigkeit der reinen Matrix eingesetzt und ein Schubkorrekturfaktor von 5/6 angenommen [181, 182]. Durch diesen Ansatz ergibt sich die Gesamtsteifigkeit der zusammengesetzten Platte unter Berücksichtigung der Biege- und Schubanteile zu:

$$k_{glo} = (-\frac{D_I}{Gh_s}(-k_{glo,b} + \frac{1}{\pi D_I}(\ln(\frac{r}{b} - 1) - k_8 - \frac{k_{glo,b} r^2}{4} + \frac{r^2}{8\pi D_I}(\ln(\frac{r}{b} - 1) - \frac{k_8 r^2}{4} + k_2)^{-1}. \tag{4.56}$$

Aufgrund der Singularität im Zentrum der Platten kann der gewählte Ansatz zur Berechnung der Schubsteifigkeit dort nicht verwendet werden [175]. Daher wird die Steifigkeit 1 mm vom Krafteinleitungspunkt entfernt berechnet.

Bewegungsgleichungen

Mit den berechneten Steifigkeiten können die Bewegungsgleichungen des Systems aufgestellt werden:

$$(m_{Imp} + m_{Deck})\ddot{u}_{lok} + (u_{lok} - u_{glo})k_{lok} = 0, \tag{4.57}$$

$$m_{glo}\ddot{u}_{glo} + k_{glo}(u_{glo} - u_{Einsp}) - (u_{lok} - u_{glo})k_{lok} = 0, \tag{4.58}$$

$$m_{ges}\ddot{u}_{Einsp} + k_{Einsp}u_{Einsp} - (u_{glo} - u_{Einsp})k_{glo} = 0. \tag{4.59}$$

Nach Auflösen berechnet sich die globale Verformung $u_{glo}(t)$ in Abhängigkeit der Impactzeit t zu

$$u_{glo}(t) = \frac{k_{lok}}{k_{glo} - \frac{k_{lok}^2}{(k_{glo}+k_{Einsp}} + k_{lok}} \frac{v_{Imp}}{\sqrt{\frac{k_{glo}}{m_{Imp}}}} \sin(\sqrt{\frac{k_{glo}}{m_{Imp}}}t). \tag{4.60}$$

Der Maximalwert dieser Verformung über die Zeit ergibt schließlich die gesuchte maximale globale Verformung u_{glo}:

$$u_{glo} = max(u_{glo}(t)). \tag{4.61}$$

Zusätzlich wird für die spätere Optimierung die Intrusion u_{Int} des Impactors in die Ladeeinheit benötigt. Dieser Wert wird später als Restriktion berücksichtigt, um ein direktes Auftreffen des Impactors auf die Ferritschicht zu verhindern. Hierfür wird die Verformung der FVK-Schicht im direkten Bereich $u_{lok}(t)$ über die Zeit nach

$$u_{lok}(t) = \frac{v_{Imp}}{\sqrt{\frac{k_{glo}}{m_{Imp}}}} \sin(\sqrt{\frac{k_{glo}}{m_{Imp}}}t) \tag{4.62}$$

berechnet. Die Differenz aus dem Maximalwert dieser Verformung zur globalen Verformung der hinteren FVK-Schicht nach (4.61) ergibt die gesuchte maximale Intrusion:

$$u_{Int} = max(u_{lok}(t)) - max(u_{glo}(t)). \tag{4.63}$$

Der gewählte Ansatz nach Timoschenko gilt grundsätzlich nur für dünne Platten unter kleiner Verformung [175]. Da für diesen Fall größere Verformungen berücksichtigt werden sollen, wird auf eine Näherung zurückgegriffen. Diese erfolgt nach dem Prinzip der minimalen potentiellen Energie. Hierbei wird zusätzlich zur Dehnungsenergie aufgrund der Plattenbiegung V_B auch die Energie aufgrund der Dehnung in der Plat-

tenebene V_E berücksichtigt. Die Summe V_{ges} aus beiden nach der Energie minimierten Anteile ergibt sich für eine Platte mit linearer globaler Verformung v, der Dicke h, der Biegesteifigkeit D_P und dem Radius r_P zu [175]

$$V_{ges} = V_B + V_E = \frac{32\pi v^2}{3r_p^2} D_P + 2,59\pi D_P \frac{v^4}{r_P^2 h^2}. \tag{4.64}$$

Mit Hilfe dieser Gleichung kann die Verformung unter Berücksichtigung nicht-linearer Effekte u_{nl} durch Anwendung des Prinzips der virtuellen Verschiebungen berechnet werden [175]:

$$u_{nl} = \frac{1}{1 + 0,488 \frac{u_{glo}^2}{h^2}} u_{glo}. \tag{4.65}$$

Dehnung Ferrit

Zur Bewertung der Belastung im Ferrit wird die Dehnung in der Randfaser ϵ_F mit dem Abstand z_F zur neutralen Faser der Verbundplatte nach

$$\epsilon_F = z_F u_{,rr} \tag{4.66}$$

ermittelt. Dabei wird die Durchbiegung der schubweichen Platte nach (4.53) ohne die nicht-linearen Anteile berücksichtigt. Das Ferrit ist als keramisches Material deutlich anfälliger für Zug- als für Druckbeanspruchungen. In der dem Impactor abgewandten Randfaser der Ferritschicht liegen im Gegensatz zur zugewandten Faser Zugspannungen an. Daher werden die Dehnungen in der abgewandten Seite ausgewertet.

4.4.2.3. FEM-Modell für Impactbelastungen

Zur numerischen FEM-Analyse der Sandwichstruktur unter einer Impactbelastung werden dynamische, nicht-lineare Viertelmodelle in Abaqus V.6.44 explizit aufgebaut. Die verschiedenen Schichten des Aufbaus werden einzeln modelliert und mit einem „tied contact“ fest miteinander verbunden. Zusätzlich wird der Impactor als Viertelkugel abgebildet. Es werden dabei zwei verschiedene Fälle untersucht. Zum einen wird ein Fallturmversuch (FV) nachgebildet, bei dem ein hybrider Sandwichaufbau getestet wird (siehe Abb. 4.62). Dieser liegt dabei auf einer Stahlplatte mit einer Dicke d_{Stahl} von 8 mm auf.

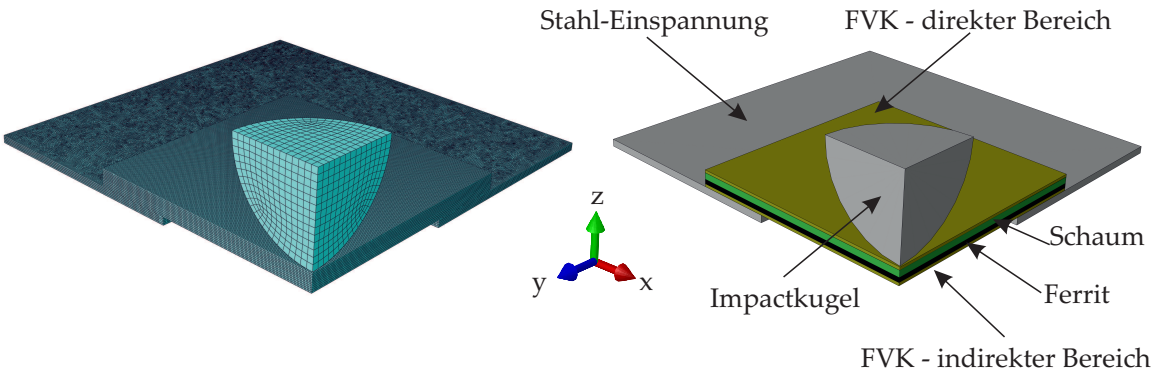


Abbildung 4.62.: FEM-Modelle zur Untersuchung einer hybriden Sandwichstruktur in einem Fallturmversuch

Zusätzlich wird eine Ladeeinheit mit einem FVK-Schubfeld (SF) unter einer Impactbelastung analysiert (siehe Abb. 4.63). Der Aufbau mit Stahlplatte dient zur Validierung des numerischen Modells mittels Fallturmversuchen. Die Ladeeinheit mit einem FVK-Schubfeld wird untersucht, um das analytische Feder-Masse-Modell zu validieren. Diese wird im Optimierungsmodell des folgenden Kapitels verwendet, um das mechanische Impactverhalten einer Ladeeinheit mit FVK-Schubfeld zu beschreiben.

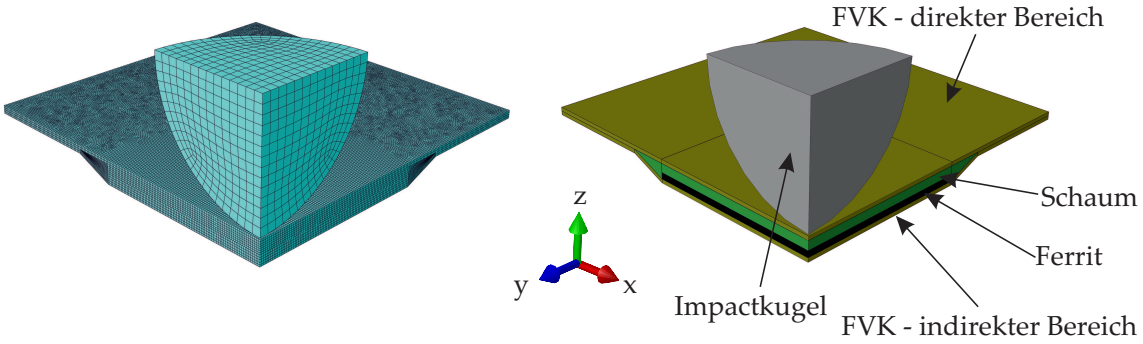


Abbildung 4.63.: FEM-Modelle zur Untersuchung einer induktiven Ladeeinheit inklusive FVK-Schubfeld unter Impactbelastungen (rechts)

Das Materialverhalten der Deckschichten wird als orthotrop elastisch angenommen. Die Materialdaten können aus der Tab. 4.12 entnommen werden. Die Ferritschicht wird mit einem isotropen E-Modul von 180 GPa und die Stahlkugel mit einem isotropen E-Modul von 210 GPa elastisch modelliert. Für den Schaum wird auf das Materialmodell „crushable foam“ zurückgegriffen. Die verwendeten Materialparameter können Anhang C entnommen werden. Zur Vernetzung werden hexagonale Elemente eingesetzt. Aus einer Konvergenzanalyse ergibt sich eine nötige Elementanzahl von 698858 und einer Knotenanzahl von 891831 für die Untersuchung des Fallturmversuchs. Für das FVK-Schubfeld unter einer Impactbelastung wird ein Netz mit 316611 Elementen und 413531 Knoten verwendet.

Um eine mit dem Versuch vergleichbare Masse des Impactors von 24,77 kg zu erhalten, wird der Kugel neben der Materialdichte zusätzlich eine Punktmasse im Schwerpunkt zugeordnet. Zusätzlich erhält die Kugel eine anfängliche Geschwindigkeit v_{Imp}, die je nach gewünschter Energie gewählt wird. Der Kontakt mit dem Sandwich wird als „general contact“ und ohne Reibung modelliert.

4.4.2.4. Untersuchte Probekörper

In den folgenden theoretischen und experimentellen Untersuchungen werden Faserverbunde aus drei Fasermaterialien betrachtet. Die mechanischen Kennwerte der drei resultierenden Einzelschichten sind in Tab. 4.12 dargestellt. Der Faservolumengehalt beträgt bei den betrachteten Proben 45 %.

Tabelle 4.12.: Mechanische Daten einer unidirektionalen FVK-Schicht für verschiedene Fasermaterialien (Faservolumengehalt: 45 %)

Name	**Fasertyp**	**E-Modul längs** E_{11}	**E-Modul quer** E_{22}	**Schubmodul quer längs** G_{12}	**Schubmodul Dicke** G_{23}
GFK	3b SE2020	45,0 GPa	11,6 GPa	2,2 GPa	1,2 GPa
CFK-PAN	HPT 320C0	130,0 GPa	9,3 GPa	4,6 GPa	1,2 GPa
CFK-Pech	K63712	290,0 GPa	7,5 GPa	4,3 GPa	1,2 GPa

Insgesamt werden für den direkten und indirekten Bereich sieben verschiedene FVK-Laminate und die daraus möglichen Kombinationen betrachtet (siehe Tab. 4.13). In den folgenden Kapiteln wird die Bezeichnung so gewählt, dass beispielsweise eine Ladeeinheit mit einer GFK-4L Lage im direkten und einer CFK-PAN-8L Lage im indirekten Bereich mit GFK-4L/CFK-PAN-8L benannt ist. Um zusätzlich eine Unterscheidung des im Fallturmversuch verwendeten Aufbaus der Ladeeinheit zu dem mit einem FVK-Schubfeld zu ermöglichen, werden der Bezeichnung FV für den Fallturmversuch (z. B.: FV-GFK-4L/CFK-PAN-8L) und SF für den Schubfeldaufbau (z. B.: SF-GFK-4L/CFK-PAN-8L) vorangestellt.

Tabelle 4.13.: Betrachtete Lagenaufbauten für die Untersuchung des Impactverhaltens einer Ladeeinheit in FVK-Konzepten

Bezeichnung	Plattendicke	Lagenaufbau
GFK-4L	1,55 mm	$[0_{\text{Glas}}/\underline{90_{\text{Glas}}}]_{\text{S}}$
GFK-8L	3,10 mm	$[0_{\text{Glas}}/90_{\text{Glas}}/0_{\text{Glas}}/\underline{90_{\text{Glas}}}]_{\text{S}}$
GFK-12L	4,65 mm	$[0_{\text{Glas}}/90_{\text{Glas}}/0_{\text{Glas}}/90_{\text{Glas}}/0_{\text{Glas}}/\underline{90_{\text{Glas}}}]_{\text{S}}$
CFK-PAN-4L	1,55 mm	$[0_{\text{PAN}}/\underline{90_{\text{PAN}}}]_{\text{S}}$
CFK-PAN-8L	3,10 mm	$[0_{\text{PAN}}/90_{\text{PAN}}/0_{\text{PAN}}/\underline{90_{\text{PAN}}}]_{\text{S}}$
CFK-PAN-12L	4,65 mm	$[0_{\text{PAN}}/90_{\text{PAN}}/0_{\text{PAN}}/90_{\text{PAN}}/0_{\text{PAN}}/\underline{90_{\text{PAN}}}]_{\text{S}}$
CFK-Pech-4L	1,55 mm	$[0_{\text{Pech}}/\underline{90_{\text{Pech}}}]_{\text{S}}$
CFK-Pech-8L	3,10 mm	$[0_{\text{Pech}}/90_{\text{Pech}}/0_{\text{Pech}}/\underline{90_{\text{Pech}}}]_{\text{S}}$

4.4.2.5. Experimente am Fallturm

Die Validierung der erstellten Modelle erfolgt über Experimente an einem Fallturmsystem Imatek IM10 Impact. Die Einspannung wird speziell für die vorliegende Problemstellung konstruiert und gefertigt. Dabei werden die Probekörper über zwei parallel verschraubte Stahlplatten geklemmt (siehe Abb. 4.64). Der Ausschnitt der Einspannung weist die Maße von $340 \times 340\,\text{mm}^2$ auf. Die Impactorkugel hat eine Masse von $24,77$ kg und einen Radius R_{Imp} von 90 mm.

Es wird die entstehende Kraft und Geschwindigkeit gemessen und daraus die auftretende Verschiebung und Beschleunigung im Impactor berechnet. Zusätzlich wird die Verformung der dem Impactor abgewandten Seite über einen LCI Wegaufnehmer aufgezeichnet. Die High-Speed Kamera Phantom V210 dient zur zusätzlichen Überwachung des Impactvorgangs, im Speziellen der Verformung der Einspannung.

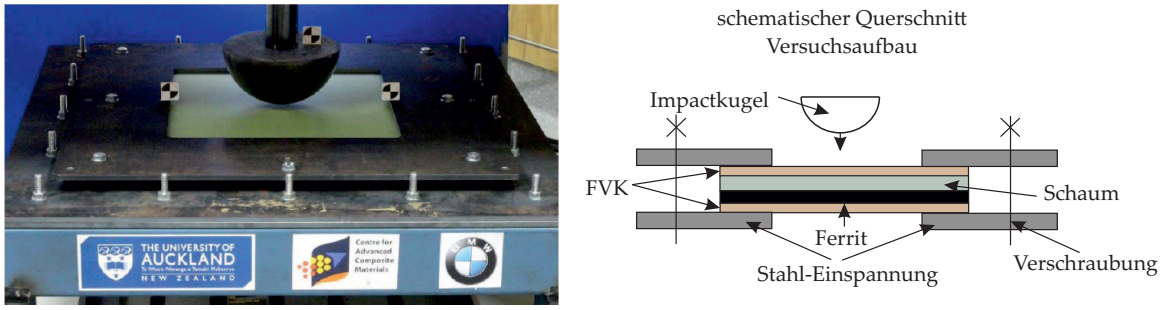


Abbildung 4.64.: Aufbau Fallturmversuch

Insgesamt werden vier FVK-Ferrit-Schaum-Panels getestet. Als Schaum wird der Gurit G-PET 90 mit einer Dicke d_S von 7 mm verwendet. Die Ferritschicht ist aus $100 \times 100 \times 5\,\text{mm}^3$ großen Kacheln des Materials Y30BH aufgebaut. Die Verbundlagen werden mittels Vakuuminfusion hergestellt und mit der Ferrit- und Schaumstoffschicht

durch einen Epoxidklebstoff verbunden. In Abb. 4.65 ist ein Versuchsträger und dessen Querschnittaufbau dargestellt.

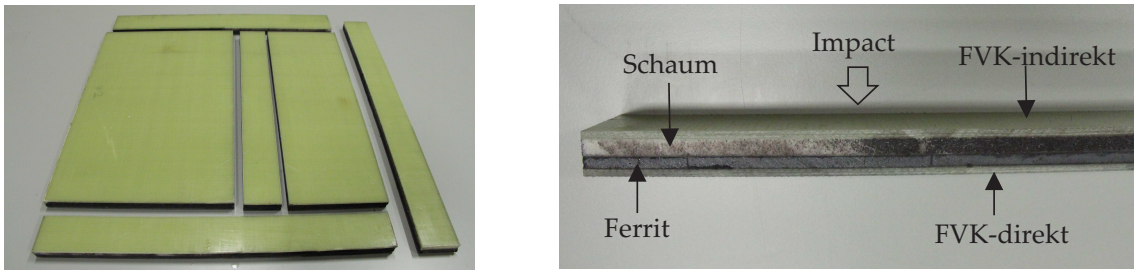


Abbildung 4.65.: Querschnitt eines im Fallturm untersuchten Versuchsträgers

Die getesteten Panels und dabei verwendeten Versuchsparameter können Tab. 4.14 entnommen werden.

Tabelle 4.14.: Versuchsparameter der im Fallturm getesteten Panels

Panel	**Material FVK direkter Bereich**	**Material FVK indirekter Bereich**	**Energie Impact**	**Geschw. Impactor**
FV-GFK-8L/GFK-8L	GFK-8L	GFK-8L	140 J	$3,31$ m/s
FV-GFK-8L/GFK-4L	GFK-8L	GFK-4L	140 J	$3,31$ m/s
FV-GFK-8L/CFK-8L	GFK-8L	CFK-8L	140 J	$3,31$ m/s

4.4.2.6. Impactverhalten im Fallturmversuch

Die durchgeführten Impactversuche werden verwendet, um den analytischen und numerischen Ansatz zu validieren. Dabei zeigt sich in der Analyse der Ergebnisse aus der FEM, dass sowohl die Dehnungsverläufe als auch die Verläufe der Querkraft $S13$ nicht denen eines klassischen Sandwiches entsprechen. So ist in Abb. 4.66 zu sehen, dass ein Großteil der Querkraft über die Ferritschicht und die untere Deckschicht an die Einspannung weitergegeben wird. Die dem Impactor zugewandte Deckschicht sowie der Schaum tragen dagegen kaum einen Anteil an der aus der Querkraft resultierenden Schubspannung.

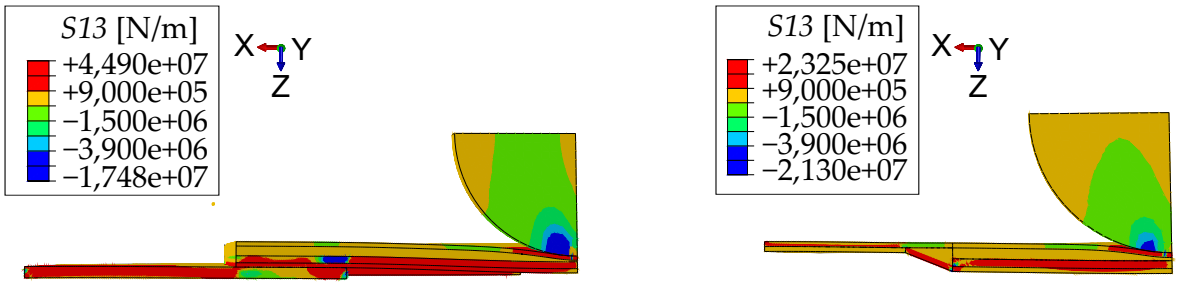


Abbildung 4.66.: Verlauf der Querkraft S13 während einer Impactbelastung im Fallturmaufbau (links) und für den Fall einer FVK-Ladeeinheit (rechts) für den Aufbau der Ladeeinheit GFK-8L/GFK-8L

Dies ist noch einmal im Querkraftverlauf über die Dicke grafisch dargestellt (siehe Abb. 4.67). Die Abbildungen sind nach den Koordinatensystemen aus Abb. 4.66 ausgerichtet. Es werden für die FVK-direkt Schicht die drei Materialien GFK, CFK-PAN und CFK-Pech mit einer Dicke $d_{FVK,d}$ von $3,1$ mm verwendet, um den Einfluss unterschiedlicher Steifigkeiten abzubilden. Es zeigt sich, dass die Querkraft hauptsächlich über die hintere Deckschicht abgeführt wird. Bei einer steiferen, dem Impactor zugewandten Deckschicht übernimmt diese einen etwas größeren Anteil der Querkraft. Dennoch bleibt dieser Anteil äußerst gering.

Die Dehnungsverläufe in x-Richtung über die Bauteildicke aus Abb. 4.67 zeigen ebenfalls, dass nicht von einem klassischen Sandwich ausgegangen werden kann. Die dem Impactor zugewandte Platte biegt sich aufgrund der lokalen Eindringung des Impactors. Anschließend wird die Kontaktkraft über den Schaum an die Ferrit und FVK-indirekt Schicht weitergegeben. Dort kommt es erneut zu einer Verformung mit einem für eine Platte typischen Dehnungsverlauf.

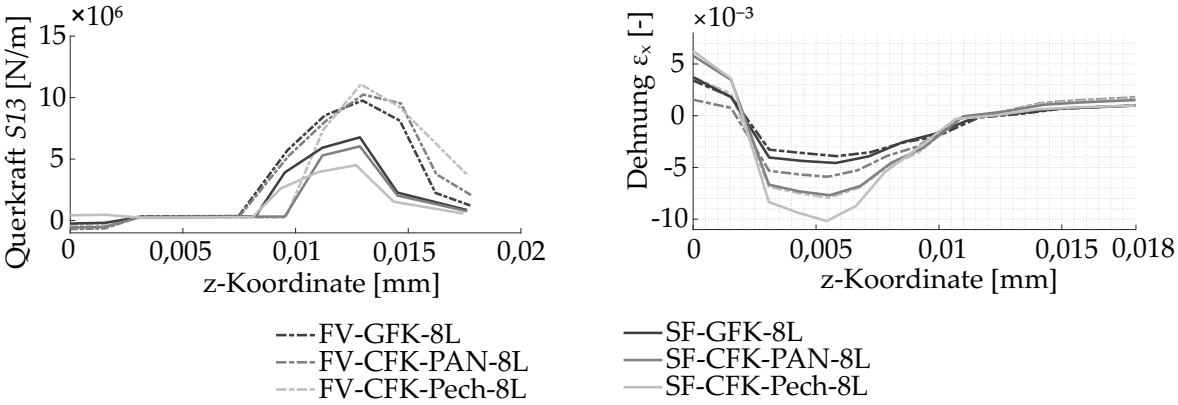


Abbildung 4.67.: Verlauf des Schubflusses S13 (links) und der Dehnung in x-Richtung (rechts)

Dies lässt die Vermutung zu, dass auf die globale Verformung nur die Biegeanteile aus der Ferrit- und der indirekten FVK Schicht einen Einfluss haben. Aus diesem Grund werden wie schon erwähnt für die Berechnung der Biegesteifigkeit D_I im ana-

lytischen Modell zwei unterschiedliche Ansätze (Bezeichnung: Analyt. A1 und Analyt. A2) miteinander verglichen (siehe Abb. 4.61). Die Ergebnisse sind in Abb. 4.68 denen aus den Versuchen und der FEM gegenübergestellt.

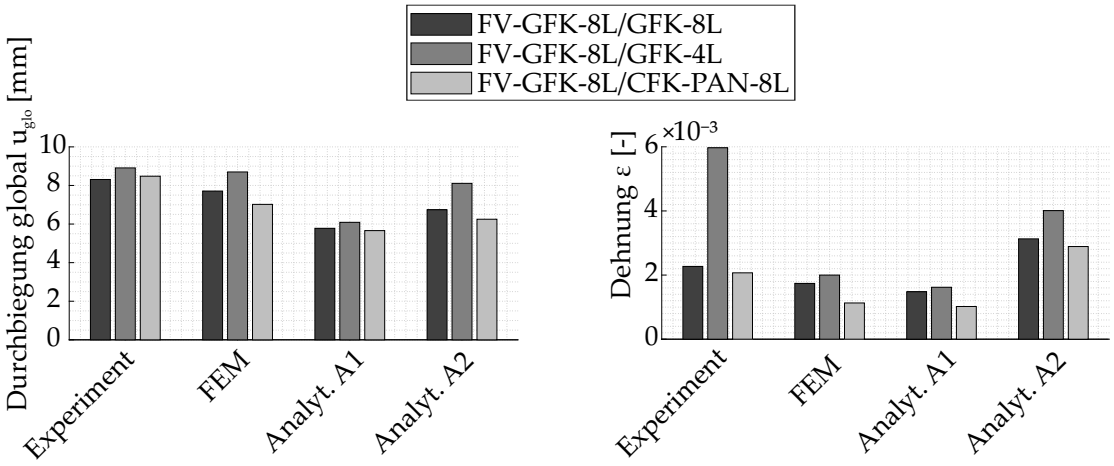


Abbildung 4.68.: Experimentell, numerisch und mit Hilfe der beiden analytischen Ansätze ermittelte globale Verformungen u_{glo} (links) und Dehnungen in der Randfaser des Ferrits (rechts)

Es zeigt sich, dass die experimentellen und numerischen Verformungen für FV-GFK-8L/GFK-8L und FV-GFK-8L/GFK-4L gut übereinstimmen. So tritt bei einer dickeren Lage FVK im indirekten Bereich eine etwa $0,5$ mm geringere Verformung auf. Für die CFK-PAN-Schicht im indirekten Bereich unterscheiden sich Simulation und Experiment. Wird numerisch eine Verformung von $7,02$ mm berechnet, werden im Fallturm $8,48$ mm gemessen. Die Gründe für die höher gemessene Verformung werden in einem Rutschen der Panels in der Einspannung sowie einer nicht komplett starren Einspannung vermutet. Diese Effekte können in den High-Speed-Aufnahmen beobachtet werden.

Ein Vergleich der berechneten Dehnung in der Randfaser des Ferrits mit den experimentellen Daten ist äußerst schwierig. Während der Messungen kommt es in den Dehnungsmessstreifen zu starken Ausschlägen der Messwerte aufgrund von Induktionsvorgängen durch den hartmagnetischen Ferrit Y30H.

Die Ergebnisse zeigen dennoch, dass die FEM-Berechnungen der Verformungen und Dehnungen realistische Werte liefern. Ein Vergleich der beiden analytischen Ansätze zur Berechnung der Biegesteifigkeit D_I zeigt, dass der Ansatz 2 für die Ermittlung der Verformung besser geeignet ist. Sowohl die Absolutwerte als auch die Tendenzen zwischen den drei Panelvarianten liegen im Vergleich zu Ansatz 1 näher an den Berechnungen mittels FEM.

Bei der Berechnung der Dehnungen erzeugt der analytische Ansatz 2 höhere Werte als die FEM-Rechnung. Die Tendenzen zwischen den unterschiedlichen Panels stimmen jedoch numerisch und analytisch mit Ansatz 2 überein. Die mittels Ansatz 1 berechne-

ten Dehnungen liegen leicht unter den numerischen Werten. Die Tendenzen stimmen hier analytisch und numerisch ebenfalls überein.

Für die spätere Optimierung wird auf Ansatz 2 zurückgegriffen, wobei die Verformungen dadurch besser nachgebildet werden. Die Dehnung im Ferrit wird dagegen überbewertet, was für eine spätere Verwendung als Randbedingung den Worstcase bedeutet. Dies wird akzeptiert und als zusätzlicher Sicherheitsfaktor angesehen.

4.4.2.7. Impactverhalten einer Ladeeinheit mit Faserverbundschubfeld

Nach der Untersuchung der Variante einer Ladeeinheit ohne FVK-Schubfeld soll nun der analytische und numerische Ansatz für eine Variante mit FVK-Schubfeld verglichen werden (siehe Abb. 4.58). Es wird wieder auf den analytischen Ansatz 2 zur Berechnung der inneren Biegesteifigkeit D_I zurückgegriffen.

In Abb. 4.69 sind die Verformungen dargestellt. Für eine Variation der FVK-Schichten stimmen die Absolutwerte des analytischen und numerischen Ansatzes überein. Die geringsten Verformungen werden für die Variante SF-GFK-8L/CFK-Pech-8L mit etwa 5 mm erreicht. Eine hohe Steifigkeit des CFK-Pech-Materials erhöht die Biegesteifigkeit des Panels deutlich.

Die Tendenzen zwischen den unterschiedlichen Panel-Varianten ergeben sich bei einer Variation der FVK-Schicht im indirekten Bereich analytisch und numerisch vergleichbar. Werden dagegen im direkten Bereich unterschiedliche FVK-Konzepte eingesetzt ergeben sich Unterschiede zwischen FEM und analytischem Modell. Die Ursache hierfür ist, dass für die Berechnung der inneren Biegesteifigkeit nach dem analytischen Ansatz 2 im Gegensatz zur FEM-Rechnung die FVK-Schicht im direkten Bereich nicht berücksichtigt wird (siehe Abb. 4.61).

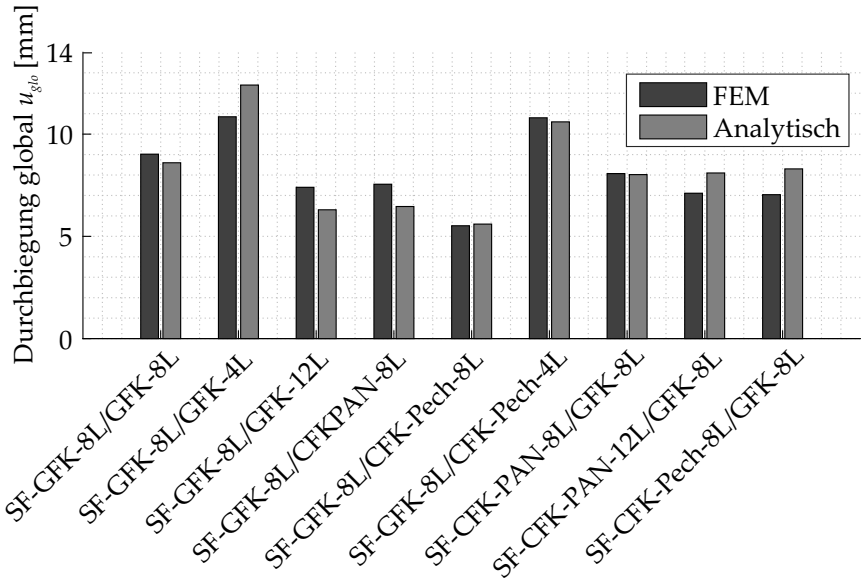


Abbildung 4.69.: Vergleich der analytisch und numerisch ermittelten Verformungen u_{glo} in einem FVK-Schubfeld inklusive Ladeeinheit

Auch bei der Berechnung der Dehnungen passen die analytischen und numerischen Werte nur dann gut überein, wenn eine Variation der FVK-Schicht im indirekten Bereich erfolgt. Werden dagegen im direkten Bereich der Ladeeinheit unterschiedliche FVK-Konzepte eingesetzt, weichen die numerischen und analytischen Berechnungen um bis zu 1400 μs voneinander ab. Dies liegt daran, dass in Ansatz 2 die FVK-Schicht im direkten Bereich nicht berücksichtigt wird.

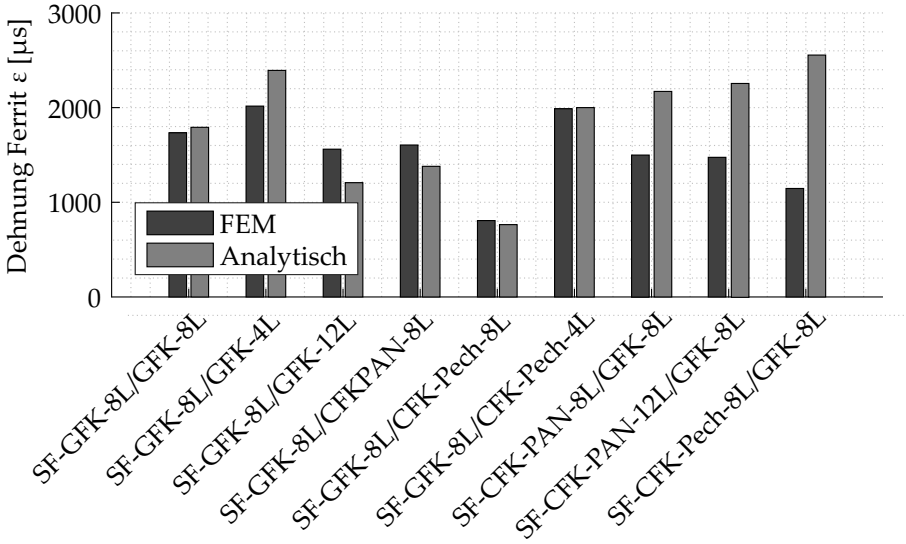


Abbildung 4.70.: Vergleich der analytisch und numerisch ermittelten Dehnungen in der Randfaser der Ferritschicht in einem FVK-Schubfeld inklusive Ladeeinheit

Zusammenfassend lässt sich folgern, dass durch den analytischen Ansatz für die Verformungen und Dehnungen unterschiedlicher FVK-Varianten im indirekten Bereich für den Anwendungsfall repräsentative Ergebnisse erreicht werden. Lediglich bei einem Einsatz von höhersteiferen Materialien im direkten Bereich kommt es zu Abweichungen der analytischen Werte von den FEM-Ergebnissen. Da die Dehnungen in diesen Fällen zu hoch berechnet werden, wird die Schädigung des Ferrits durch das analytische Modell zu kritisch bewertet. Zusätzlich ergeben die späteren Optimierungen, dass im direkten Feld aufgrund der elektrischen Leitfähigkeit kaum höhersteife Materialien eingesetzt werden können. Aus diesen Gründen ist der Fehler des analytischen Modells für die späteren Optimierungen nicht relevant.

5. Optimierung einer Ladeeinheit in Faserverbundkonzepten

In Kapitel 4 werden mechanische, thermische und elektromagnetische Anforderungen an eine induktive Ladeeinheit analysiert. Die dabei entwickelten analytischen Modelle dienen als Grundlage zur Optimierung des FVK-Gehäuses der fahrzeugseitigen Ladeeinheit. Anschließend werden zwei Ladeeinheiten mit FVK-Gehäusen aufgebaut und an einem induktiven Ladeprüfstand vermessen. Dabei wird eine Leistung von $7,7\,\mathrm{kW}$ übertragen, um die praktische Umsetzbarkeit der entwickelten FVK-Gehäusekonzepte zu bestätigen.

5.1. Genetische Optimierung des Faserverbundkonzepts

Die Optimierung des Gehäuses der induktiven Ladeeinheit wird mittels des in Kapitel 2.4 beschriebenen genetischen Algorithmus durchgeführt. Hierbei werden optimierte FVK-Konzepte für die Zielfunktionen

- Gewicht,
- Bauraum,
- Kosten und
- Verlust

ermittelt. Im Folgenden wird das hierfür verwendete Optimierungsmodell vorgestellt, die erzielten Ergebnisse dargelegt und Schlüsse für einen optimalen Aufbau gezogen.

5.1.1. Optimierungsmodell

Der genetische Algorithmus wird innerhalb eines in Matlab aufgebauten Optimierungsmodells umgesetzt. Hierfür müssen geeignete Evolutionsfaktoren, Designvariablen, Zielgrößen und Restriktionen festgelegt werden. Die Wahl dieser Parameter ist entscheidend für eine erfolgreiche Optimierung, weshalb in den nächsten Kapiteln genauer auf diese eingegangen wird.

5.1.1.1. Wahl der Evolutionsfaktoren

Zur geeigneten Auswahl der Evolutionsfaktoren gibt es in der Literatur sehr unterschiedliche Aussagen, da die Wahl der Optimierungsparameter sehr stark von der jeweiligen Problemstellung abhängig ist [183,184]. Als Ausgangspunkt für diese Auswahl wird auf folgende Aussagen der Literatur zurückgegriffen:

- Eine Mutationsrate zwischen $5 - 20$ % ist vielversprechend [185, 186].
- Die Rekombinationsrate sollte zwischen 0,6 und 1 liegen [187, 188].
- Die Populationsgröße muss individuell auf die entspechende Problemstellung angepasst werden, besonders wenn diese sehr komplex ist [189–191].

Vorversuche führen auf die in Tab. 5.1 aufgelisteten zielführendsten Evolutionsfaktoren. Zusätzlich zeigt sich, dass ab einer Generationszahl von 2000 nur noch eine geringfügige Veränderung in der Zielgröße eintritt. Daher werden die Optimierungen für 2500 Generationen durchgeführt.

Tabelle 5.1.: Evolutionsfaktoren für die genetische Optimierung der Ladeeinheit

Population	**Rekombination**	**Mutation**	**Elite**	**Generationen**
400	0,8000	0,1625	0,0375	2500

5.1.1.2. Zielfunktionen und Restriktionen

Die Optimierung berücksichtigt die in Kapitel 4.1.3 beschriebenen sieben Anforderungen. Es wird jeweils nach einer der Zielgrößen Gewicht, Bauraum, Kosten bzw. Verlust optimiert. Die anderen drei Größen werden während dieser Optimierung als Restriktionen berücksichtigt. Die Schubsteifigkeit, Strukturfestigkeit und thermische Stabilität der Ladeeinheit sind als Restriktionen in die Optimierung integriert. Zusätzlich wird das lokale Eindringen des Impactors beschränkt und ein orthotroper Lagenaufbau gefordert. In Tab. 5.2 sind die Anforderungen inklusive der zugehörigen Kenngröße dargestellt. Folgend wird detaillierter auf diese Anforderungen eingegangen.

Tabelle 5.2.: Zielgrößen und Restriktionen innerhalb der genetischen Optimierung

Zielgröße/Restriktion	**Kenngröße**	**Wert Restriktion**
Gewicht	Masse FVK: m_{FVK}	$\leq$ 7 kg
Bauraum	Höhe Bauraum: h_{BR}	$\leq$ 30 mm
Kosten	Materialkosten FVK: MK	$\leq$ 200 Euro
Verlust	Verlustleistung: $P_{Verl,ges}$	$\leq$ 200 W
Restriktion	**Kenngröße**	**Wert Restriktion**
Schubsteifigkeit	Schubsteifigkeit: Gt_{ges}	$\geq$ 153000 N/mm
Strukturfestigkeit	Dehnung Ferrit: ϵ_F	$\leq$ 0,2 %
Thermische Stabilität	Max. Temperatur: T_{max}	$\leq$ 120°C
Lokales Eindringen	u_{lok}	$\leq$ 6 mm
Orthotroper Lagenaufbau	Verhältnis +45° zu −45° Lagen (betrachtet für jedes Fasermaterial)	= 1

Zielgröße Gewicht

Als Kenngröße zur Optimierung der Ladeeinheit hinsichtlich seines Gewichtes dient die Masse des FVK-Gehäuses m_{FVK}. Die Komponenten Kupferlitze, Ferrit und Litzeneinbettung ändern sich während der Optimierung nicht und werden daher nicht berücksichtigt. Das Gewicht des FVK-Anteils m_{FVK} berechnet sich mittels der Dicken $d_{FV,d}$ und $d_{FV,id}$ sowie Dichten ρ_d und ρ_{id} der Faserverbundschichten im direkten und indirekten Bereich zu

$$m_{FVK} = a_{ges}^2(d_{FV,d}\rho_d + d_{FV,id}\rho_{id}). \tag{5.1}$$

Zielgröße Bauraum

Der benötigte Bauraum h_{BR} der Ladeeinheit in z-Richtung des Fahrzeugkoordinatensystems ergibt sich aus der Summe der Dicken der FVK-Lagen ($d_{FV,d}$ und $d_{FV,id}$), des Ferrits ($d_F = 5\,mm$) und der Spuleneinbettung ($d_S = 7\,mm$) sowie der maximalen Durchbiegung der Einheit bei einem Impactereignis u_{nl} nach (4.65). Durch Berücksichtigung von n_{nl} wird verhindert, dass die Ladeeinheit im Falle eines Impactereignisses mit dahinter liegenden Fahrzeugkomponenten kollidiert. Die Kenngröße für den Bauraum h_{BR} ergibt sich schließlich zu

$$h_{BR} = d_S + d_F + d_{FV,d} + d_{FV,id} + u_{nl}. \tag{5.2}$$

Zielgröße Kosten

Für die Optimierung der Ladeeinheit bezüglich Kosten werden ebenfalls nur die Anteile des FVK-Gehäuses berücksichtigt, da die anderen Komponenten der Ladeeinheit während der Optimierung konstant bleiben. Bei der Berechnung der Kosten von FVK-Komponenten sind neben Material- auch Prozess-, Werkzeug- oder Montagekosten zu beachten [192, 193]. Aufgrund der Vielzahl der zu beachtenden Faktoren ist eine absolute Kostenabschätzung jedoch sehr aufwändig. Im Rahmen dieser Arbeit wird daher auf einen einfachen Ansatz zurückgegriffen und einzig die Materialkosten betrachtet [102, 194]. Unter Berücksichtigung der Materialkosten der einzelnen Komponenten sowie eines Faserverschnittanteils VSA von 20 % ergeben sich die gesamten Materialkosten MK für ein FVK-Gehäuse mit n Lagen zu [195]:

$$MK = \sum_n \frac{Materialkosten\,Lage}{(1 - VSA)}. \tag{5.3}$$

Zielgröße Verlust

Für die Berechnung der gesamten Leistungsverluste $P_{Verl,ges}$ in der fahrzeugseitigen Ladeeinheit werden die absorbierten elektromagnetischen Leistungen im direkten $P_{abs,direkt}$

und im indirekten Feld $P_{abs,indirekt}$, die Hystereseverluste im Ferrit P_{Ferrit} und die ohmschen Verluste in der Kupferlitze P_{Kupfer} mit einbezogen. Dabei sind P_{Kupfer} und P_{Ferrit} von der Temperatur abhängige Größen. Diese Abhängigkeit wird im Rahmen dieser Arbeit berücksichtigt. Stützend auf Erkenntnisse von Bosshard [85] wird für die Verluste im Ferrit P_{Ferrit} ein Wert von 50 W und für die Verluste in der Spule P_{Kupfer} ein Wert von 150 W bei einer Referenztemperatur von 120° C angenommen. Bei einer abweichenden Temperatur kann die daraus folgende Änderung von P_{Kupfer} und P_{Ferrit} mittels (2.15) und (2.17) berechnet werden. Der Ablauf der Verlustrechnung ist in Abb. 5.1 dargestellt.

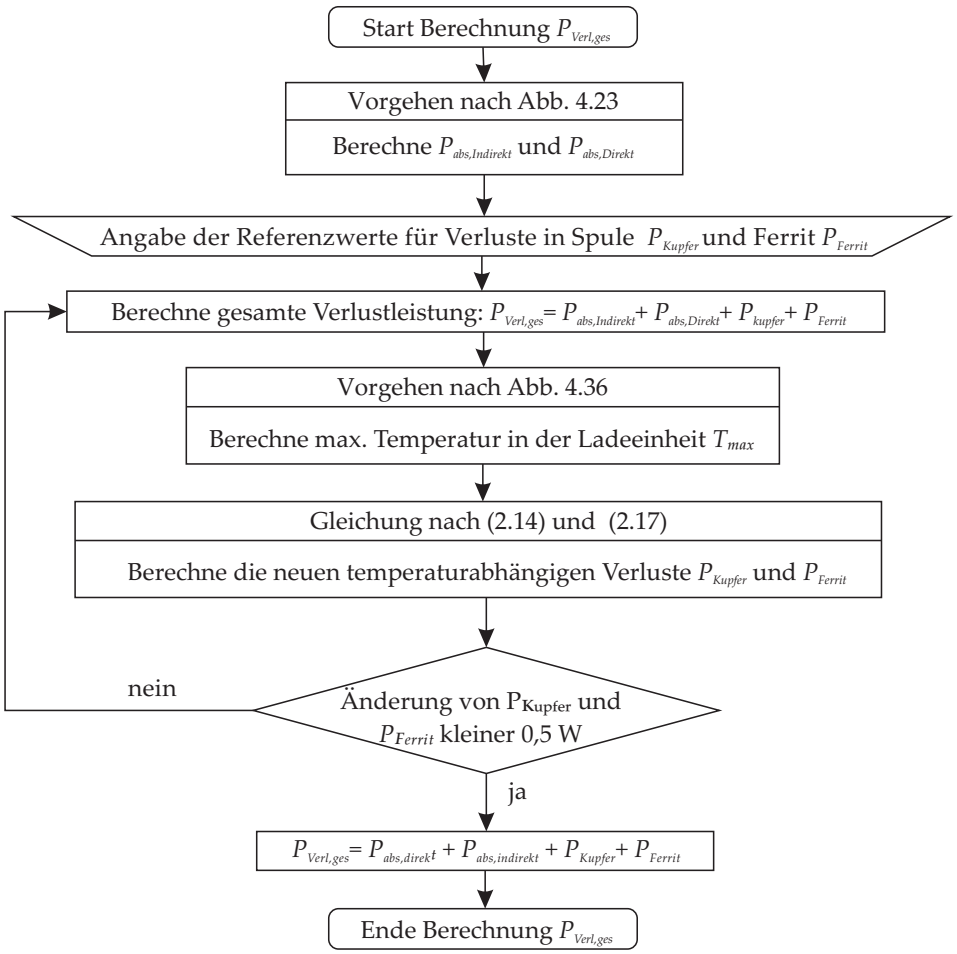


Abbildung 5.1.: Vorgehen zur Berechnung der Verluste der induktiven Ladeeinheit

Restriktionen

Die Anforderungen Schubsteifigkeit, Strukturfestigkeit und thermische Stabilität werden als Restriktionen in der Optimierung einbezogen. Die Schubsteifigkeit der Ladeeinheit Gt_{ges} muss dabei größer als 153000 N/mm sein, was dem doppelten Wert einer 3 mm dicken Aluminiumplatte entspricht. Zusätzliche Versteifungen dieser als Schubfeld eingesetzten 3 mm dicken Aluminiumplatte werden durch die Annahme einer doppelt so großen Schubsteifigkeit berücksichtigt. Durch diese Restriktion wird si-

chergestellt, dass die Fahrdynamikeigenschaften des Vorderwagens durch die induktive Ladeeinheit nicht beeinträchtigt werden.

Als Kenngröße für die Strukturfestigkeit dient die Dehnung in der Ferritschicht ϵ_F, da dort aufgrund des spröden Materialverhaltens die ersten Schäden im Falle eines Impactereignisses zu erwarten sind. Aufgrund der Ergebnisse in Kapitel 3.3 werden Mikrorisse im Ferrit akzeptiert und eine Dehnung ϵ_F von bis zu $0,3\,\%$ zugelassen.

Für die thermische Stabilität der Ladeeinheit darf im Ladeprozess keine für ein eingesetztes Material kritische Temperatur überschritten werden. Die nach dem Vorgehen aus Abb. 4.40 berechnete maximal zulässige Temperatur T_{max} im Inneren der Ladeeinheit wird auf 120° C festgelegt. Durch diesen eher konservativen Wert wird die Ungenauigkeit des analytischen Modells berücksichtigt, mit welchem die Temperaturen tendenziell um bis zu 15°C zu tief berechnet werden.

Das lokale Eindringen des Impactors nach (4.63) wird auf 6 mm beschränkt, damit dieser nicht durch die Schaumschicht direkt auf das Ferrit trifft. Über den Schaum ist so weiterhin eine flächige Verteilung der Kontaktkraft des Impactors sichergestellt.

Schließlich wird zur Sicherstellung eines orthotropen Lagenaufbaus als Nebenbedingung für jedes Fasermaterial eine gleiche Anzahl an 45° und −45° Lagen gefordert. Dieses Verhältnis $\bar{k}$ berechnet sich für jedes Material getrennt nach

$$\bar{k} = \frac{Anzahl\, 45°\, Lagen\, Material\, i}{Anzahl\, -\, 45°\, Lagen\, Material\, i} \tag{5.4}$$

und muss den Wert 1 ergeben.

5.1.1.3. Designvariablen

Als Designvariablen muss für jede FVK-Lage die Faserorientierung, Lagendicke und das Lagenmaterial in das Optimierungsmodell aufgenommen werden. Folgende Werte können hierfür gewählt werden:

- **Faserorientierung:** 0°, 45°, −45° und 90°,
- **Lagendicke:** $0,1 - 0,5$ mm,
- **Lagenmaterial:** GFK, CFK-Pech und CFK-PAN.

Die verwendeten UD-Kennwerte für die FVK-Materialien mit einem Faservolumengehalt von 45 % sind in Tab. 5.3 aufgelistet.

Tabelle 5.3.: Verwendete Materialeigenschaften der UD-Faserverbundmaterialien (Faservolumengehalt: 45 %) nach [96, 98, 196]

	GFK	**CFK-PAN**	**CFK-Pech**
Dichte ρ $[kg/m^3]$	1900	1450	1600
Materialkosten MK $[Euro/kg]$	3	18	70
E-Modul längs $E_{\|\|}$ $[MPa]$	45000	130000	290000
E-Modul quer $E_{\perp}$ $[MPa]$	11600	9300	7500
Schubmodul quer-längs $G_{\|\|}$ $[MPa]$	2200	4600	4300
Schubmodul Dicke $G\perp\perp$ $[MPa]$	1200	1200	1200
Querkontraktionszahl quer-längs $\nu_{\|\|}$ $[MPa]$	0,36	0,29	0,27
Querkontraktionszahl längs-quer $\nu_{\perp}$ $[MPa]$	0,10	0,02	0,01
Querkontraktionszahl Dicke $\nu_{\perp\perp}$ $[MPa]$	0,39	0,38	0,38
Elektr. Leitfähigkeit längs $\sigma_{\|\|}$ $[S/m]$	$1 \cdot 10^{-9}$	22750	69750
Elektr. Leitfähigkeit quer $\sigma_{\perp}$ $[S/m]$	$1 \cdot 10^{-9}$	8	6
Spez. elektr. Kontaktwiderstand ρ_K $[\Omega m]$	$1 \cdot 10^{-30}$	$5 \cdot 10^{-5}$	$5 \cdot 10^{-5}$
Therm. Leitfähigkeit längs $\lambda_{\|\|}$ $[W/mK]$	0,50	5,55	40,00
Therm. Leitfähigkeit quer $\lambda_{\perp}$ $[W/mK]$	0,55	0,70	0,60
Therm. Leitfähigkeit Dicke $\lambda_{\perp\perp}$ $[W/mK]$	0,45	0,60	0,60

Zusätzlich muss im Modell als Eingangsgröße die Anzahl der Lagen im direkten $n_{L,direkt}$ sowie im indirekten Bereich $n_{L,indirekt}$ festgelegt werden. Zur Veranschaulichung sind in Abb. 5.2 für den Fall von drei FVK-Lagen im direkten und vier FVK-Lagen im indirekten Feld beispielhafte Optimierungsvariablen angegeben.

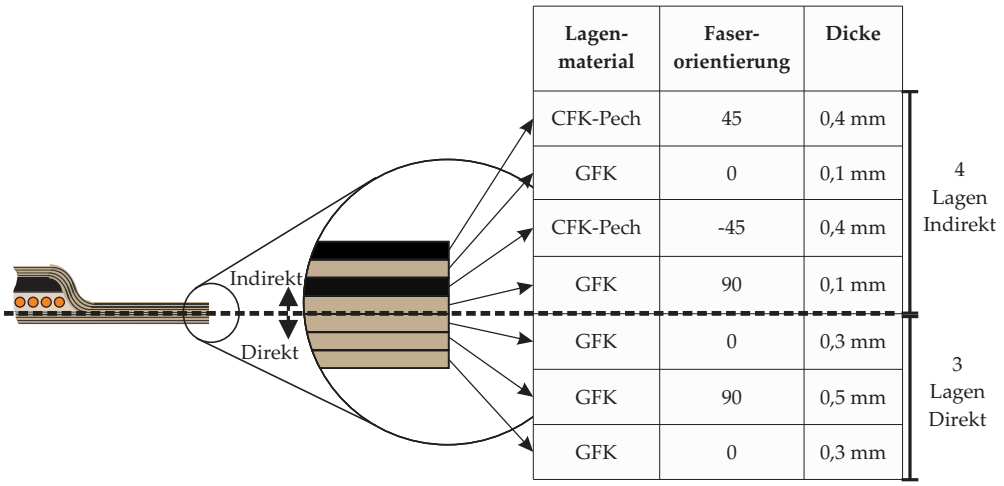


Abbildung 5.2.: Designvariablen mit beispielhaften Werten für das FVK-Gehäuse einer Ladeeinheit

5.1.1.4. Optimierungsablauf

Das in Matlab umgesetzte Optimierungsmodell orientiert sich am allgemeinen Ablauf eines genetischen Algorithmus (siehe Kapitel 2.4). Der Ablauf des Modells ist in Abb. 5.3 grafisch dargestellt.

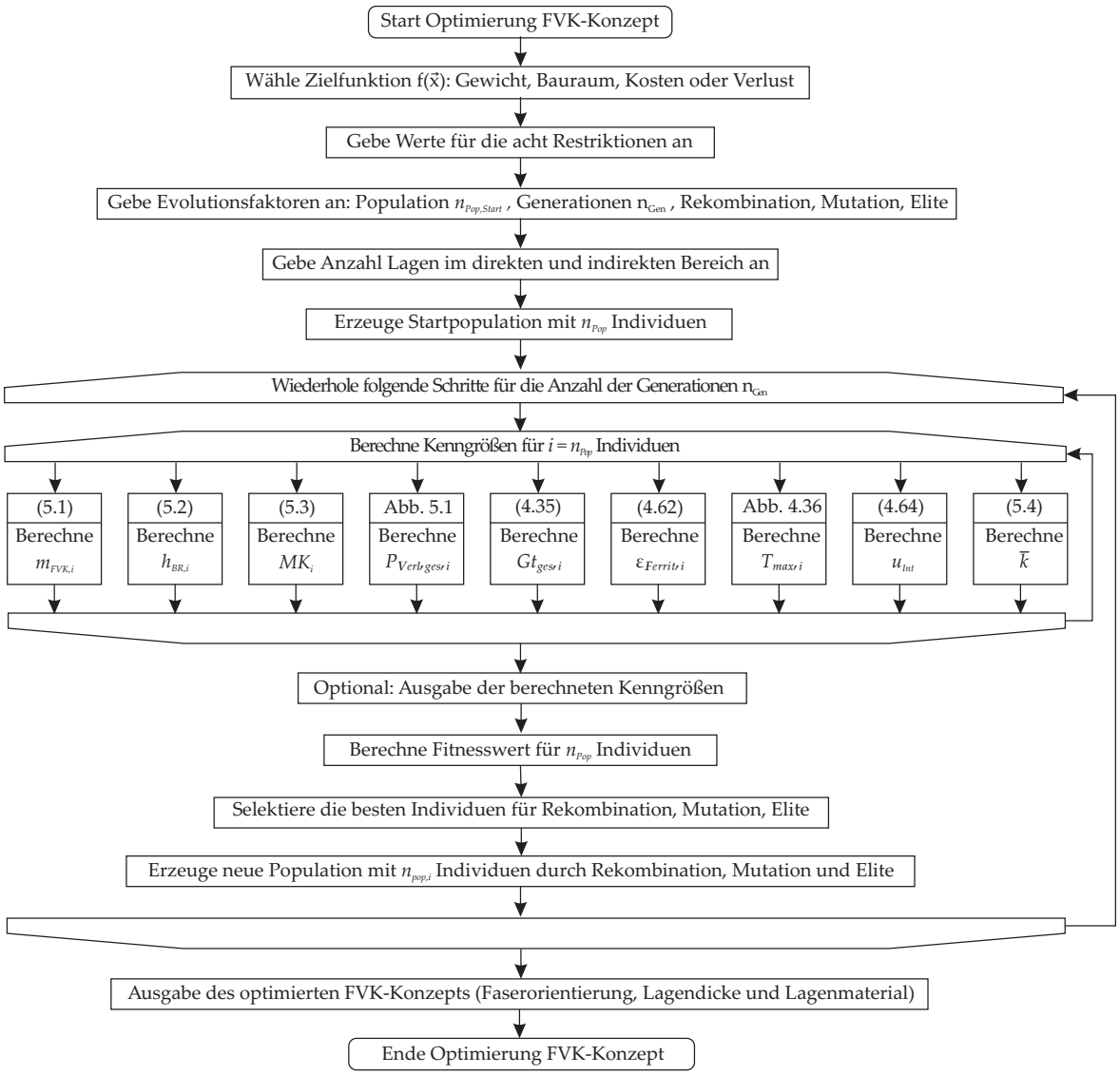


Abbildung 5.3.: Ablauf zur Optimierung des FVK-Konzepts für das Gehäuse einer induktiven Ladeeinheit

Neben den erforderlichen Optimierungsgrößen Zielfunktion, Restriktionen und Evolutionsfaktoren muss zusätzlich die Anzahl der Lagen im direkten $n_{L,direkt}$ und indirekten Bereich $n_{L,indirekt}$ angegeben werden. Innerhalb einer Optimierung wird diese Anzahl nicht geändert. Daher werden für jede Zielgröße 100 Optimierungen durchgeführt, wobei alle möglichen Kombinationen aus den Mengen $n_{L,direkt} \in [1, 10]$ und $n_{L,indirekt} \in [1, 10]$ abgedeckt werden.

Nachdem die zufällige Startpopulation erzeugt ist, werden für jedes Individuum die Werte der Zielgröße und der Restriktionen berechnet. Es folgt die Berechnung der

Fitnesswerte, bei der der aktuelle Wert der Designvariable sowie das Einhalten der Restriktionen berücksichtigt werden. Anschließend erfolgt die Selektion der geeignetsten Individuen für die Rekombination, Mutation und Elite. Es wird eine neue Population erzeugt und die Zielgröße sowie die Restriktionen erneut berechnet. Wie bereits erwähnt wird in der vorliegenden Arbeit als Abbruchkriterium die Anzahl der Generationen n_{Gen} gewählt. Der beschriebene Ablauf erfolgt also insgesamt n_{Gen}-mal.

Optional können die Werte der Designvariablen für die Individuen der Startpopulation manuell gewählt werden. Schließlich erfolgt die Berechnung und Ausgabe der Kenngrößen dieser Individuen und der Abbruch des Optimierungsalgorithmus. So können manuell FVK-Konzepte eingegeben und hinsichtlich der neun beschriebenen Kenngrößen bewertet werden.

5.1.2. Qualitative Auswirkung verschiedener Faserverbundkonzepte

Die Auswirkung leitfähiger Faserverbundlagen in der Ladeeinheit auf die beschriebenen Anforderungen werden im Folgenden aufgezeigt. Die Orthotropie und lokale Intrusion des Impactors werden nicht dargestellt, da die Einhaltung dieser Restriktionen durch eine manuelle Eingabe des Lagenaufbaus sichergestellt wird.

Es werden die Werte für jede Anforderung auf einen dimensionslosen Kennwert normiert, wobei der Wert für eine Variante mit 3 mm GFK im direkten und indirekten Bereich als Basis gilt. Dies ermöglicht es den Einfluss unterschiedlicher FVK-Varianten auf die Anforderungen in einem Diagramm darzustellen. Ein Wert größer 1 bedeutet dabei eine Verschlechterung des jeweiligen Wertes im Vergleich zur Basisvariante. Dies ist besonders bei der Schubsteifigkeit zu beachten, da ein höherer normierter Wert so definiert ist, dass er eine Verringerung des Steifigkeitswerts bedeutet.

Im Folgenden werden Aufbauten mit jeweils zwei leitfähigen CFK-Pech Lagen untersucht, welche gegeneinander über GFK-Lagen elektrisch isoliert sind. Die leitfähigen Lagen kommen entweder im direkten oder im indirekten Bereich zum Einsatz.

Leitfähige Fasern im direkten Bereich, parallel zur Ferritkante

Als Erstes werden leitfähige Fasern im direkten Bereich, die parallel zur Ferritkante ausgerichtet sind, untersucht. Dabei wird auf das CFK-Pech Material zurückgegriffen, da dieses die größten Steifigkeiten sowie thermischen und elektrischen Leitfähigkeiten aufweist. In Abb. 5.4 ist der Verlauf des normierten Kennwertes für den Einsatz zweier zueinander isolierter CFK-Pech-Lagen über die Summen der beiden Lagendicken zu sehen. Die höheren Steifigkeiten führen zu einer Verringerung der Verformung und zu einer besseren Schubsteifigkeit. Alle anderen Kennwerte steigen mit einem höheren Einsatz von CFK-Pech jedoch an. Besonders bei den Verlusten tritt dieser Effekt aufgrund der Zunahme der elektromagnetisch absorbierten Leistung zu Tage. Ein Einsatz von elektrisch leitfähigen Lagen parallel zur Ferritkante ist folglich im direkten Bereich

nicht sinnvoll.

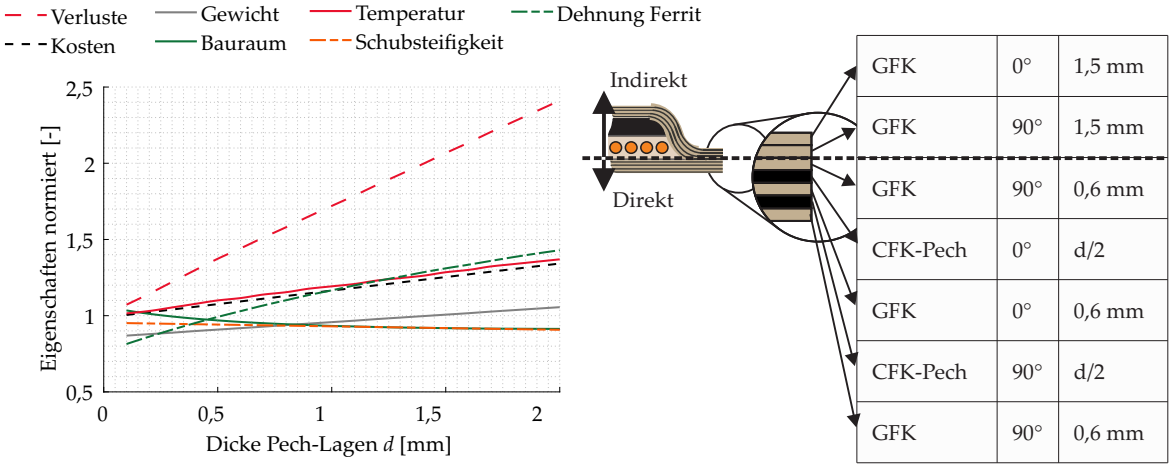


Abbildung 5.4.: Auswirkung Dicke der isolierten CFK-Pech-Schichten (0° und 90°) im direkten Bereich für die dargestellte FVK-Variante der Ladeeinheit auf die normierten Anforderungswerte

Leitfähige Fasern im indirekten Bereich, parallel zur Ferritkante

Im indirekten Bereich ist der Anstieg der Verluste deutlich geringer, da hier kleinere magnetische Flussdichten wirken (siehe Abb. 5.5). Auch verringert sich der Bauraumbedarf sowie die Dehnung im Ferrit. Ebenfalls reduziert sich die Temperatur im Inneren der Ladeeinheit aufgrund der hohen Wärmeleitfähigkeit des CFK-Pech-Materials. Die Vorteile müssen gegen die Nachteile der höheren Kosten und Verluste abgewogen werden.

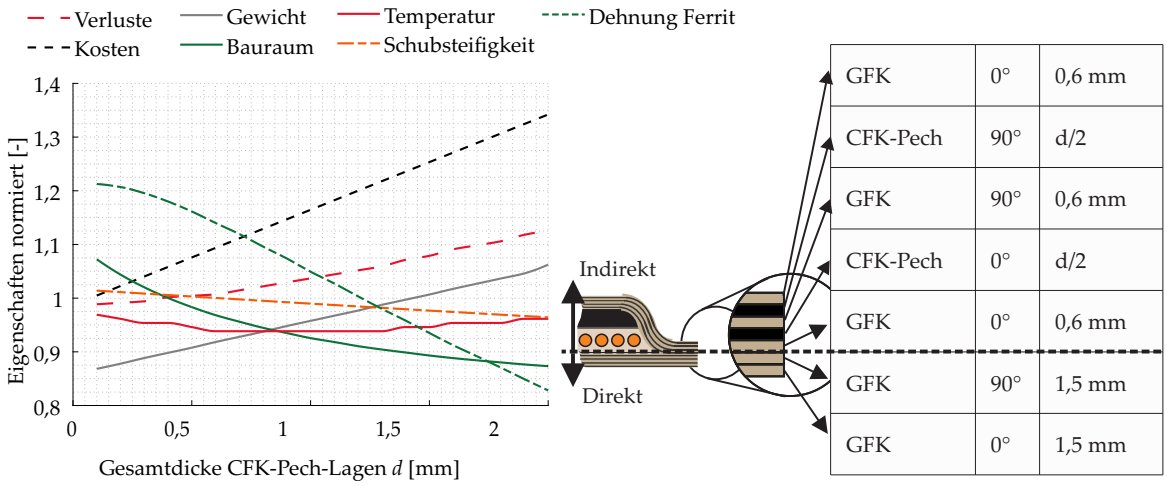


Abbildung 5.5.: Auswirkung Dicke der isolierten CFK-Pech-Schichten (45° und −45°) im direkten Bereich für die dargestellte FVK-Variante der Ladeeinheit auf die normierten Anforderungswerte.

Leitfähige Fasern im direkten Bereich, Fasern 45° zur Ferritkante

Werden die Fasern der FVK-Lagen in 45° zur Ferritkante ausgerichtet, führt dies im direkten Bereich zu einem deutlich stärkeren Anstieg der Schubsteifigkeit (siehe Abb. 5.6). Die Verluste steigen aufgrund der etwas niedrigeren elektromagnetischen Verlustleistung weniger stark an als bei Ausrichtung der Fasern parallel zum Ferrit. Nichtsdestotrotz ist noch ein deutlicher Anstieg zu erkennen. Bei dünnen CFK-Pech-Lagen werden diese Nachteile durch die Vorteile in den anderen Anforderungen ausgeglichen. Daher ist ein Einsatz dünner Lagen mit einer Ausrichtung der Fasern von 45° zur Ferritkante selbst im direkten Bereich vorstellbar.

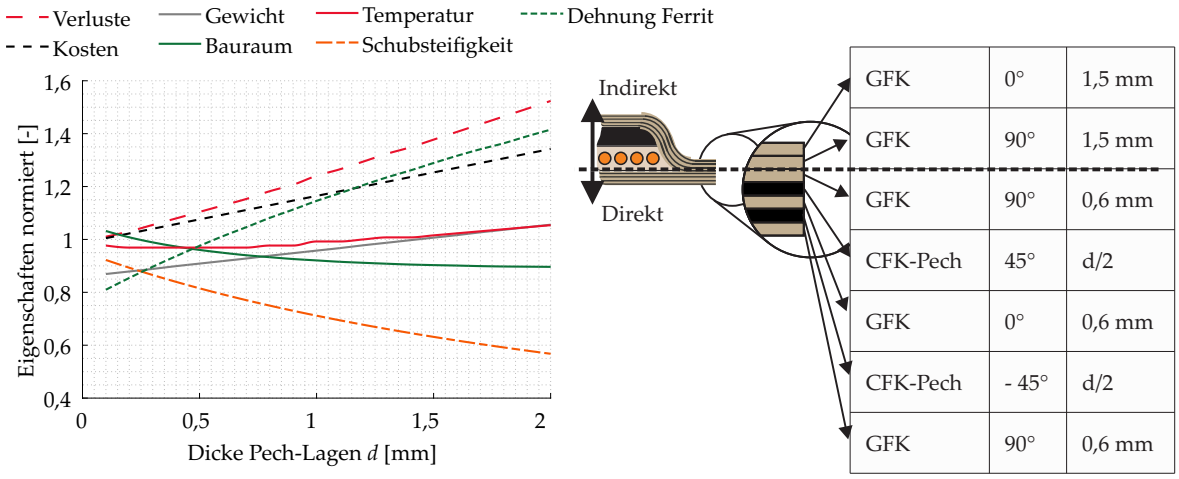


Abbildung 5.6.: Auswirkung Dicke der isolierten CFK-Pech-Schichten (45° und −45°) im direkten Bereich für die dargestellte FVK-Variante der Ladeeinheit auf die normierten Anforderungswerte

Leitfähige Fasern im indirekten Bereich, Fasern 45° zur Ferritkante

Der Einsatz leitfähiger Lagen im indirekten Feld und einer Ausrichtung der Fasern von 45° zur Ferritkante zeigt sehr positive Ergebnisse (siehe Abb. 5.7). Hier sinken selbst die Verluste mit steigendem Anteil der CFK-Pech-Lagen. Die verringerte Temperatur im Inneren und die damit verbundenen geringeren Verluste in Ferrit und Spule gleichen die elektromagnetisch absorbierte Leistung aus. Auch der Bauraum, die Dehnungen im Ferrit und die Schubsteifigkeiten entwickeln sich positiv. Bei der Bewertung des Gewichts muss beachtet werden, dass in dieser Betrachtung von konstanten Dicken der umgebenden GFK-Lagen ausgegangen wird. Diese könnten bei höheren CFK-Pech Anteilen aus mechanischer Sicht reduziert werden, was das Gewicht positiv beeinflussen würde. All diese Vorteile sind den steigenden Kosten aufgrund des teuren CFK-Pech Materials gegenüberzustellen.

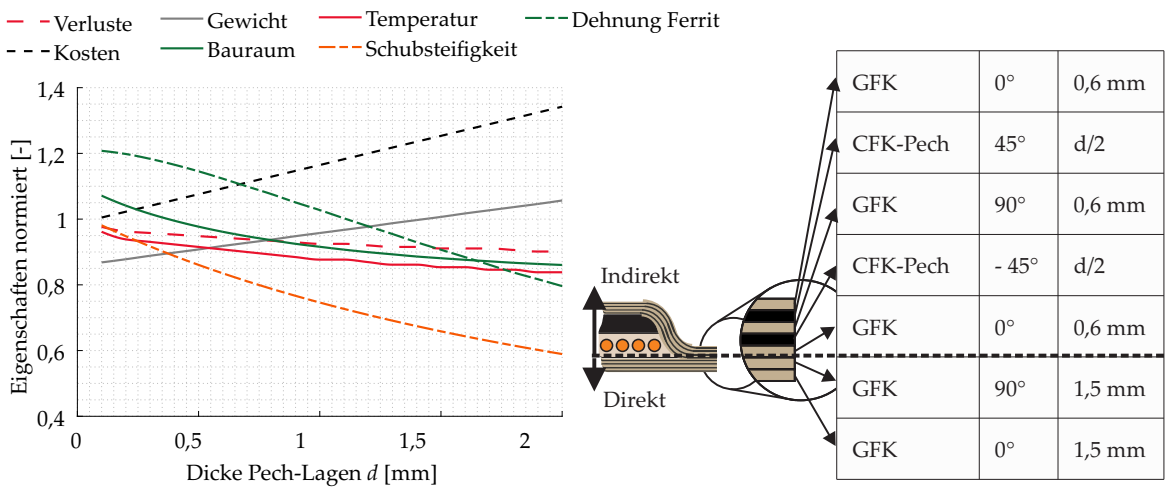


Abbildung 5.7.: Auswirkung Dicke der isolierten CFK-Pech-Schichten (45° und −45°) im indirekten Bereich für die dargestellte FVK-Variante der Ladeeinheit auf die normierten Anforderungswerte

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass ein Einsatz von CFK-Pech besonders bei einer Ausrichtung der Fasern von 45° zur Ferritkante vielversprechend ist. Im direkten Bereich sollten dabei nur dünne Lagen zum Einsatz kommen, da ansonsten die elektromagnetisch absorbierte Leistung zu hoch wird. Im indirekten Bereich dagegen können auch dicke Schichten aus CFK-Pech eingesetzt werden.

5.1.3. Ergebnisse Optimierung

Bei der Optimierung muss wie beschrieben zur Durchführung die Lagenanzahl im direkten und indirekten Bereich angegeben werden. Um einen optimalen Aufbau des Faserverbundgehäuses zu erhalten, werden daher in einem ersten Schritt für jede der vier Zielfunktionen insgesamt 100 Optimierungen durchgeführt. Diese decken alle möglichen Kombinationen von $1-10$ Lagen für den direkten, sowie $1-10$ Lagen für den indirekten Bereich ab. Im Folgenden wird zuerst auf den Verlauf der Zielgröße innerhalb einer einzelnen Optimierungsrechnung und anschließend auf die Ergebnisse für die vier Zielgrößen eingegangen. Darauf aufbauend wird eine Optimierung mit einer reduzierten Anzahl an Designvariablen durchgeführt und die Ergebnisse ausgewertet.

Verlauf der Zielgröße einer Optimierungsrechnung

In Abb. 5.8 ist der typische Verlauf eines Optimierungsvorganges für die Zielfunktion Gewicht bei jeweils sieben Lagen im direkten und indirekten Bereich dargestellt. Für jede Generation wird der Zielwert des Individuums mit dem niedrigsten Gewicht ausgegeben (schwarze Punkte). Zusätzlich wird der Mittelwert des Gewichts über alle Individuen einer Generation angezeigt (blauer Punkt).

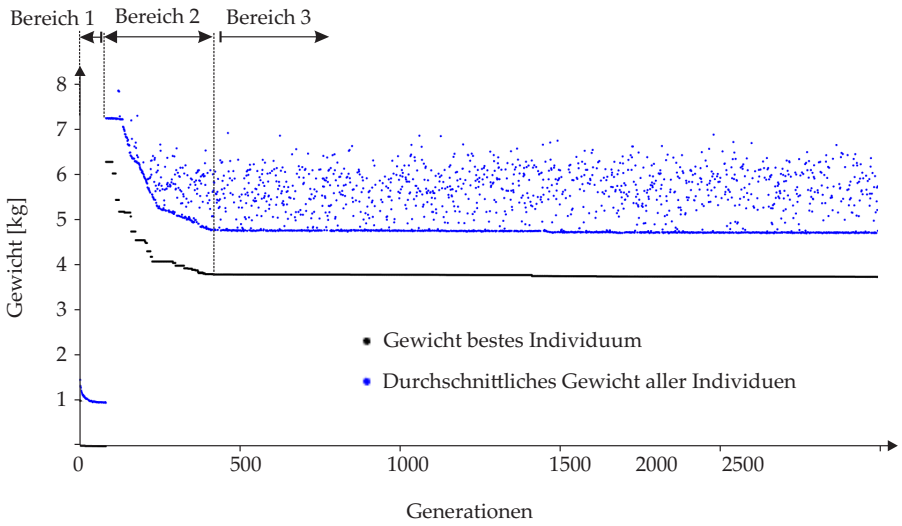


Abbildung 5.8.: Verlauf der Optimierungsergebnisse über die Generationen für die Zielfunktion Gewicht bei jeweils sieben Lagen im direkten und indirekten Bereich

Im gekennzeichneten Bereich 1 ist kein Individuum vorhanden das die Restriktionen erfüllt. Daraufhin wird zu Beginn von Bereich 2 ein erstes Individuum gefunden das alle Restriktionen erfüllt. Ausgehend von diesem Punkt reduziert sich das Gewicht des besten Individuums. Im Bereich 3 der Optimierung sind schließlich beinahe keine Verbesserungen mehr zu erkennen.

Das durchschnittliche Gewicht aller Individuen streut zwischen den Generationen, da alle Individuen, mit Ausnahme der als Elite in die nächste Generation weitergegebenen, zufällig über Mutation und Rekombination erzeugt werden. Hier wird der stochastische Charakter des genetischen Algorithmuses sichtbar.

Übersicht Optimierungsergebnisse der vier Zielgrößen

Die Auswertungen des jeweils ermittelten Optimums der vier Zielfunktionen über die Lagenkombinationen sind in Abb. 5.9 zu sehen. Dabei sind die Kombinationen für eine Lagenanzahl von 5 oder kleiner im direkten Bereich nicht dargestellt. Für die Zielgrößen Gewicht, Bauraum und Kosten werden keine Individuen gefunden, welche die Restriktionen erfüllen. Zusätzlich steigen die Verluste bei diesen Lagenkombinationen auf über 220 W und damit auf 30 W über dem Optimum.

Die Individuen mit einer Lagenanzahl von zwei oder kleiner im indirekten Bereich verletzen ebenfalls alle eine Restriktion. Aufgrund der geforderten Orthotropie des Lagenaufbaus sowie der Notwendigkeit einer Isolationslage können erst ab drei Lagen elektrisch leitfähige Fasern eingesetzt werden. Ohne deren Wärmeleitfähigkeit und Steifigkeit wird vor allem die Restriktion der thermischen Stabilität verletzt.

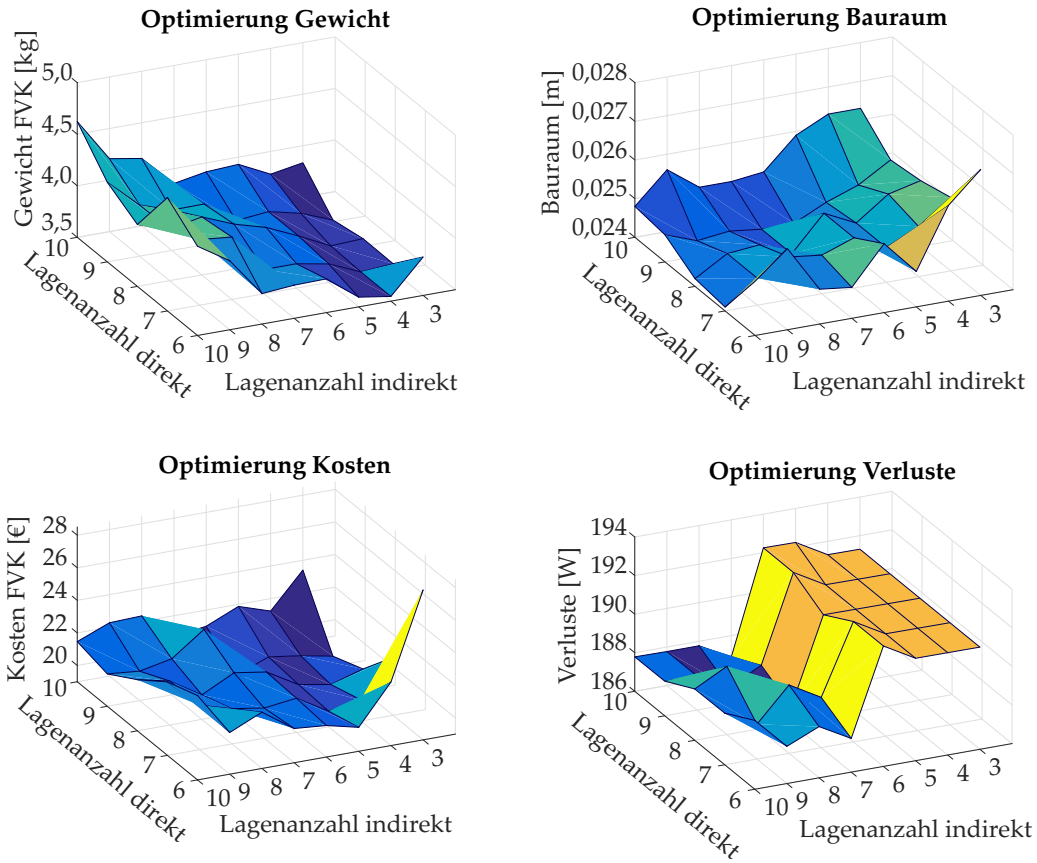


Abbildung 5.9.: Übersicht über die Optimierungsergebnisse der vier Zielgrößen Gewicht, Bauraum, Kosten und Verlust für eine unterschiedliche Lagenanzahl des FVK-Gehäuses

Optimierung Gewicht

Die Ergebnisse der Optimierungen nach dem Gewicht des FVK zeigen, dass eine geringe Anzahl an Lagen das beste Ergebnis verspricht. Der FVK-Anteil an der Ladeeinheit wiegt dabei etwa $3,55$ kg. Vergleicht man dies mit einer 3 mm dicken Aluminiumplatte als Repräsentant für ein Schubfeld, entspricht dies einer Gewichtseinsparung von $1,5$ kg. Hierbei ist das zusätzlich benötigte Gehäuse der Ladeeinheit noch nicht berücksichtigt.

In Abb. 5.10 sind die Lagenaufbauten der optimierten Individuen für die Zielgröße Gewicht für vier Kombinationen an Lagen zu sehen. Es zeigt sich, dass im direkten Bereich nur GFK eingesetzt wird. Elektrisch leitfähiges Material kommt aufgrund der hohen Wirbelstromverluste nicht zum Einsatz.

Im indirekten Bereich werden jeweils zwei Lagen an CFK-Pech in einem 45 ° und −45 ° Winkel verwendet. Diese sorgen zum einen für eine ausreichende Temperaturabfuhr und zum anderen für eine höhere Biege- sowie Schubsteifigkeit. Zur elektrischen Isolation werden sehr dünne Lagen GFK angelagert.

In Anhang E sind die Werte der anderen drei Zielgrößen aufgeführt. Es zeigt sich, dass bei der Optimierung nach dem Gewicht der geforderte Bauraum von 30 mm die

limitierende Restriktion darstellt.

Optimum Gewicht: 3,546 kg		
Nr.	Dicke [mm]	Winkel [°]
11	0,499	45
10	0,103	-45
9	0,499	-45
8	0,118	45
Spule/Ferrit		
7	0,170	45
6	0,344	-45
5	0,485	-45
4	0,150	90
3	0,494	45
2	0,102	90
1	0,105	90

Optimum Gewicht: 3,638 kg		
Nr.	Dicke [mm]	Winkel [°]
12	0,499	45
11	0,114	90
10	0,130	0
9	0,462	-45
Spule/Ferrit		
9	0,109	-45
8	0,429	45
7	0,109	-45
6	0,103	-45
5	0,156	0
4	0,366	90
3	0,420	45
2	0,140	45
1	0,101	90

Optimum Gewicht: 4,137 kg		
Nr.	Dicke [mm]	Winkel [°]
16	0,107	45
15	0,108	-45
14	0,421	45
13	0,115	45
12	0,171	-45
11	0,102	-45
10	0,108	-45
9	0,364	45
8	0,110	0
Spule/Ferrit		
7	0,104	90
6	0,473	-45
5	0,483	45
4	0,117	-45
3	0,403	45
2	0,180	-45
1	0,117	45

Optimum Gewicht: 3,996 kg		
Nr.	Dicke [mm]	Winkel [°]
18	0,414	-45
17	0,116	45
16	0,175	90
15	0,125	-45
14	0,149	45
13	0,115	45
12	0,116	45
11	0,132	-45
10	0,176	-45
Spule/Ferrit		
9	0,291	45
8	0,141	45
7	0,182	90
6	0,122	45
5	0,151	-45
4	0,170	-45
3	0,299	90
2	0,327	-45
1	0,168	90

Material Lagen:

- GFK
- CFK-Pech

Abbildung 5.10.: Optimierte Lagenaufbauten hinsichtlich Gewicht für vier verschiedene Kombinationen der Lagenanzahl

Optimierung Bauraum

Bei der Optimierung des Bauraums wird mit einer größeren Anzahl an Lagen ein geringerer und damit besserer Wert der Zielgröße erreicht. Dabei muss bei einem optimierten Aufbau nur ein Bauraum von 25 mm vorgehalten werden. Im direkten Bereich wird zur Vermeidung von zu hohen Wirbelstromverlusten wiederum nur GFK eingesetzt. Im indirekten Bereich wird, wie in Anhang D zu erkennen ist, CFK-Pech Material in einem $\pm 45°$ Winkel angeordnet. Dadurch entstehen niedrige Wirbelströme bei gleichzeitig hoher mechanischer Stabilität.

Im Anhang E sind zusätzlich die Werte der Größen Gewicht, Kosten und Verlust bei einer Optimierung des Bauraums aufgelistet. Es zeigt sich, dass das geforderte Gewicht von 7 kg als limitierende Restriktion auftritt.

Optimierung Kosten

Die Kosten der optimierten Varianten liegen für beinahe alle dargestellten Lagenkombinationen im Bereich von $22 - 24$ Euro. Lediglich bei einer geringen Anzahl an Lagen wird für eine ausreichende Steifigkeit eine große Menge des teuren CFK-Pech benötigt, was zu höheren Kosten führt. Für die restlichen Lagenkombinationen kommt eine geringe Menge an CFK-Pech mit einer Gesamtdicke von $0,25 - 0,30$ mm zum Einsatz, was für eine ausreichende Temperaturabfuhr und Schubsteifigkeit nötig ist. Diese sind

in einem ±45° Winkel angeordnet (siehe Anhang D). Der Rest des Faserverbundes ist aus dem kostengünstigen GFK aufgebaut.

Die in Anhang E aufgelisteten Werte der Größen Gewicht, Kosten und Verlust bei einem nach den Kosten optimierten Aufbau zeigen, dass die limitierende Restriktion der geforderte Bauraum von 30 mm ist.

Optimierung Verlust

Bei der Optimierung der Verluste wird im direkten Bereich zur Vermeidung von Wirbelströmen nur GFK verwendet. Zusätzlich wird die Dicke des GFK von etwa 1,8 mm gehalten, um ein lokales Eindringen des Impactors zu reduzieren. Im indirekten Bereich wird eine große Menge an CFK-Pech eingesetzt, um die Temperatur im Inneren der Ladeeinheit und damit die ohmschen und Hystereseverluste in dieser zu senken (siehe Anhang D).

Die Werte für das Gewicht, die Kosten und den Bauraum zeigen, dass bei einer Optimierung der Verluste als limitierende Restriktion der Bauraum auftritt (siehe Anhang E).

Optimierung mit reduzierter Anzahl an Designvariablen

Die Optimierung aller vier Zielgrößen zeigt, dass in jeder der Varianten zum großen Teil GFK-Lagen verwendet werden. Zusätzlich kommen CFK-Pech Lagen in einer ±45° Kombination im indirekten Bereich zum Einsatz. Daher wird in einem weiteren Schritt eine Optimierung mit reduzierten Lagenanzahlen durchgeführt, was die Designvariablen und damit die Laufzeit einer Optimierung deutlich reduziert. Dadurch kann die Anzahl der durchzuführenden Generationen auf 20000 erhöht werden, was die Chance auf ein globales Optimum zusätzlich erhöht.

Im Optimierungsmodell mit reduzierter Anzahl an Designvariablen wird für jede Lage das Material und der Winkel vordefiniert (siehe Abb. 5.11). Dabei wird jede der in den zuvor ermittelten optimierten Lagenaufbauten auftretende Lage repräsentiert. Zusätzlich wird eine maximale Dicke von 3 mm für jede Lage zugelassen. Treten in der Optimierung Lagen mit einer großen Dicke auf, können diese in einer späteren praktischen Umsetzung des Aufbaus in mehrere gegeneinander isolierte Lagen aufgeteilt werden. Durch dieses Vorgehen erhält man ein Optimierungsmodell mit nur noch zehn Lagen an FVK, für welche zusätzlich nur noch die Dicke als Designvariable verwendet wird.

Nr.	Winkel Ferrit-Faser [°]	Dicke [mm]
10	0	0,1 - 3
9	-45	0,1 - 3
8	-45	0,1 - 3
7	45	0,1 - 3
6	45	0,1 - 3
5	90	0,1 - 3
Spule/Ferrit		
4	0	0,1 - 3
3	-45	0,1 - 3
2	45	0,1 - 3
1	90	0,1 - 3

Material Lagen:
GFK
CFK -Pech

Abbildung 5.11.: Verwendeter Lagenaufbau für eine Optimierung der Zielfunktionen mit reduzierter Anzahl an Designvariablen

In Abb. 5.12 und Tab. 5.4 ist das Ergebnis der Optimierung mit reduzierter Anzahl an Lagen grafisch und tabellarisch dargestellt. Bei der Optimierung nach den Zielgrößen Bauraum und Verlust sind bei der Optimierung mit reduzierten Designvariablen keine Verbesserungen zum ursprünglichen Ansatz zu erkennen. Es wird in beiden Fällen eine große Anzahl an CFK-Pech-Lagen angestrebt, da durch die hohe Wärmeleitfähigkeit die Verluste sinken bzw. durch die hohe mechanische Steifigkeit die Durchbiegung geringer ist. Bei der Optimierung beider Zielgrößen wird ein Gewicht von beinahe 7 kg erreicht, was dem vorgegebenen zulässigen Maximalwert entspricht.

Bei der Optimierung der Ladeeinheit nach den Kosten wird ein Bauraum von 30 mm benötigt, was ebenfalls dem maximal zulässigen Wert entspricht. Der Grund ist die große Gesamtdicke an kostengünstigen GFK-Lagen die vom Algorithmus gewählt werden. Auch bei der Optimierung nach der Zielgröße Gewicht ist der Bauraum die limitierende Größe. Es zeigt sich bei den Zielgrößen Kosten und Gewicht ein qualitativ gleicher Verlauf der Größen.

Zusammenfassend kann für die Abhängigkeit der Zielgrößen festgestellt werden, dass der Optimierung der Ladeeinheit nach Verlust oder Bauraum ein steigendes Gewicht entgegensteht. Bei Ladeeinheiten mit optimierten Zielgrößen Kosten und Gewicht ist der Bauraumbedarf deutlich erhöht. Je nach vorliegenden Restriktionen muss daher ein passendes Konzept ausgewählt werden.

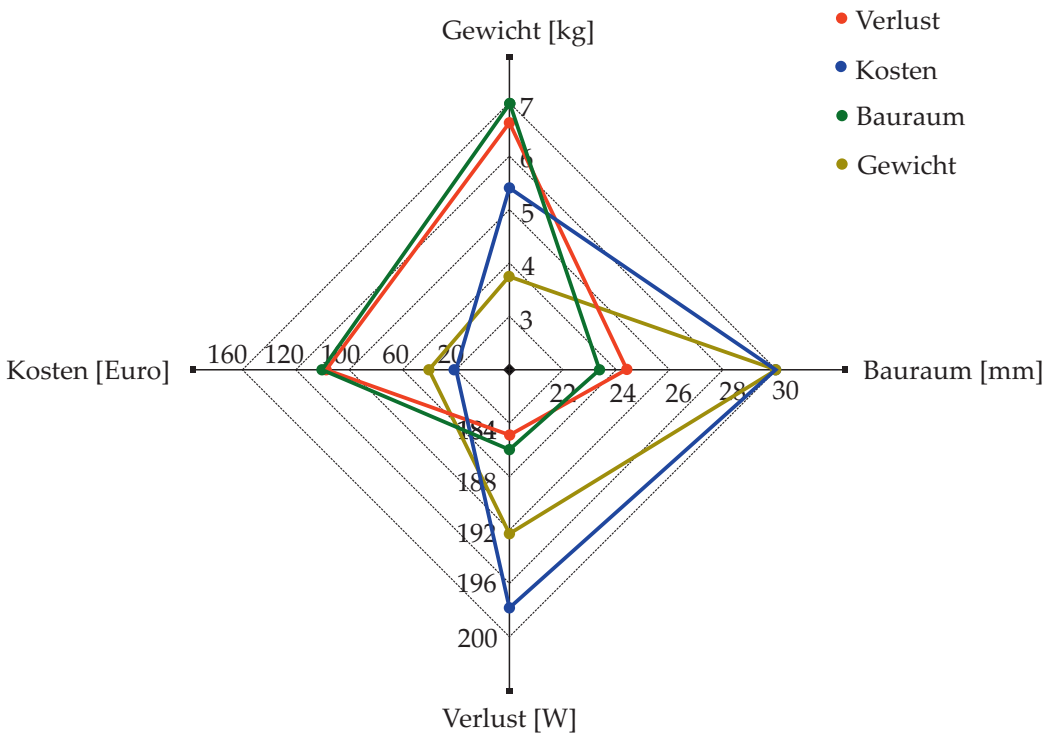


Abbildung 5.12.: Optimierte Werte des Aufbaus mit reduzierter Anzahl Lagen

Tabelle 5.4.: Ergebnisse Optimierung für verschiedene Lagenaufbauten bei einer reduzierten Anzahl an Designvariablen

Zielgröße	Gewicht	Bauraum	Kosten	Verlust
Gewicht [kg]	3,79	7,00	5,34	6,69
Bauraum [mm]	30,00	23,80	30,00	24,30
Kosten [Euro]	47,66	115,96	20,76	112,31
Verlust [W]	192,31	186,22	198,85	185,22
Materialeinsatz				
Dicke GFK-direkt [mm]	1,843	3,145	3,544	2,949
Dicke CFK-Pech-direkt [mm]	-	-	-	-
Dicke GFK-indirekt [mm]	0,400	0,400	0,650	0,400
Dicke CFK-Pech-indirekt [mm]	1,027	2,610	0,252	2,539

Als zusammenfassendes Fazit der Optimierungen kann gefolgert werden, dass in allen Kombinationen im direkten Bereich nur GFK eingesetzt wird. Zusätzlich kommen bei allen im indirekten Bereich gegeneinander isolierte ±45° CFK-Pech-Lagen zum Einsatz. Für eine optimale Ladeeinheit wird daher ein Aufbau mit etwa 2 mm GFK im direkten Bereich und mit gegeneinander isolierten ±45° CFK-Pech-Lagen im indirekten Bereich empfohlen. Für Bauraum, Verlust und Gewicht ist eine große Menge an CFK-Pech anzustreben. Dem entgegen sprechen die höheren Kosten, weshalb in der Praxis ein Kompromiss gefunden werden muss.

5.2. Vermessung induktiver Ladeeinheiten in Faserverbundkonzepten

Eine abschließende Vermessung von zwei induktiven Ladeeinheiten in Faserverbundkonzepten dient zur Validierung der im Rahmen dieser Arbeit gewonnenen Erkenntnisse. Dabei wird an einem Prinzipprüfstand eine Leistung von $7,7$ kW von einer Primärspule auf die jeweilige Sekundärspule übertragen. Ziel ist es, die Einsatzmöglichkeiten elektrisch leitfähiger Faserverbunde im Umfeld einer induktiven Ladeeinheit zu bestätigen.

5.2.1. Bauteilherstellung

Die beiden abschließend zu vermessenden Bauteile orientieren sich an den Geometrien der WPT2 Z1 Spule des Standards SAE J2954 [68]. Die Spule wird aus einer HF-Kupferlitze mit 1050 einzeln gegeneinander isolierten Einzeldrähten gewickelt. Die Ferritschicht besteht aus $100 \times 100 \times 5$ mm^3 großen Platten des Materials EPCOS N95.

Die elektrischen Komponenten werden in Faserverbundlagen eingebettet. Dabei orientiert sich der Lagenaufbau des ersten Bauteils an den Erkenntnissen der durchgeführten Optimierung (siehe Abb. 5.13). Es werden eine große Menge an CFK-Pech-Lagen im indirekten Bereich in einem 45° Winkel zwischen Faser und Ferritkante eingesetzt. Zusätzlich werden in einem Bauteil (Bauteil-CFK-direkt) zwei CFK-Pech-Lagen in den direkten Bereich eingebracht, um das Verhalten der leitfähigen Fasern im Umfeld sehr hoher magnetischer Flussdichten zu untersuchen.

Bauteil-CFK-indirekt

Direkter Bereich			Indirekter Bereich		
Nr.	FG [g/m²]	Winkel [°]	Nr.	FG [g/m²]	Winkel [°]
9	350	0	17	350	0
8	350	90	16	250	45
7	350	0	15	350	90
6	350	90	14	250	-45
5	350	0	13	350	0
4	350	90	12	250	45
3	350	0	11	350	90
2	350	90	10	250	-45
1	350	0	9	350	0
			8	250	-45
			7	350	90
			6	250	45
			5	350	0
			4	250	-45
			3	350	90
			2	250	45
			1	350	0

Bauteil-CFK-direkt

Direkter Bereich			Indirekter Bereich		
Nr.	FG [g/m²]	Winkel [°]	Nr.	FG [g/m²]	Winkel [°]
6	510	90	13	350	90
5	250	45	12	250	45
4	510	90	11	350	0
3	510	0	10	250	-45
2	250	-45	9	510	90
1	510	90	8	250	45
			7	510	0
			6	250	45
			5	510	90
			4	250	-45
			3	350	0
			2	250	45
			1	350	90

Material Lagen:
- GFK
- CFK-Pech

Abbildung 5.13.: Lagenaufbau Demonstratoren

Die Herstellung der Bauteile erfolgt mittels einer Vakuuminfusion. Wie in Abb. 5.14 und Abb. 5.15 zu sehen, werden die auf 1000 x 1000 mm^2 zugeschnittenen Faserverbundlagen im jeweils erforderlichen Lagenaufbau beginnend mit dem direkten Bereich aufeinandergestapelt. Die Spule wird in einen vorgefrästen Schaumkern aus Diviniycell P100 gewickelt. Nach Aufbringen der Ferritkacheln werden die Faserverbundlagen im indirekten Bereich gelegt und ein Vakuumsackaufbau erstellt.

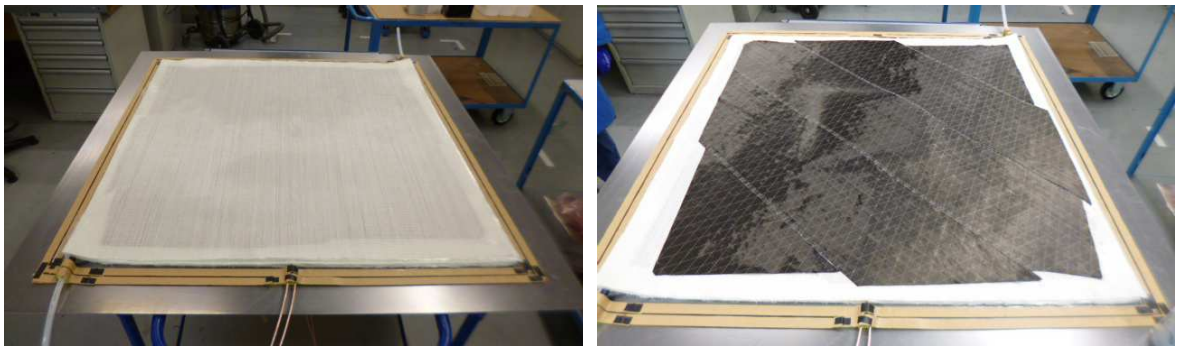


Abbildung 5.14.: Herstellung der Demonstratoren mittels GFK-Lagen (links) und CFK-Pech-Lagen (rechts)

Die Infusion erfolgt mit dem Epoxidharz Hexion RIM 935. Das Bauteil wird bei 120°C für zwei Stunden ausgehärtet und anschließend bei 120°C für 2,5 Stunden getempert. Abschließend wird die Ladeeinheit auf die finale Geometrie von 800 x 800 mm^2 zugeschnitten (siehe Abb. 5.15).

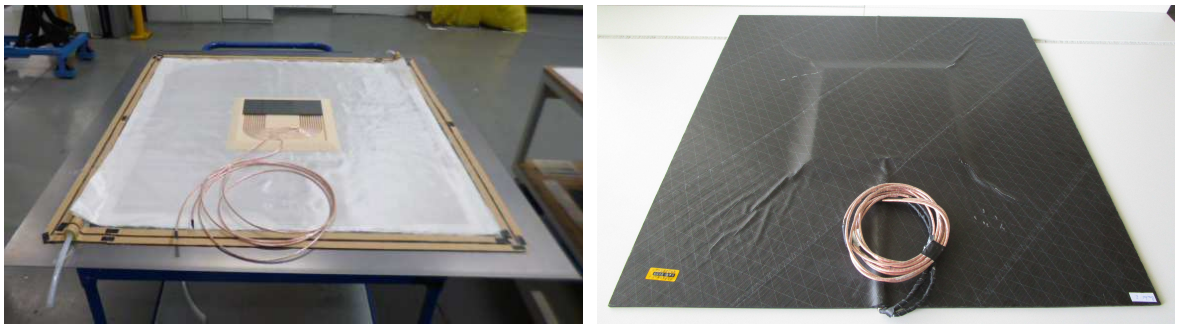


Abbildung 5.15.: Einbringen von Spule und Ferrit in den Demonstrator (links) und finales Bauteil (rechts)

5.2.2. Bauteilvermessung

Für die Messungen wird ein Prüfstand orientierend am Standard SAE J2954 verwendet [68] (siehe Abb. 5.16). Die Sekundärspule wird in einem Abstand von 100 mm vom Boden zentral über der Primärspule positioniert. Zusätzlich erfolgen Messungen bei der die fahrzeugseitige Ladeeinheit einerseits um 45° gedreht und andererseits um 100 mm verschoben wird.

Der angelegte Strom und damit auch das elektrische Feld haben eine Frequenz von $f = 85kHz$. Die Leistung wird für 80 min übertragen, um thermisch einen stationären Zustand des Systems sicherzustellen. Dabei wird der Strom so gewählt, dass eine Leistung von $7,7$ kW übertragen wird. Bei Bauteil-CFK-direkt müssen hierzu die primärseitigen Ströme reduziert werden, da in den sonst auftretenden thermischen Hotspots zu hohe Temperaturen entstehen. Dies muss bei der Auswertung der Versuche berücksichtigt werden.

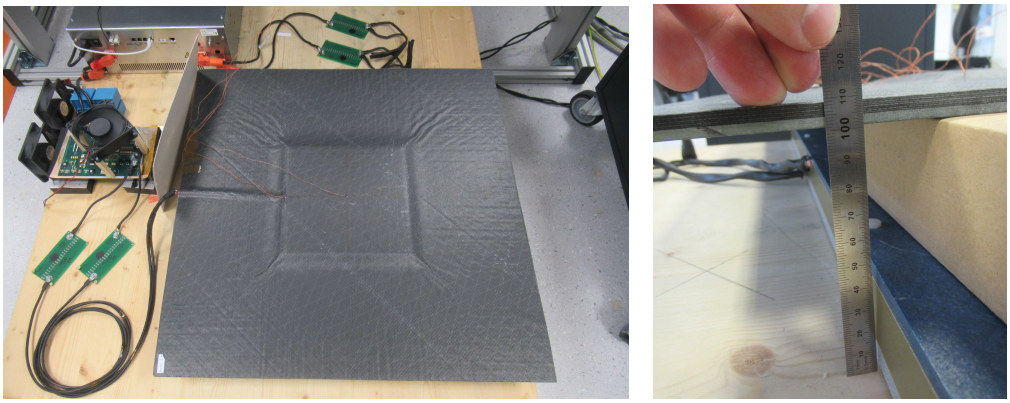


Abbildung 5.16.: Prüfstand zur Vermessung der induktiven Ladeeinheiten in Faserverbundkonzepten

Die auftretenden Temperaturen werden zum einen über eine Wärmebildkamera und zum anderen über Temperatursensoren gemessen. Die Positionen dieser je Bauteil eingesetzten drei Temperatursensoren sind in Abb. 5.16 markiert. Im Zentrum wird dabei ein Sensor im direkten Bereich der höchsten magnetischen Flussdichte und ein Sensor im indirekten Bereich hinter der Ladeeinheit angebracht. Für einen hohen Wirkungsgrad muss ein Kompensationskondensator für die jeweilige fahrzeugseitige Ladeeinheit verwendet werden. Dieser wird seriell mit der Spule verschaltet. Die Parameter der Spule und des Kondensators sowie die Ströme in den Spulen sind in Tab. 5.5 aufgelistet.

Tabelle 5.5.: Parameter der primären und sekundären Ladeeinheit sowie der zugehörigen Kompensationskondensatoren

	Induktivität Spule L[μH]	**Kondensator-kapazität C** [nF]	**Primär-strom** [A]	**Sekundär-strom** [A]
Bauteil-CFK-indirekt	44,23	78,16	28,16	34,63
Bauteil-CFK-direkt	44,87	78,16	21,89	45,58

5.2.3. Ergebnisse

Beide Bauteile ermöglichen die Leistungsübertragung von 7,7 kW mit einem Wirkungsgrad, welcher über dem in der SAE J2954 angegebenen Grenze von 85,00 % liegt [68]. Bauteil-CFK-indirekt erreicht am Messende einen Wirkungsgrad von 89,90 % und Bauteil-CFK-indirekt von 88,84 %. Der niedrigere Wirkungsgrad von Bauteil-CFK-direkt resultiert zum einen aus den höheren Sekundärströmen und zum anderen aus der absorbierten elektromagnetischen Leistung der leitfähigen Lagen im direkten Feld. Eine Aufteilung in die Einzelkomponenten der Verlustleistung nach (2.12) ist nicht möglich, da für den ohmschen Widerstand der Spule sowie die Hystereseverluste im Ferrit keine exakten Werte bekannt sind.

Während der Messung kommt es zu Hotspots in den Faserverbundlagen der Ladeeinheiten. Diese sind örtlich begrenzt (siehe Abb. 5.17). Bei Bauteil-CFK-indirekt sind deutlich mehr Hotspots zu erkennen, die bis zu 180 °C heiß werden. Bauteil-CFK-direkt enthält deutlich weniger Hotspots. Zusätzlich gehen die Maximaltemperaturen nur bis 130 °C. Bauteil-CFK-indirekt zeigt zusätzlich einen deutlich wärmeren Bereich im Zentrum der Ladeeinheit, was auf höhere Verluste in der Spule hindeutet. Dies ist zum einen auf die erhöhte Stromstärke in der Spule und die damit größeren ohmschen Verluste zurückzuführen. Zum anderen wird im Bereich des direkten Feldes im Zentrum der Ladeeinheit in den CFK-Pech Lagen eine höhere elektromagnetische Leistung absorbiert.

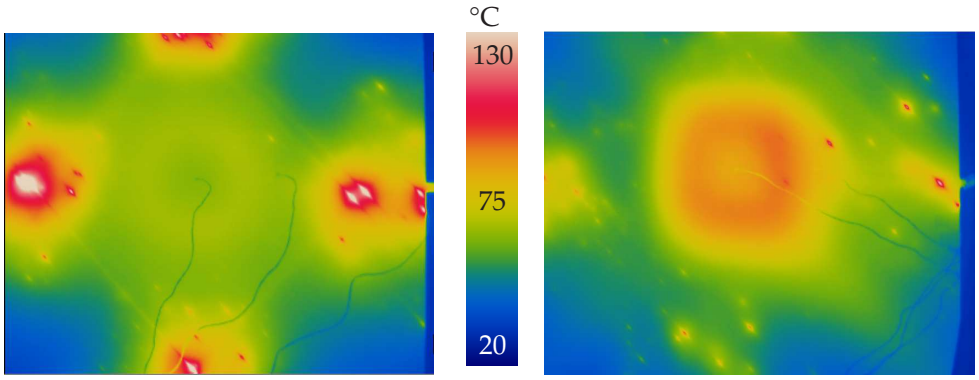


Abbildung 5.17.: Wärmebild oben von Bauteil-CFK-indirekt (links) und Bauteil-CFK-direkt (rechts)

Am Ende jeder Messung werden zusätzlich Wärmebildaufnahmen von der Unterseite der Bauteile gemacht (siehe Abb. 5.18). In Bauteil-CFK-indirekt sind die schon in Abb. 5.17 auftretenden Hotspots zu sehen. Diese sind jeweils ausgehend von der Längsseite der Ferritschicht bis zum Rand des Schubfelds angeordnet. In Bauteil-CFK-direkt werden die Hotspots mittels der Wärmebildkamera nicht aufgenommen, da die CFK-Pech Lagen unter der Ladeeinheit die Wärmestrahlung abschirmen. Zusätzlich zeigt sich im Bauteil-CFK-direkt eine deutlich erhöhte Temperatur im Bereich der Spule. Wie be-

schrieben sind die höheren Ströme in der Spule sowie die höheren elektromagnetisch absorbierten Leistungen hierfür verantwortlich.

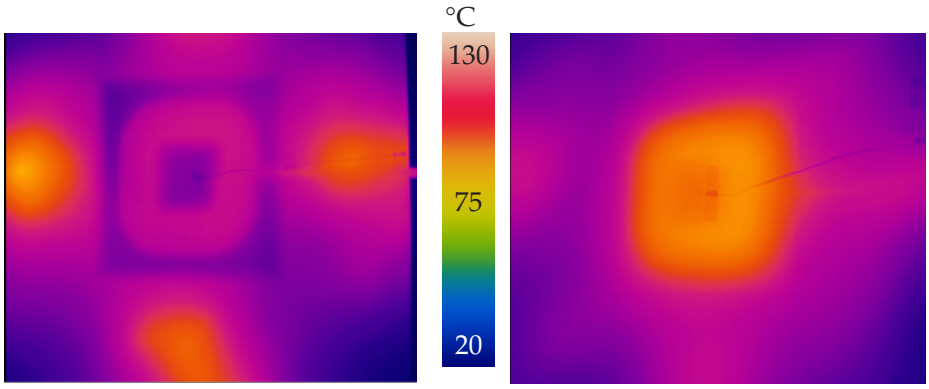


Abbildung 5.18.: Wärmebild unten von Bauteil-CFK-indirekt (links) und Bauteil-CFK-direkt (rechts)

Auch die mittels Temperatursensoren aufgezeichneten Temperaturverläufe zeigen höhere Werte in Bauteil-CFK-direkt von 85 °C (siehe Abb. 5.19). Die hohen Temperaturen entstehen zentral unter der Spule (Bauteil-CFK-direkt Mitte unten). In Bauteil-CFK-indirekt kommt es zu einer deutlich geringeren Erwärmung auf 55 °C, wobei die höchsten Temperaturen hinter der Ferritschicht zentral (Bauteil-CFK-indirekt Mitte oben) und an der Kante der Ferritschicht auftreten (Bauteil-CFK-indirekt Kante oben). In BauteilCFK-direkt sind die Temperaturen im direkten Magnetfeld am höchsten, da hier mehr Leistung in den leitfähigen Lagen aufgenommen wird. In Bauteil-CFK-indirekt wird im direkten Bereich keine Leistung aufgenommen und die Temperaturen sind aus diesem Grund dort niedriger als hinter der Ferritschicht.

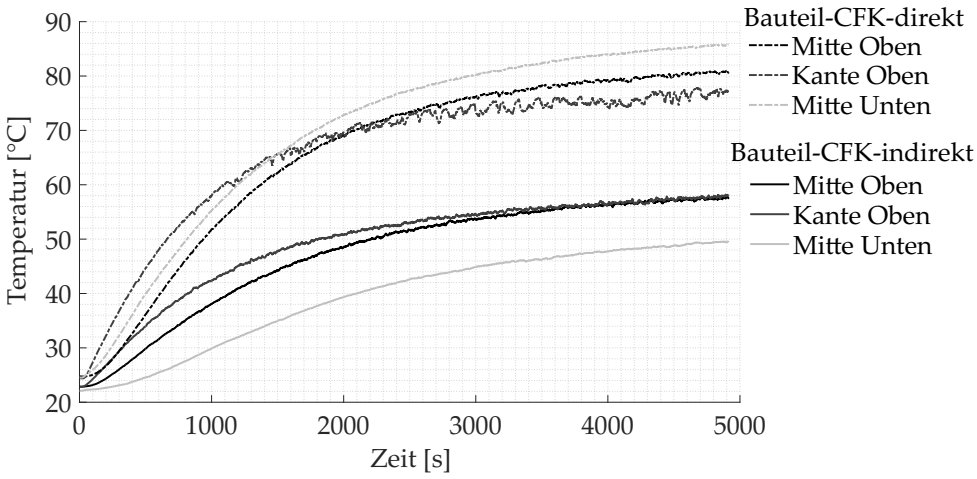


Abbildung 5.19.: Messwerte der Thermocouples von Bauteil-CFK-indirekt (links) und Bauteil-CFK-direkt (rechts)

Bauteil-CFK-indirekt wird zusätzlich zur optimalen Position noch in zwei weiteren Positionen vermessen. Zum einen wird die Ladeeinheit um 45 ° gedreht und zum anderen um $x = 100\,mm$ verschoben. Die Wärmebildaufnahmen des indirekten Bereichs sind in Abb. 5.20 zu sehen.

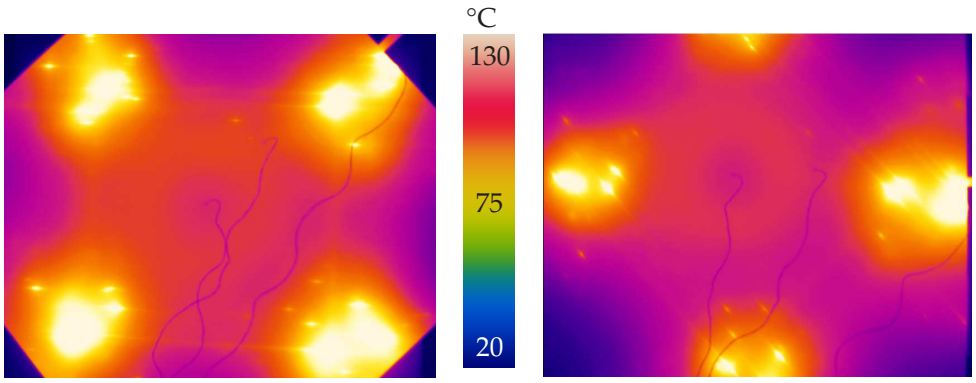


Abbildung 5.20.: Wärmebild von Bauteil-CFK-indirekt in gedrehter (links) und verschobener (rechts) Position

Trotz Drehung und Verschiebung sind die thermischen Hotspots im Bauteil an der gleichen Position zu sehen. Daher werden die Ursachen dieser Hotspots auf Fehler im Bauteil und nicht auf Unregelmäßigkeiten des elektromagnetischen Feldes zurückgeführt. Das Auftreten der thermischen Hotspots wird auch während der Messungen im homogenen Feld einer Helmholtzspule beobachtet (siehe Kapitel 3.2). Für die Hotspots können zwei Effekte verantwortlich sein. Zum einen kann es innerhalb einer UD-Lage zur Verschwemmung der Fasern und somit Ausbildung von kleinen Leiterschleifen kommen. Zum anderen kann eine leitfähige Faser die Isolationslage durchstechen und somit einen elektrischen Kontakt zwischen den beiden leitfähigen Lagen herstellen.

Um den Effekt genauer zu untersuchen wird das in Kapitel 4.2.2 aufgebaute FEM-Modell modifiziert. Es werden leitfähige Lagen in 45° und eine in −45° zur Ferritkante sowie eine dazwischen liegende Isolationsschicht aus GFK im indirekten Bereich eingesetzt. Die restlichen Parameter inklusive der Materialmodelle werden aus dem bereits vorhandenen FEM-Modell aus Kap. 4.2.2 übernommen.

In Abb. 5.21 sind die Wirbelstromverläufe in den FVK-Lagen einer Wärmebildaufnahme von Bauteil-CFK-indirekt gegenübergestellt. Dabei wird die Aufnahme 60 s nach Messbeginn aufgenommen, sodass die Verlustleistung aus Ferrit und Spule noch kaum an die Oberfläche geleitet wird. Dadurch sind lediglich die Erwärmungen aus der elektromagnetischen Absorption zu sehen. Bei genauer Betrachtung der Wärmebildaufnahme ist zu erkennen, dass die in den Simulationsergebnissen visualisierten Wirbelströme durch Erwärmungen im Material sichtbar werden. Diese haben die Form eines Quadrates, das um 45° zur Ferritkante gedreht ist. Zerlegt man den Wirbelstromverlauf in die Anteile der 45° und −45° Lage ist zu sehen, dass jeweils zwei Kanten des quadratischen Wirbelstromverlaufs auf eine CFK-Pech-Lage zurückzuführen sind. An

den Überlappungen dieser Kanten wechselt der Strom zwischen den Lagen, soweit dies durch die Isolationslage möglich ist. Dies ist genau der Ort, an dem die Hotspots in der Ladeeinheit entstehen. Es ist daher anzunehmen, dass dort Kohlefasern durch die Isolationslage stechen und diese somit überbrücken.

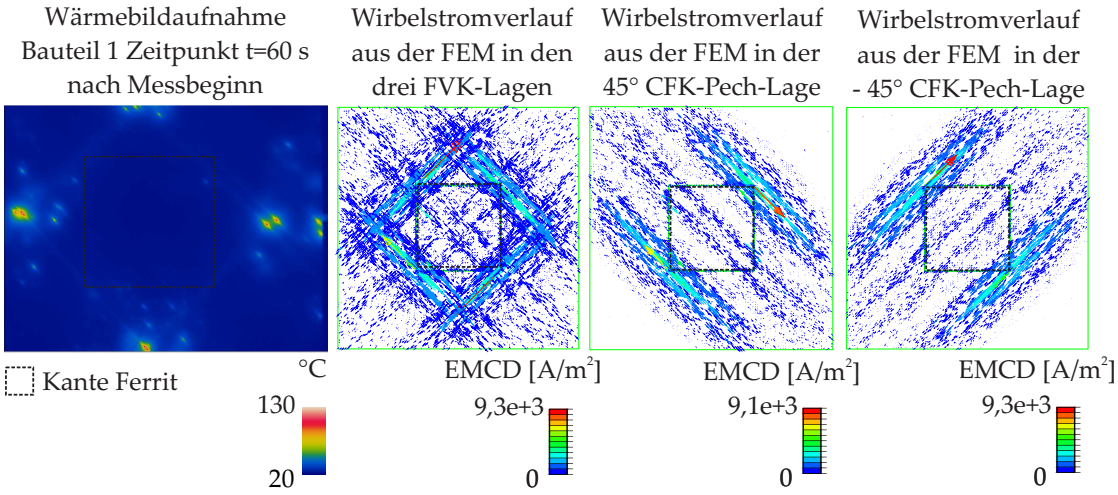


Abbildung 5.21.: Wärmebildaufnahme von Bauteil-CFK-indirekt nach 60 s Messdauer (1. Bild), Wirbelstromverlauf aus der FEM-Rechnung in den drei FVK-Lagen (2. Bild) und aufgeteilte Wirbelströme für die 45° (3. Bild) und −45° CFK-Pech-Lage (4. Bild)

Wird zusätzlich die absorbierte Leistung in einer leitfähigen CFK-Pech-Lage und in der Isolationslage visualisiert, wird diese These bestätigt (siehe Abb. 5.22). In der Isolationslage wird an solchen Stellen am meisten Leistung absorbiert, an welchen in der Wärmebildaufnahme der Ladeeinheiten Hotspots zu sehen sind. Die absorbierte Leistung in der leitfähigen CFK-Pech-Lage zeigt eine deutlich veränderte Verteilung. An den Stellen höchster absorbierter Leistung an den Ecken des Ferritkernes sind im Wärmebild keine Hotspots zu erkennen. Für die Hotspots ist folglich eine Überbrückung der Isolationslage durch einzelne Filamente verantwortlich. Diese Unregelmäßigkeiten sind über die komplette Fläche verteilt, werden jedoch nur dort sichtbar, wo ein großer Strom durch die Isolationslage fließt.

In einem weiteren Schritt wird daher die Leitfähigkeit der Isolationslage in Dickenrichtung erhöht, um durch die Isolationslage dringende Kohlenstofffasern zu berücksichtigen. In Abb. 5.17 treten in Bauteil-CFK-indirekt pro Fläche A_{ref} von 100 x 100 mm^2 an fünf Stellen Hotspots auf. Unter Anwendung der mikromechanischen Formel nach (2.19) ergibt sich die Leitfähigkeit σ_{neu} zu

$$\sigma_{neu} = \frac{5r_{Faser}^2\pi}{A_{ref}}\sigma_{Faser} + (1 - \frac{5r_{Faser}^2\pi}{A_{ref}})\sigma_{Iso}. \tag{5.5}$$

Unter Verwendung eines Faserfilamentdurchmessers r_{Faser} von 5 µm, der Leitfähigkeit einer Pechfaser σ_{Faser} von 143000 S/m und einer Leitfähigkeit der Isolationsschicht σ_{Iso} von $1 \cdot 10^{-10}$ S/m ergibt sich eine Leitfähigkeit σ_{neu} von $0,005$ S/m. Die Verläufe der Wirbelströme und absorbierten Leistungen bleiben für diese Simulation beinahe identisch. Lediglich der Absolutwert der absorbierten Leistung in der Isolationslage steigt von $2 \cdot 10^{-7}$ W auf 9 W. Diese Leistungen werden konzentriert an den Stellen der Hotspots absorbiert. Dies führt zu den hohen Temperaturen der Hotspots im Wärmebild.

Die beschriebene These wird zusätzlich dadurch bestätigt, dass in Bauteil-CFK-direkt weniger thermische Hotspots zu erkennen sind. Dort wird im Vergleich zu Bauteil-CFK-indirekt ein großer Teil der Isolationslagen aus 510 g/m^2 statt 350 g/m^2 Lagen aufgebaut (siehe Abb. 5.13). Eine elektrische Überbrückung der Isolationslagen durch diese durchdringende leitfähige Fasern ist in den dickeren Lagen deutlich schwieriger.

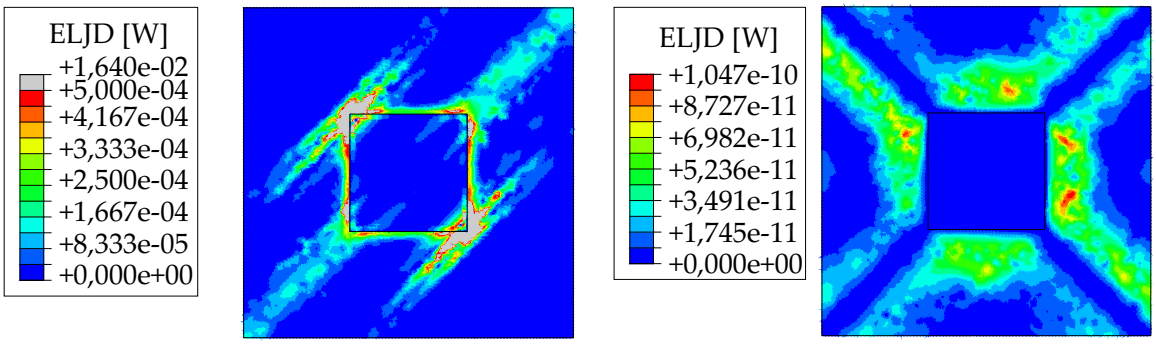


Abbildung 5.22.: Mittels FEM berechnete absorbierte Leistungen in der 45° CFK-Pech-Lage (links) und der Isolationslage (rechts) aus der FEM-Simulation

Zusammenfassend ist festzuhalten, dass eine Ladeeinheit in Faserverbundkonzepten selbst bei Einsatz von elektrisch leitfähigen Fasern zur Leistungsübertragung eingesetzt werden kann. Das Risiko thermischer Hotspots muss jedoch noch durch eine Prozessverbesserung in der Herstellung und einen Einsatz von geeigneten Isolationslagen reduziert werden.

Aus den Ergebnisse kann für einen optimierten Aufbau einer induktiven Ladeeinheit in Faserverbundkonzepten gefolgert werden, dass ein Einsatz gegeneinander isolierter elektrisch leitfähiger UD-Lagen im indirekten Bereich zu empfehlen ist. Diese Lagen sollen so ausgerichtet werden, dass zwischen Fasern und Ferritkante ein Winkel von 45° entsteht. Zusätzlich muss die Menge an CFK-Lagen je nach Anforderung angepasst werden. Für ein geringes Gewicht und niedrige Kosten sind wenige CFK-Lagen einzusetzen. Für geringe Verluste sowie einen geringen Bauraumbedarf sind dagegen möglichst viele der CFK-Lagen zu verwenden.

Für den Einsatz elektrisch leitfähiger Lagen im direkten Bereich kann aus diesen Versuchen keine eindeutige Empfehlung ausgesprochen werden, da auf die Höhe der

absorbierten Leistungen in den Lagen nicht exakt geschlossen werden kann. Für zwei Lagen des CFK-Pech Materials mit einem Flächengewicht von 250 g/m^2 in 45° zur Ferritkante sind die absorbierten Leistungen jedoch unter 80 W. Eine grundsätzliche Einsatzmöglichkeit ist durch die Versuche folglich bestätigt.

6. Zusammenfassung und Ausblick

Im Rahmen dieser Arbeit werden neuartige Integrationskonzepte induktiver Ladeeinheiten für ein Elektrofahrzeug mittels eines FVK-Gehäuses multiphysikalisch ausgelegt und optimiert. Die hierfür eingesetzten Faserverbunde beinhalten neben elektrisch nicht leitfähigen Isolationslagen aus GFK auch leitfähige Kohlenstofffasern. Daher wird in einem ersten Schritt das grundlegende Verhalten von elektrisch leitfähigem FVK im elektromagnetischen Feld untersucht. Anschließend erfolgt eine getrennte Betrachtung von Anforderungen aus den Feldern Mechanik, Thermodynamik und Elektromagnetik. Deren Wechselwirkungen mit dem eingesetzten FVK wird über analytische und FEM-Modelle sowie experimentelle Untersuchungen näher betrachtet. Die Anforderungen werden in einem multiphysikalischen Modell zusammengeführt und um die klassischen Gesichtspunkte Gewicht und Kosten ergänzt. Eine Optimierung mit einem genetischen Algorithmus ergibt optimierte Lagenaufbauten und Materialkombinationen des FVKs im Gehäuse der Ladeeinheit. Abschließend werden zwei Ladeeinheiten in Faserverbundkonzepten aufgebaut und vermessen.

Zu Beginn wird das grundlegende Verhalten von elektrisch leitfähigen Faserverbunden in einem homogenen elektromagnetischen Feld bei einer Frequenz von 85 kHz untersucht. Ein hierfür aufgebautes analytisches Modell erlaubt die Berechnung der absorbierten Leistung eines FVK mit unterschiedlichen Lagenaufbauten und Materialien. Numerische Untersuchungen mittels FEM und experimentelle Untersuchungen in einer Helmholtzspule vertiefen das Verständnis und dienen zur Validierung des analytischen Ansatzes. Es zeigt sich, dass CFK-Werkstoffe nur bedingt einsetzbar sind. Liegen zwei elektrisch leitfähige Lagen mit unterschiedlichem Faserwinkel direkt nebeneinander, kommt es zu einer starken elektromagnetischen Absorption über Wirbelströme im Material. Der Einsatz von Isolationslagen aus GFK zwischen den elektrisch leitfähigen UD-Lagen verändert den Wirbelstromverlauf jedoch drastisch. Dies liegt im Speziellen daran, dass der Übergang des Stroms zwischen den elektrisch leitfähigen Lagen verhindert wird. So wird nur noch ein Bruchteil an Energie absorbiert und ein Einsatz von derartigen Faserverbunden wird möglich.

Der validierte analytische Ansatz, basierend auf einer elektrischen Widerstandsschaltung, wird anschließend auf FVK-Werkstoffe im elektromagnetischen Feld einer induktiven Ladeeinheit übertragen. Dabei herrscht im Vergleich zu den Grundlagenuntersuchungen kein homogenes, sondern ein heterogen verteiltes elektromagnetisches Feld. Es werden wiederum FVK-Laminate ohne sowie mit Isolation zwischen den elektrisch leitfähigen Lagen untersucht. Mit Hilfe eines numerischen Modells können die auftretenden Wirbelströme berechnet werden. Es zeigte sich, dass bei gegeneinander isolierten elektrisch leitfähigen Lagen die Ausrichtung der Fasern zur Ferritschicht einen großen

Einfluss hat. Werden bei parallel zur Ferritkante ausgerichteten Fasern im Bereich hinter dem Ferritkern noch Leistungen bis zu 12 W pro Lagen absorbiert, sind diese bei einer Lage in 45° zur Ferritkante nur noch $0,5$ W hoch. Dies zeigt, dass ein Einsatz von elektrisch leitfähigen FVK-Materialien im Umfeld einer induktiven Ladeeinheit möglich ist.

Auch das thermodynamische Verhalten der Ladeeinheit spielt eine große Rolle. Über ein spezifisches Wärmemanagement muss die während des Ladevorgangs entstehende Verlustleistung zur Vermeidung von zu hohen Temperaturen abgeführt werden. Daher wird ein analytisches Modell basierend auf thermischen Widerständen aufgebaut, welches es erlaubt, die Auswirkung unterschiedlicher Laminate auf die Temperatur in der Ladeeinheit zu untersuchen. Ein FEM-Modell ermöglicht die genauere Berechnung der auftretenden Wärmeströme und dient neben experimentellen Untersuchungen an einem Prinzipaufbau zur Validierung des analytischen Ansatzes. Es zeigt sich, dass besonders im indirekten Bereich ein FVK mit einer hohen thermischen Leitfähigkeit eingesetzt werden sollte. Hierdurch ist eine Reduzierung der im Inneren der Ladeeinheit auftretenden Temperaturen im Vergleich zu einem Aufbau mit GFK-Gehäuse um bis zu 30°C bei einer Übertragungsleistung von $7,7$ kW möglich.

Neben elektromagnetischen und thermischen Anforderungen an Faserverbunde im Gehäuse einer Ladeeinheit wird auch deren mechanisches Verhalten betrachtet. Beispielhaft hierfür erfolgt dabei neben der Betrachtung der Schubsteifigkeit der Einheit auch eine Analyse der Belastung durch ein Impactereignis. Die Auswirkung unterschiedlicher Lagenaufbauten und Fasermaterialien auf die Durchbiegung sowie Schädigung der Ferritschicht wird mittels eines analytischen Feder-Masse-Modells untersucht. Numerische FEM-Modelle sowie Experimente an einem Fallturm dienen zur detaillierteren Untersuchung des Bauteilverhaltens sowie Validierung des analytischen Ansatzes. Es zeigte sich, dass ein möglichst steifer FVK anzustreben ist. Bei Einsatz eines sehr steifen CFKs mit Fasern aus einem Pech-Precursor kann eine minimale Durchbiegung von etwa 5 mm erreicht werden.

Die entwickelten analytischen Modelle werden anschließend zusammengefasst und um die Anforderung Kosten und Gewicht ergänzt. Dies ermöglicht es die Auswirkung unterschiedlicher Faserverbundaufbauten auf das multiphysikalische Verhalten der Ladeeinheit zu untersuchen. Auch dient dieses Modell als Grundlage für eine genetische Optimierung des Faserverbundgehäuses. Lagenorientierung, Lagenanzahl, Fasermaterial und Lagendicke werden als Entwurfsvariablen betrachtet. Die Auswertung der Optimierung zeigt, dass ein Einsatz von gegeneinander isolierten CFK-Pech-Lagen in einem Winkel von 45° zur Ferritkante die besten Ergebnisse hinsichtlich Gewicht, benötigtem Bauraum und auftretenden Verlusten verspricht. Lediglich Nachteile durch eine Erhöhung der Materialkosten sind zu erwarten.

Zum Abschluss werden zwei Ladeeinheiten mit einer in das Faserverbundgehäuse eingebetteten Ferritschicht und einer integrierten Kupferspule aufgebaut. In einem Bauteil

werden dabei nur im Bereich hinter der Ferritschicht gegeneinander isolierte CFK-Pech-Lagen in einem 45° oder −45° Winkel zur Ferritkante eingesetzt. Im Bereich vor der Ferritschicht besteht der Faserverbund nur aus GFK. Im zweiten Bauteil werden zusätzlich zwei gegeneinander isolierte 45° und −45° Lagen im Bereich vor der Ferritschicht eingebracht. Es zeigt sich, dass bei beiden Bauteilen eine Leistung von $7,7$ kW bei einer Effizienz von $88 - 89$ % übertragen werden kann. Es können folglich auch im direkten Bereich elektrisch leitfähige Faserverbunde eingesetzt werden, wenn diese elektrisch gegeneinander isoliert sind.

Die in der vorliegenden Arbeit entwickelte Methode zur Auslegung einer induktiven Ladeeinheit in Faserverbundkonzepten kann individuell an die jeweilige Belastungssituation angepasst werden. Je nach benötigter Spulen- und Ferritgröße sowie geforderten Anforderungen kann das FVK-Werkstoffkonzept durch Variation von Lagenanzahl, -orientierung und -material flexibel, zeitnah und ohne große Änderungen im Herstellungsprozess angepasst werden. Zusätzlich erlauben die in der Optimierung erreichten Bauraum- und Gewichtseinsparungen den Einsatz von flächenmäßig größeren Spulen, dickeren Ferritschichten und einen größeren Abstand der Alu-Abschirmung von der Ferritschicht. Diese Maßnahmen führen zu einem höheren Wirkungsgrad der induktiven Ladeeinheit.

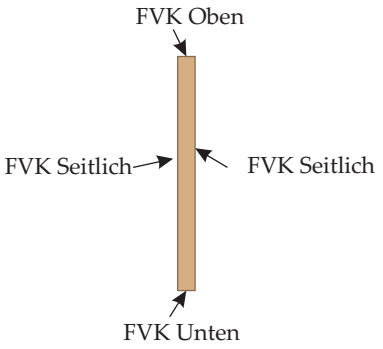
Zukünftig ist zu untersuchen, wie die während der abschließenden Messungen auftretenden lokalen thermischen Hotspots verhindert werden können. Einflüsse des Herstellungsprozesses sowie unterschiedliche Isolationslagen sind zu analysieren. Neben den im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Gelegen sind auch andere Halbzeuge vorstellbar. So verspricht beispielsweise ein Aufsticken von Rovings eine größere Designfreiheit und damit große Potentiale hinsichtlich Gewicht, Kosten, Bauraum und Effizienz. Die industrielle Herstellung der Ladeeinheiten in Faserverbundkonzepten stellt eine weitere große Herausforderung dar. Die Verwendung des RTM-Verfahrens könnte die Zykluszeiten reduzieren und damit die Kosten senken. Auswirkungen der dabei herrschenden Prozessparameter, beispielsweise des Injektionsdrucks, sind zu bewerten.

Der Einsatz von gegeneinander isolierten elektrisch leitfähigen Lagen ermöglicht den Aufbau eines Werkstoffes mit guten multiphysikalischen Eigenschaften. Es können Bauteilkonzepte realisiert werden, die trotz hoher mechanischer Steifigkeit und thermischer Leitfähigkeit im elektromagnetischen Feld eingesetzt werden können. Anwendungsgebiete wie die Sensorintegration bei autonom fahrenden Fahrzeugen sind dadurch vorstellbar. Dies ermöglicht eine neue Designfreiheit bei der Werkstoffauswahl, wodurch leichtere und kleinere Bauteile ohne eine Erhöhung der Kosten entwickelt werden können.

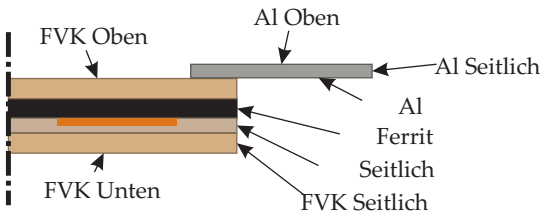
A. Anhang

Anhang A

Bezeichnungen für thermisches FEM-Modell Kapitel 3.2.1



Bezeichnungen für thermsiches FEM-Modell Kapitel 4.3.3



Temperatur [°C]	Konvektionskoeffizient α [W/°C]							
	FVK Oben	FVK Unten	FVK Seitlich	Alu Oben	Alu Unten	Alu Seitlich	Ferrit Seitlich	Schaum Seitlich
20	0,15	0,11	6,73	0,18	0,13	4,89	9,86	4,19
30	3,07	1,78	17,29	3,07	2,09	14,22	22,17	12,99
40	3,72	2,01	18,9	3,72	2,36	15,66	24,03	14,37
50	4,12	2,15	19,92	4,12	2,53	16,58	25,22	15,23
60	4,46	2,26	20,79	4,46	2,66	17,34	26,23	15,96
70	4,73	2,36	21,51	4,73	2,77	17,89	27,08	16,57
80	4,96	2,44	22,14	4,96	2,87	18,53	27,82	17,09
90	5,16	2,51	22,7	5,16	2,95	19,02	28,49	17,55
100	5,33	2,57	23,2	5,33	3,02	19,46	29,09	17,96
110	5,48	2,63	23,65	5,48	3,09	19,86	29,64	18,33
120	5,62	2,68	24,08	5,62	3,15	20,22	30,15	18,67
130	5,73	2,73	24,47	5,73	3,21	20,56	30,42	18,99
140	5,84	2,79	24,84	5,84	3,26	20,87	31,07	19,28
150	5,94	2,81	25,18	5,94	3,3	21,17	31,5	19,56

.

Emissionskoeffizient ε [-]							
FVK Oben	FVK Unten	FVK Seitlich	Alu Oben	Alu Unten	Alu Seitlich	Ferrit Seitlich	Schaum Seitlich
0,93	0,95	0,93	0,12	0,12	0,12	0,84	0,50

Abbildung A.1.: Verwendete Koeffizienten für Konvektion und Strahlung im thermischen FEM-Modell

Anhang B

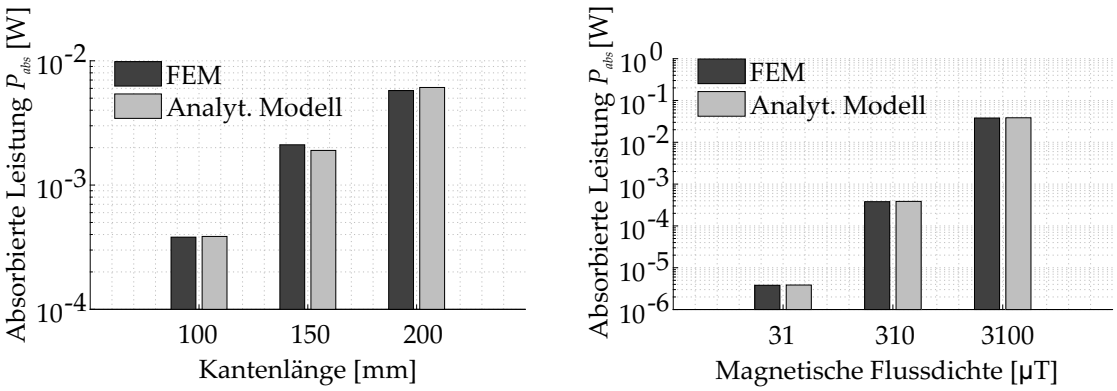


Abbildung A.2.: Absorbierte Leistung des Probekörpers Pech-1L bei 222 μT für unterschiedliche Kantenlängen (links) und für unterschiedliche magnetische Flussdichten bei 100 x 100 mm^2 großen Proben (rechts)

Anhang C

Tabelle A.1.: Verwendete Koeffizienten für das Materialmodell „Crushable Foam“ innerhalb des mechanischen FEM-Modells

Nominelle Dehnung [-]	Nominelle Spannung [N/mm²]
0	0
0,05	1,12
0,1	1,16
0,15	1,18
0,20	1,20
0,25	1,23
0,30	1,27
0,35	1,32
0,40	1,38
0,45	1,48
0,50	1,62
0,55	1,86
0,60	2,21
0,65	2,82
0,70	4,01
0,75	5,78
0,80	9,63

Anhang D

Optimum Bauraum 25,30 mm		
Nr.	Dicke [mm]	Winkel [°]
11	0,500	45
10	0,500	-45
9	0,500	-45
8	0,500	45
Spule/Ferrit		
7	0,500	-45
6	0,500	45
5	0,500	-45
4	0,500	45
3	0,500	45
2	0,500	90
1	0,500	-45

Optimum Bauraum 25,10 mm		
Nr.	Dicke [mm]	Winkel [°]
12	0,499	45
11	0,499	-45
10	0,499	-45
9	0,499	45
Spule/Ferrit		
9	0,487	-45
8	0,495	-45
7	0,493	45
6	0,455	45
5	0,296	45
4	0,189	0
3	0,499	-45
2	0,498	45
1	0,493	-45

Optimum Bauraum 24,70 mm		
Nr.	Dicke [mm]	Winkel [°]
16	0,495	-45
15	0,264	-45
14	0,373	-45
13	0,141	0
12	0,485	45
11	0,438	45
10	0,148	-45
9	0,453	45
8	0,228	45
Spule/Ferrit		
7	0,429	45
6	0,379	45
5	0,394	45
4	0,497	0
3	0,452	-45
2	0,270	-45
1	0,439	-45

Optimum Bauraum 24,00 mm		
Nr.	Dicke [mm]	Winkel [°]
18	0,500	-45
17	0,361	-45
16	0,472	45
15	0,122	0
14	0,446	45
13	0,296	45
12	0,281	45
11	0,300	-45
10	0,184	-45
Spule/Ferrit		
9	0,253	-45
8	0,403	45
7	0,476	45
6	0,450	45
5	0,162	-45
4	0,366	-45
3	0,281	-45
2	0,291	0
1	0,250	45

Material Lagen:

- ☐ GFK
- ■ CFK-Pech

Abbildung A.3.: Optimierte Lagenaufbauten hinsichtlich Bauraum für vier verschiedene Kombinationen der Lagenanzahl

Optimum Kosten 20,30 €		
Nr.	Dicke [mm]	Winkel [°]
11	0,142	45
10	0,484	45
9	0,479	-45
8	0,112	-45
Spule/Ferrit		
7	0,495	-45
6	0,491	-45
5	0,465	45
4	0,467	45
3	0,190	0
2	0,459	45
1	0,462	-45

Optimum Kosten 20,00 €		
Nr.	Dicke [mm]	Winkel [°]
12	0,134	-45
11	0,436	-45
10	0,354	45
9	0,110	45
Spule/Ferrit		
9	0,337	45
8	0,470	45
7	0,255	-45
6	0,193	-45
5	0,447	45
4	0,364	90
3	0,454	90
2	0,391	-45
1	0,340	90

Optimum Kosten 21,73 €		
Nr.	Dicke [mm]	Winkel [°]
16	0,174	45
15	0,175	-45
14	0,189	-45
13	0,188	90
12	0,191	-45
11	0,176	45
10	0,107	45
9	0,221	45
8	0,155	-45
Spule/Ferrit		
7	0,224	-45
6	0,470	-45
5	0,449	0
4	0,406	45
3	0,266	45
2	0,343	45
1	0,426	-45

Optimum Kosten 20,81 €		
Nr.	Dicke [mm]	Winkel [°]
18	0,368	45
17	0,118	-45
16	0,166	-45
15	0,102	-45
14	0,127	45
13	0,225	90
12	0,141	45
11	0,197	45
10	0,417	-45
Spule/Ferrit		
9	0,193	0
8	0,370	45
7	0,286	-45
6	0,398	90
5	0,118	-45
4	0,303	45
3	0,306	45
2	0,116	-45
1	0,191	90

Material Lagen:

- ☐ GFK
- ■ CFK-Pech

Abbildung A.4.: Optimierte Lagenaufbauten hinsichtlich Kosten für vier verschiedene Kombinationen der Lagenanzahl

Optimum Verlust 191,30 W		
Nr.	Dicke [mm]	Winkel [°]
11	0,483	-45
10	0,100	0
9	0,480	45
8	0,100	90
Spule/Ferrit		
7	0,170	0
6	0,296	45
5	0,126	0
4	0,261	45
3	0,473	90
2	0,267	-45
1	0,405	-45

Optimum Verlust 191,30 W		
Nr.	Dicke [mm]	Winkel [°]
12	0,491	-45
11	0,100	45
10	0,100	-45
9	0,474	45
Spule/Ferrit		
8	0,256	-45
7	0,199	45
6	0,465	0
5	0,237	90
4	0,303	0
3	0,118	-45
2	0,254	0
1	0,223	45

Optimum Verlust 192,28 W		
Nr.	Dicke [mm]	Winkel [°]
16	0,101	-45
15	0,107	90
14	0,487	-45
13	0,100	0
12	0,106	45
11	0,104	-45
10	0,102	0
9	0,459	45
8	0,104	45
Spule/Ferrit		
7	0,323	45
6	0,127	-45
5	0,489	45
4	0,170	-45
3	0,419	-45
2	0,495	90
1	0,148	45

Optimum Verlust 192,29 W		
Nr.	Dicke [mm]	Winkel [°]
17	0,101	-45
16	0,116	45
15	0,107	0
14	0,105	-45
13	0,107	90
12	0,484	45
11	0,129	45
10	0,474	-45
9	0,146	90
Spule/Ferrit		
8	0,430	0
7	0,461	0
6	0,124	45
5	0,121	-45
4	0,122	45
3	0,468	0
2	0,453	-45
1	0,135	90

Material Lagen:

- GFK
- CFK-Pech

Abbildung A.5.: Optimierte Lagenaufbauten hinsichtlich Verluste für vier verschiedene Kombinationen der Lagenanzahl

Anhang E

Tabelle A.2.: Ergebnisse Optimierung für sieben Lagen im direkten und vier Lagen im indirekten Feld

Zielgröße	Gewicht	Bauraum	Kosten	Verlust
Gewicht [kg]	3,55	6,51	5,12	3,76
Bauraum [mm]	30,00	25,30	30,00	29,70
Kosten [Euro]	46,03	52,15	20,30	44,91
Verlust [W]	191,32	193,29	198,86	191,30
Materialeinsatz				
Dicke GFK-direkt [mm]	1,849	3,500	3,029	2,000
Dicke CFK-Pech-direkt [mm]	-	-	-	-
Dicke GFK-indirekt [mm]	0,221	1,000	0,962	0,2003
Dicke CFK-Pech-indirekt [mm]	0,998	1,000	0,253	0,963

Tabelle A.3.: Ergebnisse Optimierung für neun Lagen im direkten und vier Lagen im indirekten Feld

Zielgröße	Gewicht	Bauraum	Kosten	Verlust
Gewicht [kg]	3,64	7,00	5,17	3,66
Bauraum [mm]	30,00	25,10	30,00	29,90
Kosten [Euro]	44,78	53,11	20,00	44,92
Verlust [W]	192,28	193,28	198,85	191,30
Materialeinsatz				
Dicke GFK-direkt [mm]	1,933	3,907	3,250	1,987
Dicke CFK-Pech-direkt [mm]	-	-	-	-
Dicke GFK-indirekt [mm]	0,244	1,000	0,790	0,206
Dicke CFK-Pech-indirekt [mm]	0,961	1,000	0,243	0,964

Tabelle A.4.: Ergebnisse Optimierung für sieben Lagen im direkten und neun Lagen im indirekten Feld

Zielgröße	Gewicht	Bauraum	Kosten	Verlust
Gewicht [kg]	4,14	6,98	5,01	6,18
Bauraum [mm]	30,00	24,70	30,00	29,50
Kosten [Euro]	31,47	52,33	21,73	84,57
Verlust [W]	196,05	194,28	198,88	187,81
Materialeinsatz				
Dicke GFK-direkt [mm]	1,881	2,858	2,584	2,969
Dicke CFK-Pech-direkt [mm]	-	-	-	-
Dicke GFK-indirekt [mm]	1,014	2,045	1,280	1,823
Dicke CFK-Pech-indirekt [mm]	0,592	0,980	0,298	0,569

Tabelle A.5.: Ergebnisse Optimierung für neun Lagen im direkten und neun Lagen im indirekten Feld

Zielgröße	Gewicht	Bauraum	Kosten	Verlust
Gewicht [kg]	4,00	7,00	5,01	4,99
Bauraum [mm]	30,00	24,40	30,00	30,00
Kosten [Euro]	30,03	52,05	21,73	20,81
Verlust [W]	196,04	194,28	194,27	198,89
Materialeinsatz				
Dicke GFK-direkt [mm]	1,850	2,931	2,282	2,797
Dicke CFK-Pech-direkt [mm]	-	-	-	-
Dicke GFK-indirekt [mm]	0,955	1,990	1,570	1,288
Dicke CFK-Pech-indirekt [mm]	0,563	0,972	0,293	1,040

B. Literaturverzeichnis

[1] Murat Yilmaz and Philip T. Krein. Review of battery charger topologies, charging power levels, and infrastructure for plug-in electric and hybrid vehicles. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 28(5):2151–2169, 2013.

[2] Mehmet Efe Biresselioglu, Melike Demirbag Kaplan, and Barbara Katharina Yilmaz. Electric mobility in europe: A comprehensive review of motivators and barriers in decision making processes. *Transportation Research Part A: Policy and Practice*, 109:1–13, 2018.

[3] Terence Dimatulac and H. Maoh. Modeling the demand for electric vehicles in the canadian rental market: A stated preference approach. *World Electric Vehicle Journal*, 2017.

[4] Joseph S. Krupa, Donna M. Rizzo, Margaret J. Eppstein, D. Brad Lanute, Diann E. Gaalema, Kiran Lakkaraju, and Christina E. Warrender. Analysis of a consumer survey on plug-in hybrid electric vehicles. *Transportation Research Part A: Policy and Practice*, 64:14–31, 2014.

[5] Moataz Mohamed, Christopher D. Higgins, Mark Ferguson, and Weeberb J. Réquia. The influence of vehicle body type in shaping behavioural intention to acquire electric vehicles: A multi-group structural equation approach. *Transportation Research Part A: Policy and Practice*, 116:54–72, 2018.

[6] S. S. Raghavan and A. Khaligh. Electrification potential factor: Energy-based value proposition analysis of plug-in hybrid electric vehicles. *IEEE Transactions on Vehicular Technology*, 61(3):1052–1059, 2012.

[7] Alireza Khaligh and Serkan Dusmez. Comprehensive topological analysis of conductive and inductive charging solutions for plug-in electric vehicles. *IEEE Transactions on Vehicular Technology*, 61(8):3475–3489, 2012.

[8] A. Khaligh and S. Dusmez. Comprehensive topological analysis of conductive and inductive charging solutions for plug-in electric vehicles. *IEEE Transactions on Vehicular Technology*, 61(8):3475–3489, 2012.

[9] Cagla Dericioglu, Emrah Yirik, Erdem Ünal, Mehmet Cuma, Burak Onur, and Mehmet Tümay. A review of charging technologies for commercial electric vehicles. *International Journal of Advances on Automotive and Technology*, 2018.

[10] Ravikiran Vaka and Ritesh Kumar Keshri. Review on contactless power transfer for electric vehicle charging. *Energies*, 10(5):636, 2017.

[11] Kafeel Ahmed Kalwar, Muhammad Aamir, and Saad Mekhilef. Inductively coupled power transfer (icpt) for electric vehicle charging – a review. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 47:462–475, 2015.

[12] Chirag Panchal, Sascha Stegen, and Junwei Lu. Review of static and dynamic wireless electric vehicle charging system. *Engineering Science and Technology, an International Journal*, 21(5):922–937, 2018.

[13] C. Qiu, K. T. Chau, C. Liu, and C. C. Chan. Overview of wireless power transfer for electric vehicle charging. *2013 World Electric Vehicle Symposium and Exhibition (EVS27)*, 2013.

[14] Mohamed El Rayes, Gihan Nagib, and Wahied Ali Abdelaal. A review on wireless power transfer. *International Journal of Engineering Trends and Technology (IJETT)*, 40:272–280, 2016.

[15] Siqi Li and Chunting Chris Mi. Wireless power transfer for electric vehicle applications. *IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics*, 3(1):4–17, 2015.

[16] Nikolay Dimitrov Mazharov, Stefan Milchev Hristov, Dimitar Andonov Dichev, and Iliya Slavov Zhelezarov. Some problems of dynamic contactless charging of electric vehicles. *Acta Polytechnica Hungarica*, 14(4), 2017.

[17] Hunter Wu, Aaron Gilchrist, Ky Sealy, Paul Israelsen, and Jeff Muhs. A review on inductive charging for electric vehicles. *2011 IEEE International Electric Machines and Drives Conference, IEMDC 2011*, 2011.

[18] K. Aditya and S. S. Williamson. Design considerations for loosely coupled inductive power transfer (ipt) system for electric vehicle battery charging - a comprehensive review. *2014 IEEE Transportation Electrification Conference and Expo (ITEC)*, 2014.

[19] Heike Barth, Marco Jung, Martin Braun, Benedikt Schmuelling, and Ulrich Reker. Concept evaluation of an inductive charging system for electric vehicles. *3rd European Conference Smart Grids and E-Mobility*, 2011.

[20] L. Clare, P. Worgan, B. H. Stark, S. Adami, and D. Coyle. Influence of exposure guidelines on the design of on-body inductive power transfer. *2015 IEEE Wireless Power Transfer Conference (WPTC)*, 2015.

[21] Katharina Knaisch. *Untersuchung von Spulensystemen zur induktiven Energieübertragung von Elektrofahrzeugen. Vergleich von Topologien und Entwicklung einer Auslegungsmethodik.* Dissertation, KIT and Karlsruher Institut für Technologie, Karlsruher Institut für Technologie, 2017.

[22] H. Barth, M. Braun, and M. Jung. Kontaktloses Laden von Elektrofahrzeugen. *Report für Frauenhofer Institut für Windenergie und Energiesystemtechnik*, 2011.

[23] Roman Bosshard and Johann W. Kolar. Inductive power transfer for electric vehicle charging. *IEEE Power Electronics Magazine*, pages 22–30, 2016.

[24] Hongseok Kim, Chiuk Song, Dong-Hyun Kim, Daniel H. Jung, In-Myoung Kim, Young-Il Kim, Jonghoon Kim, Seungyoung Ahn, and Joungho Kim. Coil design and measurements of automotive magnetic resonant wireless charging system for high-efficiency and low magnetic field leakage. *IEEE Trans. Microw. Theory Techn.*, 64(2):383–400, 2016.

[25] Chang-Yu Huang, Jason E. James, and Grant A. Covic. Design considerations for variable coupling lumped coil systems. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 30(2):680–689, 2015.

[26] F. Risch, S. Guenther, and J. Franke. Production concepts for inductive power transfer systems for electric vehicles. *2012 2nd International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 2012.

[27] Nikolay Dimitrov Mazharov, Stefan Milchev Hristov, Dimitar Andonov Dichev, and Iliya Slavov Zhelezarov. Some problems of dynamic contactless charging of electric vehicles. *Acta Polytechnica Hungarica*, 14(4), 2017.

[28] Su Y. Choi, Beom W. Gu, Seog Y. Jeong, and Chun T. Rim. Advances in wireless power transfer systems for roadway-powered electric vehicles. *IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics*, 3(1):18–36, 2015.

[29] B. Schmuelling, S. G. Cimen, T. Vosshagen, and F. Turki. Layout and operation of a non-contact charging system for electric vehicles. *2012 15th International Power Electronics and Motion Control Conference (EPE/PEMC)*, 2012.

[30] B. Schmuelling, R. Grochla, and F. Turki. A sepic fed inductive charging device for electric vehicles. *4th International Conference on Power Engineering, Energy and Electrical Drives*, 2013.

[31] Benedikt Schmuelling, Sarg Cimen, and Jana Demtroder. Comparative study of the transmission characteristic of unequal compensated inductive power supply systems for electric vehicles. *Organ*, 3:15, 2015.

[32] Jaegue Shin, Seungyong Shin, Yangsu Kim, Seungyoung Ahn, Seokhwan Lee, Guho Jung, Seong-Jeub Jeon, and Dong-Ho Cho. Design and implementation of shaped magnetic-resonance-based wireless power transfer system for roadway-powered moving electric vehicles. *IEEE Transactions on Industrial electronics*, 61(3):1179–1192, 2014.

[33] C. Gottheit. Abschlussbericht zum Verbundvorhaben "Kabelloses Laden von Elektrofahrzeugen", im Rahmen des FuE-Programms "Förderung von Forschung and Entwicklung im Bereich der Elektromobilität". *Weil am Rhein, Oktober*, 2011.

[34] Juergen Biela and Johann W. Kolar. Cooling concepts for high power density magnetic devices. *IEEJ Transactions on Industry Applications*, 128(4):500–507, 2008.

[35] J. W. Kolar, J. Biela, S. Waffler, T. Friedli, and U. Badstuebner. Performance trends and limitations of power electronic systems. *6th International Conference on Integrated Power Electronics Systems*, 2010.

[36] R. Bosshard and J. W. Kolar. Multi-objective optimization of 50 kw/85 khz ipt system for public transport. *IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics*, 4(4):1370–1382, 2016.

[37] Tommaso Campi, Silvano Cruciani, Valerio de Santis, F. Maradei, and Mauro Feliziani. Numerical calculation of the near field shielding for carbon fiber reinforced polymer (CFRP) panels at wireless power transfer automotive frequencies. *2018 IEEE Symposium on Electromagnetic Compatibility, Signal Integrity and Power Integrity*, pages 444–447, 2018.

[38] Tommaso Campi, Silvano Cruciani, Valerio de Santis, Francesca Maradei, and Mauro Feliziani. Numerical characterization of the magnetic field in electric vehicles equipped with a wpt system. *Wireless Power Transfer*, 4(2):78–87, 2017.

[39] T. Campi, S. Cruciani, and M. Feliziani. Magnetic shielding of wireless power transfer systems. *2014 International Symposium on Electromagnetic Compatibility, Tokyo*, 2014.

[40] T. Campi, S. Cruciani, V. De Santis, F. Maradei, and M. Feliziani. Magnetic field behavior in a carbon-fiber electrical vehicle charged by a wireless power transfer system. *2017 International Symposium on Electromagnetic Compatibility - EMC EUROPE*, 2017.

[41] G. Wasselynck, D. Trichet, B. Ramdane, and J. Fouldagar. Interaction between electromagnetic field and CFRP materials: A new multiscale homogenization approach. *IEEE Transactions on Magnetics*, 46(8):3277–3280, 2010.

[42] Jun Cheng, Hongli Ji, Jinhao Qiu, Toshiyuki Takagi, Tetsuya Uchimoto, and Ning Hu. Novel electromagnetic modeling approach of carbon fiber-reinforced polymer laminate for calculation of eddy currents and eddy current testing signals. *Journal of Composite Materials*, 49(5):617–631, 2014.

[43] Slimane Rezgui, Hassane Mohellebi, and Mouloud Féliachi. Electromagnetic modeling of carbon-fiber reinforced composite materials using the wave digital concept. *Multidimensional Systems and Signal Processing*, 29(1):405–430, 2018.

[44] Wendy Lin, Alan K. Miller, and Oscar Bundeman. Predictive capabilities of an induction heating model for complex-shape graphite fiber/polymer matrix composites. 1992.

[45] Alan Miller, C. Chang, A. Payne, M. Gur, E. Menzel, and A. Peled. The nature of induction heating in graphite-fiber, polymer-matrix composite materials. *SAMPE Journal*, 26, 1990.

[46] Bruce K. Fink, Roy L. McCullough, and John Gillespie Jr. Experimental verification of models for induction heating of continuous–carbon–fiber composites. *Polymer Composites*, 17:198–209, 1996.

[47] Bruce K. Fink, Roy L. McCullough, and John W. Gillespie. A model to predict the planar electrical potential distribution in cross-ply carbon-fiber composites subjected to alternating magnetic fields. *Composites Science and Technology*, 49(1):71–80, 1993.

[48] S. Yarlagadda, Heejune Kim, John Gillespie Jr, Nicholas Shevchenko, and Bruce K. Fink. Heating mechanisms in induction processing of carbon fiber reinforced thermoplastic prepreg. *45th International SAMPE Symposium and Exhibition*, 45, 2000.

[49] Heejune Kim, S. Yarlagadda, John Gillespie Jr, Nicholas B. Shevchenko, and Bruce K. Fink. A study on the induction heating of carbon fiber reinforced thermoplastic composites. *Advanced Composite Materials - ADV COMPOS MATER*, 11:71–80, 2002.

[50] Shridhar Yarlagadda, Hee June Kim, John W. Gillespie, Nicholas B. Shevchenko, and Bruce K. Fink. A study on the induction heating of conductive fiber reinforced composites. *Journal of Composite Materials*, 36(4):401–421, 2002.

[51] Michel B. Lemistre and Daniel L. Balageas. Health monitoring system for composite material using electromagnetic field measurement. *Proc. SPIE 4702*, 2002.

[52] Gerhard Mook, Rolf Lange, and Ole Koeser. Non-destructive characterisation of carbon-fibre-reinforced plastics by means of eddy-currents. *Composites Science and Technology*, 61(6):865–873, 2001.

[53] Q. Q. Ni, M. Inoue, and L. Zhang. Electromagnetic shielding property of CFRP composite laminates. *SAE*, 2011.

[54] J. Fouladgar, G. Wasselynck, and D. Trichet. Shielding and reflecting effectiveness of carbon fiber reinforced polymer (CFRP) composites. *2013 International Symposium on Electromagnetic Theory*, 2013.

[55] M. Salas, O. Focke, A. S. Herrmann, and W. Lang. Wireless power transmission for structural health monitoring of fiber-reinforced-composite materials. *IEEE Sensors Journal*, 14(7):2171–2176, 2014.

[56] Mariugenia Salas, Oliver Focke, Axel S. Herrmann, and Walter Lang. Low-frequency inductive power transmission for piezo-wafer-active-sensors in the structural health monitoring of carbon-fiber-reinforced-polymer. *Procedia Technology*, 15:648–657, 2014.

[57] Z. Q. Liu, Z. F. Yue, F. S. Wang, and Y. Y. Ji. Combining analysis of coupled electrical-thermal and blow-off impulse effects on composite laminate induced by lightning strike. *Applied Composite Materials*, 22(2):189–207, 2015.

[58] Andrzej Katunin and Katarzyna Krukiewicz. Preliminary analysis of thermal response of dielectric and conducting composite structures during lightning strike. *Composites Theory and Practice*, 16, 2016.

[59] D. Chernikov, P. Krokhmal, O. I. Zhupanska, and C. L. Pasiliao. A two-stage stochastic pde-constrained optimization approach to vibration control of an electrically conductive composite plate subjected to mechanical and electromagnetic loads. *Structural and Multidisciplinary Optimization*, 52(2):337–352, 2015.

[60] Mohammad F. Haider, Prasun K. Majumdar, Stephanie Angeloni, and Kenneth L. Reifsnider. Nonlinear anisotropic electrical response of carbon fiber-reinforced polymer composites. *Journal of Composite Materials*, 52(8):1017–1032, 2018.

[61] Mohammad Faisal Haider. *Anisotropic Electrical Response of Carbon Fiber Reinforced Composite Materials*. Dissertation, University of South Carolina, South Carolina, 2016.

[62] Lina Homsi. *Development of non-linear Electro-thermo-Mechanical Discontinous Galerkin formulations*. Dissertation, Universität Lüttich, Lüttich, 2017.

[63] Lina Homsi and Ludovic Noels. A discontinuous galerkin method for non-linear electro-thermo-mechanical problems: application to shape memory composite materials. *Meccanica*, 53(6):1357–1401, 2018.

[64] Nathan Perchikov and Jacob Aboudi. The response of conductive-fiber reinforced composites to electric field. *International Journal of Engineering Science*, 116, 2017.

[65] A. Barakati and O. I. Zhupanska. Analysis of the effects of a pulsed electromagnetic field on the dynamic response of electrically conductive composites. *Applied Mathematical Modelling*, 36(12):6072–6089, 2012.

[66] A. Barakati and O. I. Zhupanska. Influence of the electric current waveform on the dynamic response of the electrified composites. *International Journal of Mechanics and Materials in Design*, 9(1):11–20, 2013.

[67] Olesya I. Zhupanska and Robert L. Sierakowski. Electro-thermo-mechanical coupling in carbon fiber polymer matrix composites. *Acta Mechanica*, 218(3-4):319–332, 2011.

[68] S.A.E. TIR. J2954. *Wireless Power Transfer for Light-Duty Plug-In/Electric Vehicles and Alignment Methodology*, 2017.

[69] Hans A. Wolfsperger. *Elektromagnetische Schirmung: Theorie und Praxisbeispiele*. VDI-Buch. Springer-Verlag, s.l., 1. aufl. edition, 2008.

[70] Wilfried Weißgerber, editor. *Elektrotechnik für Ingenieure 1: Gleichstromtechnik und Elektromagnetisches Feld ; ein Lehr- und Arbeitsbuch für das Grundstudium*. Wiesbaden, 10., durchges. aufl. edition, 2015.

[71] Frank Gustrau. *Angewandte Feldtheorie: Eine praxisnahe Einführung in die Theorie elektromagnetischer Felder*. Carl Hanser Verlag GmbH & Co. KG, München, 2018.

[72] Siegmund Brandt and Hans Dieter Dahmen. *Elektrodynamik: Eine Einführung in Experiment und Theorie ; mit 7 Tabellen*. Springer-Lehrbuch. Springer, Berlin, Heidelberg, 4., völlig neubearbeitete Auflage edition, 2005.

[73] Ingo Wolff. *Maxwellsche Theorie: Grundlagen und Anwendungen*. Springer-Lehrbuch. Springer, Berlin, 4., überarb. Aufl. edition, 1997.

[74] Commission on Non-Ionizing Radiation Protection International. Guidelines for limiting exposure to time-varying electric and magnetic fields (1 hz to 100 khz). *Health physics*, 99(6):818–836, 2010.

[75] Dietmar Petrascheck and Franz Schwabl. *Elektrodynamik*. Springer Spektrum, Berlin and Heidelberg, 2. auflage edition, 2016.

[76] Heino Henke. *Elektromagnetische Felder: Theorie und Anwendung*. Springer-Lehrbuch. Springer Vieweg, Berlin and Heidelberg, 5., erweiterte Auflage edition, 2015.

[77] Rudolf Busch. *Elektrotechnik und Elektronik: Für Maschinenbauer und Verfahrenstechniker*. Lehrbuch. Springer Vieweg, Wiesbaden, 7., überarb. Aufl. edition, 2015.

[78] Wei Zhang, Jeff C. White, Arpith Mathew Abraham, and Chunting Chris Mi. Loosely coupled transformer structure and interoperability study for ev wireless charging systems. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 30(11):6356–6367, 2015.

[79] H. Zeng Hei, Z. Z. Liu, H. X. Chen, B. Zhou, and T. Optimization of unipolar magnetic couplers for ev wireless power chargers. *IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*, 40(1):012010, 2016.

[80] Sarp G. Cimen, Alexander Pfannkuchen, and Benedikt Schmuelling. Compensation considerations for bidirectional inductive charging systems of electric vehicles with coil positioning flexibility. *IEEE Transactions on Magnetics*, 52(3):1–4, 2016.

[81] Juan Luis Villa, Jesús Sallán, Andrés Llombart, and José Fco Sanz. Design of a high frequency inductively coupled power transfer system for electric vehicle battery charge. *Applied Energy*, 86(3):355–363, 2009.

[82] Khairul Mohamad, Arif Zulfadli Nain, Amat Amir Basari, Ahmad Razani Haron, Afishah Alias, and Pungut Ibrahim. Effect of circular coil dimension on resonant coupling wireless power transfer system. *Journal of Telecommunication, Electronic and Computer Engineering (JTEC)*, 10(2-6):19–23, 2018.

[83] M. Feliziani and S. Cruciani. Mitigation of the magnetic field generated by a wireless power transfer (wpt) system without reducing the wpt efficiency. *2013 International Symposium on Electromagnetic Compatibility*, 2013.

[84] S. Kim, H. H. Park, J. Kim, and S. Ahn. Design and analysis of a resonant reactive shield for a wireless power electric vehicle. *IEEE Transactions on Microwave Theory and Techniques*, 62(4):1057–1066, 2014.

[85] Roman Bosshard. *Multi objective optimization of inductive power transfer systems for EV charging*. Dissertation, ETH Zürich, Zürich, 2015.

[86] Mohammad Ibrahim. *Wireless inductive charging for electrical vehicles: Electromagnetic modelling and interoperability analysis*. Dissertation, Universität Paris Süd, Paris, 2014.

[87] R. Bosshard, J. Mühlethaler, J. W. Kolar, and I. Stevanović. The pareto front of inductive power transfer coils. *IECON 2012 - 38th Annual Conference on IEEE Industrial Electronics Society*, 2012.

[88] C. R. Sullivan. Optimal choice for number of strands in a litz-wire transformer winding. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 14(2):283–291, 1999.

[89] Charles Sullivan. Cost-constrained selection of strand diameter and number in a litz-wire transformer winding. *Power Electronics, IEEE Transactions on*, 16, 2001.

[90] Ekbert Hering, Klaus Bressler, and Jürgen Gutekunst. *Elektronik für Ingenieure*. Springer-Lehrbuch. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, Vierte neu bearbeitete Auflage edition, 2001.

[91] Reiner Johannes Schütt. *Elektrotechnische Grundlagen für Wirtschaftsingenieure: Erzeugen, Übertragen, Wandeln und Nutzen elektrischer Energie und elektrischer Nachrichten.* Springer Vieweg, Wiesbaden, 2013.

[92] Franz Zach. *Leistungselektronik: Ein Handbuch Band 1.* Vieweg, Wiesbaden, 5th ed. edition, 2015.

[93] Muhammad H. Rashid. *Power Electronics Handbook.* Elsevier Science, Saint Louis, 4th ed. edition, 2017.

[94] Lothar Michalowsky and Jürgen Schneider. *Magnettechnik: Grundlagen, Werkstoffe, Anwendungen.* Vulkan-Verlag GmbH, s.l., 3. Aufl. edition, 2006.

[95] Julia Pinne. *Optimierung von PV-Wechselrichtern im Netzparallelbetrieb mithilfe analytischer Verhaltens- und Verlustleistungsmodelle.* Elektrische Energiesysteme. Kassel University Press GmbH, Kassel Germany, 2015.

[96] Gottfried Wilhelm Ehrenstein. *Faserverbund-Kunststoffe: Werkstoffe - Verarbeitung - Eigenschaften.* Carl Hanser Verlag GmbH & Co. KG, München, 2. völlig überarbeitete Auflage edition, 2006.

[97] Manfred Neitzel, Peter Mitschang, and Ulf Breuer. *Handbuch Verbundwerkstoffe: Werkstoffe, Verarbeitung, Anwendung.* Carl Hanser Fachbuchverlag, s.l., 1. Aufl. edition, 2014.

[98] Helmut Schürmann. *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden.* VDI-Buch. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2., bearbeitete und erweiterte Auflage edition, 2007.

[99] Daniela S. Gaal, editor. *Thermal conductivity 30/thermal expansion 18: Joint conferences ; August 29 - September 2, 2009, Pittsburgh, Pennsylvania, USA ; [proceedings of the Thirtieth International Thermal Conductivity Conference (ITCC) and proceedings of the Eighteenth International Thermal Expansion Symposium (ITES).* DEStech Publ, Lancaster, Pa., 2010.

[100] Clayton May. *Epoxy Resins: Chemistry and Technology, Second Edition.* Routledge, Boca Raton, 2nd ed. edition, 2018.

[101] Chokri Cherif. *Textile Werkstoffe für den Leichtbau: Techniken - Verfahren - Materialien - Eigenschaften.* Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2011.

[102] Hans Peter Degischer, Luuml, and Sigrid ftl. *Leichtbau.* Wiley Online Library. Wiley-VCH, s.l., 1. aufl. edition, 2009.

[103] P. K. Mallick. *Fiber-reinforced composites: Materials, manufacturing, and design.* CRC Press, Boca Raton, Fla., 3. ed. edition, 2008.

[104] Manfred Flemming, Gerhard Ziegmann, and Siegfried Roth. *Faserverbundbauweisen: Fasern und Matrices.* Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg and s.l., 1995.

[105] Elmar Witten, editor. *Handbuch Faserverbundkunststoffe/Composites: Grundlagen, Verarbeitung, Anwendungen.* Springer Vieweg, Wiesbaden, 4. Auflage edition, 2014.

[106] Alexander Krimmer. *Mikromeachanische Modellierung von Fasergelege-Kunststoff-Verbunden auf Basis von Normprüfungen unter Berücksichtigung der in-situ-Eigenschaften der Matrix: Zugl.: Berlin, Techn. Univ., Diss., 2013.* Univ.-Verl. der TU Berlin, Berlin, 2014.

[107] Marcus Wagner. *Lineare und nichtlineare FEM: Eine Einführung mit Anwendungen in der Umformsimulation mit LS-DYNA.* Springer Fachmedien Wiesbaden, Wiesbaden, 2. Aufl. 2019 edition, 2019.

[108] Markus Merkel and Andreas Öchsner. *Eindimensionale Finite Elemente: Ein Einstieg in die Methode.* Springer Vieweg, Berlin, 2., neu bearb. und erg. aufl. edition, 2014.

[109] Clemens Groth and Günter Müller. *FEM für Praktiker*, volume 45 of *Edition expertsoft.* Expert-Verl., Renningen, 5., neu bearb. Aufl. edition, 2009.

[110] Manfred Hahn and Michael Reck. *Kompaktkurs Finite Elemente für Einsteiger: Theorie und Beispiele zur Approximation linearer Feldprobleme.* Springer Fachmedien Wiesbaden GmbH, Wiesbaden, 2018.

[111] Michael Jung and Ulrich Langer. *Methode der finiten Elemente für Ingenieure: Eine Einführung in die numerischen Grundlagen und Computersimulation.* Lehrbuch. Springer Vieweg, Wiesbaden, 2., überarbeitete und erweiterte Auflage edition, 2013.

[112] Günther Lehner and Stefan Kurz. *Elektromagnetische Feldtheorie: Für Ingenieure und Physiker.* Springer Vieweg, Berlin, 8. Auflage edition, 2018.

[113] Hans Dieter Baehr and Karl Stephan. *Wärme- und Stoffübertragung.* 10. auflage 2019 edition, 2019.

[114] Elvira Moeller, editor. *Handbuch Konstruktionswerkstoffe: Auswahl, Eigenschaften, Anwendung.* Hanser, München, 2., überarb. Aufl. edition, 2014.

[115] Axel Schumacher. *Optimierung mechanischer Strukturen: Grundlagen und industrielle Anwendungen.* Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2005.

[116] Stefan Schäffler. *Globale Optimierung: Ein informationstheoretischer Zugang.* Mathematik im Fokus. Springer Spektrum, Berlin, 2014.

[117] Florian Jarre and Josef Stoer. *Optimierung.* Springer-Lehrbuch. Springer, Berlin and Heidelberg, 2004.

[118] Alden H. Wright. *Foundations of genetic algorithms: 8th international workshop, FOGA 2005, Aizu-Wakamatsu City, Japan, January 5 - 9, 2005 ; revised selected papers.* Lecture notes in computer science. 2005.

[119] Dierk Schröder. *Intelligente Verfahren: Identifikation und Regelung nichtlinearer Systeme.* Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2010.

[120] Rudolf J. Kruse, Christian Borgelt, Frank Klawonn, Christian Moewes, Georg Ruß, and Matthias Steinbrecher. *Computational Intelligence: Eine methodische Einführung in Künstliche Neuronale Netze, Evolutionäre Algorithmen, Fuzzy-Systeme und Bayes-Netze.* Studium. Vieweg + Teubner, Wiesbaden, 2012.

[121] Karsten Weicker. *Evolutionäre Algorithmen.* Springer Vieweg, Wiesbaden, 3., überarb. und erw. Aufl. edition, 2015.

[122] Hartmut Pohlheim. *Evolutionäre Algorithmen: Verfahren, Operatoren und Hinweise für die Praxis.* VDI-Buch. Springer Berlin, Berlin, 2013.

[123] Volker Nissen. *Einführung in Evolutionäre Algorithmen: Optimierung nach dem Vorbild der Evolution.* Computational Intelligence. Vieweg+Teubner Verlag, Wiesbaden, 1997.

[124] Wolfram-Manfred Lippe. *Soft-Computing: Mit Neuronalen Netzen, Fuzzy-Logic und Evolutionären Algorithmen ; mit 27 Tabellen.* Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2006.

[125] Ingrid Gerdes, Frank Klawonn, and Rudolf Kruse. *Evolutionäre Algorithmen: Genetische Algorithmen - Strategien und Optimierungsverfahren - Beispielanwendungen.* Computational Intelligence. Vieweg+Teubner Verlag, Wiesbaden, 2004.

[126] John Summerscales, editor. *Non-destructive testing of fibre reinforced plastics composites.* Elsevier Applied Science, London, 1990.

[127] A. Fosbury, Shoukai Wang, Y. F. Pin, and D.D.L. Chung. The interlaminar interface of a carbon fiber polymer-matrix composite as a resistance heating element. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 34(10):933–940, 2003.

[128] Kyungil Kong, Biplab K. Deka, Myungsoo Kim, Aeri Oh, Heejune Kim, Young-Bin Park, and Hyung Wook Park. Interlaminar resistive heating behavior of woven carbon fiber composite laminates modified with zno nanorods. *Composites Science and Technology*, 100:83–91, 2014.

[129] Shoukai Wang, Zhen Mei, and D.D.L. Chung. Interlaminar damage in carbon fiber polymer-matrix composites, studied by electrical resistance measurement. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 21(6):465–471, 2001.

[130] Ihab El Sawi, Philippe A. Olivier, Philippe Demont, and Habiba Bougherara. Processing and electrical characterization of a unidirectional CFRP composite filled with double walled carbon nanotubes. *Composites Science and Technology*, 73:19–26, 2012.

[131] Shridhar Yarlagadda, Hee June Kim, John W. Gillespie, Nicholas B. Shevchenko, and Bruce K. Fink. A study on the induction heating of conductive fiber reinforced composites. *Journal of Composite Materials*, 36(4):401–421, 2016.

[132] Gang Li and Marc Genest. Numerical simulation of induction thermography on a laminated composite panel. 2016.

[133] J. Macken, A. Horoschenkoff, T. Mayr, and J. Rackles. Untersuchung zum Verhalten von kohlefaserverstärkten Verbundstoffen in elektromagnetischen Feldern. In Leichtbau Cluster, editor, *9 Landshuter Leichtbau-Colloquium (LLC)*, volume 9. 2018.

[134] Akira Todoroki, Miho Tanaka, and Yoshinobu Shimamura. Measurement of orthotropic electric conductance of CFRP laminates and analysis of the effect on delamination monitoring with an electric resistance change method. *Composites Science and Technology*, 62(5):619–628, 2002.

[135] J B Park and T K Hwang and H G Kim and Y D Doh. Experimental and numerical study of the electrical anisotropy in unidirectional carbon-fiber-reinforced polymer composites. *Smart Materials and Structures*, 16(1):57, 2007.

[136] Jianguang Guo, Xiaorong Gao, Ewald Toma, and Udo Netzelmann. Anisotropy in carbon fiber reinforced polymer (CFRP) and its effect on induction thermography. *NDT & E International*, 91:1–8, 2017.

[137] Alexandre Piche, Ivan Revel, and Gilles Peres. Experimental and numerical methods to characterize electrical behaviour of carbon fiber composites used in aeronautic industry. In Pavla Tesinova, editor, *Advances in Composite Materials - Analysis of Natural and Man-Made Materials*. InTech, 2011.

[138] P E Irving and C Thiagarajan. Fatigue damage characterization in carbon fibre composite materials using an electrical potential technique. *Smart Materials and Structures*, 7(4):456, 1998.

[139] Chia-Ken Leong, Shoukai Wang, and Deborah Chung. Effect of fastening on the microstructure of carbon fiber polymer-matrix composites. 2018.

[140] Eitoku Nakanishi, Seijiro Maki, and Satonori Matsumoto. Molding of c-frp plate with using induction heating. *Advanced Materials Research*, 410:345–348, 2011.

[141] Shoukai Wang, Zhen Mei, and D.D.L. Chung. Interlaminar damage in carbon fiber polymer-matrix composites, studied by electrical resistance measurement. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 21(6):465–471, 2001.

[142] Ihab El Sawi, Philippe A. Olivier, Philippe Demont, and Habiba Bougherara. Processing and electrical characterization of a unidirectional CFRP composite filled with double walled carbon nanotubes. *Composites Science and Technology*, 73:19–26, 2012.

[143] Arnold Führer, Klaus Heidemann, and Wolfgang Nerreter. *Zeitabhängige Vorgänge: Mit 115 durchgerechneten Beispielen und 140 Aufgaben mit Lösungen*, volume / von Arnold Führer; Klaus Heidemann und Wolfgang Nerreter ; Bd. 2 of *Hanser-Lehrbuch*. Hanser, München, 4., durchges. aufl. edition, 1991.

[144] Robert M. Baker. Transverse flux induction heating. *Electrical Engineering*, 69(10):922–924, 1950.

[145] D. S. McLachlan, A. Priou, I. Chenerie, E. Issac, and F. Henry. Modeling the permittivity of composite materials with a general effective medium equation. *Journal of Electromagnetic Waves and Applications*, 6(9):1099–1131, 1992.

[146] Karl Küpfmüller, Gerhard Kohn, and Wolfgang Mathis. *Theoretische Elektrotechnik und Elektronik: Eine Einführung*. Springer-Lehrbuch. Springer, Berlin u.a., 15., korr. Aufl. / bearb. von W. Mathis edition, 2000.

[147] BMW AG. Elektrisiert: Der erste BMW 5er Plug-in-Hybrid. *https://www.bmw.de/de/neufahrzeuge/5er/limousine/2016/iperformance.html*, 2018.

[148] Jiacheng Li, Xueliang Huang, Chen Chen, Linlin Tan, Wei Wang, and Jinpeng Guo. Effect of metal shielding on a wireless power transfer system. *AIP Advances*, 7(5):056675, 2017.

[149] VDI. *VDI-Wärmeatlas: Mit 320 Tabellen.* VDI-Buch. Springer Vieweg, Berlin, 11., bearb. und erw. Aufl. edition, 2013.

[150] Wolfgang Polifke and Jan Kopitz. *Wärmeübertragung: Grundlagen, analytische und numerische Methoden.* Always learning. Pearson Studium, München u.a, 2. aktual. aufl. edition, 2009.

[151] Yavuz Basar and Wilfried B. Krätzig. *Mechanik der Flächentragwerke: Theorie, Berechnungsmethoden, Anwendungsbeispiele.* Grundlagen der Ingenieurwissenschaften. Springer, 1985.

[152] Johannes Wiedemann. *Leichtbau: Band 2: Konstruktion.* Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2 edition, 1996.

[153] Bumjin Park, Jaehyoung Park, Yujun Shin, Chanjun Park, Seungyoung Ahn, Il Song Han, Jonghyeon Jeong, and Kyung Sub Lee. Wireless charging system using soft magnetic composite for unmanned aerial vehicle. *International Journal of Communications*, 2:64–67, 2017.

[154] M. Donners, LJMG Dortmans, and M. de Graaf. Subcritical crack growth in mnzn ferrites with a bimodal defect distribution. *Journal of the European Ceramic Society*, 17(13):1591–1596, 1997.

[155] Wolfgang Kollenberg, editor. *Technische Keramik: Grundlagen - Werkstoffe - Verfahrenstechnik.* Vulkan, Essen, 3. Auflage edition, 2018.

[156] David W. Johnson. Relationship between processing conditions, oxygen stoichiometry and strength of MnZn ferrites. In *Processing of Crystalline Ceramics*, pages 381–391. Springer, 1978.

[157] Y. Matsuo, K. Ono, T. Hashimoto, and F. Nakao. Magnetic properties and mechanical strength of mnzn ferrite. *IEEE Transactions on Magnetics*, 37(4):2369–2372, 2001.

[158] Takuya Aoki, Taku Murase, and Takeshi Nomura. Effect of residual carbon on bending strength of sintered ferrite. *Journal of the Japan Society of Powder and Powder Metallurgy*, 48(2):140–144, 2001.

[159] Maurice Alexander Hugo Donners, LJMG Dortmans, and G. de With. *Fracture of MnZn ferrites.* Technische Universiteit Eindhoven, 1999.

[160] W. M. Dawson. The dependence of magnetic and mechanical properties on composition and processing in air fired mnzn ferrites. *Le Journal de Physique IV*, 7(C1):C1–61–C1–62, 1997.

[161] H. Baumgartner, J. Dreikorn, R. Dreyer, L. Michalowsky, E. Pippel, and J. Woltersdorfr. Manganese-zinc-ferrites with improved magnetic and mechanical properties. *Le Journal de Physique IV*, 7(C1):C1–67–C1–68, 1997.

[162] G. B. Chai and S. Zhu. A review of low-velocity impact on sandwich structures. *Proceedings of the IMechE*, 225(4):207–230, 2011.

[163] Daniele Ghelli and Giangiacomo Minak. Low velocity impact and compression after impact tests on thin carbon/epoxy laminates. *Composites Part B: Engineering*, 42(7):2067–2079, 2011.

[164] Pengwan Chen, Fenglei Huang, Kaida Dai, and Yansheng Ding. Detection and characterization of long-pulse low-velocity impact damage in plastic bonded explosives. *International Journal of Impact Engineering*, 31(5):497–508, 2005.

[165] W. J. Cantwell and J. Morton. The impact resistance of composite materials — a review. *Composites*, 22(5):347–362, 1991.

[166] Peter O. Sjoblom, J. Timothy Hartness, and Tobey M. Cordell. On low-velocity impact testing of composite materials. *Journal of Composite Materials*, 22(1):30–52, 1988.

[167] Robin Olsson. Mass criterion for wave controlled impact response of composite plates. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 31, 2000.

[168] M. M. Shokrieh and M. N. Fakhar. Experimental, analytical, and numerical studies of composite sandwich panels under low-velocity impact loadings. *Mechanics of Composite Materials*, 47(6):643–658, 2012.

[169] C. C. Foo, L. K. Seah, and G. B. Chai. A modified energy-balance model to predict low-velocity impact response for sandwich composites. *Composite Structures*, 93(5):1385–1393, 2011.

[170] S. Feli, S. Khodadadian, and M. Safari. A modified new analytical model for low-velocity impact response of circular composite sandwich panels. *Jnl of Sandwich Structures & Materials*, 18(5):552–578, 2016.

[171] M. Hosseini and S. M.R. Khalili. Analytical prediction of indentation and low-velocity impact responses of fully backed composite sandwich plates. *J. Solid Mech*, 5(3):278–289, 2013.

[172] Mulla H. Türk and Michelle S.Hoo Fatt. Localized damage response of composite sandwich plates. *Composites Part B: Engineering*, 30(2):157–165, 1999.

[173] D. W. Zhou and W. J. Stronge. Low velocity impact denting of hssa lightweight sandwich panel. *International Journal of Mechanical Sciences*, 48(10):1031–1045, 2006.

[174] Sergej G. Lechnickij. *Anisotropic plates.* Gordon and Breach, New York u.a., 3. print edition, 1987.

[175] Stepan P. Timošenko and Sergius Woinowsky-Krieger. *Theory of plates and shells.* McGraw-Hill classic textbook reissue series. McGraw-Hill, New York, 2. ed., reissued. edition, 1987.

[176] Ansel C. Ugural. *Stresses in plates and shells.* WCB/McGraw Hill, Boston, 2. ed. edition, 1999.

[177] Hans Eschenauer and Walter Schnell. *Elastizitätstheorie.* BI-Wiss.-Verl., Mannheim, 3., vollst. überarb. u. erw. aufl. edition, 1993.

[178] Johannes Altenbach, Holm Altenbach, and Konstantin Naumenko. *Ebene Flächentragwerke: Grundlagen der Modellierung und Berechnung von Scheiben und Platten.* Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg and s.l., 1998.

[179] Peter Mestek. *Punktsgestützte Flächentragwerke aus Brettsperrholz (BSP): Schubbemessung unter Berücksichtigung von Schubverstärkungen.* Dissertation, Technische Universität, München, 2011.

[180] Andreas Scholz. *Ein Beitrag zur Berechnung von Flächentragwerken aus Holz.* Dissertation, Technische Universität, München, 2003.

[181] Eric Reissner. On the theory of bending of elastic plates. *Studies in Applied Mathematics*, 23(1-4):184–191, 1944.

[182] C. R. Steele and C. D. Balch. Introduction to the theory of plates.

[183] V. P. Patil and D. D. Pawar. The optimal crossover or mutuation rates in genetic algorithm:a review. *International Journal of Applied Engineering and Technology*, 3(5):38–41, 2015.

[184] J. J. Grefenstette. Optimization of control parameters for genetic algorithms. *IEEE Transactions on Systems, Man, and Cybernetics*, 16(1):122–128, 1986.

[185] Palitha Dassanayake. Effect of mutation and effective use of mutation in genetic algorithm, 2017.

[186] R. L. Haupt. Optimum population size and mutation rate for a simple real genetic algorithm that optimizes array factors. 2, 2000.

[187] Anantkumar Umbarkar and P. Sheth. Crossover operators in genetic algorithms: A review. *ICTACT Journal on Soft Computing (Volume: 6 , Issue: 1)*, 6, 2015.

[188] David B. Fogel, John Robert McDonnell, and Robert G. Reynolds. *Evolutionary programming IV: Proceedings of the Fourth Annual Conference on Evolutionary Programming.* Complex adaptive systems. MIT Press, Cambridge, Mass, 1995.

[189] Stanley G.B. Rylander. Optimal population size and the genetic algorithm. *Population*, 100(400):900, 2002.

[190] J. T. Alander. An optimal population size of genetiv algorithms. *IEEE Comput. Soc. Press*, 4-8 May 1992.

[191] Olympia Roeva, Stefka Fidanova, and Marcin Paprzycki. Influence of the population size on the genetic algorithm performance in case of cultivation process modelling. 2013.

[192] P. K. Mallick. *Fiber-Reinforced Composites: Materials, Manufacturing, and Design, Third Edition.* Mechanical Engineering. CRC Press, Hoboken, 3rd ed. edition, 2007.

[193] Serope Kalpakjian, Steven R. Schmid, and Ewald Werner. *Werkstofftechnik: Herstellung Verarbeitung Fertigung.* Pearson Deutschland GmbH, 5th ed. edition, 2011.

[194] Sanjay K. Mazumdar. *Composites manufacturing: Materials, product, and process engineering.* CRC, Boca Raton, 2002.

[195] Michael F. Ashby. *Materials selection in mechanical design.* Elsevier/Butterworth-Heinemann, Amsterdam, 4. ed. edition, 2011.

[196] Michael F. Ashby and David R.H. Jones. *Werkstoffe 1: Eigenschaften, Mechanismen und Anwendungen.* Springer, 3. Aufl. edition, 2006.

C. Nomenklatur und Abkürzungen

Nomenklatur

Physikalische Bezeichnung

Zeichen	Einheit	Bedeutung
a_{ges}	[m]	Kantenlänge Ladeeinheit
a_{Al}	[m]	Kantenlänge Al-Abschirmung
a_F	[m]	Kantenlänge Ferritschicht
$a_{Sp,A}$	[m]	Außendurchmesser Spule
$a_{Sp,I}$	[m]	Innendurchmesser Spule
A	[m^2]	Fläche
b_{LS}	[m]	Breite Leiterschleife
c	[m]	Kantenlänge quadratische Platte
c_0	[m/s]	Lichtgeschwindigkeit
$C(A)$	[m]	Randkurve der Fläche A
d	[m]	Dicke
d_F	[m]	Dicke Ferrit
$d_{FV,i}$	[m]	Dicke Faserverbundplatte
d_{GFK}	[m]	Dicke GFK
d_S	[m]	Dicke Schaum
d_{Sp}	[m]	Durchmesser Spule
h_{BR}	[m]	Höhe Bauraum
l_c	[m]	charakteristische Länge
l_F	[m]	Länge Faser
l_{LS}	[m]	Länge Leiterschleife
$\vec{n}$	[-]	Normalenvektor auf Fläche A
P	[W]	Leistung
P_{eff}	[W]	Effektivwert Leistung
r	[m]	Radius
r_{Faser}	[m]	Radius Faser
$S_{mess,i}$	[-]	Messfläche
t	[s]	Zeit
$t_{F,Al}$	[m]	Abstand Ferrit zu Al-Abschirmung
$t_{Sp,F}$	[m]	Abstand Spule zu Ferritschicht
V_{Ferrit}	[m^3]	Volumen Ferritschicht
V_{FVK}	[m^3]	Volumen faserverstärkter Kunststoff
α	[°]	Faserwinkel
ρ	[g/cm^3]	Dichte
φ	[-]	Faservolumengehalt

Elektromagnetische Bezeichnungen

Zeichen	Einheit	Bedeutung
a_i	[m]	Länge Widerstandsstreifen
$a_{d,Zentrum,i}$	[m]	Breite Widerstandsbereich Zentrum direkter Bereich
$a_{d,Kante,i}$	[m]	Breite Widerstandsbereich Ferritkante direkter Bereich
$a_{id,Kante,i}$	[m]	Breite Widerstandsbereich Ferritkante indirekter Bereich
b_i	[m]	Breite Widerstandsstreifen
b_{Leit}	[m]	Breite Probe Leitfähigkeitsbestimmung
$b_{Sl,i}$	[m]	Schenkelbreite
b_{Ferrit}	[m]	Breite Ferritprobe
B	[T]	magnetische Flussdichte
B_{eff}	[T]	Effektivwert magnetische Flussdichte
C_i	[F]	Elektrische Kapazität
C_{Kern}	[Am^2]	Kernkonstante
d_{Leit}	[m]	Dicke Probe Leitfähigkeitsbestimmung
d_i	[-]	Koeffizienten Temperaturabhängigkeit Steinmetzformel
d_{SL}	[m]	Dicke Proben Kontaktwiderstand
E	[V/m]	elektrische Feldstärke
$ELJD$	[J]	Absorbierte Leistung
$EMCD$	[A/m^2]	Wirbelstromdichte
f	[1/s]	Frequenz
f_{res}	[1/s]	Frequenz bei resonanter Kopplung eines Schwingkreises
F_r	[-]	Verlustfaktor Proximity-Effekt
i_i	[A]	Wechselstromgröße Stromstärke
I_i	[A]	Stromstärke
I_{eff}	[A]	effektive Stromstärke
I_{Mess}	[A]	Messwert Stromstärke
I_0	[A]	Amplitude Wechselstrom
J_i	[A/m^2]	Stromdichte
k	[-]	Kopplungsfaktor
l_{Leit}	[m]	Länge Probe Leitfähigkeitsbestimmung
l_{Ferrit}	[m]	Länge Ferritprobe
l_{Sl}	[m]	Schenkellänge
L_i	[H]	Selbstinduktivität
M_i	[H]	Gegeninduktivität
p_{Kern}	[W/m^3]	Volumenspezifische Kernverluste
P_{abs}	[W]	Elektromagnetisch absorbierte Leistung
$P_{abs,ges}$	[W]	Absorbierte Leistung im gesamten FVK
P_{ges}	[W]	Absorbierte Leistung in einer FVK-Lage
$P_{Verl,ges}$	[W]	Verlustleistung in der fahrzeugseitigen Ladeeinheit
P_{Ferrit}	[W]	Magnetische Kernverluste
P_{Kupfer}	[W]	Ohmsche Verlustleistung in der Kupferlitze
P_{Wirbel}	[W]	Verlustleistung durch Wirbelströme
Q_i	[-]	Spulengüte

Zeichen	Einheit	Bedeutung
$R_{E,i}$	[Ω]	elektrischer Widerstand
$R_{F\|\|,i}$	[Ω]	Widerstand in Faserlängsrichtung
$R_{F\perp,i}$	[Ω]	Widerstand in Faserquerrichtung
R_{ges}	[Ω]	Elektrischer Gesamtwiderstand
$R_{K,i}$	[Ω]	Kontaktwiderstand
R_{Kupfer}	[Ω]	elektrischer Widerstand Kupferlitze
$R_{Kupfer,ref}$	[Ω]	Referenzwert elektrischer Widerstand Kupferlitze
R_{mess}	[Ω]	Messwert elektrischer Widerstand
R_S	[Ω]	Elektrischer Widerstand Schwingkreis
R_V	[Ω]	Elektrischer Widerstand Verbraucher
$u_{i,g}$	[V]	Induzierte Spannung durch Gegeninduktion
$u_{i,s}$	[V]	Induzierte Spannung durch Selbstinduktion
U_{eff}	[V]	effektive Spannung
U_{Ind}	[V]	induzierte Spannung
$U_{Ind,eff}$	[V]	Effektivwert induzierte Spannung
U_{mess}	[V]	Messwert elektrische Spannung
U_0	[V]	Amplitude Wechselspannung
α_{EW}	[-]	Temperaturkoeffizient elektrischer Widerstand
α_S	[-]	Koeffizient Steinmetzformel
β_S	[-]	Koeffizient Steinmetzformel
δ	[-]	Elektromagnetische Eindringtiefe
η_{max}	[-]	maximaler Wirkungsgrad
μ	[H/m]	magnetische Permeabilität
μ_r	[-]	magnetische Permeabilitätszahl
ρ_k	[Ωcm]	spezifischer Kontaktwiderstand
σ	[S/m]	elektrische Leitfähigkeit
$\sigma_{F\|\|}$	[S/m]	elektrischer Leitfähigkeit in Faserlängsrichtung
$\sigma_{F\perp}$	[S/m]	elektrischer Leitfähigkeit in Faserquerrichtung
ϕ	[-]	Phasenverschiebung
Φ	[Wb]	magnetischer Fluss
ω	[1/s]	Kreisfrequenz

Mechanische Bezeichnungen

Zeichen	Einheit	Bedeutung
a_L	[m]	Radius äußerer Teil Ladeeinheit
$A_{66,i}$	[N/mm]	Element 66 der inversen Membransteifigkeitsmatrix
b_L	[m]	Radius innerer Teil Ladeeinheit
D_A	[N]	equivalente Biegesteifigkeit äußerer Teil Ladeeinheit
D_P	[N]	equivalente Biegesteifigkeit Platte
D_{Deck}	[N]	equivalente Biegesteifigkeit Deckschicht
D_{ij}	[N]	Elemente der Biegesteifigkeitsmatrix
D_I	[N]	equivalente Biegesteifigkeit äußerer Teil Ladeeinheit

Zeichen	Einheit	Bedeutung
D_I	[N]	equivalente Biegesteifigkeit innerer Teil Ladeeinheit
E	[GPa]	Elastizitätsmodul
E_F	[GPa]	Elastizitätsmodul Faser
E_{11}	[GPa]	Elastizitätsmodul parallel zur Faser
E_{22}	[GPa]	Elastizitätsmodul senkrecht zur Faser
F	[N]	Kraft
F_{Kont}	[N]	Kontaktkraft
$G_{xy,i}$	[MPa]	Schubmodul in der globalen xy-Ebene
G_{12}	[GPa]	Schubmodul quer längs
G_{23}	[GPa]	Schubmodul Dicke
Gh_s	[N/m]	Schubsteifigkeit in transversaler Richtung
Gt_{ges}	[N/m]	Schubsteifigkeit Ladeeinheit
$k_{E,i}$	[N/m]	mechanische Steifigkeit
k_{Einsp}	[N/m]	Steifigkeit Einspannung
k_{glo}	[N/m]	globale Steifigkeit
$k_{glo,b}$	[N/m]	Biegeanteil der globalen Steifigkeit
k_i	[N/m]	Koeffizienten des analytischen Feder-Masse-Models
k_{lok}	[N/m]	lokale Steifigkeit
K_r	[N/m]	Biegesteifigkeit Platte
$(\bar{m})$	[-]	Verhältnis Impactormasse/Effektivmasse Struktur
m_{Deck}	[kg]	effektive Masse Decksicht
m_{ges}	[kg]	effektive Masse Gesamtstruktur
m_{glo}	[kg]	effektive Gesamtmasse Ladeeinheit
m_{Imp}	[kg]	Masse Impactor
q	[N/m^2]	Druckfestigkeit Kern
R_{Imp}	[m]	Radius Impactor
$R^+_{F\|\|}$	[MPa]	Festigkeit in Faserrichtung
S_{13}	[N/m]	Querkraft
t_{Imp}	[s]	Impactdauer
u_{Einsp}	[m]	Durchbiegung Einspannung
u_{lok}	[m]	lokale Verformung Impactor
u_{glo}	[m]	lineare globale Verformung Ladeeinheit
v_{Imp}	[m/s]	Geschwindigkeit Impactor
V_i	[J]	Dehnungsenergie
u_{nl}	[m]	nichtlineare globale Verformung Ladeeinheit
u_{Int}	[m]	Intrusion Impactor
$\tilde{u}$	[m]	Durchbiegung schubsteife Platte
$\tilde{u}_{,r}$	[m]	1. Ableitung nach r der Durchbiegung schubsteife Platte
$\tilde{u}_{,rr}$	[m]	2. Ableitung nach r der Durchbiegung schubsteife Platte
W_F	[J]	Verformungsenergie Feder
z_F	[m]	Abstand Randfaser zur neutralen Faser der Ferritschicht
ϵ_{rr}	[-]	Dehnung
ν_A	[-]	Poissonzahl äußerer Teil Ladeeinheit
ν_I	[-]	Poissonzahl innerer Teil Ladeeinheit

Thermische Bezeichnungen

Zeichen	Einheit	Bedeutung
A_O	[m^2]	Grenzfläche Umgebung
b_W	[m]	Breite thermisch analysierter Bereich
c_i	[m]	Breite Wärmezone
$c_{w,i}$	[m]	Geometrischer Parameter thermisches Modell
C_{12}	[W/K^{4}m^2]	Strahlungsaustauschzahl
$l_{w,i}$	[m]	Geometrischer Parameter thermisches Modell
HFL	[W/m^2]	Wärmestrom
P_{Matte}	[W]	Verlustleistung Matte
$R_{Ko,i}$	[K/W]	thermischer Konvektionswiderstand
$R_{Le,i}$	[K/W]	thermischer Leitwiderstand
$R_{St,i}$	[K/W]	thermischer Strahlungswiderstand
$R_{T,i}$	[K/W]	thermischer Widerstand
T	[K]	Temperatur
T_{ref}	[K]	Referenztemperatur
T_{Str}	[K]	Temperatur Struktur
T_{Umg}	[K]	Temperatur Umgebung
α_{Ko}	[W/Km^2]	Wärmeübergangskoeffizient Konvektion
α_{St}	[W/Km^2]	Wärmeübergangskoeffizient Strahlung
α_T	[-]	thermischer Ausdehnungskoeffizient
λ	[W/mK]	Wärmeleitfähigkeit
λ_D	[W/mK]	Wärmeleitfähigkeit Dicke
$\lambda_{F,\|\|}$	[W/mK]	Wärmeleitfähigkeit in Faserrichtung
$\lambda_{F,\perp}$	[W/mK]	Wärmeleitfähigkeit quer zur Faserrichtung

Indizes

Parameter	Bedeutung
A	Außen
$Deck$	Deckschicht
$D1$	Deckschicht im direkten Bereich
$D2$	Deckschicht im indirekten Bereich
eff	effektiv
E	elektrisch
$Einsp$	Einspannung
EW	elektrischer Widerstand
F	Faser
$Ferrit$	Ferrit
g	Gegeninduktivität
ges	gesamt
glo	global
I	Innen
Imp	Impact
Ind	induziert
K	Kontakt
$Kern$	Ferritkern
Ko	Konvektion
$Kont$	Kontakt
$Kupfer$	Kupferlitze
L	Ladeeinheit
Le	Leit
lok	lokal
LS	Leiterschleife
max	maximal
$mess$	Messwert
nl	nichtlinear
$Platte$	quadratische Platte
ref	Referenz
s	Selbstinduktivität
S	Steinmetz
Sl	Schenkel
$Schaum$	Schaumkern
SF	Schubfeld
St	Strahlung
Str	Struktur
$System$	Gesamtsystem induktive Ladeeinheit
T	thermisch
Umg	Umgebung
$Wirbel$	Wirbelstrom

Parameter	Bedeutung
x	x-Richtung im globalen Koordinatensystem
y	y-Richtung im globalen Koordinatensystem
z	z-Richtung im globalen Koordinatensystem
1	Größen an der Primärspule
2	Größen an der Sekundärspule
$\|\|$	parallel zur Faserrichtung
$\perp$	senkrecht zur Faserrichtung

Abkürzungen

Kurzform	Bedeutung
CF	Kohlefaser
CFK	Kohlefaserverstärkter Kuntstoff
DMS	Dehnungsmessstreifen
EP-Harz	Epoxidharz
FEM	Finite-Elemente-Methode
FRP	fiber-reinforced plastic
FV	Fallturmversuch
FVK	Faserverstärkter Kunststoff
GFK	Glasfaserverstärkter Kunststoff
HM	High modulus, hochsteif
HT	High tenacity, hochfest
MK	Materialkosten
MSV	Mehrschichtverbund
UD	Unidirektional
UHM	Ultra high modulus, höchststeif
PAN	Polyacrylnitril
RB	Randbedingung
SAE	Society of Automotive Engineers
SF	Schubfeld
VSA	Verschnitt Faserverbundtextil

D. Abbildungs-/Tabellenverzeichnis

Abbildungsverzeichnis

Abb. 1.1 Übersicht technischer Möglichkeiten zur kabellosen Energieübertragung . . . 3
Abb. 1.2 Induktive Erwärmung im Herstellungsprozess von elektrisch leitfähigen Faserverbunden . . . 4
Abb. 1.3 Konzept der Dissertation . . . 6

Abb. 2.1 Induktionsvorgang in einer Leiterschleife . . . 10
Abb. 2.2 Schema des induktiven Ladens von Elektrofahrzeugen . . . 11
Abb. 2.3 Elektrisches Schaltbild einer induktiven Ladeeinheit mit seriell-seriell Kompensation . . . 12
Abb. 2.4 Struktureller Aufbau einer Glas- und Kohlenstofffaser . . . 17
Abb. 2.5 Schematisches Vorgehen zur Berechnung von Werkstoffkennwerten einer UD-Lage mittels mikromechanischer Formeln . . . 19
Abb. 2.6 Vorgehen zur Berechnung der Kennwerte eines Mehrschichtverbundes 21
Abb. 2.7 Schema einer FEM-Rechnung für eine 1-D Fragestellung . . . 22
Abb. 2.8 Schematischer Ablauf eines genetischen Algorithmuses . . . 25
Abb. 2.9 Beispielhafte Darstellung eines Evolutionsvorganges . . . 26

Abb. 3.1 Messaufbau zur Ermittlung der elektrischen Kenngrößen einer CFK-Probe. . . . 28
Abb. 3.2 Schematische Darstellung der Probekörper inklusive analoger Widerstandsnetze zur Messung der spezifischen Leitfähigkeiten . . . 28
Abb. 3.3 Schematische Darstellung der Probekörper inklusive analoger Widerstandsnetze zur Messung des Kontaktwiderstands . . . 29
Abb. 3.4 Übersicht Probekörper für die Messung der elektrischen Leitfähigkeiten (links) und Kontaktwiderstände (rechts) . . . 31
Abb. 3.5 Gemessene und berechnete elektrische Leitfähigkeit verschiedener CFK-Materialien längs (links) und quer (rechts) zur Faserrichtung 32
Abb. 3.6 Kontaktwiderstände verschiedener FFK-Materialien bezogen auf die Fläche der Kontaktstellen $b_{Sl,i}^2$ (links) und die Breite $b_{Sl,i}$ der Proben (rechts) . . . 33
Abb. 3.7 Vorgehen zur Bildung der analogen Widerstandsnetze der einzelnen FVK-Lagen . . . 35
Abb. 3.8 Repräsentatives Widerstandsnetz für Wirbelströme in einem Faserverbund für drei verschiedene Lagenaufbauten . . . 36
Abb. 3.9 Übersicht FEM-Modell zur Wirbelstromanalyse eines FVK . . . 39
Abb. 3.10 Versuchsaufbau zur Messung der Leistungsabsorption im elektromagnetischen Feld einer Helmholtzspule . . . 41
Abb. 3.11 Maximale Erwärmung von 100 x 100 mm^2 großen FVK-Proben (links) und Einfluss des Winkels des einfallenden Magnetfeldverktors auf die Erwärmung (rechts) bei einer magnetischen Flussdichte von 222 μT . . . 42

Abb. 3.12 Wärmebildaufnahme der Proben PAN-5iLi-V1 (links) und PAN-5iLi-V2 (rechts) mit Maßen 340 x 340 mm^2 bei einer anliegenden Flussdichte von 271 μT 43
Abb. 3.13 Wärmebildaufnahme bei einer magnetischen Flussdichte von 271 μT der Probe PAN-5iLi-V2 mit Maßen von 340 x 340 mm^2 und versetzter Position (links) sowie Maßen von 200 x 200 mm^2 bei zentraler Positionierung in der Helmholtzspule (rechts) 44
Abb. 3.14 Erwärmung verschiedener FVK-Proben mit Maßen von 100 x 100mm (links) sowie Wärmebild am Ende einer Messung der Probe PAN-5iLi-V1 (rechts) bei einer Flussdichte von 1600 μT 45
Abb. 3.15 Vergleich der gemessenen (links) und mittels FEM berechneten (rechts) Temperaturen der Probe PAN-9L bei einer magnetischen Flussdichte von 222 μT 46
Abb. 3.16 Einfluss der Plattengröße auf die Erwärmung (links) und absorbierte Leistung (rechts) bei der Probe PAN-9L und einer magnetischen Flussdichte von 222 μT 47
Abb. 3.17 Einfluss der Plattendicke auf die Erwärmung (links) und absorbierte Leistung (rechts) bei einer Probe mit Kantenlängen 100 x 100 mm^2 und einer magnetischen Flussdichte von 222 μT 48
Abb. 3.18 Einfluss des Plattenmaterials auf die Erwärmung (links) und absorbierte Leistung (rechts) bei 222 μT und einer Probe mit Abmaßen 100 x 100 mm^2 49
Abb. 3.19 Einfluss der magnetischen Flussdichte auf die Erwärmung (links) und absorbierte Leistung (rechts) für die Probe PAN-9L mit Kantenlängen von 100 x 100 mm^2 49
Abb. 3.20 Absorbierte Leistung des Probekörpers PAN-1L bei 222 μT für unterschiedliche Kantenlängen (links) und für unterschiedliche magnetische Flussdichten bei Probengrößen von 100 x 100 mm^2 (rechts) 50
Abb. 3.21 Untersuchung ganzer (links) und gebrochener (mitte) Ferritproben sowie Wärmebildaufnahmen einer N95-zus-Probe (rechts) im Magnetfeld einer Helmholtzspule 51
Abb. 3.22 Ferritprobe mit aufgeklebtem GFK-Streifen (N95-GFK) während eines 4-Punkt-Biegeversuchs 52
Abb. 3.23 Gemessene Induktivitäten der Helmholtzspule in Kombination mit verschiedenen Ferritkernen 52
Abb. 3.24 Zerbrochene Ferritkachel (links) und gesamter Ferritspiegel (rechts) der vermessenen induktiven Ladeeinheit 53
Abb. 3.25 Wärmebildaufnahmen des Ferritspiegels von induktiven Ladeeinheiten mit zerbrochenen Ferriten 54

Abb. 4.1 Einteilung des induktiven Ladesystems nach z-Höhe Ladeeinheit und Übertragungsleistung im Standard SAE J2954 [68] 55
Abb. 4.2 Maßangaben zur fahrzeugseitigen Ladeeinheit im Standard SAE J2954 [68] 56
Abb. 4.3 Verortung einer induktiven Ladeeinheit im Schubfeld eines Fahrzeugvorderwagens 57
Abb. 4.4 Integrations- und Abschirmkonzepte der induktiven Ladeeinheit bei Elektrofahrzeugen 57

Abb. 4.5 Übersicht Hauptanforderungen an das Gehäuse der induktiven Ladeeinheit . . . 58
Abb. 4.6 Simulationsmodell (links) inklusive Messflächen (rechts) zur Ermittlung der B-Feld Verteilung in einer induktiven Ladeeinheit . . 59
Abb. 4.7 Feldlinienverlauf des Magnetfeldes der WPT2 Z1 Spule 60
Abb. 4.8 Magnetische Flussdichte B_z an der Position $S_{mess,1}$ (links) und der Position $S_{mess,2}$ (rechts) bei optimaler Positionierung der Ladeeinheit WPT2 Z1 . . . 61
Abb. 4.9 Magnetische Flussdichte B_z an den Positionen $S_{mess,3}$ (links) und $S_{mess,4}$ (rechts) für die Ladeeinheiten WPT2 Z1 bei optimaler Positionierung . . . 62
Abb. 4.10 Magnetische Flussdichte B_z an den Positionen $S_{mess,1}$ (linkes Bild) und $S_{mess,2}$ (rechtes Bild) für die Ladeeinheiten WPT2 Z1 bei einer Versetzung von x = 75 mm und y = 100 mm . . . 62
Abb. 4.11 FEM-Modell zur Wirbelstromanalyse von FVK-Materialien in einer induktiven Ladeeinheit . . . 63
Abb. 4.12 Schematische Darstellung der Komponenten des FE-Modells zur Wirbelstromanalyse von FVK-Materialien . . . 64
Abb. 4.13 Verlauf der z-Komponenten der magnetischen Flussdichte EMB3 für den direkten (links) und indirekten (rechts) Bereich . . . 65
Abb. 4.14 Elektrische Stromdichte der Wirbelströme EMCD für CFK-Pech-0/90 im direkten (links) und indirekten (rechts) Bereich . . . 66
Abb. 4.15 Elektrische Stromdichte der Wirbelströme EMCD für CFK-Pech-iso-0 Lagenaufbauten im direkten (links) und indirekten (rechts) Bereich 67
Abb. 4.16 Elektrische Stromdichte der Wirbelströme EMCD für CFK-Pech-iso-45 Lagenaufbauten im direkten (linkes Bild) und indirekten (rechtes Bild) Bereich . . . 67
Abb. 4.17 Widerstandsnetz zur analytischen Wirbelstromanalyse einer isolierten, elektrisch leitfähigen 0° FVK-Lage . . . 69
Abb. 4.18 Vorgehen zur analytischen Berechnung der Wirbelströme für den Fall CFK-iso-0 und CFK-iso-45 . . . 70
Abb. 4.19 Elektrische Stromdichte der Wirbelströme in 90° Richtung $EMCD_z$ (links) und absorbierte Leistung ELJD (rechts) in einer CFK-Pech-iso-0 Probe im direkten Magnetfeld . . . 71
Abb. 4.20 Elektrische Stromdichte der Wirbelströme in 90° Richtung $EMCD_z$ (links) und absorbierte Leistung ELJD (rechts) in einer CFK-Pech-iso-0 Probe im indirekten Magnetfeld . . . 71
Abb. 4.21 Widerstandsnetz zur analytischen Wirbelstromanalyse einer isolierten, elektrisch leitfähigen 45° FVK-Lage . . . 73
Abb. 4.22 Absorbierte Leistung ELJD in einer CFK-Pech-iso-45 Probe im direkten (links) und indirekten (rechts) Magnetfeld . . . 74
Abb. 4.23 Widerstandsnetz zur analytischen Wirbelstromanalyse einer [0/90] elektrisch leitfähigen FVK-Lage . . . 75
Abb. 4.24 Vorgehen zur analytischen Berechnung der Wirbelströme für den Fall CFK-0/90 . . . 75
Abb. 4.25 Analytisch angenäherte Verläufe der magnetischen Flussdichten für den direkten (links) und indirekten Bereich (rechts). . . . 76
Abb. 4.26 Vorgehen zur Berechnung der im FVK-Gehäuse absorbierten Gesamtleistung $P_{abs,ges}$ . . . 79

Abb. 4.27 Numerisch und analytisch ermittelte absorbierte Leistungen für die CFK-PAN-0/90, CFK-Pech-0/90, CFK-PAN-45/-45 und CFK-Pech-45/-45 Faserverbundaufbauten im direkten (links) und indirekten (rechts) Bereich 80
Abb. 4.28 Numerisch und analytisch ermittelte absorbierte Leistungen für die CFK-PAN-0/90, CFK-Pech-0/90, CFK-PAN-45/-45 und CFK-Pech-45/-45 Faserverbundaufbauten im direkten (links) und indirekten (rechts) Bereich 81
Abb. 4.29 Während der thermischen Untersuchungen analysierte Varianten einer induktiven Ladeeinheit 82
Abb. 4.30 Gemessene (links) und mittels mikromechanischer Formeln ermittelte (rechts) Wärmeleitfähigkeiten in Längsrichtung λ_x (für UD: längs der Faser) verschiedener FVK-Proben bei einer Messtemperatur von 25°C 84
Abb. 4.31 Gemessene (links) und mittels mikromechanischer Formeln ermittelte (rechts) Wärmeleitfähigkeiten in Querrichtung λ_y (für UD: quer zur Faser) verschiedener FVK-Proben bei einer Messtemperatur von 25°C 84
Abb. 4.32 Gemessene (links) und mittels mikromechanischer Formeln ermittelte (rechts) Wärmeleitfähigkeiten in Dickenrichtung λ_z verschiedener FVK-Proben bei einer Messtemperatur von 25°C 85
Abb. 4.33 FEM-Modell zur thermischen Analyse einer Ladeeinheit inklusive Aluminium-Schubfeld 86
Abb. 4.34 FEM-Modell zur thermischen Analyse einer Ladeeinheit mit FVK-Schubfeld 86
Abb. 4.35 Wärmeströme in einer Ladeeinheit mit Alu- (links) und FVK-Schubfeld (rechts) für die Variante GFK-9L/CFK-Pech-9L bei 200 W Verlustleistung 87
Abb. 4.36 Verlauf der Temperatur bei einer Ladeeinheit mit Alu- (links) und FVK-Schubfeld (rechts) für die Variante GFK-9L/GFK-9L bei 200 W Verlustleistung 88
Abb. 4.37 Thermisch analysierte Bereiche der induktiven Ladeeinheit mit Al- (links) und FVK-Schubfeld (rechts) 88
Abb. 4.38 Thermisches Widerstandsnetz der induktiven Ladeeinheiten mit Alu-Schubfeld (links) und FVK-Schubfeld (rechts) 89
Abb. 4.39 Thermisches Widerstandsnetz der induktiven Ladeeinheiten mit Alu-Schubfeld (links) und FVK-Schubfeld (rechts) 90
Abb. 4.40 Vorgehen zur Berechnung der maximalen Temperatur T_{max} in der Ladeeinheit 92
Abb. 4.41 Aufbau des Versuchsträgers für die thermische Vermessung der induktiven Ladeeinheit. 93
Abb. 4.42 Versuchsaufbau zur thermischen Vermessung einer induktiven Ladeeinheit 93
Abb. 4.43 Positionen der Temperaturfühler und der Thermokamera 93
Abb. 4.44 Temperaturverlauf für die Variante GFK-9L/CFK-Pech-9L innerhalb einer Messreihe. 94
Abb. 4.45 Wärmebildaufnahmen des Aufbaus GFK-9L/GFK-9L (links) und des Aufbaus GFK-9L/CFK-Pech-9L (rechts) 95

Abb. 4.46 Vergleich der gemessenen und analytisch sowie numerisch ermittelten Temperaturen für die Variante GFK-9L/CFK-Pech-9L bei einer Verlustleistung von 200 W 95
Abb. 4.47 Vergleich der experimentell, numerisch und analytisch ermittelten Temperaturen an Pos. 5 für unterschiedliche FVK-Schichten. . . . 96
Abb. 4.48 Numerisch und analytisch ermittelte Temperaturen unterschiedlicher Varianten einer Ladeeinheit mit FVK-Schubfeld an Pos. 5 bei 200 W Verlustleistung 97
Abb. 4.49 Temperaturverteilung für eine GFK-9L/CFK-Pech-9L Variante mit einem $[0/90]_i$ Aufbau (links), einem UD-Aufbau in 0° (mitte) sowie in 45° (rechts) zur Ferritkante 98
Abb. 4.50 Vergleich der Temperatur an Pos. 5 für unterschiedliche FVK-Aufbauten bei 200 W Verlustleistung 98
Abb. 4.51 Temperaturverteilung bei unterschiedlichen Varianten der Ladeeinheit mit FVK-Schubfeld an Pos. 5 inklusive absorbierter elektromagnetischer Leistung bei einer Verlustleistung von 200 W 99
Abb. 4.52 Schematische Darstellung der Ladeeinheit mit geometrischen Parametern zur Berechnung der Schubsteifigkeit 100
Abb. 4.53 4-Punkt-Biegeproben mit appliziertem DMS (links) und aufgeklebten FVK-Lagen (rechts) 103
Abb. 4.54 4-Punkt-Biegeversuch vor (links) und nach (rechts) der Testdurchführung 103
Abb. 4.55 CT-Aufnahmen einer bis 500 N vor dem katastrophalen Versagen getesteten N95-GFK Probe 104
Abb. 4.56 Dehnungs- und Kraftverlauf von zwei N95-GFK Proben (links) und schematische Darstellung unterschiedlicher Entstehungsorte von Rissen im Ferrit (rechts) 104
Abb. 4.57 Vergleich der Maximalwerte der aufgebrachten Kraft sowie der Randfaserdehnung im Ferrit 105
Abb. 4.58 Untersuchte mechanische Varianten ohne (links) und mit (rechts) FVK-Schubfeld 106
Abb. 4.59 Auftretende Verformungen an einer integralen induktiven Ladeeinheit (links) und Modellierung dieser als analytisches Feder-Masse-Modell (rechts) 107
Abb. 4.60 Modellierung der Ladeeinheit als zusammengesetzte Platte (links) und daraus resultierende Schnittkräfte am Übergang Ladeeinheit-Schubfeld (rechts) 109
Abb. 4.61 Ansatz 1 (links) und Ansatz 2 (rechts) zur Berechnung der beiden Biegesteifigkeiten D_I und D_A 109
Abb. 4.62 FEM-Modelle zur Untersuchung einer hybriden Sandwichstruktur in einem Fallturmversuch 114
Abb. 4.63 FEM-Modelle zur Untersuchung einer induktiven Ladeeinheit inklusive FVK-Schubfeld unter Impactbelastungen (rechts) 114
Abb. 4.64 Aufbau Fallturmversuch 116
Abb. 4.65 Querschnitt eines im Fallturm untersuchten Versuchsträgers 117
Abb. 4.66 Verlauf der Querkraft S13 während einer Impactbelastung im Fallturmaufbau (links) und für den Fall einer FVK-Ladeeinheit (rechts) für den Aufbau der Ladeeinheit GFK-8L/GFK-8L 118

Abb. 4.67 Verlauf des Schubflusses S13 (links) und der Dehnung in x-Richtung (rechts) . . . 118
Abb. 4.68 Experimentell, numerisch und mit Hilfe der beiden analytischen Ansätze ermittelte globale Verformungen u_{glo} (links) und Dehnungen in der Randfaser des Ferrits (rechts) . . . 119
Abb. 4.69 Vergleich der analytisch und numerisch ermittelten Verformungen u_{glo} in einem FVK-Schubfeld inklusive Ladeeinheit . . . 120
Abb. 4.70 Vergleich der analytisch und numerisch ermittelten Dehnungen in der Randfaser der Ferritschicht in einem FVK-Schubfeld inklusive Ladeeinheit . . . 121

Abb. 5.1 Vorgehen zur Berechnung der Verluste der induktiven Ladeeinheit 125
Abb. 5.2 Designvariablen mit beispielhaften Werten für das FVK-Gehäuse einer Ladeeinheit . . . 127
Abb. 5.3 Ablauf zur Optimierung des FVK-Konzepts für das Gehäuse einer induktiven Ladeeinheit . . . 128
Abb. 5.4 Auswirkung Dicke der isolierten CFK-Pech-Schichten (0° und 90°) im direkten Bereich für die dargestellte FVK-Variante der Ladeeinheit auf die normierten Anforderungswerte . . . 130
Abb. 5.5 Auswirkung Dicke der isolierten CFK-Pech-Schichten (45° und −45°) im direkten Bereich für die dargestellte FVK-Variante der Ladeeinheit auf die normierten Anforderungswerte. . . . 130
Abb. 5.6 Auswirkung Dicke der isolierten CFK-Pech-Schichten (45° und −45°) im direkten Bereich für die dargestellte FVK-Variante der Ladeeinheit auf die normierten Anforderungswerte . . . 131
Abb. 5.7 Auswirkung Dicke der isolierten CFK-Pech-Schichten (45° und −45°) im indirekten Bereich für die dargestellte FVK-Variante der Ladeeinheit auf die normierten Anforderungswerte . . . 132
Abb. 5.8 Verlauf der Optimierungsergebnisse über die Generationen für die Zielfunktion Gewicht bei jeweils sieben Lagen im direkten und indirekten Bereich . . . 133
Abb. 5.9 Übersicht über die Optimierungsergebnisse der vier Zielgrößen Gewicht, Bauraum, Kosten und Verlust für eine unterschiedliche Lagenanzahl des FVK-Gehäuses . . . 134
Abb. 5.10 Optimierte Lagenaufbauten hinsichtlich Gewicht für vier verschiedene Kombinationen der Lagenanzahl . . . 135
Abb. 5.11 Verwendeter Lagenaufbau für eine Optimierung der Zielfunktionen mit reduzierter Anzahl an Designvariablen . . . 137
Abb. 5.12 Optimierte Werte des Aufbaus mit reduzierter Anzahl Lagen . . . 138
Abb. 5.13 Lagenaufbau Demonstratoren . . . 139
Abb. 5.14 Herstellung der Demonstratoren mittels GFK-Lagen (links) und CFK-Pech-Lagen (rechts) . . . 140
Abb. 5.15 Einbringen von Spule und Ferrit in den Demonstrator (links) und finales Bauteil (rechts) . . . 140
Abb. 5.16 Prüfstand zur Vermessung der induktiven Ladeeinheiten in Faserverbundkonzepten . . . 141
Abb. 5.17 Wärmebild oben von Bauteil-CFK-indirekt (links) und Bauteil-CFK-direkt (rechts) . . . 142

Abb. 5.18 Wärmebild unten von Bauteil-CFK-indirekt (links) und Bauteil-CFK-direkt (rechts) 143
Abb. 5.19 Messwerte der Thermocouples von Bauteil-CFK-indirekt (links) und Bauteil-CFK-direkt (rechts) 143
Abb. 5.20 Wärmebild von Bauteil-CFK-indirekt in gedrehter (links) und verschobener (rechts) Position 144
Abb. 5.21 Wärmebildaufnahme von Bauteil-CFK-indirekt nach 60 s Messdauer (1. Bild), Wirbelstromverlauf aus der FEM-Rechnung in den drei FVK-Lagen (2. Bild) und aufgeteilte Wirbelströme für die 45° (3. Bild) und −45° CFK-Pech-Lage (4. Bild) 145
Abb. 5.22 Mittels FEM berechnete absorbierte Leistungen in der 45° CFK-Pech-Lage (links) und der Isolationslage (rechts) aus der FEM-Simulation 146

Abb. A.1 Verwendete Koeffizienten für Konvektion und Strahlung im thermischen FEM-Modell 152
Abb. A.2 Absorbierte Leistung des Probekörpers Pech-1L bei 222 μT für unterschiedliche Kantenlängen (links) und für unterschiedliche magnetische Flussdichten bei 100 x 100 mm^2 großen Proben (rechts) . 153
Abb. A.3 Optimierte Lagenaufbauten hinsichtlich Bauraum für vier verschiedene Kombinationen der Lagenanzahl 155
Abb. A.4 Optimierte Lagenaufbauten hinsichtlich Kosten für vier verschiedene Kombinationen der Lagenanzahl 155
Abb. A.5 Optimierte Lagenaufbauten hinsichtlich Verluste für vier verschiedene Kombinationen der Lagenanzahl 156

Tabellenverzeichnis

Tab. 2.1 Werkstoffeigenschaften verschiedener Glasfasertypen 17
Tab. 2.2 Werkstoffeigenschaften verschiedener C-Fasertypen 18
Tab. 2.3 Mikromechanisch berechnete Werkstoffeigenschaften verschiedener UD-Faserverbundlagen mit einem Faservolumengehalt φ von $0,6$. 20
Tab. 2.4 Benötigte Größen zur Durchführung der FEM für unterschiedliche physikalische Fragestellungen. 23

Tab. 3.1 Verwendete Probekörper zur Messung der elektrischen Kenngrößen 30
Tab. 3.2 Geometrische Parameter der Probekörper zur Messung der elektrischen Leitfähigkeit 31
Tab. 3.3 Elektrische Kennwerte einer Einzelschicht für verschiedene Fasermaterialien bei einem Faservolumengehalt von 45 % 38
Tab. 3.4 Probekörper für die Vermessung des Materialverhaltens von FVK-Proben im Magnetfeld einer Helmholtzspule 40

Tab. 4.1 Maße der fahrzeugseitigen Ladeeinheit im Standard SAE J2954 [68] 56
Tab. 4.2 Materialparameter der elektrischen Komponenten des FEM-Modells zur Wirbelstromanalyse 60
Tab. 4.3 Lagenaufbauten zur Analyse des Wirbelstromverhaltens im Gehäuse einer Ladeeinheit 65
Tab. 4.4 Parameter zur analytischen Wirbelstromanalyse für den Fall CFK-iso-45 69
Tab. 4.5 Parameter zur analytischen Wirbelstromberechnung für den Fall CFK-iso-45 73
Tab. 4.6 Thermische Daten einer Einzelschicht für thermisch zu untersuchende Faserverbunde bei einem Faservolumengehalt von 45 % . . 82
Tab. 4.7 Faserverbundlaminate für die Untersuchung des thermischen Verhaltens einer Ladeeinheit in FVK-Konzepten 83
Tab. 4.8 Verwendete Materialparameter für das thermische FEM-Modell . . 87
Tab. 4.9 Parameter l_W und c_W zur Berechnung der thermischen Leitwiderstände in Abb. 4.38 90
Tab. 4.10 Parameter c_W zur Berechnung der thermischen Übergangswiderstände in Abb. 4.38 91
Tab. 4.11 Parameter der im 4-Punkt-Biegprüfstand getesteten Proben . . . 102
Tab. 4.12 Mechanische Daten einer unidirektionalen FVK-Schicht für verschiedene Fasermaterialien (Faservolumengehalt: 45 %) 115
Tab. 4.13 Betrachtete Lagenaufbauten für die Untersuchung des Impactverhaltens einer Ladeeinheit in FVK-Konzepten 116
Tab. 4.14 Versuchsparameter der im Fallturm getesteten Panels 117

Tab. 5.1 Evolutionsfaktoren für die genetische Optimierung der Ladeeinheit 123
Tab. 5.2 Zielgrößen und Restriktionen innerhalb der genetischen Optimierung 123
Tab. 5.3 Verwendete Materialeigenschaften der UD-Faserverbundmaterialien (Faservolumengehalt: 45 %) nach [96, 98, 196] 127
Tab. 5.4 Ergebnisse Optimierung für verschiedene Lagenaufbauten bei einer reduzierten Anzahl an Designvariablen 138
Tab. 5.5 Parameter der primären und sekundären Ladeeinheit sowie der zugehörigen Kompensationskondensatoren 141

Tab. A.1 Verwendete Koeffizienten für das Materialmodell „Crushable Foam“ innerhalb des mechanischen FEM-Modells 154
Tab. A.2 Ergebnisse Optimierung für sieben Lagen im direkten und vier Lagen im indirekten Feld 157
Tab. A.3 Ergebnisse Optimierung für neun Lagen im direkten und vier Lagen im indirekten Feld 157
Tab. A.4 Ergebnisse Optimierung für sieben Lagen im direkten und neun Lagen im indirekten Feld 158
Tab. A.5 Ergebnisse Optimierung für neun Lagen im direkten und neun Lagen im indirekten Feld 158