



FuE-Programm "Erneuerbar Mobil" des Bundesministeriums für
Umwelt, Naturschutz, nukleare Sicherheit und Verbraucherschutz (BMUV)

Förderprojekt „CONVertER for Trucks (ConverT)“ – Schlussbericht –

Zuwendungsempfänger: RWTH Aachen University Lehrstuhl für Produktionssystematik (WZL) Lehrstuhl für Stromrichtertechnik und Elektrische Antriebe (ISEA) Templergraben 55 52062 Aachen	Förderkennzeichen: 16EM4009-2
Vorhabenbezeichnung: CONVertER for Trucks (ConverT)	
Laufzeit des Vorhabens: 01.09.2019 bis 30.11.2021	
Berichtszeitraum 01.09.2019 bis 30.11.2021	
Berichtsdatum 31.05.2022	
Vorgelegt beim Projektträger: VDI/VDE Innovation + Technik GmbH Steinplatz 1 10623 Berlin	
Ansprechpartnerin: Dr. Beate Müller	
Vorgelegt durch: David Bündgen und Niklas Fritz ISEA, RWTH Aachen University Jägerstraße 17/19 52066 Aachen Telefon: +49 241 80-96923 E-Mail: david.buendgen@isea.rwth-aachen.de , niklas.fritz@isea.rwth-aachen.de Bernd Löffler WZL, RWTH Aachen University Campus-Boulevard 30 52074 Aachen Telefon: +49 241 80-22293 E-Mail: b.loeffler@wzl.rwth-aachen.de	

Inhaltsverzeichnis

1	Zusammenfassung.....	1
2	Zielstellung des Verbundprojektes.....	2
2.1	Gesamtziel des Verbundes	2
2.2	Aufgaben der einzelnen Partner	2
2.3	Stand der Technik vor Projektbeginn.....	3
2.4	Planung und Ablauf	3
3	Ausführliche Darstellung der erzielten Ergebnisse.....	4
3.1	AP 1: Spezifikation und Konzeption des Ladegerätes	4
3.1.1	Eingangsspannungsfenster	4
3.1.2	Zusammenfassung und übrige Spezifikationen	7
3.2	AP 2: Entwicklung eines Simulationsmodells für DC-DC-Wandler.....	9
3.3	AP 3: Auslegung und Entwicklung eines DC-DC Wandlers	12
3.3.1	Auswahl der Leistungshalbleiter	12
3.3.2	Auswahl Kühlkörper	13
3.3.3	Elektrische und thermische Auslegung des Transformators	15
3.3.4	Auslegung DC-Link	16
3.3.5	Layout und mechanisches Design der DC-DC-Wandler	18
3.4	AP 4: Auslegung und Entwicklung des Sicherheitskonzepts.....	24
3.5	AP 5: Entwicklung von additiv gefertigten Umformwerkzeugen	26
3.5.1	AP 5.1: Auslegung und Konstruktion additiv gefertigter Umformwerkzeuge	26
3.5.2	AP 5.2: Entwurf und Fertigung der Stromschienen.....	41
3.5.3	AP 5.3: Wirtschaftlichkeitsuntersuchung.....	47
3.6	AP 6: Entwicklung der Steuerung und der Regelungsalgorithmen.....	49
3.6.1	AP 6.1: Entwicklung einer Regelungsplattform	49
3.6.2	AP 6.2: Erforschung von Regelungsstrategien für mehrphasige oder modulare Wandler 50	
3.6.3	AP 6.3: Entwicklung einer hochdynamischen Leistungsregelung	54
3.7	AP 7: Inbetriebnahme.....	61
3.7.1	Aufbau des Funktionsmusters	61
3.7.2	Inbetriebnahme und Optimierung der Funktionsmuster	62
3.7.3	Vermessung und Vergleich der Funktionsmuster	63
4	Darstellung wesentlicher Abweichungen vom Arbeitsplan	68
5	Vergleich der Projektergebnisse zum internationalen Stand der Technik	69
6	Zukunftsaussichten und weiterer F&E-Bedarf.....	70
7	Beitrag zu den förderpolitischen Zielen des BMUV	71
8	Erfolgte oder geplante Veröffentlichungen der Ergebnisse	72
8.1	Veröffentlichte Ergebnisse.....	72

8.2	Geplante Veröffentlichungen	72
9	Listen der Abbildungen und Tabellen	73
9.1	Abbildungsverzeichnis.....	73
9.2	Tabellenverzeichnis.....	75
10	Literaturverzeichnis.....	76

1 Zusammenfassung

Um den CO₂-Ausstoß im straßengebundenen Güterverkehr zu senken, ist der Umstieg von herkömmlichen Verbrennungsmotoren auf elektrische Antriebe unumgänglich. Da der straßengebundene Güterverkehr stetig wächst und schon heute signifikant zur CO₂-Belastung beiträgt, bieten sich hier große Einsparpotentiale. Oberleitungen für Lastkraftwagen (LKW) auf Autobahnen bieten hinsichtlich ökologischer als auch ökonomischer Faktoren eine effektive Option, den Güterverkehr zu elektrifizieren und so die Umweltbelastung zu reduzieren. Für diesen Anwendungsfall verfügen die LKWs über eine Batterie, die an den elektrifizierten Abschnitten der Autobahnen über einen Pantographen während der Fahrt aufgeladen wird, sodass die benötigten Standzeiten zum Laden verringert werden. Für die Realisierung dieses Konzepts wird allerdings ein geeignetes leistungselektronisches Ladegerät benötigt, das den hohen Anforderungen bezüglich der Effizienz, Leistungsdichte, Sicherheitsvorkehrungen und Wirtschaftlichkeit gerecht wird.

Im Projekt *ConverT* wurde am Institut für Stromrichtertechnik und elektrische Antriebe (ISEA) der RWTH Aachen erstmalig ein Ladegerät der Leistungsklasse 200 kW für oberleitungsgebundene LKWs entwickelt. Wesentliche Alleinstellungsmerkmale des entwickelten Ladegerätes sind seine Kompaktheit, die die Bauraumanforderungen in LKWs erfüllt, seine Kompatibilität mit Oberleitungsspannungen von sowohl 600 V als auch 1200 V und seine Bidirektionalität, d.h. seine Rückspeisefähigkeit. Letztere könnte beispielsweise LKW-Flottenbetreibern erlauben, in Depots parkende LKWs als Stromspeicher zu vermarkten. Der entwickelte Prototyp geht einen bedeutenden Schritt in Richtung einer baldigen Einführung solcher Produkte in den Massenmarkt und kann somit als Schlüsselkomponente für den künftigen, elektrifizierten Güterverkehr verstanden werden.

Am Werkzeugmaschinenlabor (WZL) der RWTH Aachen wurden im Zuge des Projektes additiv gefertigte Umformwerkzeuge erforscht, die exemplarisch für die seriennahe Fertigung von Busbars für das am ISEA entwickelte Ladegerät eingesetzt wurden. Durch diese Vorgehensweise lässt sich eine mögliche Industrialisierungsphase des Ladegerätes verkürzen, sodass das Produkt schneller am Markt zur Verfügung steht. Während der Projektlaufzeit konnte die technische Machbarkeit additiv gefertigter Umformwerkzeuge insbesondere für das Tiefziehen demonstriert werden. Die Ergebnisse zeigen einen innovativen Fertigungsprozess zur Herstellung von Prototypentiefziehteilen. Zudem zeigt eine Kosteneinsparung von über 90% der Werkzeugkosten bei der Herstellung eines Karosseriebauteils das wirtschaftliche Potential der Werkzeugtechnologie. Entscheidend für einen erfolgreichen Einsatz der Werkzeugtechnologie ist eine geeignete Prozessführung und die Kompensation der elastischen und teils plastischen Werkzeugverformung. In weiteren Forschungsarbeiten sollte die Kompensation dieser Werkzeugverformung, die zum Teil notwendig ist um die Bauteilgenauigkeit zu erhöhen, näher untersucht werden. Weiterhin wurden zunächst vergleichsweise kleine Tiefziehbauteile hergestellt. Um das Anwendungsspektrum auch auf größere Bauteile erweitern zu können, sind weitere Forschungsarbeiten notwendig, die die Herstellzeiten der gedruckten Werkzeuge deutlich reduzieren.

2 Zielstellung des Verbundprojektes

2.1 Gesamtziel des Verbundes

Im Zuge des Projekts wird erstmalig ein leistungselektronisches Ladegerät für oberleitungsgeführte LKW in einem Leistungsbereich von 200 kW entwickelt und aufgebaut. Die folgenden Projektziele adressieren mehrere Aspekte dieser Erstentwicklung:

1. Aufbau eines galvanisch getrennten Ladegerätes mit konventioneller Halbleitertechnik, welches über alle Schutzfunktionen sowie Kommunikationsschnittstellen zum LKW verfügen soll.
2. Die Entwicklung eines High-End-Forschungsmusters. Durch Verwendung von Siliziumkarbid-Halbleitern kann die Schaltfrequenz drastisch erhöht werden, wodurch die passiven Komponenten verkleinert werden können. Dadurch können Gewicht und Volumen des Oberleitungsladegeräts deutlich verringert werden. Des Weiteren soll das Forschungsmuster modular aufgebaut werden und eine hohe Effizienz (>95%) aufweisen.
3. Um die kommerzielle Fertigbarkeit des High-End-Forschungsmusters aufzuzeigen, werden außerdem additiv gefertigte Umformwerkzeuge zur Herstellung von seriennahen Verbindungselementen für die modularen, leistungselektronischen Blöcke erforscht und erprobt.

Abschließend sollen die beiden Forschungsmuster getestet und miteinander verglichen werden. Darüber hinaus wird der Einsatz von additiv gefertigten Umformwerkzeugen für die Produktion sowie zur Reduzierung des Bauraums evaluiert.

2.2 Aufgaben der einzelnen Partner

Das On-Board-Ladegerät ist essentiell für die Markteinführung von oberleitungsgebundenen LKWs. Daher wurde sich dieser Aufgabe entsprechend der drei Projektziele von verschiedenen Seiten genähert. So entwickelte die Futavis GmbH beispielsweise ein Ladegerät mit herkömmlicher Halbleitertechnologie.

Das ISEA der RWTH Aachen hat hingegen innovative Ansätze zur Verringerung des Bauvolumens von galvanisch getrennten DC-DC-Wandlern untersucht und durch die Entwicklung eines weiteren Prototyps, eines High-End-Forschungsmusters der Leistungsklasse 200 kW, die unbedingte Maximierung der Leistungsdichte durch den Einsatz moderner Siliziumkarbid-Halbleiter demonstriert.

Im Zuge des Projekts hat sich das WZL mit der Entwicklung von Verbindungselementen und additiv hergestellten Werkzeugen für die umformtechnische Herstellung von Verbindungselementen befasst. Dabei spielten sowohl die technische als auch wirtschaftliche Machbarkeit eine Rolle. Durch die Verwendung der neuen Werkzeuge können auch in Prototypen seriennahe Technologien verwendet und somit die Entwicklungszeiten reduziert werden.

Die Siemens AG unterstützte das Vorhaben mit ihren Erfahrungen und Kompetenzen im Bereich oberleitungsgebundene LKW maßgeblich als assoziierter Partner.

2.3 Stand der Technik vor Projektbeginn

Ein Ladegerät für Oberleitungen inklusive eines galvanisch getrennten DC-DC-Wandlers ist für den Anwendungsbereich im LKW nicht verfügbar. Auch in ähnlichen Anwendungen wie Trolley-Bussen oder im Bahnverkehr sind keine Ladegeräte verfügbar, da bisher keine Batterien auf den Fahrzeugen verbaut sind. Erste Versuchsträger bei batterieelektrischen Bussen, die an Haltepunkten über eine Oberleitung geladen werden, sind zwar verfügbar, verfolgen mit dem Ziel einer Schnellladung innerhalb eines kurzzeitigen Stopps jedoch ein gänzlich anderes Ziel. Der Aufbau eines Ladegeräts für Oberleitungs-LKW in der Leistungsklasse von 200 kW stellte dadurch ein gänzlich neues Unterfangen dar.

2.4 Planung und Ablauf

In Abbildung 1 ist der Projektplan für das Gesamtvorhaben abgebildet, das in insgesamt sieben Arbeitspakete (AP) unterteilt war. In monatlichen Telefonkonferenzen haben sich alle Partner über ihre jeweiligen Arbeitsfortschritte und deren Einordnung in den Arbeitsplan in Kenntnis gesetzt. Aufgrund von Lieferengpässen bedingt durch den weltweiten Ausbruch des Corona-Virus wurde eine kostenneutrale Verlängerung des Vorhabens um 3 Monate beantragt und bewilligt.

Arbeitspakete (AP)	Projektjahr 1				Projektjahr 2			
	Q1	Q2	Q3	Q4	Q1	Q2	Q3	Q4
AP 1: Spezifikation und Konzeption des Ladegeräts	■							
AP 2: Entwicklung Simulationsmodell für DC-DC-Wandler	■							
AP 3: Auslegung und Entwicklung der DC-DC-Wandler		■	■	■	■			
AP 4: Auslegung und Entwicklung des Sicherheitskonzepts		■	■	■	■			
AP 5: Entwicklung von additiv gefertigten Umformwerkzeugen	■	■	■	■	■	■	■	■
AP 6: Entwicklung der Steuerung und der Regelungsalgorithmen		■	■	■	■	■		
AP 7: Aufbau und Inbetriebnahme						■	■	■

Abbildung 1: Überblick Arbeitspakete Convert

3 Ausführliche Darstellung der erzielten Ergebnisse

Im folgenden Hauptteil des Schlussberichtes werden die erzielten Ergebnisse der RWTH Aachen nach AP sortiert vorgestellt.

3.1 AP 1: Spezifikation und Konzeption des Ladegerätes

In diesem AP stand insbesondere die Eingangsspannung, d.h. die Spannung der Oberleitung, als systemisch wichtigste Spezifikation im Vordergrund. Durch den Austausch zwischen Futavis, Siemens und der RWTH Aachen konnten die finalen Spezifikationen des Ladegeräts definiert werden.

3.1.1 Eingangsspannungsfenster

Die Spezifizierung der Eingangsspannung stellte die größte Herausforderung dieses AP dar, da hier alle Vor- und Nachteile möglicher Spannungsniveaus kommuniziert werden und entsprechende Kompromisse gefunden werden mussten. Neben des ursprünglich geplanten Spannungsfensters mit einer Nennspannung von $U_{in} = 600\text{ V}$ für die Zielanwendung ist aus Systemsicht eine Erhöhung der nominalen Eingangsspannung auf $U_{in} = 1200\text{ V}$ von Vorteil und kommt möglicherweise auch auf künftigen Oberleitungsstrecken zum Einsatz. Eine höhere Oberleitungsspannung garantiert bei gleicher Leistungsaufnahme der auf der Autobahn fahrenden LKWs geringere Oberleitungsquerschnitte und spart damit Material ein, oder ermöglicht bei gleichem Querschnitt eine höhere Gesamtleistung des Systems.

In Tabelle 1 sind die Kenndaten beider Spannungsklassen aufgeführt. Die 600-V-Spannungsklasse ist der 750-V-Spezifikation der DIN EN 50163 [1] für Bahnanwendungen entnommen. Die 1200-V-Spannungsklasse hingegen ist bisher nicht standardisiert und ihre Kenndaten wurden durch Multiplikation mit dem Faktor 2 aus den Kenndaten der 600-V-Spannungsklasse abgeleitet.

Tabelle 1: Eingangsspannungsfenster des Ladegerätes

	600-V-Spannungsklasse	1200-V-Spannungsklasse
max. Spannung (außer Betrieb)	1000 V	2000 V
max. Spannung (im Betrieb)	950 V	1900 V
Nennspannung	600 V	1200 V
min. Spannung (Nennleistung)	550 V	1100 V
min. Spannung (reduzierte Leistung)	500 V	1000 V

Die Machbarkeit der neuen 1200-V-Spezifikation wurde im Rahmen des AP 1 eindringlich geprüft. Zusätzlich wurde untersucht, welche Topologien und welche Leistungshalbleiter für das Ladegerät möglich sind und diese bewertet. Diese Aspekte werden in den folgenden Kapiteln dargestellt.

3.1.1.1 Marktanalyse Halbleitermodule

Die Auswahl der Halbleitertechnologie ist eng mit der Wahl einer Spannungsklasse verbunden, da die Leistungshalbleiter eine begrenzte Sperrspannung besitzen. Je nach Verschaltung der Halbleiterbauelemente liegt dann entweder die volle oder Bruchteile der Eingangsspannung

an den Schaltern an. Um den Anforderungen einer nominalen Eingangsspannung von $U_{in} = 1200 \text{ V}$ gerecht zu werden, kommen folgende Verschaltungs-Ansätze in Frage:

1. **Halbbrücke:**
 - a. Zwei Leistungshalbleiter mit einer Sperrspannung $U_{DS} > 1200 \text{ V}$ werden zu einer Halbbrücke verschaltet und jeweils mit der vollen Eingangsspannung belastet
 - b. Eine Halbbrücke wird aus jeweils zwei in Reihe geschalteten Leistungshalbleitern mit einer Sperrspannung von $U_{DS} = 1200 \text{ V}$ realisiert, sodass über jedem Schalter nur die halbe Eingangsspannung abfällt
2. **NPC-Topologie:** Pro Brücke werden sechs Leistungshalbleiter mit einer Sperrspannung $U_{DS} = 1200 \text{ V}$ in NPC-Konfiguration verschaltet, sodass sie nur mit der halben Eingangsspannung belastet werden
3. **ISOP-Topologie:** Es werden zwei Wandler mit der halben Nennleistung für die 600-V-Spannungsklasse gebaut und im Falle einer doppelten Eingangsspannung auf der Oberleitungsseite in Serie geschaltet

Für eine Sperrspannung von $U_{DS} \geq 650 \text{ V}$ kommen für schnellschaltende, hochkompakte Wandler nur Transistoren aus Siliziumkarbid (SiC) in Frage. Im Rahmen einer Marktanalyse verfügbarer Leistungshalbleiter wurde festgestellt, dass insbesondere SiC-Transistoren mit einer Sperrspannung von $U_{DS} > 1200 \text{ V}$ nur von einem einzigen Hersteller produziert werden und diese insbesondere im Vergleich zu den Leistungshalbleitern mit einer Sperrspannung von $U_{DS} = 1200 \text{ V}$ bezüglich ihrer Verluste und ihrer Kosten nicht performant sind. Daher kommen Transistoren mit einer Sperrspannung von $U_{DS} > 1200 \text{ V}$ nicht infrage (1a).

Halbbrücken, die aus mehreren in Reihe geschalteten Transistoren bestehen, werden insbesondere bei Wandlern mit hoher Schaltfrequenz als schwer realisierbar bewertet, da das Ausbalancieren der einzelnen Drain-Source-Spannungen aufwendige und ineffiziente Snubber-Schaltungen voraussetzt (1b), die den Vorteil der hohen Schaltdynamik von SiC-Transistoren teilweise oder vollständig wieder aufheben.

Die Verwendung einer NPC-Topologie wurde in Betracht gezogen, ist aber insbesondere durch die geringe Verfügbarkeit von möglichen 3-Level-Modulen und dem massiven Aufwand eines diskreten Schaltzellendesigns, sowie der Ansteuerung von sechs Transistoren pro Halbbrücke, ebenfalls verworfen worden. Insbesondere die Kosten für ein solches System übersteigen dessen Nutzen.

Die Verschaltung zweier modularer Wandler, deren Primärseiten in Serie und deren Sekundärseiten parallelgeschaltet worden sind (engl. **I**nput **S**eries **O**utput **P**arallel, kurz: **ISOP**), wurde schließlich als beste Möglichkeit identifiziert. Es können dabei zwei gewöhnliche Wandlerstufen mit gut verfügbaren SiC-MOSFETs mit einer Sperrspannung von $U_{DS} = 1200 \text{ V}$ aufgebaut werden. Diese können dann abhängig von der Eingangsspannung eingangsseitig entweder parallel oder in Reihe geschaltet werden. Somit würden für ein Eingangsspannungsfenster von $U_{in} = 600 \text{ V}$ die Eingangsstufen parallel (engl. **I**nput **P**arallel **O**utput **P**arallel, kurz: **IPOP**) und für ein Eingangsspannungsfenster von $U_{in} = 1200 \text{ V}$ in Reihe (**ISOP**) geschaltet werden.

Der Hauptvorteil dieser Wahl ist, dass beide Spannungsfenster durch die Wahl der Verschaltung abgebildet werden können. Da für $U_{in} = 600 \text{ V}$ beide Wandlerstufen parallel

verschaltet sind, ergeben sich zusätzlich eine Modularität und eine Redundanz. Außerdem können sowohl auf Eingangs- als auch auf Ausgangsseite alle Endstufen identisch mit 1200-V-SiC-MOSFETs aufgebaut werden, was eine Vereinfachung und einen Kostenvorteil darstellt im Vergleich mit Topologien, bei denen auf Primär- und Sekundärseite unterschiedliche Schaltzellen zum Einsatz kommen müssen. Mit dem modularen Ansatz kann außerdem den Projektzielen von kompakten, aber modularen Wandlern Rechnung getragen werden. Für eine zukünftige Markteinführung ist sogar denkbar, den IPOP- und ISOP-Betrieb umschaltbar zu gestalten, sodass mit dem Ladegerät ausgestattete LKWs auf Strecken verschiedener Oberleitungsspannungen verkehren können, sollte sich dies als erforderlich herausstellen.

3.1.1.2 Auswahl der Topologie

Für galvanisch getrennte Wandler der Leistungsklasse 200 kW, die eine hohe Effizienz von $\eta > 95\%$ haben sollen, kommen nur weichschaltende Topologien mit einer B6C-Brücken-Konfiguration in Frage:

1. Dreiphasige Dual-Active-Bridge (DAB)
2. Dreiphasiger LLC-Wandler (auch andere Resonanzkreiskonfigurationen möglich)

Die Auswahl der Topologie wurde anhand bereits bestehender wissenschaftlicher Ergebnisse getroffen. In der Literatur [2] wurden DAB- und LLC-Topologie bezüglich ihrer Verluste und Effizienz untersucht und miteinander verglichen. Basierend auf diesem Vergleich wurde eine Klassifizierung der Topologien nach Leistungsklasse und Frequenz getroffen. In der nachfolgenden Abbildung 2 ist dieser Vergleich der beiden Topologien für eine einphasige Konfiguration abgebildet.

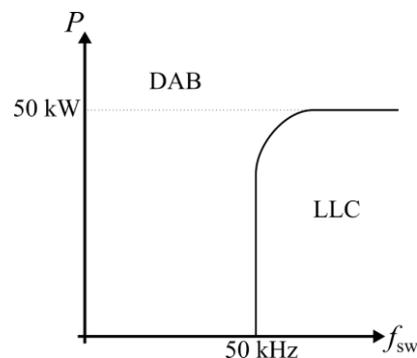


Abbildung 2: Vergleich DAB vs. LLC

Die DAB hat hier insbesondere einen Vorteil gegenüber der LLC-Topologie bei Leistungen über $P_{\text{out}} \geq 50$ kW. Da für den geplanten Wandler eine ISOP-Topologie vorgesehen ist, wird eine Ausgangsleistung von $P_{\text{out}} = 100$ kW pro Wandlereinheit benötigt. Somit ist die DAB-Topologie in dieser Leistungsklasse der LLC-Topologie vorzuziehen. Des Weiteren ist auch ein wichtiger Sicherheitsaspekt zu nennen: Die DAB ist im Kurzschlussfall inhärent kurzschlussfest und limitiert den Kurzschlussstrom. Der LLC-Wandler verfügt nicht in allen Betriebspunkten über diese Eigenschaft. Des Weiteren ermöglicht die DAB einen bidirektionalen Leistungsfluss, welcher dazu eingesetzt werden kann, das Oberleitungsnetz zu entlasten, oder dazu genutzt werden kann, dass in Depots parkende LKWs gewinnbringend als Energiespeicher am öffentlichen Stromnetz fungieren können. Abschließend wurde festgelegt, dass eine dreiphasige Topologie genutzt wird, um die Leistungshalbleiter besser

auszunutzen und die Stromwelligkeit des Zwischenkreises und damit einhergehend Verluste zu minimieren.

3.1.2 Zusammenfassung und übrige Spezifikationen

Durch ein modulares Design bestehend aus zwei 100-kW-Wandlern, die in IPOP- oder ISOP-Konfiguration verschaltet werden, können flexibel beide Spannungsfenster abgebildet werden. Zudem vereinfacht sich das Wandlerdesign, da auf Primär- und Sekundärseite identische Endstufen zum Einsatz kommen können, was die Leistungsdichte erhöhen und die Kosten reduzieren kann. Die ausgewählte Topologie ist außerdem kurzschlussicher, bidirektional und wird den Anforderungen des Projekts im vollem Umfang gerecht. In Abbildung 3 sind beide Konfigurationen abgebildet.

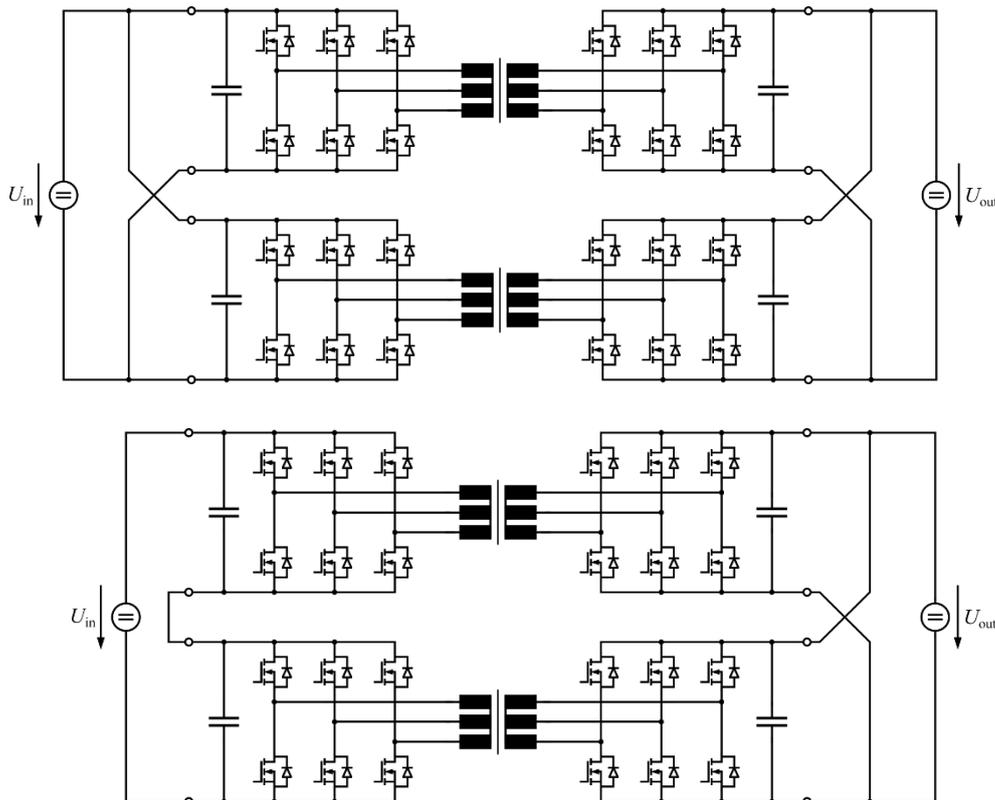


Abbildung 3: Modulare, dreiphasige DAB (IPOP oben / ISOP unten)

Für das weitere Vorhaben wurde festgelegt, dass zwei 100-kW-Einheiten aufgebaut werden, aber zunächst nur in IPOP-Konfiguration betrieben und vermessen werden. Allerdings werden auch für die ISOP-Konfiguration alle notwendigen Betriebsstrategien und Regelungsmethoden entwickelt, jedoch zunächst nur simulativ betrachtet.

Eine Einschränkung der Leistungsdichte könnte ggf. durch die eventuell notwendige sicherheitstechnische Anforderung der doppelten Isolation aller Komponenten der Oberleitungsseite entstehen. Diese ist aufgrund der nicht vorhandenen Erdung des Fahrzeugchassis zwingend erforderlich, da ansonsten bei einem Isolationsfehler die Spannung der Oberleitung direkt am Chassis anliegt. Dies kann somit zu einem lebensgefährlichen Sicherheitsrisiko führen. Daher muss eine doppelte Isolation der Leistungshalbleiter zum Kühlmedium, welches auf Chassis-Potenzial liegt, vorgesehen werden. Dies erhöht den thermischen Widerstand und könnte somit zu einer Reduktion der Leistungsdichte führen.

Für die Einbindung des Wandlers in den LKW wurde festgelegt, dass der Wandler über einen CAN-Bus mit dem LKW kommunizieren sollte. CAN ist der im Automotive-Sektor dominierende Kommunikations-Bus. Auf diesem Wege können eine zentrale Steuereinheit im LKW, das Batteriemanagement-System und der Wandler miteinander Messdaten und Befehle austauschen.

3.2 AP 2: Entwicklung eines Simulationsmodells für DC-DC-Wandler

Im AP 2 hat sich das ISEA mit der Entwicklung eines Simulationsmodells für das Ladegerät beschäftigt. Hierfür wurde die Simulationssoftware PLECS der Firma Plexim genutzt, die speziell für leistungselektronische Anwendungen entwickelt wurde.

Durch die gestiegenen Anforderungen bezüglich der zwei möglichen Bereiche der Eingangsspannung (600 V und 1200 V) war die Auswahl der Zieltopologie deutlich eingeschränkt, wobei durch den modularen Ansatz der beiden parallel und seriell verschaltbaren DAB-Wandler ganz gezielt auf diese Situation reagiert wurde. Mithin wurde zunächst das Simulationsmodell für eine der beiden 100-kW-Einheiten entwickelt. In Abbildung 4 ist die PLECS-Oberfläche gezeigt und in Abbildung 5 beispielhafte Verläufe der Phasenströme und der magnetischen Flussverketung im Transformator Kern bei Nennleistung.

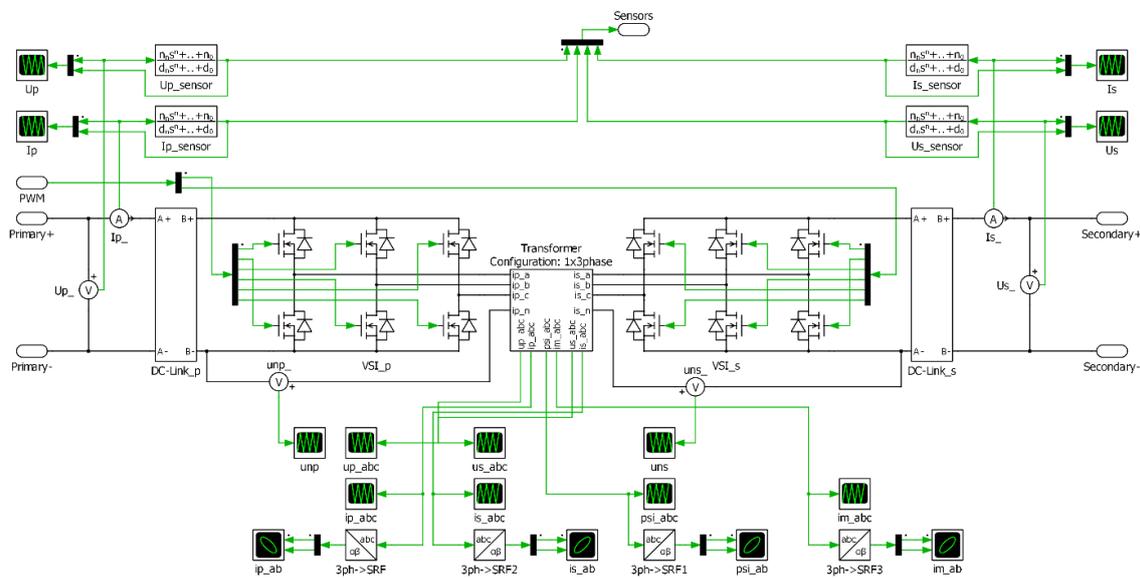


Abbildung 4: PLECS-Modell einer dreiphasigen DAB

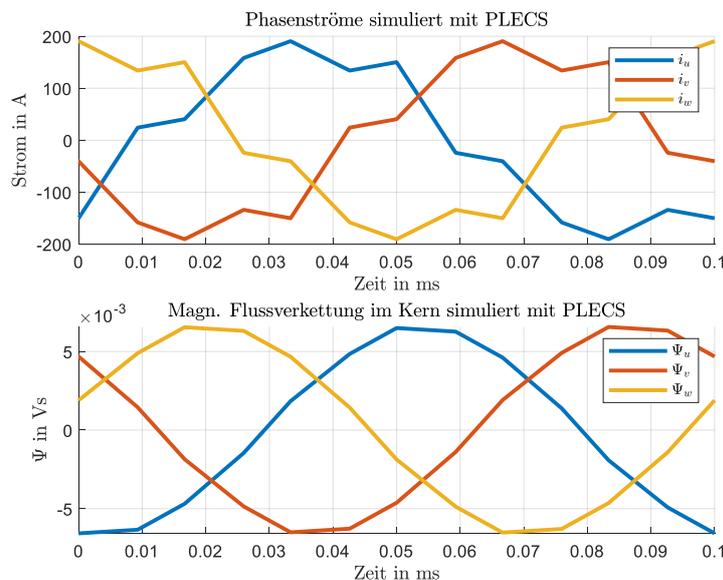


Abbildung 5: Zeitliche Verläufe der Phasenströme und des Transformator-Flussverketung

Den leistungselektronischen Schaltern können in PLECS Verlustmodelle hinterlegt werden. Damit können verschiedene Halbleitermodule simuliert und die Verluste in den Halbleitern abgebildet werden. Des Weiteren können in PLECS auch sämtliche Verluste der passiven Elemente extrahiert werden. Dies erlaubt, schon in der Designphase die Effizienz des Wandlers prognostizieren zu können.

Den beiden Verschaltungsmöglichkeiten der beiden 100-kW-Einheiten folgend werden zwei der Simulationsmodelle aus Abbildung 4 zu einem Gesamtsystem verschaltet. Die beiden einzelnen DABs werden im Folgenden als „DAB A“ und „DAB B“ bezeichnet. Abbildung 6 zeigt das PLECS-Modell des Gesamtsystems. Die Oberleitung bzw. der Pantograph wird als ideale Spannungsquelle modelliert, die „Input Matrix“ ist konfigurierbar als Parallel- oder Serienschaltung für den IPOP- oder den ISOP-Betrieb. Es folgen die beiden DABs als Subsysteme, die das Modell aus Abbildung 4 enthalten und sekundärseitig parallel geschaltet sind. Die Last schließlich ist entweder als ideale Spannungsquelle oder als ohmscher Widerstand konfigurierbar.

Die Eingänge des gesamten PLECS-Simulationsmodells in Abbildung 6 sind die PWM-Signale für alle im Wandler verbauten Halbleiterschalter, wie sie auch in der Realität von einer Regelungsplattform generiert werden. Die Ausgänge des Modells sind die analogen Messwerte von Strom und Spannung im System, wie sie auch in der Realität von den im Wandler verbauten Sensoren ausgegeben werden.

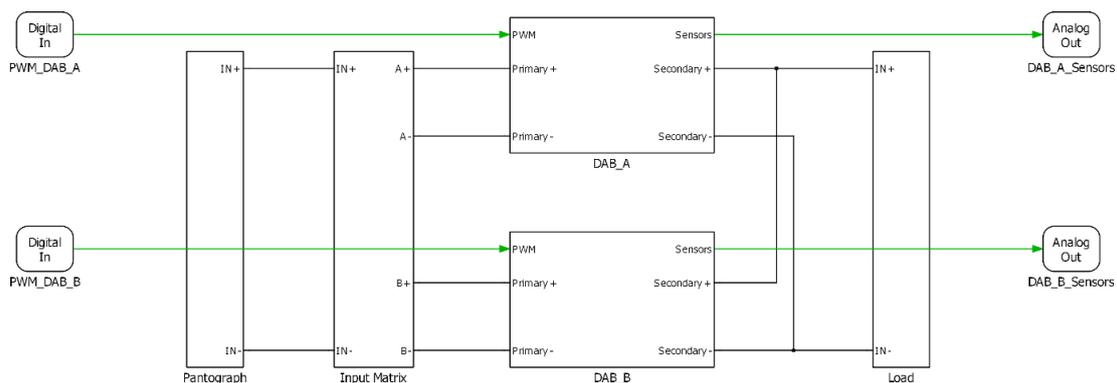


Abbildung 6: PLECS-Modell des Gesamtsystems bestehend aus zwei DABs

Die Steuer- und Regelungsalgorithmen sind nicht Teil des PLECS-Modells, da dieses nur die leistungselektronische Hardware repräsentiert. Die Regelungsalgorithmen, die in der Realität von einer Regelungsplattform mit z.B. einem Mikrocontroller berechnet werden, werden im Simulationsframework durch die Software Simulink emuliert, in die das PLECS-Modell eingebettet ist. Abbildung 7 zeigt das gesamte Modell in Simulink.

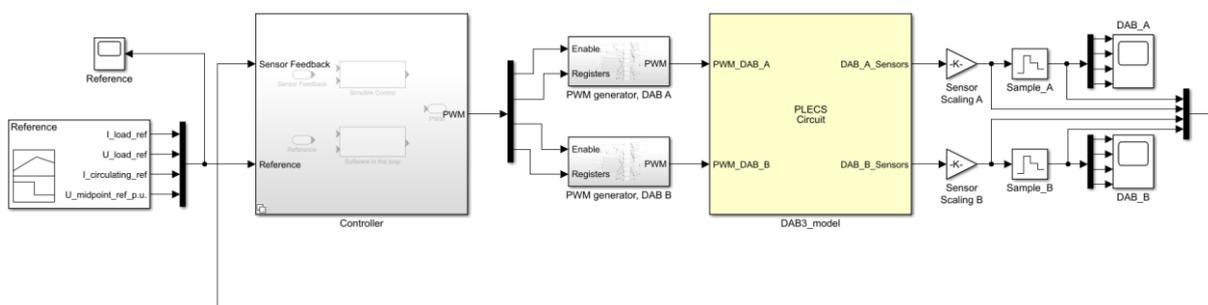


Abbildung 7: Gesamtes Simulationsframework in Simulink

Das PLECS-Modell aus Abbildung 6 ist im gelb eingefärbten Subsystem eingebettet. An dessen Ausgängen erfolgt die Abtastung der Messwerte, wie sie in der Realität durch Analog-Digital-Wandler (ADCs) erfolgt. Diese werden an den Regelungsblock („Controller“) weitergeleitet, ebenso wie die Sollwerte („Reference“) für die Regelungsalgorithmen.

Der Regelungsblock enthält konfigurierbar entweder Reglerstrukturen, die in Simulink selbst als Blockdiagramme erstellt werden können, oder aber eine Simulation der Software innerhalb der Regelschleife, die sogenannte „Software in the loop“. Hierbei wurden alle Steuer- und Regelungsalgorithmen in der Programmiersprache C programmiert, sodass sie auf der Regelungsplattform am Prototypen des Wandlers direkt ausgeführt werden können. Dieselbe Software kann jedoch ebenso auf einem PC kompiliert werden und in Simulink eingebettet werden. Dies hat den Vorteil, dass für den Prototypen und die Simulation keine Software doppelt geschrieben werden muss, wobei eventuelle Fehler durch entstandene Unterschiede nicht ausgeschlossen werden können. Stattdessen kann ein und dieselbe Software, die später auf dem Prototypen eingesetzt wird, zunächst in Simulink mit dem PLECS-Modell getestet werden, was Fehlerquellen und infolgedessen Risiken bei der Inbetriebnahme minimiert.

Die detaillierte Beschreibung der implementierten Steuer- und Regelungsalgorithmen sowie der Regelungsplattform ist Gegenstand des AP 6. Das Simulationsframework diente hier maßgeblich der Entwicklung und Validierung der Algorithmen. Ebenso wurde es durch die hinterlegten Verlustmodelle für die Auslegung des Ladegerätes in AP 3 genutzt.

3.3 AP 3: Auslegung und Entwicklung eines DC-DC Wandlers

In diesem AP sollen die Hauptkomponenten des DC-DC-Wandlers festgelegt und dimensioniert werden.

3.3.1 Auswahl der Leistungshalbleiter

Aus der bereits beschriebenen Marktanalyse der SiC-Halbleiter wurde eine Vorauswahl aus insgesamt fünf Halbleitermodulen getroffen. Hierbei wurde als Richtgröße das Produkt des Kanalwiderstands $R_{DS,on}$ und der Ausgangskapazität C_{oss} herangezogen. Diese Hilfsgröße spiegelt die Performance des jeweiligen Bauteils wider, da sie sowohl Durchflussverluste als auch Schaltverluste in einer einfach vergleichbaren, skalaren Größe vereinigt. Daher wurden die fünf Module mit dem niedrigsten Wert aus der Marktanalyse gewählt.

Um diese gegeneinander vergleichen zu können, wurden die Schaltverlustkennlinien und die Ausgangskennlinie digitalisiert.

Diese Daten konnten in das PLECS-Modell aus AP 2 eingebunden werden. Im Folgenden wurde eine Verlustleistungsanalyse aller Leistungshalbleiter im Wandler unter Vollast durchgeführt. Die angenommenen Werte der Simulation können Tabelle 2 entnommen werden.

Tabelle 2: Simulationsparameter

Größe	Wert
Streuinduktivität L_σ	5 $\mu\text{H} \pm 20\%$
Eingangsspannung U_{in}	500 V – 950 V
Ausgangsspannung U_{out}	600 V
Ausgangsleistung P_{out}	200 kW
Schaltfrequenz f_{sw}	50 kHz

Der Wert der Streuinduktivität wurde so gewählt, dass mit den Werten aus Tabelle 2 die geforderte Leistung pro Wandler übertragen werden kann.

Die Ergebnisse der Simulation sind in Abbildung 8 zu sehen. Hier ist die gesamte Verlustleistung aller Leistungshalbleiter des DC-DC-Wandlers über die anliegende Eingangsspannung aufgetragen. Die besten Module sind dabei FF6MR12W2Mb11 von Infineon und CAS400M12XM3 von CREE. Bezüglich der Verluste sind die beiden Module nahezu gleich performant, allerdings kann das CREE-Modul besser gekühlt werden, da es einen kleineren thermischen Widerstand von $R_{th,JH,CREE-CAB400} = 0,16 \text{ K/W}$ im Vergleich zum Infineon-Modul mit $R_{th,JH,Infineon-FF6} = 0,328 \text{ K/W}$ aufweist. Allerdings ist das CREE-Modul mit einem Box-Volumen von $V_{CREE-CAB400} = 66,8 \text{ cm}^3$ größer als das Infineon-Modul mit $V_{Infineon-FF6} = 38,8 \text{ cm}^3$. Daher wurde sich für das Modul von Infineon entschieden.

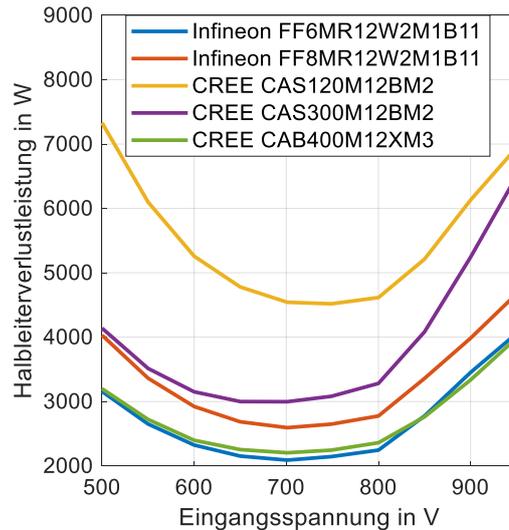


Abbildung 8: Vergleich Halbleiterverluste

3.3.2 Auswahl Kühlkörper

Da der Aufbau des Wandlers so kompakt wie möglich ausfallen soll, werden spezielle, für diesen Einsatzzweck entwickelte, aus Edelstahl 3D-gedruckte Kühlkörper verwendet. Hierfür ist eine spezielle SLM-Technologie (engl. selective laser melting) erforderlich. Solche Kühlkörper bieten die kleinsten geometrischen Maße bei vernachlässigbarem thermischen Widerstand [3]. Ein solcher Kühler wurde im Rahmen des Projektes für die ausgewählten Halbleitermodule entwickelt und getestet.

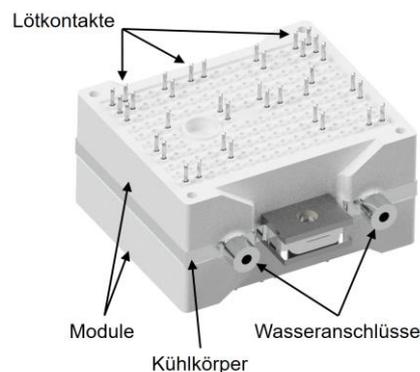


Abbildung 9: Module mit Kühler

Eine Abbildung des entwickelten Kühlers ist in Abbildung 9 zu sehen. Der Kühler befindet sich zwischen den Rückseiten zweier Infineon-module, um eine möglichst hohe Packungsdichte zu erreichen. Die Grundfläche des Kühlers ist kleiner als die der Module und die Stärke des Kühlers so klein wie möglich ausgeführt, um das zusätzlich vom Kühler eingebrachte Volumen so weit wie möglich zu reduzieren.

Zwischen dem Kühler und dem Modul wurde das elektrisch isolierende Phasenwechselerbindungs material (engl: thermal interface material, kurz TIM) *Hi-Flow 300P* von Bergquist eingebracht, welches einen niedrigen thermischen Widerstand pro Fläche von

$R''_{th} = 0,19 \frac{\text{K in}^2}{\text{W}}$ aufweist. Darüber hinaus ist das Material ein guter dielektrischer Isolator mit einer maximalen Isolationsspannung von $\hat{U}_{\text{Breakdown}} = 7050 \text{ V}$.

Der Aufbau mit dem verwendeten TIM-Material und den Kühlern wurde auf seine Eignung hin untersucht. Dazu wurde eines der Module geöffnet, um eine direkte Temperaturmessung an den SiC-Halbleitern vorzunehmen, und bei eingeschalteter Wasserkühlung mit einem Teststrom beaufschlagt. Die Ergebnisse dieser Untersuchung sind in Abbildung 10 dargestellt. Das Modul besteht aus einem High- und einem Low-Side-Schalter, die ihrerseits mit 8 parallelen diskreten SiC-Halbleitern realisiert sind. In Abbildung 10 ist auf der Ordinate die Übertemperatur $\Delta T = T_{\text{die}} - T_A$ des jeweiligen durchnummerierten SiC-Halbleiters der High-Side dargestellt. Die Verlustleistung des gesamten High-Side-Schalters bei Bestromung ist durch die Einfärbung der Datenpunkte kenntlich gemacht. Die Messung erfolgte bei einem differentiellen Kühlmitteldruckabfall über dem Kühlkörper von $\Delta p = 1 \text{ bar}$ und einer Durchflussmenge von $\dot{V} = 1,4 \frac{1}{\text{min}}$.

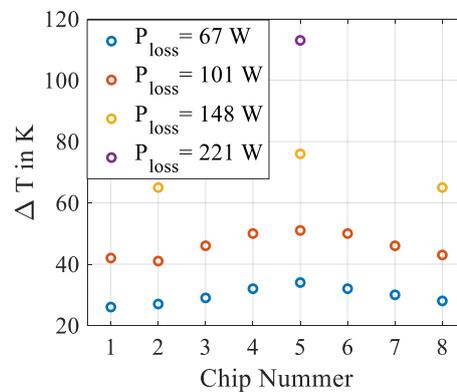


Abbildung 10: Temperaturmessung

Die SiC-Halbleiter, die sich in der Mitte des Modules befinden (Chip-Nummern 4-6), haben bei allen Verlustleistungen die höchste Temperatur. Für den Chip fünf wurde der thermische Widerstand im Worst-Case bestimmt zu $R_{th,Chip5} = \frac{\Delta T_{\text{Chip5}}}{P_{\text{Schalter}}} = 0,513 \frac{\text{K}}{\text{W}}$.

Die maximalen Verluste wurden bei einer Eingangsspannung von $U_{DC} = 900 \text{ V}$ simulativ bestimmt und betragen $P_{\text{Schalter}} = 179 \text{ W}$. Bei einer maximalen Kühlmitteltemperatur von $\hat{T}_A = 60 \text{ }^\circ\text{C}$ bestimmt sich die maximale Temperatur des Chips zu $\hat{T}_{\text{Chip5}} = 0,513 \frac{\text{K}}{\text{W}} \cdot 179 \text{ W} + 60 \text{ }^\circ\text{C} = 152 \text{ }^\circ\text{C}$. Die maximale vom Hersteller garantierte mittlere Temperatur liegt bei $\hat{T}_j = 150 \text{ }^\circ\text{C}$. Da es sich um einen Mittelwert über alle Chips handelt, kann davon ausgegangen werden, dass das Modul weiterhin innerhalb der Spezifikationen betrieben wird. Falls es sich später herausstellen sollte, dass die Module außerhalb ihrer maximalen Temperatur betrieben werden, kann des Weiteren auch noch die Durchflussmenge pro Kühlkörper auf $\dot{V} = 2 \frac{1}{\text{min}}$ erhöht werden, um eine bessere Wärmeabfuhr zu gewährleisten. Daher werden die Kühler als geeignet befunden, um die Halbleitermodule ausreichend zu kühlen.

3.3.3 Elektrische und thermische Auslegung des Transformators

Zunächst mussten die elektrischen Parameter für den Transformator bestimmt werden. Die Streuinduktivität wurde anhand der Simulationsergebnisse zu $5 \mu\text{H}$ bestimmt. Diese Auslegung erlaubt es, bei der minimalen Eingangsspannung von 550 V und der minimalen Ausgangsspannung von 600 V die Nennleistung zu übertragen. Eine geringere Streuinduktivität wäre nicht sinnvoll, da bei gleichbleibender Ausgangsleistung die Phasenverschiebungswinkel der Dual-Active-Bridge kleiner Werte annehmen würde und dadurch die Steuerbarkeit bzw. Regelbarkeit des Wandlers eingeschränkt wird. Allerdings führt auch eine zu groß gewählte Streuinduktivität dazu, dass die Nennleistung nicht mehr übertragen werden kann. Daher wurden die Toleranzen für die Streuinduktivität zu $\pm 20 \%$ festgelegt. Da die Hauptinduktivität einen zusätzlichen Blindstrom erzeugt, welcher nicht zur Energieübertragung beiträgt, sollte diese so groß wie möglich sein. Beschränkt wird diese Forderung durch den vorgegebenen Bauraum und die zu erreichende Streuinduktivität.

Zunächst wurde sich mit einer Auslegung des Transformators als Dreiphasentransformator näher befasst. Der dreiphasige Aufbau verspricht Vorteile bezüglich der Leistungsdichte des Transformators, da hier, im Gegensatz zu einem Design mit drei einphasigen Transformatoren, auf jeweils einen magnetischen Schenkel pro Phase verzichtet werden kann. Zeitgleich muss allerdings sichergestellt werden, dass die Streuinduktivitätsabweichung zwischen den Phasen des Transformators gering ist, da eine zu hohe Abweichung die Funktionalität der DAB einschränkt. Insbesondere unsymmetrische Stromaufteilungen in der DAB führen dann zur Überlastung einzelner Halbbrücken und anderer Komponenten des Wandlers. Die Auslegung und Konstruktion möglichst gleicher Streuinduktivitäten ist bereits für einphasige Transformatoren eine Herausforderung und ist bei einem dreiphasigen Transformator noch anspruchsvoller. Daher wurde hier ein Kompromiss zwischen der geringeren Baugröße und dem höheren Entwicklungsaufwand zugunsten des geringen Entwicklungsaufwands geschlossen und sich für die Konstruktion des Transformatormoduls einer DAB aus drei einphasigen Transformatoren entschieden. Das drei Mal einphasige Design war zudem für alle infrage kommenden Hersteller, die mit den Transformatoren unterbeauftragt werden sollten, deutlich einfacher und kostengünstiger realisierbar.

Das resultierende Transformatormodul ist in Abbildung 11 abgebildet. Im Zentrum des Aufbaus steht eine doppelseitige Kühlplatte, welche zur Entwärmung der Transformatoren dient. Die auf der Oberseite der Kühlplatte installierten einphasigen Transformatoren gehören dabei zur ersten DAB und die auf der Unterseite der Kühlplatte montierten Transformatoren zur zweiten DAB. Die Transformatoren werden mit den an die Hochfrequenzlitzen gelöteten Kupferlaschen an die Phasenanschlüsse der Frontends mithilfe von Schraubkontakten angeschlossen. Jeweils ein Anschlusskabel pro Transformatorwicklung wird dabei mit den anderen zwei Transformatoren pro Transformatorgruppe zu einem Sternpunkt verschaltet.

Die an der Seite des Transformatormoduls sichtbaren Kühlkanäle der Kühlplatte werden mithilfe von einschraubbaren Schneidringkupplungen mit Kupferrohren verbunden, die auf dieser Abbildung nicht dargestellt sind. Der gesamte Aufbau ist sehr kompakt und hat ein Gesamtvolumen von $V_{\text{Trafo}} = 11 \text{ dm}^3$.



Abbildung 11: Transformatormodul

3.3.4 Auslegung DC-Link

In diesem Abschnitt wird die thermische und elektrische Auslegung der Zwischenkreiskondensatoren erläutert und auf die berechneten Filterkondensatoren eingegangen.

3.3.4.1 Auslegung DC-Link-Kondensator

Bevor eine Auslegung des DC-Link-Kondensators möglich ist, muss ein Filterkonzept ausgewählt werden. Aufgrund von Erfahrungswerten im DC-DC-Wandler-Design wurde ein Konzept, welches aus einer Kombination aus Keramikkondensatoren und Folienkondensatoren besteht, gewählt. Die Keramikkondensatoren werden dabei so nah wie möglich an den Leistungshalbleitermodulen befestigt, um die parasitären Induktivitäten im Leistungspfad zu minimieren. Diese Kondensatoren haben in der Regel nur eine kleine Kapazität und reichen nicht aus, um kosteneffizient genug Zwischenkreiskapazität zur Verfügung zu stellen, um eine ausreichende Stabilisierung der DC-Link-Spannungen zu gewährleisten. Zusätzlich zu den Keramikkondensatoren wurden daher Folienkondensatoren vorgesehen, um die Gesamtkapazität zu vergrößern und die Spannungswelligkeit zu reduzieren. Darüber hinaus verfügen Folienkondensatoren in der Regel über einen höheren Innenwiderstand, welcher ungewollte Oszillationen im Zwischenkreis dämpft.

Nach einer Markterkundung wurden zwei Kondensatoren ausgewählt:

1. Keramik: *TDK CeraLink FA3* mit einer Nennspannung von 900 V und einer Kapazität von 750 nF. Diese Kondensatoren haben einen sehr kleinen Innenwiderstand pro Kondensator und sind daher hervorragend dazu geeignet, als Stützkondensatoren bei der Kommutierung des Stroms im Leistungsteil zu fungieren.
2. Folie: Vishay Metallized Polypropylene Film Capacitors des Typs *MKP1848S* mit einer Nennspannung von 1000 V und einer Nennkapazität von 10 μ F. Diese haben eine Höhe von 15 mm und sind dazu geeignet, hohe Packungsdichten zu erreichen.

Für die Auslegung wurden zunächst beide Kondensatortypen mithilfe eines Impedanzanalysators vermessen, um etwaige Verluste im Zwischenkreiskondensator abzuschätzen.

Um den zu erwartenden „Worst-Case-Rippelstrom“ zu bestimmen, wurde der Rippelstrom mithilfe des Simulationsframeworks aus AP 2 bestimmt und vom Zeit- in den Frequenzbereich transformiert. Die Ergebnisse sind in Abbildung 12 zu sehen. Links ist der Rippelstrom einer DAB bei einer Eingangsspannung von $U_{DC,In} = 900$ V und einer Ausgangsspannung von

$U_{DC,out} = 600\text{ V}$ bei Vollast von $P_{Out} = 100\text{ kW}$ zu erkennen. Rechts ist der entsprechende Rippelstrom in den Frequenzbereich überführt worden. Es ist direkt zu erkennen, dass die Grundfrequenz des Rippelstroms dem Dreifachen der Schaltfrequenz von $f_{sw} = 50\text{ kHz}$ entspricht.

Um nun die ausreichende Anzahl der jeweiligen Kondensatoren zu bestimmen, wurden sowohl die Spannungswelligkeit als auch die thermischen Verluste in den Kondensatoren anhand des Worst-Case-Rippelstroms bestimmt. Als geeignetste Kombination wurden zwei *CeraLink*-Kondensatoren pro Leistungsmodul bzw. sechs pro B6C-Brücke ausgewählt. Damit die Folienkondensatoren thermisch nicht überlastet werden, wurden insgesamt 12 Folienkondensatoren pro B6C-Brücke vorgesehen. Die Ergebnisse der Simulation sind in Abbildung 13 zu sehen. Links ist die Verlustleistung pro Kondensator bei Vollast und der auf der Abszisse aufgetragenen Eingangsspannung zu erkennen. Die Verluste werden maximal bei einer Eingangsspannung von $U_{DC} = 900\text{ V}$ und betragen bei den Folienkondensatoren $P_{Folie} = 0,8\text{ W}$. Die korrespondierenden Temperaturüberhöhungen wurden durch die im Datenblatt angegebenen thermischen Widerstände bestimmt und sind auf der rechten Abbildung zu erkennen. Bei einer maximalen Umgebungstemperatur von $T_A = 60\text{ °C}$ erreichen die Kondensatoren somit eine Temperatur von $77,5\text{ °C}$, welche kleiner als die vom Hersteller spezifizierte maximale Dauerbetriebstemperatur von 85 °C ist.

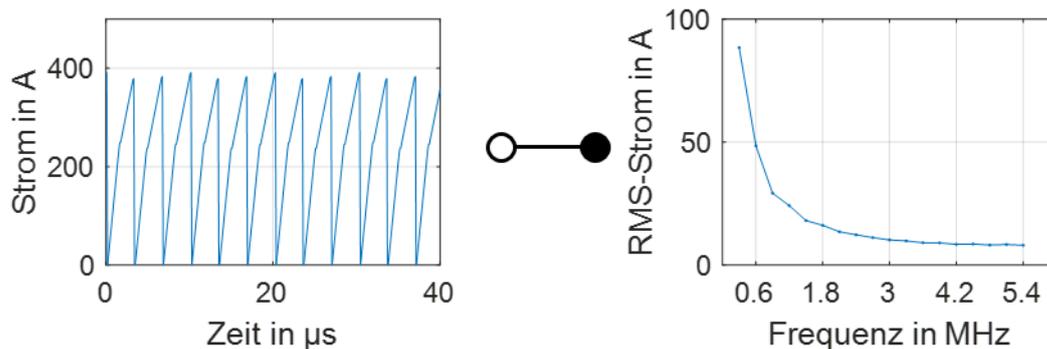


Abbildung 12: Rippelstrom

Durch eine weitere Simulation wurde der maximal auftretende Spannungsrippel auf $2,5\text{ V}$ bestimmt. Dieser ist kleiner als 1% der angelegten Spannung und kann vernachlässigt werden. Somit ist die Auslegung mit sechs *CeraLink*-Kondensatoren und zwölf Folienkondensatoren pro B6C-Brücke geeignet.

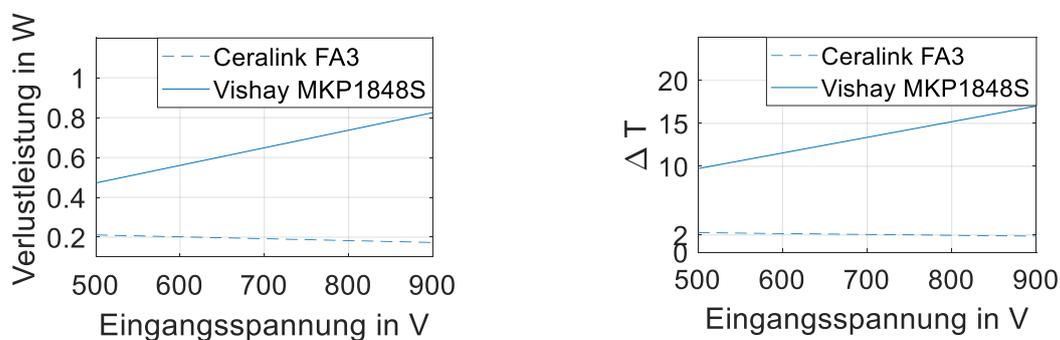


Abbildung 13: Temperaturüberhöhung der DC-Link-Kondensatoren

3.3.4.2 Filterauslegung

Die Filterkondensatoren für dieses Projekt wurden anhand der Norm ISO 6469-3 ausgelegt. Diese spezifiziert die maximale Energie, die in den Y-Kondensatoren gespeichert werden darf. Diese liegt bei 200 mJ, daher sollte bei einer Zwischenkreisspannung von $U_{DC} = 900\text{ V}$ die Kapazität nicht größer als 470 nF sein. Da die DAB ein weichschaltender Wandler ist, können die Y-Kondensatoren eventuell kleiner ausfallen. Die Abwägung, ob und wie groß die Y-Kondensatoren ausfallen müssen, wird später im Rahmen der Inbetriebnahme untersucht, da die Entstörung des Wandlers grundsätzlich von seiner finalen Geometrie und der in Realität erreichten Schaltgeschwindigkeiten abhängt.

3.3.5 Layout und mechanisches Design der DC-DC-Wandler

Im folgenden Aufbau wird der gesamte mechanische Aufbau des DC-DC-Wandlers erörtert.

3.3.5.1 Leistungsplatine

Um die Leistungsmodule mit dem Zwischenkreis und den Gate-Treibern zu verbinden, wird eine Leistungsplatine benötigt. Diese wird direkt auf das Leistungshalbleitermodul aufgelötet und mit vier Schrauben auf diesem zusätzlich befestigt. In Abbildung 14 ist das Layout einer solchen Platine gezeigt. Auf der Platine ist der Keramikzwischenkreis bestehend aus zwei *CeraLink*-Kondensatoren aufgelötet. Diese befinden sich direkt über den DC+ und DC-Anschlüssen des Moduls, um die Leistungspfadinduktivität so weit wie möglich zu reduzieren.

Da die Platine Ströme von bis zu 160 A dauerhaft führen muss, wurde an allen leistungsführenden Kupferflächen kein Lötstopplack aufgetragen, um das Auflöten von zusätzlichen Kupferblechen zu ermöglichen. Auf der Ober- als auch der Unterseite sind zusätzlich 1 mm dicke Kupferschienen auf den nicht mit Lötstopplack versiegelten Flächen vorgesehen.

Da aufgrund der hohen Ströme die Kupferflächen für DC+, DC- und den Phasenanschluss den größten Teil der Platine einnehmen müssen, ist auf der Platine kein Raum mehr für die Gate-Treiber-Schaltungen. Diese wurden auf einer separaten Platine realisiert, welche über Pfostenstecker direkt auf die Leistungsplatinen aufgesteckt werden kann. Die Spannungsmessschaltung und die Temperaturmessschaltung sind ebenfalls auf der Gate-Treiber-Platine realisiert.

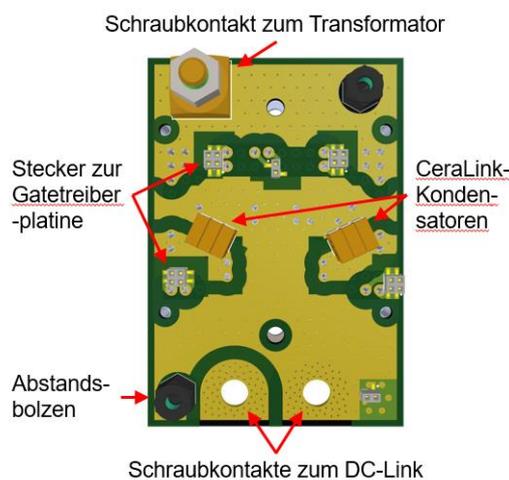


Abbildung 14: Leistungsplatine

3.3.5.2 Folienzwischenkreis

Pro Leistungsteil sind insgesamt 12 Folienkondensatoren des Typs MKP1848S vorgesehen. Die Explosionszeichnung des Folienzwischenkreises ist in Abbildung 16 gezeigt. Ein Folienzwischenkreis für eine B6C-Brücke besteht dabei aus zwei mal sechs Folienkondensatoren, die auf vier Kupferplatten aufgelötet werden. Jeweils sechs Kondensatoren werden auf zwei Kupferplatten aufgelötet. Da die Kupferplatten jeweils auf dem DC+ bzw. DC-Potenzial liegen, müssen diese elektrisch voneinander mithilfe einer Folie isoliert werden. Die so konstruierten Hälften werden dann gegeneinander verschraubt und bilden einen Folienzwischenkreis für eine B6C-Leistungseinheit. Die beiden abgesetzten Schraubverbindungen an der Seite sind zur Kontaktierung der Stromsensorplatinen vorgesehen, welche in Abbildung 21 gezeigt sind. Der resultierende Zwischenkreis für eine DAB ist in Abbildung 16 zu sehen. Er wird mithilfe von Kupferlaschen und M6-Schrauben an den Leistungsplatinen angebracht.



Abbildung 15: Explosionszeichnung des Folienzwischenkreises



Abbildung 16: Folienzwischenkreis

3.3.5.3 Gate-Treiber-Platine

Die Gate-Treiber-Platine steuert jeweils drei SiC-Leistungshalbleitermodule gleichzeitig an und verfügt über insgesamt sechs Treiberschaltungen (dreimal Low-Side und dreimal High-Side). In Abbildung 17 ist das Layout der Gate-Treiber-Platine abgebildet. Es sind jeweils sechs DC-DC-Wandler zur galvanisch getrennten Spannungsversorgung der Treiber vorgesehen. Jede High- bzw. Low-Side verfügt dabei über zwei Gate-Treiber-ICs *UCC5390-Q1* von Texas Instruments. Es wurden pro Modul je zwei vorgesehen, da die SiC-Leistungshalbleitermodule über zwei Gate-Anschlüsse verfügen. Dadurch kann eine symmetrische Ansteuerung der Gate-Anschlüsse gewährleistet werden. Die Treiber-ICs verfügen bereits über eine galvanische Signaltrennung, um im Zusammenspiel mit einem

zusätzlich in Reihe geschalteten Digitalisolator eine doppelte galvanische Trennung zur Regelungsplattform zu realisieren. Die Gate-Signale werden auf der Gate-Treiber-Platine vollständig differenziell übertragen, um eine möglichst hohe Signalintegrität zu realisieren. Unten rechts in Abbildung 17 ist die Schaltung zur Messung der DC-Link-Spannung zu erkennen. Diese ist ebenfalls vollständig galvanisch von der Regelungsplattform durch zwei in Reihe geschaltete Digitalisolatoren getrennt.

Die Länge der Pfostenstecker zur Leistungsplatine wurde mit 7 mm so kurz wie möglich gewählt, um die Gate-Induktivität bestmöglich zu reduzieren. Da die *CeraLink*-Kondensatoren allerdings höher sind als 7 mm, wurden entsprechende Aussparungen für diese auf der Gate-Treiber-Platine vorgesehen.



Abbildung 17: Gate-Treiberplatine

Die Platine wird mithilfe eines Hochfrequenzsteckverbinders an eine Adapterplatine angeschlossen, welche alle Gate-Treiber-Platinen eines Wandlers mit der Regelungsplattform verbindet. Dieser Steckverbinder ist im gezeigten Beispiel in Abbildung 17 rechts zu sehen.

3.3.5.4 Stromsensorplatine

Die Stromsensorplatine wird direkt am Folienzwischenkreis befestigt und ist in Abbildung 18 dargestellt. Sie verfügt über einen Stromsensor des Typs *ACS772-200B* von Allegro Microsystems mit einer Bandbreite von 200 kHz und kann bidirektional Strom bis zu 200 A messen. Da der Stromsensor auf dem Hall-Effekt-Prinzip basiert, ist dieser intrinsisch galvanisch von dem zu messenden Leiter getrennt. Die vom Stromsensor generierte Messspannung, welche proportional zum zu messenden Strom ist, wird von einem Operationsverstärker entkoppelt und direkt auf einen 16Bit-Analog/Digital-Konverter gegeben. Dieser gibt dann über eine SPI-Schnittstelle die Messinformation an die Regelungsplattform weiter. Die SPI-Schnittstelle ist nochmals galvanisch über einen Digitalisolator getrennt. Die Stromsensorplatine wird mithilfe eines RJ45-Steckers versorgt und an die Regelungsplattform angebunden.

Wie bereits bei der Leistungsplatine sind die Kupferflächen, die den zu messenden Strom führen, nicht mit Lötstopplack bedeckt, um das Auflöten einer 1 mm dicken Stromschiene zu ermöglichen, da ansonsten die Platine durch den Stromfluss thermisch überlastet werden würde.

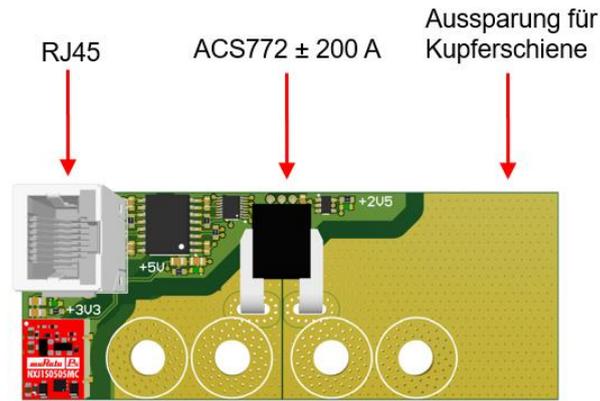


Abbildung 18: Stromsensor

3.3.5.5 Adapterplatine

Die Adapterplatine verbindet alle vier Gate-Treiberplatten einer Baugruppe miteinander und versorgt alle Mess- und Signalschaltungen mit der erforderlichen Versorgungsspannung.

In Abbildung 19 ist die entwickelte Adapterplatine zu erkennen. Unten rechts im Bild sind die Niederspannungsanschlüsse zur Versorgung des Regel- und Steuerungsteils für den Laborbetrieb des Wandlers zu sehen. Direkt um die Anschlüsse angeordnet finden sich die Schutzschaltungen und DC-DC-Wandler, die die Spannungen für die einzelnen ICs zur Verfügung stellen. In der Mitte der Platine sind Anschlüsse für die Gate-Treiber-Platinen zu sehen und links die differentiellen Signaltreiber zum Ansteuern der Gate-Treiber.

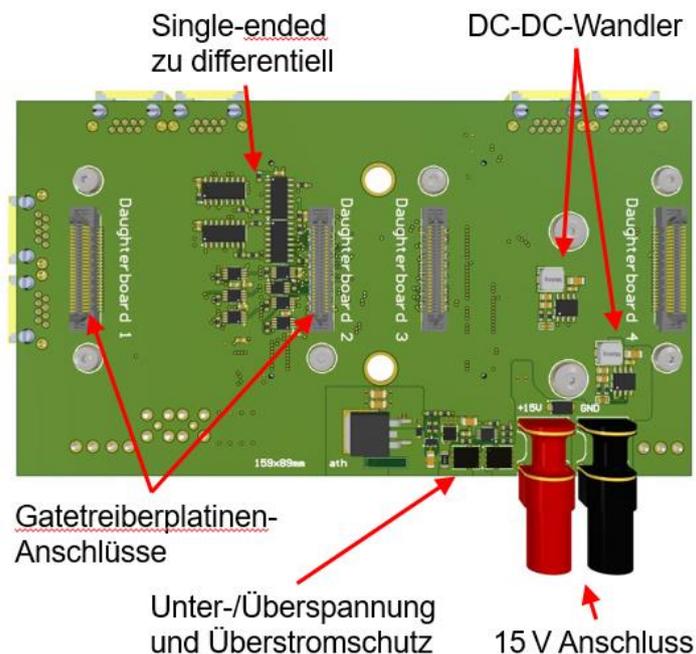


Abbildung 19: Rückansicht Adapterplatine

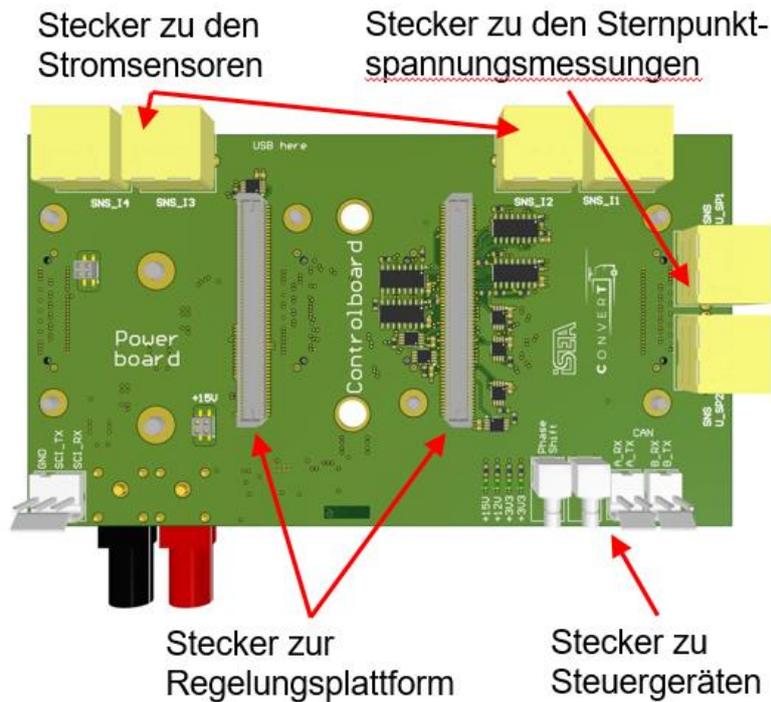


Abbildung 20: Frontansicht Adapterplatine

Die Vorderseite der Adapterplatine ist in Abbildung 20 zu sehen. Auf dieser befinden sich die Schnittstellen zu den Stromsensoren und darüber hinaus RJ45-Stecker zum Verbinden einer optionalen Messung der Sternpunktspannung. Zusätzlich sind Schnittstellen zur Ansteuerung unten rechts auf der Platine vorgesehen. In der Mitte sind die Stecker zur Kontaktierung der Regelungsplattform vorgesehen.

3.3.5.6 Gesamtaufbau Leistungsteil

Der Gesamtaufbau bestehend aus vier B6C-Brücken ist in Abbildung 21 dargestellt. In Grün hervorgehoben ist die Regelungsplattform zu erkennen, die genauer im Abschnitt zum AP 6 beschrieben wird. Die grauen Anschlüsse an den Leistungsplatinen stellen die Rohrkabelschuhe der Transformatoranschlusskabel dar. Der Aufbau hat insgesamt ein Box-Volumen von 8 Litern und verfügt über alle nötigen aktiven Elemente des DC-DC-Wandlers. Zusammen mit der ausgeschriebenen Transformatorbaugruppe, die ein maximales Volumen von 11 Litern aufweisen soll, soll das Zielvolumen von kleiner 21 Liter erreicht werden.

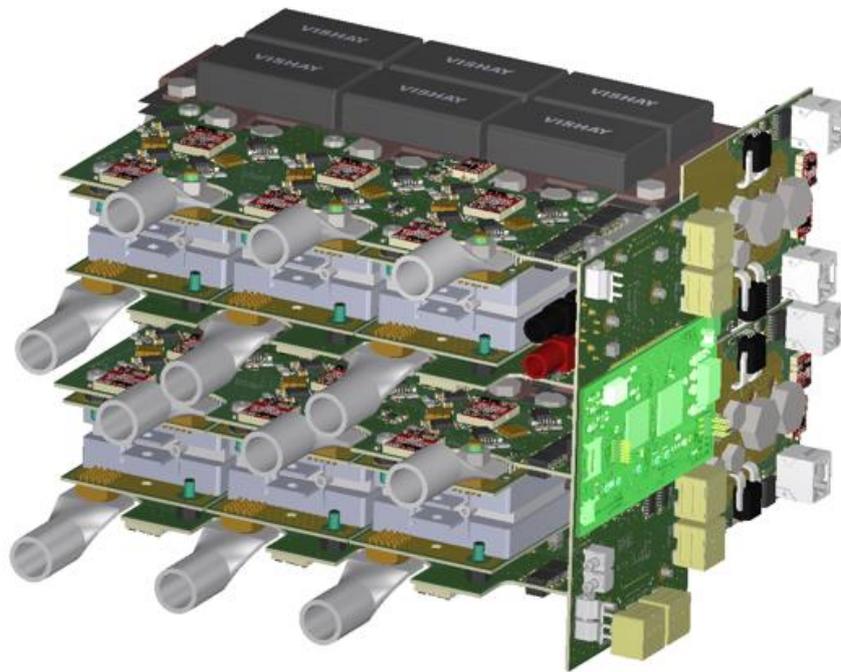


Abbildung 21: Gesamtübersicht Leistungsteil

3.4 AP 4: Auslegung und Entwicklung des Sicherheitskonzepts

Das ISEA hat sich im Rahmen des AP 4 mit den Fragen des Sicherheitskonzepts für den Wandler befasst.

Mit der Wahl der DAB als Wandlertopologie ist bereits inhärent die Frage nach Kurzschlussstrom-Absicherung geklärt worden: Einer der Vorteile der DAB ist es, dass für den Fall eines Kurzschlusses auf der „fehlerhaften Seite“ der dort eingespeiste Strom nur von den Größen der „fehlerfreien Seite“ und der Ansteuerung abhängt und somit einfach abgeschaltet werden kann. Außerdem existiert aufgrund der festen Impedanz der Streuinduktivität eine absolute Obergrenze für den gestellten Strom. Dies hat zur Folge, dass dieser immer kontrollierbar sowie limitiert ist. Im Unterschied zu beispielsweise Resonanzwandlern, die theoretisch einen beliebig hohen Strom stellen können, ergibt sich hier ein deutlicher Vorteil. Weiterhin wird auch aus Sicht der Systemebene ein Derating angestrebt, d.h. dass die volle Nennleistung unterhalb einer Minimalspannung laut Tabelle 1 nicht mehr übertragen werden muss, was zu einer weiteren Reduktion der maximal auftretenden Stromstärke beiträgt.

Was die Spannungen angeht, so ist das Eingangsspannungsfenster für das 600-V-System auf 550 V bis 900 V bei Nennleistung festgelegt laut Tabelle 1. Die maximal auftretende Spannung bei ausgeschaltetem Ladegerät wurde auf 1000 V spezifiziert. Da die Leistungshalbleiter bis zu 1200 V spezifiziert sind, ergibt sich hier zusätzlich ein Sicherheitsabstand. Bei ausgeschaltetem Ladegerät sind zudem beide Leistungshalbleiter in den Modulen in Serie geschaltet, sodass bei annähernd symmetrischer Spannungsaufteilung bis zu 2400 V blockiert werden könnten, abzüglich eines Sicherheitsabstandes für eventuelle Asymmetrien. Dies ermöglicht es bei Bedarf, durch den Einsatz von Zwischenkreiskondensatoren höherer Spannung die maximale Spannung noch anzuheben. Als deutlich günstigere Alternativen sind jedoch schützende Bauelemente wie Varistoren oder Gasentladungsröhren anzusehen.

Der Prüfstand, in dem der Prototyp vermessen wird, besteht aus einem geerdeten Käfig mit abschließbarer Tür und Schuko- sowie CEE-Steckdosen, von denen einige notabgeschaltet werden können (z.B. für Hochspannungsquellen) und andere immer zugeschaltet sind (z.B. für Mess- und Überwachungsinstrumente). Um eine Notabschaltung aller Komponenten im Prüfstand zu ermöglichen, wurde über den Überstrom- und Überspannungsschutz hinausgehend ein sogenannter „Safety Circuit“ (deutsch: Sicherheitsschleife) entwickelt. Der Safety Circuit ist in der Lage, die Sicherheit des gesamten Prüfstandes sicherzustellen. Er besteht aus einer Gleichspannungsquelle U_1 , z.B. 12 V oder 24 V, und einem Kabel, das durch alle sicherheitsrelevanten Komponenten des Prüfstandes geführt wird und an jeder Stelle unterbrochen werden kann, z.B. falls die Tür des Prüfstandes geöffnet oder ein Not-Aus-Schalter betätigt wird. Am Ende des Safety Circuits versorgt die dort im fehlerfreien Fall anliegende Spannung von 12 V oder 24 V die HV-Relais, die die Spannungsversorgung des Prüfstandes sicherstellen. Wird der Safety Circuit unterbrochen, fallen die Relais sofort ab und unterbrechen die weitere Energiezufuhr. Ein beispielhaftes Schaltbild findet sich in Abbildung 22.

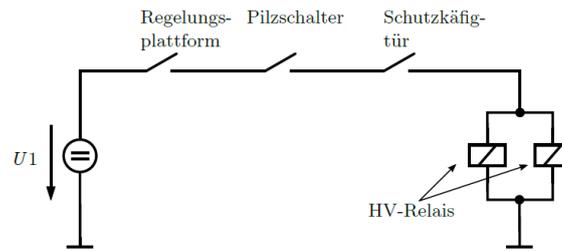


Abbildung 22: Schaltplan des Safety Circuits

Der Safety Circuit wird ebenfalls durch die Regelungsplattform geführt, auf der die Software des Wandlers läuft, sodass auch durch die Software Fehler ausgelöst oder detektiert werden können. Das ist wichtig, falls z.B. unzulässig hohe Spannungen oder Ströme seitens der Sensoren ermittelt werden. Die Software ist als einzige in der Lage, die PWM-Steuersignale an den Wandler binnen einer Schaltperiode ($20 \mu\text{s}$) zu unterbrechen. Vergleichbare Reaktionszeiten der Laborspannungsquellen oder gar des Experimentators sind wesentlich länger. Auf der Regelungsplattform wird zudem ein Sicherheitsmechanismus implementiert, der verhindert, dass der Safety Circuit durch die Software vor Ablauf einer Totzeit von z.B. 30 Sekunden nicht wieder zurück in den fehlerfreien Zustand gesetzt werden kann. Dies erlaubt zum einen die Entladung aller Energiespeicher im System und verhindert bei der Arbeit mit dem Safety Circuit und beim Test von Fehlerszenarien, dass ein zu schnelles Wiederfreischalten durch den Experimentator aufgrund von Gewohnheitseffekten zu Gefahren führen kann.

3.5 AP 5: Entwicklung von additiv gefertigten Umformwerkzeugen

3.5.1 AP 5.1: Auslegung und Konstruktion additiv gefertigter Umformwerkzeuge

3.5.1.1 AP 5.1.1: Auswahl der 3D-Druck- und Umformverfahren sowie der 3D-Druckmaterialien mittels Versuchen an Beispielgeometrien

Charakterisierung von 3D-Druckverfahren und -materialien

Die Ermittlung der Eignung verschiedener 3D-Druckmaterialien zur Verwendung als Werkzeugmaterial erfolgte zunächst anhand von Materialdatenblättern verschiedener Hersteller. Hierfür wurden die wesentlichen mechanischen Eigenschaften sowie die Kosten verschiedener 3D-Druckmaterialien des Fused-Filament-Fabrication (FFF) Verfahrens ermittelt. Aufgrund des teils sehr guten Preis-Leistungs-Verhältnis wurde für die Recherche das FFF-Verfahren ausgewählt. Abbildung 23 zeigt die Zugfestigkeit aufgetragen über die Biegefestigkeit (links), sowie die spezifischen Kosten aufgetragen über die Dichte (rechts) gängiger FFF-Druckmaterialien.

Auffallend ist zunächst eine große Streuung der mechanischen Eigenschaften. So variiert die Zugfestigkeit der Materialien in einem Bereich zwischen ca. 40 MPa und 120 MPa. Die Biegefestigkeit variiert in einer ähnlich großen Spanne, wobei die Daten zur Biegefestigkeit von einigen Materialherstellern nicht angegeben wird. Des Weiteren werden mechanische Kenngrößen, die das Verhalten der Materialien auf eine Druckbelastung beschreiben, so gut wie nie von den Materialherstellern angegeben. Diese Kennwerte, wie beispielsweise die Druckfestigkeit oder der Druckmodul, sind jedoch entscheidende Werte für die Beschreibung der Eignung der Materialien als Werkzeugwerkstoff für das Tiefziehen, da während des Tiefziehens die Druckbeanspruchungen in den Werkzeugen dominieren.

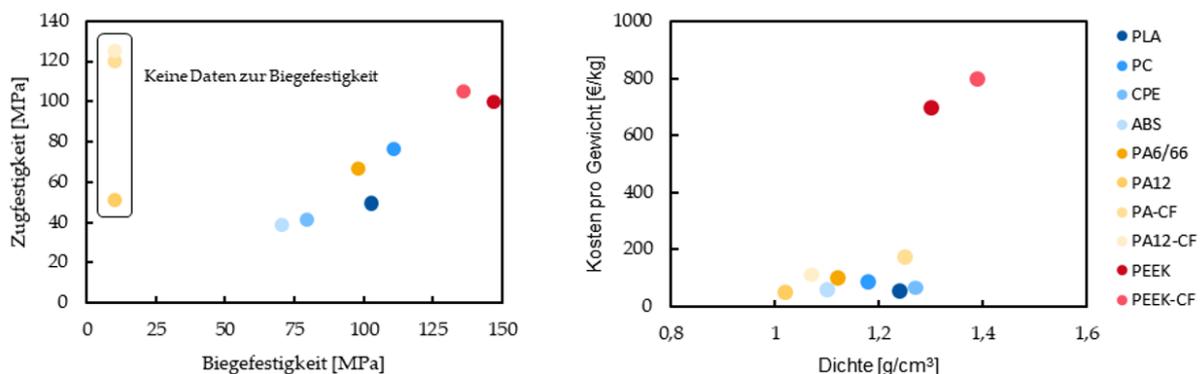


Abbildung 23: Mechanische Eigenschaften sowie Kosten verschiedener FFF-Materialien [4]

Die Kosten der ausgewählten 3D-Druckmaterialien variieren zum Teil stark. So sind die Kosten der Hochleistungsmaterialien auf der Basis von Polyetheretherketon (PEEK) in etwa um ein 10-faches höher als die der Standardmaterialien wie z.B. Polylactid (PLA) und Polycarbonat (PC). Die faserverstärkten Polyamid Materialien PA-CF und PA12-CF sind hierbei etwas teurer als die Standardmaterialien. Da ein wesentliches Ziel der untersuchten Werkzeugtechnologie darin besteht eine kostengünstige Alternative zu konventionellen Werkzeugen aus Stahl zu finden, ist die Verwendung von Hochleistungsmaterialien im ersten Schritt wenig zielführend. Stattdessen wurden die Bauteilversuche mit den Materialien der Kostenklasse 1 und 2 durchgeführt.

Zur Ermittlung der Druckeigenschaften, charakterisiert durch die Druckfestigkeit und den Druckmodul, wurden im Nachfolgenden Normversuche nach DIN EN ISO 604 mit der Universalprüfmaschine von ZWICK/ROELL durchgeführt. Dabei wurde zunächst ein einheitlicher, zylindrischer Probenkörper mit einem Durchmesser von 30 mm und einer Höhe von 20 mm ausgewählt und drei Materialgruppen zur Prüfung festgelegt: Extrudierte Reinmaterialprüfkörper als Referenz, additiv gefertigte Reinmaterialprüfkörper sowie Verbundprüfkörper. Letztere bestehen aus einer additiv gefertigten Hülle, welche mit einem duroplastischen Kunststoff aufgefüllt und anschließend plangefräst wurden. Insgesamt wurden im Rahmen der Untersuchungen 18 Versuchsserien durchgeführt, wobei neben einer Variation der Materialien und deren Kombination insbesondere der Einfluss des Infill-Volumens (80 % oder 100 %) der additiv gefertigten Probenkörper untersucht wurde.

Grundsätzlich lässt sich festhalten, dass die erfolgten Messungen zum großen Teil von sehr hoher Präzision sind. Die ermittelte Standardabweichung der Druckmodule liegt bei fast allen Proben im niedrigen zweistelligen oder sogar im einstelligen Bereich.

Bei den Prüfkörpern aus den Materialien PLA, PEKK, PEI und PA-CF wurden jeweils Versuche bei einem Infill-Volumen von 80 % und 100 % durchgeführt. Erwartungsgemäß konnte bei allen Materialien, außer PEKK, eine deutliche Steigerung des Druckmoduls bei einer Steigerung des Infill-Volumens festgestellt werden, wobei der Anstieg bei PLA mit 24 % am größten ausgefallen ist. Auch die Spannung bei einer nominellen Stauchung von 4 % ist bei allen Proben außer PEKK angestiegen. Die verhältnismäßig schlechten Messwerte und der physikalisch nicht sinnvolle Abfall der Kenngrößen bei höherem Infill-Volumen der PEKK-Proben sind mit großer Wahrscheinlichkeit auf Fehler im Herstellungsprozess des externen Dienstleisters zurückzuführen. Ob eine grundsätzliche Verwendung eines Infill-Volumens von 100 % sinnvoll ist, hängt auch von der Schrumpfung des Kunststoffes und ökonomischen Aspekten ab.

Abbildung 24 zeigt die Ergebnisse des Druckmoduls der Messreihe. In der nachstehenden Tabelle 3 sind zudem die Fertigungsparameter der Prüfkörper dargestellt. Den höchsten Druckmodul mit 1429,5 MPa unter allen untersuchten Prüfkörpern besitzt die gedruckte PA 12-Umhüllung mit einer Wandstärke von 1 mm und dem gefüllten Epoxidharz. Bei den rein additiv gefertigten Probenkörpern erreicht PLA mit 100 % Infill-Volumen mit 1357,3 MPa den höchsten Druckmodul.

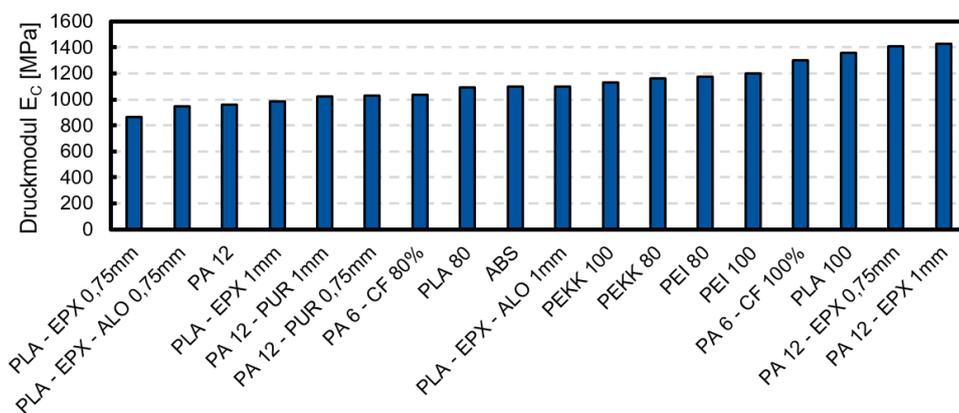


Abbildung 24: Druckmodul verschiedener Materialien bzw. Materialkonfigurationen

Tabelle 3: Übersicht der Prüfkörper mit Fertigungsparametern

Thermoplastischer Kunststoff	Duroplastischer Kunststoff	Füllungsgrad [in %]	Bodenschichthöhe [in mm]	Außenwandstärke [in mm]
PLA	-	80	2,4	2,4
PLA	-	100	2,4	2,4
PEKK	-	80	2,4	2,4
PEKK	-	100	2,4	2,4
PEI	-	80	2,4	2,4
PEI	-	100	2,4	2,4
PA 6 - CF	-	80	2,4	2,4
PA 6 - CF	-	100	2,4	2,4
ABS	-	100	-	-
PA 12	-	100	-	-
PA 12	PUR	-	1	0,75
PA 12	PUR	-	1	1
PA 12	Epoxid	-	1	0,75
PA 12	Epoxid	-	1	1
PLA	Epoxid	-	1	0,75
PLA	Epoxid	-	1	1
PLA	Epoxid + Al(OH) ₃	-	1	0,75
PLA	Epoxid + Al(OH) ₃	-	1	1

Bei den Verbundprüfkörpern wurden insgesamt acht unterschiedliche Varianten geprüft, wobei mit PA 12 und PLA zwei unterschiedliche Hüllenmaterialien zum Einsatz kamen. Da jedoch auch zwei unterschiedliche Epoxid-Harze sowie ein PUR-Harz zur Füllung verwendet wurden, lässt sich kein allgemein gültiger Zusammenhang zwischen den Hüllenmaterialien herstellen. Die jeweiligen Vorteile liegen hier in erster Linie in dem Verzicht auf Stützmaterial bei PA 12 und dem Kostenvorteil bei PLA. Unabhängig davon lassen sich aus der Prüfung der Verbundprüfkörper drei wesentliche Ergebnisse schließen. Die Wanddicke der additiv gefertigten Hülle hat aufgrund der höheren Belastbarkeit der duroplastischen Kunststoffe einen geringen Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften des Materialverbunds. Aus dem Vergleich der Versuche mit der PLA-Umhüllung lässt sich erkennen, dass die Verwendung eines gefüllten Harzes im Vergleich zu einem ungefüllten Epoxidharz eine deutliche Steigerung der mechanischen Eigenschaften mit sich bringt. Als nachteilig muss bei den Verbundprüfkörpern angemerkt werden, dass aufgrund der Verfüllung und der anschließenden Nachbearbeitung der Herstellungsprozess deutlich komplexer wird und somit weitere Störgrößen die Prozessqualität beeinflussen können. Erkennbar ist dies unter anderem an der Standardabweichung bei den Druckmodul-Messungen.

Basierend auf den bereits vorgestellten Untersuchungen wurden im Verlaufe des Projekts weitere umfangreiche Materialprüfungen verschiedener 3D-Druckmaterialien durchgeführt. Hierzu wurde zunächst ein vollfaktorieller Versuchsplan aufgestellt, um geeignete Druckparameter für die Anwendung als Werkzeugwerkstoff zu ermitteln. Dabei wurden insgesamt vier Materialien PLA, PA, PETG und PC miteinander verglichen und die Druckparameter Schichthöhe und Anzahl der Wandung variiert. Von den untersuchten Materialien zeigte PLA die höchsten Werte in Bezug auf die Druck- und Biegeeigenschaften. Während die Versuche gezeigt haben, dass die Schichthöhe einen signifikanten Einfluss auf die Druck- und Biegeeigenschaften haben, ist die Variation der Anzahl der Wandungen weniger ausschlaggebend. Die Ergebnisse zu dieser Studie wurden in der Fachzeitschrift „Polymers“ veröffentlicht und in einem Repository zur Verfügung gestellt [5, 6].

Konstruktion und Fertigung eines Säulenführungsgestells

Um bei der Durchführung von Versuchen und der Herstellung umgeformter Bauteile eine möglichst parallele Führung der Werkzeuge zu gewährleisten, wurde ein Säulenführungsgestell konstruiert. Es besteht aus drei parallelen Platten, die jeweils einen Teil des Umformwerkzeugs aufnehmen und aus vier Säulen in den Ecken der Platten, die in Gleitbuchsen geführt werden. Diese drei Platten nehmen jeweils einen Teil des Umformwerkzeugs auf. Auf der Basisplatte wird der Stempel montiert, die mittlere Platte nimmt den Blechhalter auf und die obere Platte die Matrize. Die Führungssäulen sind mit der mittleren Platte verschraubt, während die Gleitbuchsen in der oberen und unteren Platte eingesetzt werden. Durch die hohe Fertigungsgenauigkeit aller Komponenten wird so eine absolut präzise und parallele Führung der Werkzeuge ermöglicht, auch bei komplexen Geometrien mit außermittigem Kraftangriffspunkt beim Pressvorgang.

Das Säulenführungsgestell wurde für eine bestehende Einständerpresse so konzipiert, dass es den im Pressenbett verfügbaren Platz maximal ausnutzt. Das limitierende Element ist hierbei die mittlere Platte für den Niederhalter, die als Rahmen ausgeführt werden muss, um genügend Verwindungssteifigkeit zu bieten. Daraus ergibt sich eine maximale Größe von 180x200 mm für den Stempel, der die Geometrie vorgibt. Durch eine Vielzahl an verschiedenen Bohrungen und Distanzplatten kann das konstruierte Säulenführungsgestell Werkzeuge unterschiedlichster Größen aufnehmen.

Da es sich bei der verwendeten Presse um eine einfachwirkende Presse handelt, wird die Kraft des Niederhalters nicht über einen zweiten Hydraulikzylinder, sondern über Federn im Niederhalter realisiert. Diese sind in zwei Gruppen links und rechts der Werkzeuge angeordnet. In der Standardkonfiguration sind vier Federelemente zwischen Basisplatte und Niederhalter, sowie zwei Elemente zwischen Niederhalter und oberer Platte installiert. Die unteren Federn bringen die eigentliche Niederhalterkraft auf, während die oberen Federn die obere Platte nach dem Pressenhub wieder nach oben bewegt, damit das Bauteil komfortabel entnommen werden kann. Durch Federn in verschiedenen Längen und Stärken, sowie Distanz- und Vorspannelementen kann die Niederhalterkraft auf den jeweiligen Anwendungsfall angepasst werden.

Die untenstehende Abbildung 25 zeigt die Konstruktion des Säulenführungsgestells sowie den aufgebauten Zustand des Gestells auf der Presse.

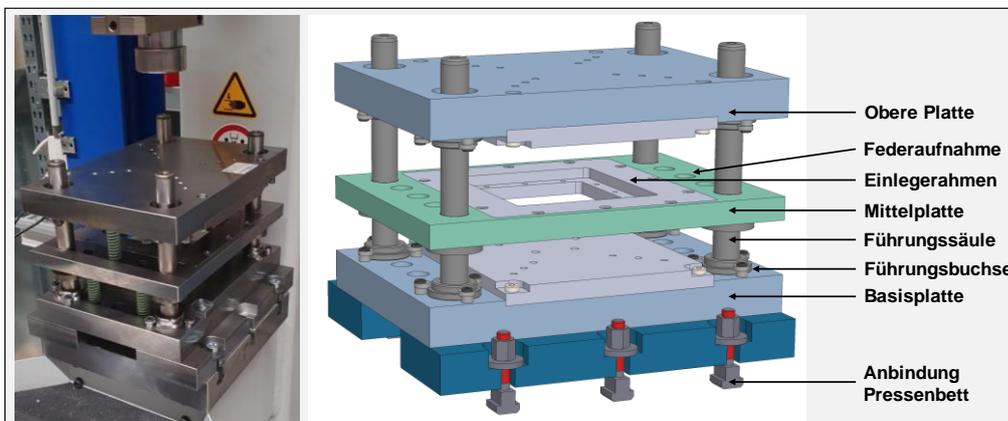


Abbildung 25: Aufbau und Konstruktion des Säulenführungsgestells

Neben den Normversuchen zur Bestimmung der mechanischen Eigenschaften sind reale Umformversuche mit unterschiedlichen Werkzeugmaterialien ebenfalls wichtig, um die Eignung verschiedener 3D-Druckmaterialien zu ermitteln. Als Umformverfahren, welches innerhalb des Projektes untersucht wird, steht das Tiefziehen mit Niederhalter im Fokus. Noch vor Beginn des Projektes wurde in einer Vorstudie gezeigt, dass das Tiefziehen mit additiv gefertigten Polymerwerkzeugen prinzipiell möglich ist. Zwar werden bei der Fertigung der Stromschienen für den Prototypen auch Biegeumformungen untersucht, die Grundlagenversuche werden jedoch mit dem Umformverfahren Tiefziehen mit Niederhalter durchgeführt, da das Beanspruchungskollektiv hierbei komplexer ist. Um die Werkzeugtechnologie in der notwendigen Tiefe analysieren zu können wurde auf die Untersuchung weiterer Umformverfahren wie beispielsweise das Innenhochdruckumformen, das Streckziehen oder das Hohlprägen an dieser Stelle verzichtet. Sämtliche Bauteilversuche, die innerhalb des Projektes durchgeführt wurden, basieren auf dem Napfziehversuch, welcher als Standardversuch für das Tiefziehen mit Niederhalter häufig Anwendung findet und in der Abbildung 26 schematisch dargestellt wird. Durch diesen Standardversuch wird der Tiefziehprozess vollständig nachgebildet und es können die Auswirkungen verschiedener Umformgrade oder Werkzeugmaterialien auf den Verschleiß und die Bauteilgenauigkeit untersucht werden. In einem ersten Schritt wurde eine Versuchsreihe von Werkzeugsätzen bestehend aus drei verschiedenen Materialien (PLA, PC und PA-CF) durchgeführt. Mit diesen Werkzeugen wurde jeweils eine Bauteilserie von 20 Stück gefertigt und der Verschleiß der Werkzeuge sowie die Bauteilgenauigkeit der Näpfe optisch vermessen.

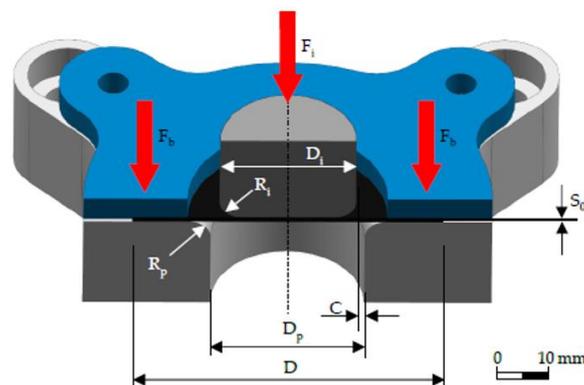


Abbildung 26: Schematische Darstellung des Napfziehversuchs mit dreiteiligem Werkzeug bestehend aus Stempel, Matrize und Niederhalter [4]

Abbildung 27 zeigt beispielhaft den Werkzeugsatz bestehend aus PLA, welcher mit dem FFF-Verfahren gefertigt wurde.



Abbildung 27: Dreiteiliger Werkzeugsatz aus PLA. Stempel (links), Niederhalter (mittig) & Matrize (rechts)

Eine Herausforderung bei der additiven Fertigung (FFF) von Bauteilen mit hohem Infill-Volumen ist der Verzug der Bauteile aufgrund ungleichmäßiger Abkühlung während des

Druckprozesses. Auch nach wiederholtem Drucken der Werkzeuge aus PC mit einem Infill-Volumen von 80 % konnte der thermische Verzug nicht ausreichend reduziert werden, sodass im Folgenden nur die Ergebnisse der Tiefziehversuche mit den Werkzeugmaterialien PLA und PA-CF vorgestellt werden.

Das Auswerteschema der Versuchsreihe ist in Abbildung 28 dargestellt. Sämtliche Messstellen wurden aus den acht gleichmäßig verteilten Stellen (b) gemittelt, sodass einzelne Ausreißer nicht so stark ins Gewicht fallen.

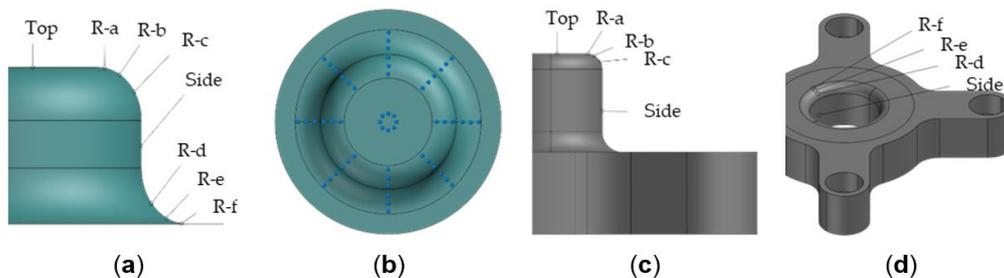


Abbildung 28: Messpunkte an Napf (a), Stempel (c) und Matrize (d), sowie gleichmäßige Verteilung von acht Messstellen am Beispiel des Napfes (b) [4]

Abbildung 29 zeigt die Ergebnisse der ersten Studie mit dem PLA-Werkzeugsatz. Die maximalen Abweichungen des ersten tiefgezogenen Napfes liegen im Bereich von -1,02 mm und 0,96 mm. Nach der 20. Umformung ist nicht nur ein deutlicher Verschleiß an den Werkzeugen zu erkennen (vgl. der Balkenlänge von (a) und (d) in Abbildung 29), sondern auch die Bauteilgenauigkeit des 20. Napfes ist deutlich ungenauer geworden und liegt nun im Bereich von -2,19 mm (R-a) und 0,89 mm (R-d).

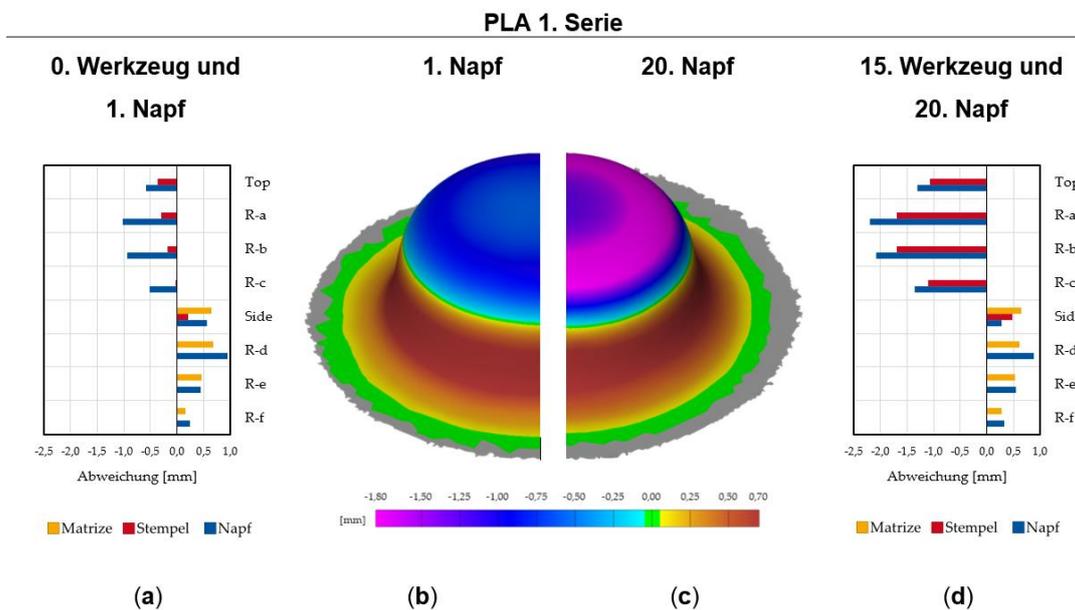


Abbildung 29: Genauigkeiten der PLA-Werkzeuge vor der ersten (a) und nach der 15. (d) Umformung, sowie Bauteilgenauigkeit des ersten tiefgezogenen Napfes (b) und des 20. tiefgezogenen Napfes (c) [4]

Bei einem Vergleich der Versuchsergebnisse von dem PLA-Werkzeug mit dem PA-CF-Werkzeug sind einige interessante Sachverhalte zu beobachten. Unter anderem ist auffallend, dass die initiale Werkzeuggeometrie von dem PA-CF-Werkzeugsatz eine größere Abweichung

zur Soll-Geometrie aufweist, als dass bei dem PLA-Werkzeug der Fall ist (vgl. Abbildung 29 (a) und Abbildung 30 (a)).

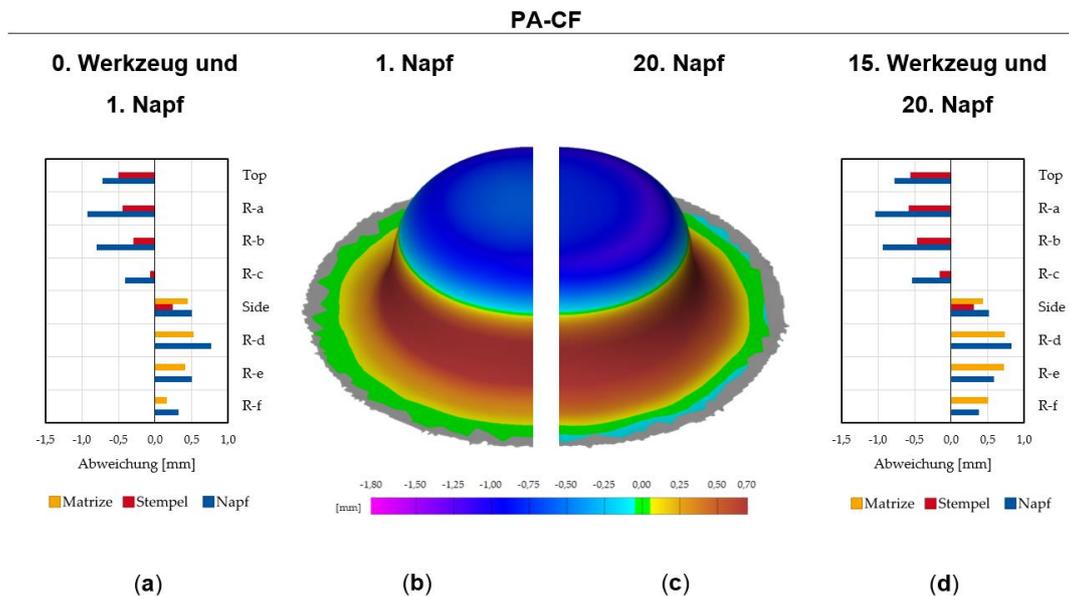


Abbildung 30: Genauigkeiten der PA-CF-Werkzeuge vor der ersten (a) und nach der 15. (d) Umformung, sowie Bauteilgenauigkeit des ersten tiefgezogenen Napfes (b) und des 20. tiefgezogenen Napfes (c) [4]

Obwohl der Unterschied in der initialen Werkzeuggeometrie der beiden Materialien besteht, liegt die Genauigkeit des ersten tiefgezogenen Napfes beider Werkzeugmaterialien in einem ähnlichen Bereich (-0,92 mm und 0,77 mm bei PA-CF, sowie -1,02 mm und 0,96 mm bei PLA). Dies lässt auf eine weniger starke Verformung der PA-CF-Werkzeuge während des Umformprozesses schließen. Dieses Verhalten wird ebenfalls bestätigt bei einem Vergleich der plastischen Werkzeugverformung nach der 15. Umformung. Während bei dem PLA-Werkzeugsatz eine deutliche Steigerung der Formabweichung zu beobachten ist, verformen sich die Werkzeuge aus PA-CF nur unwesentlich. Hieraus resultiert auch eine nur geringe Änderung der Bauteilgenauigkeit zwischen dem 1. und 20. Napf, welche mit dem PA-CF-Werkzeugsatz tiefgezogen wurde.

Im Rahmen einer weiteren Untersuchung wurde der Werkzeugverschleiß nochmals genauer untersucht. Gegenstand dieser Versuche war ein additiv gefertigter Werkzeugsatz aus PLA mit einem Infill-Volumen von 100 %. Die Matrizze erfuhr durch das Tiefziehen in Abhängigkeit von der Lage der Messstellen zum Teil positive und negative Maßabweichungen, wobei sich der Ziehkantenradius vergrößert und der Ziehspalt durch die Materialstauchung verkleinert hat. Der gemittelte, absolute Abweichungsverlauf aller Messstellen lässt sich sehr gut durch eine logarithmische Funktion annähern (vgl. Abbildung 31).

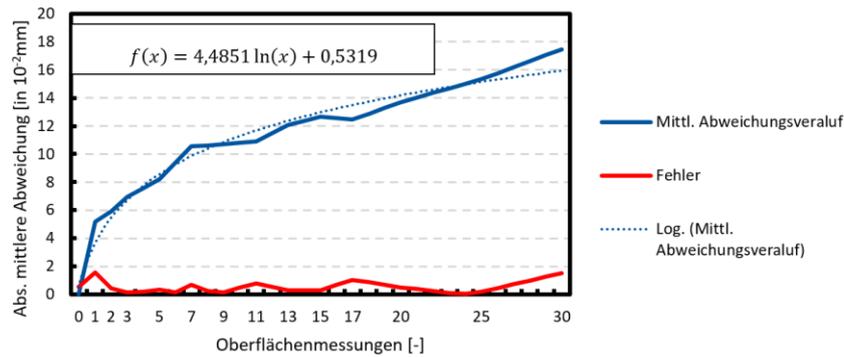


Abbildung 31: Mittlerer Messstellenabweichungsverlauf der Matrize mit Näherung und Fehler (Differenz zwischen Funktion und Messung)

Der Stempel erfuh durch das Tiefziehen ebenso wie die Matrize in Abhängigkeit von der Lage der Messstellen zum Teil positive und negative Maßabweichungen, wobei sich hier der Stempelkantenradius vergrößert und der Stempeldurchmesser durch die Materialstauchung verkleinert hat. Auch hier lässt sich der gemittelte, absolute Abweichungsverlauf sehr gut durch eine logarithmische Funktion annähern, welche in Abbildung 32 dargestellt ist.

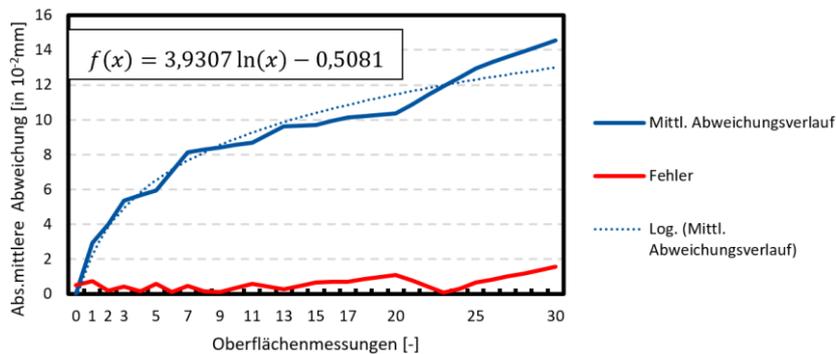


Abbildung 32: Mittlerer Messstellenabweichungsverlauf des Stempels mit Näherung und Fehler (Differenz zwischen Funktion und Messung)

3.5.1.2 AP 5.1.2: Entwicklung von Ansätzen zur Qualitätssteigerung des Umformprozesses

In AP 5.1.2 wurde die Qualität bzw. die Bauteiltoleranz verschiedener Werkzeuggeometrien und -materialien bestimmt. Zur Qualitätssteigerung der tiefgezogenen Bauteile wurde die initiale Werkzeuggeometrie so angepasst, dass Anteile aus der Rückfederung der umgeformten Bauteile sowie Anteile aus elastisch und plastischer Werkzeugverformung kompensiert wurden. Innerhalb der Bauteilserie hat sich sowohl eine Verbesserung der Bauteilgenauigkeit zu Beginn als auch eine Reduktion des Verschleißverhaltens über die Anzahl der Umformungen beobachten lassen.

Die vorangegangene Versuchsserie hat gezeigt, dass die initiale Werkzeuggeometrie bereits eine gewisse Formabweichung aufweist. Dies ist zum einen mit der Genauigkeit des Druckers aber vor allem auch mit den Schrumpfungseffekten der Bauteile während des Druckprozesses zu begründen. Die Größe der Schrumpfung ist wiederum in erster Linie abhängig von dem Material, den Bauteildimensionen und dem Infill-Volumen. Um die Schrumpfungseffekte zu minimieren können Standardwerte zur Skalierung der Bauteile aus der Literatur hinzugezogen werden. Diese Werte wurden bei dem Druck der Werkzeuge aus Abschnitt 3.5.1.1 verwendet. Die Vermessung der Werkzeuge hat allerdings auch gezeigt, dass die Schrumpfung an

manchen Stellen einige 10tel Millimeter beträgt. In einer nächsten Versuchsserie „PLA 2. Serie“ sollte daher gezeigt werden welche Auswirkung eine angepasste Werkzeuggeometrie auf die Genauigkeit der Näpfe hat. Da die Werkzeuge während des Umformprozesses sowohl eine elastische als auch plastische Verformung aufweisen, wird die Werkzeuggeometrie der 2. Versuchsserie mit „Übermaß“, d.h. mit einer positiven Abweichung, gedruckt (vgl. Balkendiagramm aus Abbildung 33 (c)). Aus Abbildung 33 ist weiterhin ersichtlich, dass der erste tiefgezogene Napf aus der 2. Serie eine deutlich geringere Formabweichung aufweist als der Napf aus der 1. Versuchsserie. Hieraus lässt sich folgern, dass ein Drucken mit „Übermaß“ eine Qualitätssteigerung ab den ersten Bauteilen hervorrufen kann und teilweise die elastischen und plastischen Verformungen während der Umformung kompensieren kann. Eine weitere interessante Erkenntnis aus dieser Versuchsserie ist, dass nicht nur die initiale Bauteilgenauigkeit des ersten Napfes verbessert werden kann, sondern dass auch die Änderung der Bauteilgenauigkeiten der Näpfe, während der 20 Umformungen reduziert wird. Hieraus lässt sich schlussfolgern, dass eine genauere initiale Werkzeuggeometrie auch zu einer geringeren Werkzeugbelastung führt.

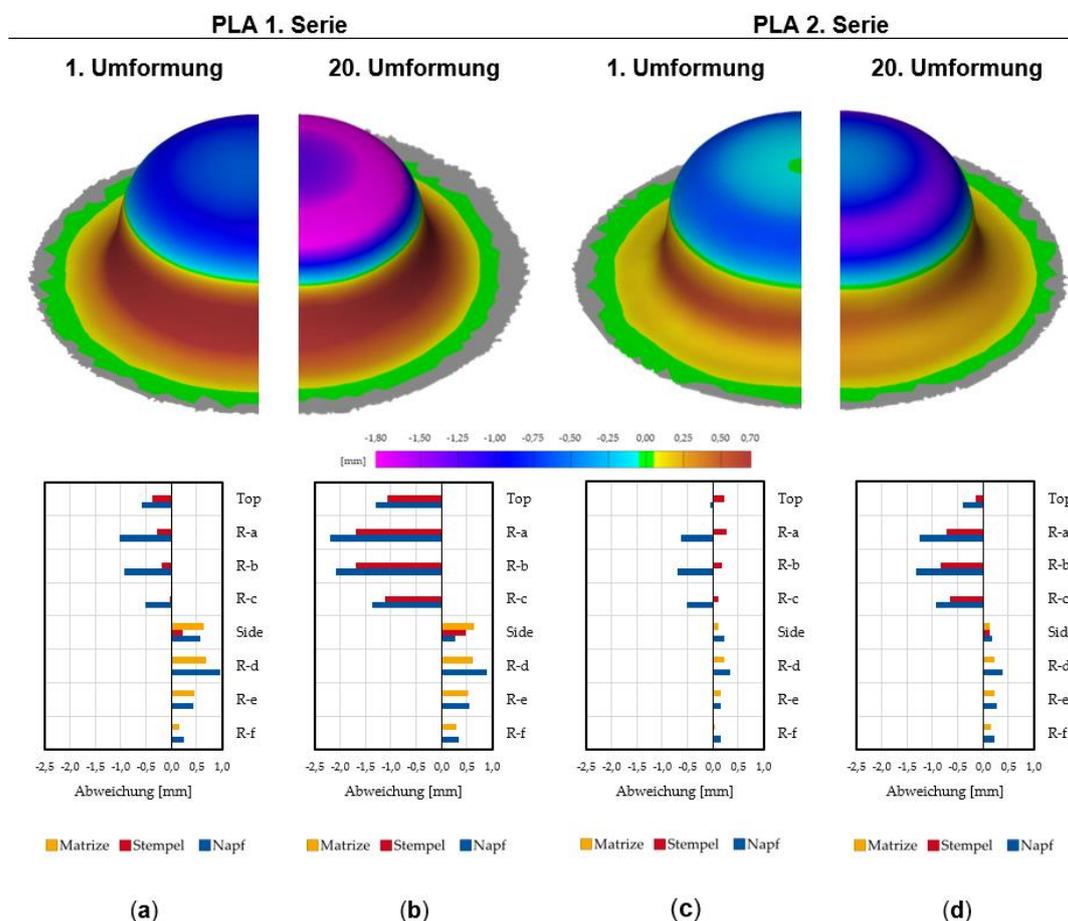


Abbildung 33: Genauigkeiten der tiefgezogenen Näpfe von Versuchsserie 1 und 2 jeweils nach der ersten (a) und (c) sowie nach der 20. (b) und (d) Umformung. Die Balkendiagramme zeigen sowohl die Genauigkeiten der Werkzeuge als auch die Genauigkeiten der Näpfe [4]

Im weiteren Verlauf des Projekts wurden weitere Versuchsreihen mit verschiedenen Materialien und variierenden Prozessparametern durchgeführt. Durch die so erzielten Erkenntnisse konnten die Ergebnisse der Tiefziehversuche deutlich verbessert werden. Dargestellt wird dies exemplarisch an je einer Versuchsreihe mit dem Material PLA und dem Material PA. Beide Versuchsreihen bestehen aus 30 tiefgezogenen Näpfen, die Versuche

wurden dabei mit identischen Parametern durchgeführt. Die erzielten Ergebnisse sind in Abbildung 34 und Abbildung 35 dargestellt. In Abbildung 34 sind die erzielten Ergebnisse der Versuchsreihe der PLA-Werkzeuge dargestellt. Auf der linken Seite ist die Abweichung des ersten Napfes zur Sollgeometrie dargestellt. Die Abweichung in der Mitte der Napfoberseite beträgt $-0,56$ mm, die maximale Abweichung $+0,36$ mm und die minimale Abweichung $-0,87$ mm. Auf der rechten Seite ist der Abweichungsverlauf der Messpunkte der 30 Näfte der Versuchsreihe dargestellt. Hier ist zu erkennen, dass im Verlauf der Versuchsreihe nur eine minimale Abweichung der Napfgeometrie zu verzeichnen ist. Auch nach der 30. Umformung konnte noch ein akzeptables Umformergebnis erzielt werden.

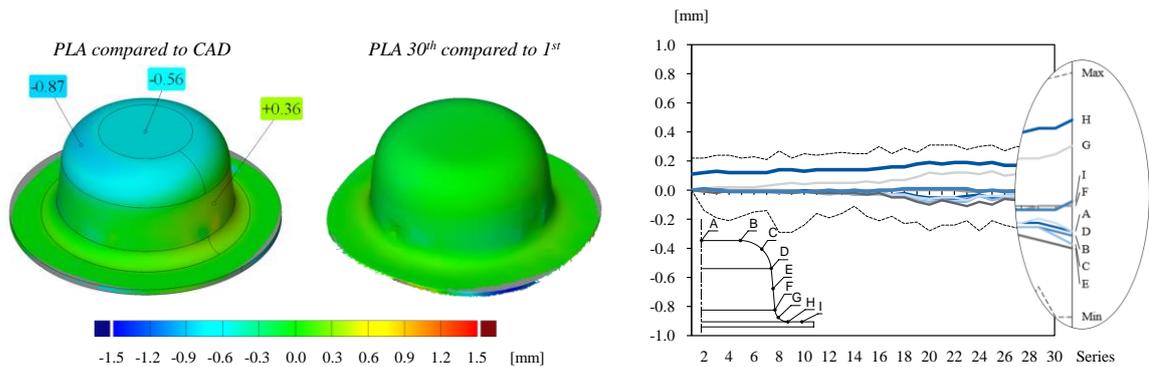


Abbildung 34: Farbskala und Abweichung verschiedener Punkte von Näften, die mit dem PLA-Werkzeug tiefgezogen wurden: (links) erster gezogener Napf im Vergleich zur CAD-Geometrie; (Mitte) 30. Gezogener Napf im Vergleich zum ersten gezogenen Napf; (rechts) Abweichungsverlauf verschiedener Messpunkte jedes Napfes im Vergleich zum ersten Napf über 30 Tiefziehvorgänge [6]

In Abbildung 35 sind analog dazu die Ergebnisse der Versuchsreihe der PA-Werkzeuge dargestellt. Hier ist bereits beim ersten Tiefgezogenen Napf eine deutlich höhere Abweichung von der Sollgeometrie als bei den PLA-Werkzeugen zu erkennen. Die mittlere Abweichung beträgt $-1,15$ mm, die maximale Abweichung $+0,88$ mm und die minimale Abweichung $-1,48$ mm. Auch bei der Betrachtung des Abweichungsverlaufes auf der rechten Seite von Abbildung 35 ist eine größere Abweichung bei den PA-Werkzeugen zu verzeichnen. Die Abweichung der einzelnen Messstellen zwischen dem ersten und dem 30. Napf beträgt hier bis zu $\pm 0,6$ mm.

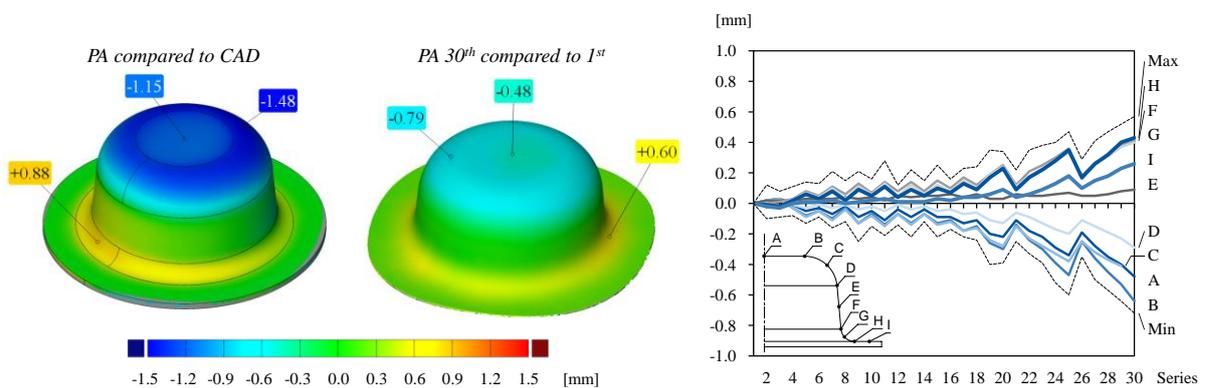


Abbildung 35: Farbskala und Abweichung verschiedener Punkte von Näften, die mit dem PA-Werkzeug tiefgezogen wurden: (links) erster gezogener Napf im Vergleich zur CAD-Geometrie; (Mitte) 30. Gezogener Napf im Vergleich zum ersten gezogenen Napf; (rechts) Abweichungsverlauf verschiedener Messpunkte jedes Napfes im Vergleich zum ersten Napf über 30 Tiefziehvorgänge [6]

3.5.1.3 AP 5.1.3: Versuche des Verschleißverhaltens und Ermittlung der Standzeit der Werkzeuge

Das Verschleißverhalten der additiv hergestellten Werkzeuge und die Auswirkungen hieraus auf die Bauteilgenauigkeit wurde in AP 5.1.3 anhand von verschiedenen Bauteilserien analysiert. Zur Analyse der Werkzeugtechnologie für AP 5.1 wurden insgesamt 75 Werkzeuge additiv gefertigt, 550 Nöpfe tiefgezogen und die Qualität anhand von über 60.000 Datenpunkten untersucht. Sämtliche Bauteilversuche aus AP 5.1 wurden unter anderem aus Kostengründen zunächst anhand von beschichteten und unbeschichteten Tiefziehstählen durchgeführt.

Teile der Ergebnisse des AP sind unter andere in zwei wissenschaftlichen Veröffentlichungen mit Qualitätssicherung dargestellt. In der ersten Veröffentlichung „Design for 3D Printed Tools: Mechanical Material Properties for Direct Polymer Additive Tooling“ wurde das Verschleißverhalten der Umformwerkzeuge anhand zweier 30er-Umformserien ermittelt. Hierzu wurden jeweils mit PLA- und PA- Werkzeugen 30 Nöpfe im Napfziehversuch tiefgezogen. Um den Werkzeugverschleiß bzw. die plastische Verformung zu ermitteln wurden im Verlauf der Versuchsreihe der Stempel und die Matrize mittels optischer 3D-Geometrievermessung gescannt und die so ermittelten Abweichungen grafisch dargestellt.

In Abbildung 36 sind die ermittelten Abweichungen der Stempel der beiden Versuchsreihen dargestellt. Auf der linken Seite ist exemplarisch der Vergleich der Stempeloberfläche der PA-Serie nach 30 Umformungen zur initialen Stempelgeometrie dargestellt. In den beiden Diagramm sind jeweils die ermittelten Abweichungsverläufe der PA- und PLA-Stempeloberflächen zu sehen. Hier ist zu erkennen, dass das Material PLA ein geringeres Verschleißverhalten aufweist. Im Laufe der 30 Umformversuche ist keine signifikante Abweichung zu erkennen, auch ist keine signifikante Steigerung der Abweichung zu erkennen. Im Gegensatz dazu erkennt man beim Abweichungsverlauf des PA-Stempels eine stetige Zunahme der plastischen Verformung. Insbesondere ab der 17. Umformung nimmt der Verschleiß des Werkzeuges erkennbar zu.

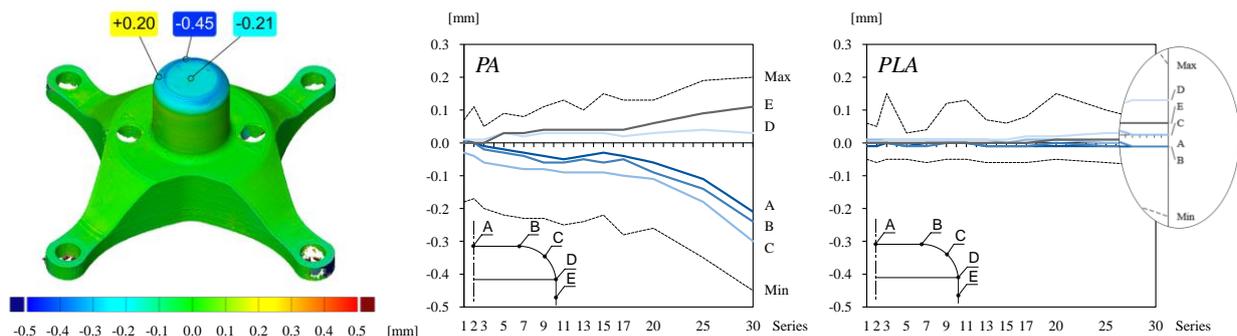


Abbildung 36: Abweichungswerte (Verschleiß) verschiedener Messpunkte auf der Stempeloberfläche im Vergleich zur ursprünglichen Stempelgeometrie beider Materialkonfigurationen: (links) ausgewählte Messpunkte; (Mitte) Abweichungswerte des PA-Stempels im Verlauf von 30 Tiefziehvorgängen; (rechts) Abweichungswerte des PLA-Stempels im Verlauf von 30 Tiefziehvorgängen [6]

Analog dazu erfolgt in Abbildung 37 die Darstellung der Abweichungsverläufe der beiden Matrizen. Hier ist zunächst zu erkennen, dass die Abweichung insgesamt im Vergleich zum Stempel etwas geringer ausfällt. Des Weiteren ist auch hier bei dem PLA-Werkzeug kaum ein Verschleiß der Matrize erkennbar. Die plastische Verformung fällt zwar etwas größer aus als beim Stempel, allerdings liegt die vorliegende Verformung noch im Bereich der

Messungenauigkeit. Bei der PA-Matrize ist ähnlich wie beim Stempel eine fortschreitende plastische Verformung des Werkzeugs während der Umformserie zu erkennen. Der beim Stempel erkennbare sprunghafte Anstieg des Verschleißes nach 17 Umformungen bleibt hier allerdings aus.

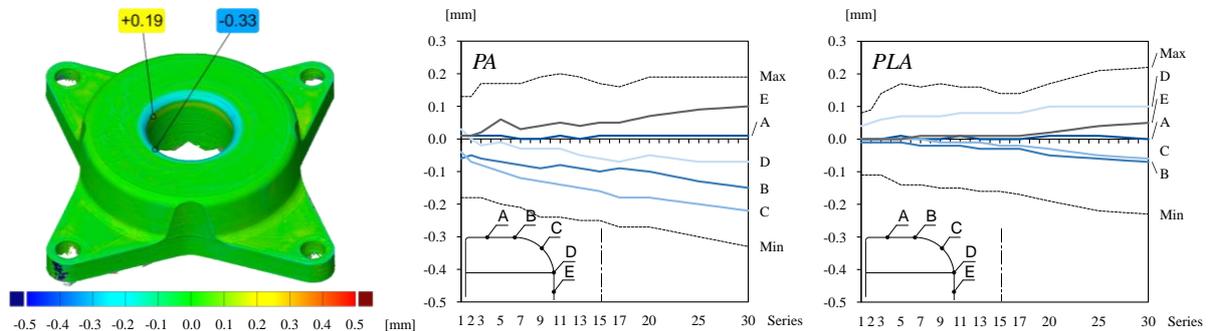


Abbildung 37: Abweichungswerte (Verschleiß) verschiedener Messpunkte auf der Matrizenoberfläche im Vergleich zur ursprünglichen Matrizengeometrie beider Materialkonfigurationen: (links) ausgewählte Messpunkte; (Mitte) Abweichungswerte der PA-Matrize im Verlauf von 30 Tiefziehvorgängen; (rechts) Abweichungswerte der PLA-Matrize im Verlauf von 30 Tiefziehvorgängen [6]

Um den Verschleiß eines 3D-gedruckten Werkzeugsatzes auch abseits des Napfziehversuches an einem realen Bauteil zu untersuchen wurde eine weitere Versuchsreihe durchgeführt. Als Bauteil diente hierbei die Geometrie einer Sicherheitsgurtverstärkung einer B-Säule. Bei der Herstellung dieses Bauteiles ist neben der klassischen Tiefziehoperation zudem das Einbringen verschiedener Sickengeometrien notwendig. Durch die Untersuchung der Bauteilserie ist eine anwendungsnahe Bewertung des Verschleißverhaltens von 3D-gedruckten Werkzeugen möglich. Abbildung 38 zeigt die plastische Verformung des Stempels nach der ersten und nach der siebten Umformung. Nach der ersten Umformung ist eine maximale Abweichung von -0,72 mm erkennbar. Nach der siebten Umformung erhöht sich die Abweichung an derselben Stelle auf -0,93 mm. Aus dieser Erkenntnis lässt sich schlussfolgern, dass ein Großteil der plastischen Verformung bereits nach der ersten Umformung erfolgt und es im Anschluss zu einer Verringerung des Verschleißes kommt.

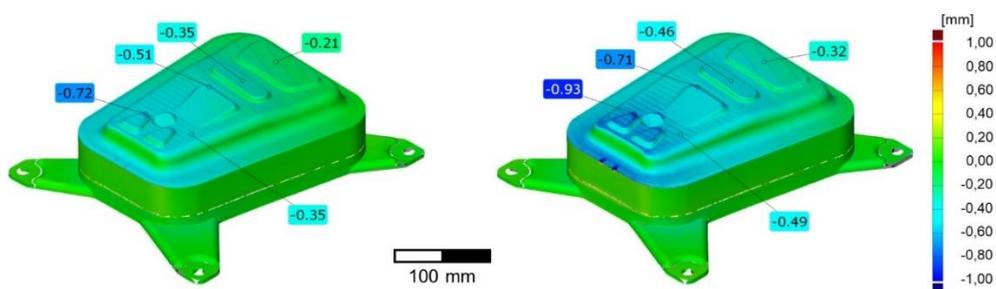


Abbildung 38: Maßabweichung des Stempels nach der ersten (links) und nach der siebten (rechts) Umformung im Vergleich zur initialen Stempelgeometrie [7]

Bei der Auswertung der Matrize konnte demgegenüber ein deutlich geringerer Verschleiß des Werkzeuges ermittelt werden. Die maximale Abweichung im Vergleich zur initialen Matrizengeometrie nach der siebten Umformung betrug -0,16 mm. Ursächlich für die deutlich geringer ausfallende plastische Verformung an der Matrize im Vergleich zum Stempel kann die deutlich niedrigeren Werkzeughöhe der Matrize sein. Durch die geringere Werkzeughöhe fällt die absolute plastische Verformung hier deutlich geringer aus. Anhand des hier gezeigten Verschleißverhaltens der additiv gedruckten Werkzeuge wird deutlich, dass sich diese

Werkzeugtechnologie besonders im Bereich kleinerer Stückzahlen interessant ist. Ein Einsatz in der Prototypen- bzw. Kleinserienfertigung ist somit denkbar.

Ein alternativer Ansatz zur Bestimmung des Verschleißes der Werkzeuge während der Umformung stellt die Integration von Sensoren in die gedruckten Werkzeuge dar. Dieser Ansatz kann zur Entwicklung intelligenter Bauteile führen, die mit mehreren gedruckten Sensoren ausgestattet sind, die an den Stellen platziert werden, an denen Dehnungs- und Kraftmessungen erforderlich sind. Der Vorteil der 3D-gedruckten Sensoren besteht darin, dass sie während des Druckvorgangs nahezu ohne zusätzlichen Aufwand in die 3D-gedruckten Teile integriert werden können. Dies ist durch den Einsatz von kommerziell erhältlichen leitfähigen Filamenten möglich. Durch Widerstandsmessungen während der Umformversuche kann anschließend ein Zusammenhang zwischen dem gemessenen Widerstand und den wirkenden Kräften auf das Werkzeug während der Umformung hergestellt werden. Hieraus kann im besten Fall der resultierende Verschleiß bzw. die plastische Verformung der Werkzeuge ohne optische Vermessung der Werkzeuge bestimmt werden. Eine Vorstudie, die innerhalb des Projekts durchgeführt wurde zeigt bereits ein vielversprechendes Potential. Weitere Untersuchungen zu dieser Technologie sind in dem Folgevorhaben *HiLinE* geplant.

3.5.1.4 AP 5.1.4: Entwicklung eines Vorhersagemodells für die Anwendung additiv hergestellter Umformwerkzeuge

Der großflächige Einsatz von Software zur Berechnung in der Blechumformung ist längst Stand der Technik. Die Software wird zur Werkzeugkonstruktion, Methodenplanung, Angebotserstellung und Umformsimulation genutzt. Die Vorteile des Softwareeinsatzes auch für additiv hergestellte Umformwerkzeuge anzuwenden ist daher sinnvoll und unumgänglich. In Versuchen wird festgestellt, in welchen Aspekten sich additiv gefertigte Umformwerkzeuge von konventionellen unterscheiden. Vorbereitet wird dies durch Simulationen. Anschließend wird untersucht, ob und wie sich die Simulationsergebnisse auch bei additiv gefertigten Werkzeugen anwenden lassen. Ziel ist das Aufstellen und korrekte Interpretieren einer robusten Simulation für additiv gefertigte Umformwerkzeuge. Dies ermöglicht es, funktionierende Werkzeuge direkt oder mit weniger Iterationen herzustellen und zusätzlich Zeit und Kosten einzusparen, was wiederum ein zentraler Aspekt des AP 5.1 ist.

Des Weiteren ist es notwendig, dass die Software, die in AP 5.3 geforderte Wirtschaftlichkeitsuntersuchung unterstützt. So wird vermieden, dass für jede Werkzeugvariante Angebote eingeholt werden müssen. Dies ermöglicht eine umfangreichere und gleichzeitig detailliertere Wirtschaftlichkeitsuntersuchung. Zusammengefasst leiten sich folgende Anforderungen aus dem Projektbedarf ab:

Tabelle 4: Anforderungen an die Simulationssoftware

Anforderung	Grund
Berechnung und Kompensation der Rückfederung	Benötigt für AP 5.1
Vollständige Methodenplanung	Benötigt für AP 5.1 und AP 5.2
Integrierte Kostenrechnung und Angebotserstellung	Benötigt für AP 5.3
Kompatibilität zu den CAD-Programmen des Lehrstuhls	Vermeidung der Beschaffung weiterer zusätzlicher Software
Stand-Alone-Software	Vermeidung der Beschaffung weiterer zusätzlicher Software

Beschnittoptimierung	Reduzierung von Lasertryouts
Tribologische Berechnungen	Benötigt für AP 5.1 und AP 5.2
Full-Cycle-Simulation	Benötigt für AP 5.1 und AP 5.2
Machbarkeitsanalysen	Schnellere Durchführung früher Simulationen bei geringem Rechenaufwand
Kurze Rechenzeiten (<1h) für dünne Bleche auch bei wenigen Kernen	Schnelle Durchführung der Hauptsimulation bei geringem Rechenaufwand
Gute Konvergenz der Simulation auch bei dünnen Blechen	Stabilität und Genauigkeit der Simulation

Nach einem Abgleich der Anforderungen mit mehreren Softwarepaketen für die Simulation von Blechumformung wurde die Software Autoform ausgewählt. Autoform ist vor allem in Europa, aber auch weltweit Branchenführer und wird von allen OEMs der Automobilindustrie und der Mehrheit ihrer Zulieferer angewendet.

In einem ersten Schritt wurden die Prozesskräfte, die während einer Umformung an einer Napfgeometrie auftreten mit der Software simuliert. So konnten vor allem die Belastungen auf das Werkzeug bei verschiedenen Ziehverhältnissen simuliert werden. Besonders hohe Belastungen werden hier in den Außenradien der Stempel identifiziert, was anschaulich in der nachfolgenden Abbildung 39 dargestellt ist.

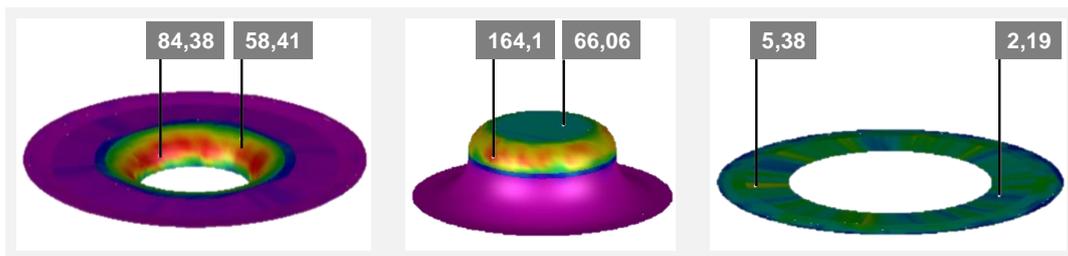


Abbildung 39: Druckspannungen (v. l., in MPa) an Matrize, Stempel und Blechhalter

In einem nächsten Schritt soll analysiert werden, inwiefern ein Zusammenhang zwischen den simulierten Druckspannungen und den Bauteilgenauigkeiten der umgeformten Nöpfe besteht. Das Ziel ist es aus dem Zusammenhang zwischen dem simulierten Belastungszustand und der vermessenen Bauteilgenauigkeit eine Vorhersage zur Genauigkeit der umzuformenden Bauteile allein anhand der Simulation zu stellen. Bisherige Untersuchungen wurden aus Kostengründen mit Tiefziehstählen durchgeführt. Eine Übertragung der Ergebnisse auf leitfähige Materialien, wie diese zur Busbarherstellung verwendet werden, ist ebenfalls Teil der nächsten Schritte.

Die Untersuchungen in den vorangegangenen Abschnitten haben gezeigt, dass die Werkzeugverformung, welche durch die Spannungen während des Prozesses hervorgerufen werden, ein wesentlicher Grund für die Maßabweichung der tiefgezogenen Nöpfe ist. Für einen erfolgreichen Einsatz additiv gefertigter Umformwerkzeuge ist es jedoch entscheidend zu wissen welche Bauteilgenauigkeiten prinzipiell zu erwarten sind, um eine Entscheidung treffen zu können, ob diese sich noch in einem tolerierbaren Bereich befinden. Aus diesem Grund wurde anhand einer vereinfachten Simulation mittels Autoform versucht herauszufinden, ob es einen Zusammenhang zwischen simulierten Druckspannungen der Werkzeuge und der Bauteilgenauigkeit gibt. Um diese Hypothese validieren zu können, wurde zunächst eine Versuchsmatrix mittels Sensitivitätsanalyse aufgestellt. Mit Hilfe der Sensitivitätsanalyse wurde untersucht welchen Einfluss die Variation von verschiedenen Parametern auf die

Druckspannung hat, da diese für das Aufstellen der Versuchsmatrix in einem gewissen Bereich streuen müssen. Zur Ermittlung der Spannungswerte wurde ähnlich der Bauteilanalyse verschiedene Auswertepunkte definiert und diese untereinander gemittelt (vgl. Abbildung 40).

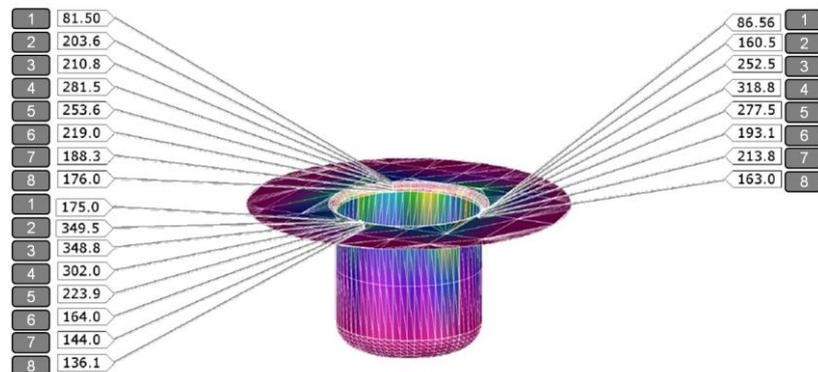


Abbildung 40: Lage der Auswertungspunkte der Oberflächenlast der Matrize und Spannungen in MPa

Im nächsten Schritt wurde analysiert, welchen Einfluss die Variation verschiedener Parameter auf die Druckspannung hat. In Abbildung 41 ist der Einfluss auf die Druckspannung der Parameter dargestellt. Werte über eins stellen einen überproportionalen Einfluss auf die Druckspannung dar, während die Werte unter eins weniger stark als proportional wachsen. Da eine Änderung der Blechgeometrie (Dicke und Durchmesser) aufwendiger als das Anpassen der Werkzeuggeometrie (Stempelkantenradius und Ziehkantenradius) ist, wurde für das Aufstellen der Versuchsmatrix die Variation der Radien gewählt.

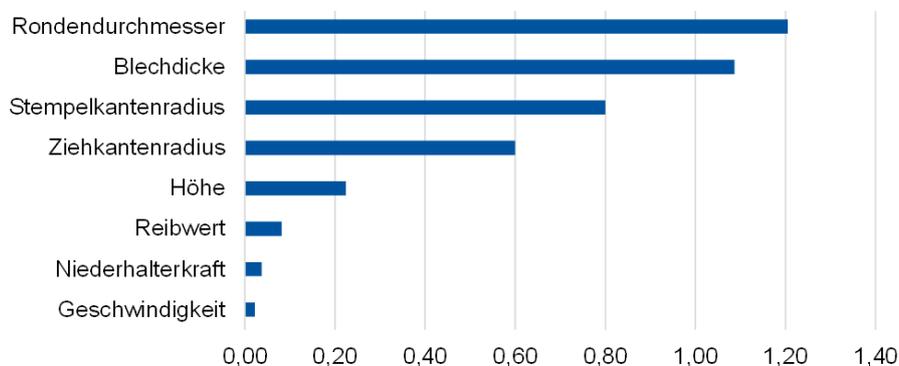


Abbildung 41: Gewichtung der Einflussfaktoren im Tiefziehen

In Abbildung 42 sind die simulierten Durchschnitts- und Maximalspannungen, welche an Stempel und Matrize auftreten in Abhängigkeit verschiedener Ziehkanten- und Stempelkantenradien aufgetragen.

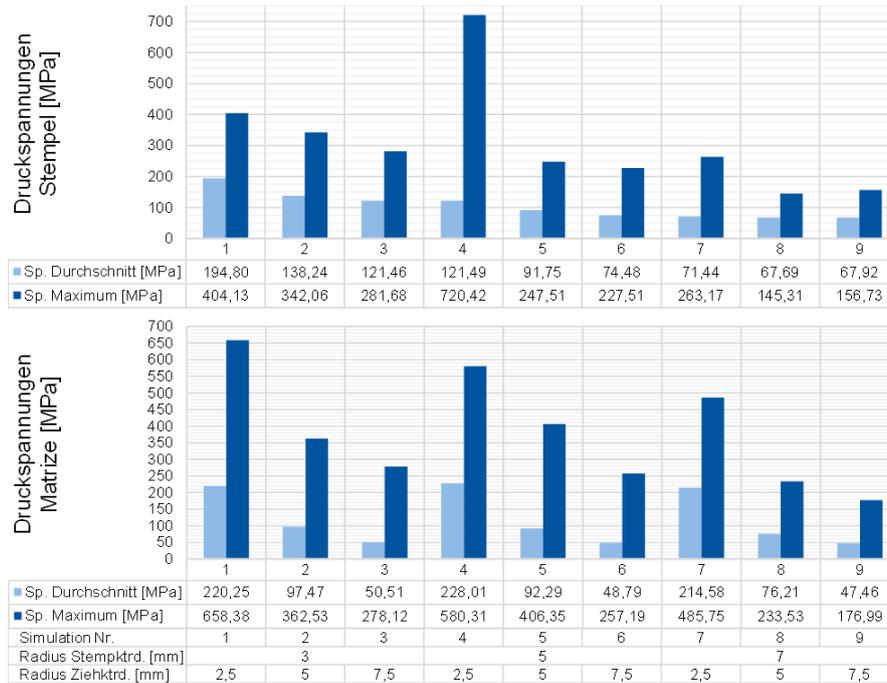


Abbildung 42: Druckspannungen an Matrize und Stempel

Bei der Kombination aus jeweils drei verschiedenen Stempelkanten- und Ziehkantenradien ergeben sich somit insgesamt neun verschiedene Versuche, deren Ergebnisse in Abbildung 42 dargestellt sind.

Prinzipiell können mit den additiv hergestellten Werkzeugen alle typischen Tiefziehgeometrien, welche auch konventionell möglich sind, in kleiner Serie ohne Werkzeugversagen hergestellt werden. Einschränkungen dabei sind aktuell noch die Begrenzung der Größe der Bauteile als auch die Genauigkeit der Bauteile. Die Genauigkeit der Bauteile hängt dabei maßgeblich mit der elastisch-plastischen Verformung der Werkzeuge während der Umformung ab. Insbesondere nach der ersten Umformung kommt es zu einer plastischen Deformation der Werkzeuge. Um diese elastisch-plastische Verformung der Werkzeuge vorherzusagen und zu kompensieren, wurden verschiedene Simulationsstudien durchgeführt. Die Ergebnisse der Simulationsstudie befinden sich in einem gesonderten Dokument, da die Veröffentlichung der Ergebnisse noch aussteht. Es konnte gezeigt werden, dass die Werkzeuggenauigkeit durch die simulative Anpassung der Werkzeuggeometrie erheblich verbessert werden konnte. Nach der ersten simulierten Umformung wiesen die Werkzeuge eine über 85 % genauere Geometrie auf. Somit ist es zukünftig möglich auch komplexe Werkzeuge anhand der Simulationsstudie auszuwerten und somit eine höhere Bauteilgenauigkeit zu erreichen.

3.5.2 AP 5.2: Entwurf und Fertigung der Stromschienen

Ein wesentlicher Vorteil additiv gefertigter Werkzeuge ist die Flexibilität und die Geometriefreiheit in der Werkzeugfertigung. Hieraus folgt, dass eine Anpassung der Geometrie keine Mehrkosten in der Fertigung verursacht. Aus diesem Grund wurde zu Beginn von AP 5.2 untersucht, welche Geometrien der Stromschiene einen technischen Vorteil aufweisen, welche jedoch bisher aus Kostengründen nicht berücksichtigt wurden. Optimierungen hinsichtlich einer Erhöhung der Leistungsdichte, was mit einer Volumenreduktion einhergeht, und eine Gewichtsreduktion sind für die mobile Anwendung des DC-DC-Wandlers zielführend. Da die Stromschienen des Prototyps aus einem gestapelten

Blechpaket bestehen und dies schon eine sehr platzsparende Lösung darstellt ist der Optimierungsspielraum in dieser Anwendung begrenzt. Einige Anpassungen wurden dennoch vorgenommen, um das Potenzial der Werkzeugtechnologie aufzuzeigen.

Um die obere und untere Stromschiene zu kontaktieren wurde eine Schraublösung vorgesehen. Hierfür muss zwischen den beiden Kupferschienen ein Abstandshalter, beispielsweise eine Hülse, vorgesehen werden, gegen die die Schraubverbindung spannt. Durch eine S-förmige Umformung der Flansche des obersten Kupferblechs (vgl. gelbe Linien in Abbildung 43 links) kann der Abstandshalter substituiert werden. Die daraus resultierende Einsparung von Volumen und Gewicht sorgt für eine Steigerung der Leistungsdichte des DC-DC-Wandlers. Zudem erleichtert es die spätere Montage der Kupferbleche. Des Weiteren wurden die bestehenden spitzen Innenkanten an den Blechen abgerundet (siehe gelber Viertelkreis in Abbildung 43 rechts), um Kerbwirkung zu vermeiden und so die Lebensdauer der Bauteile zu erhöhen.

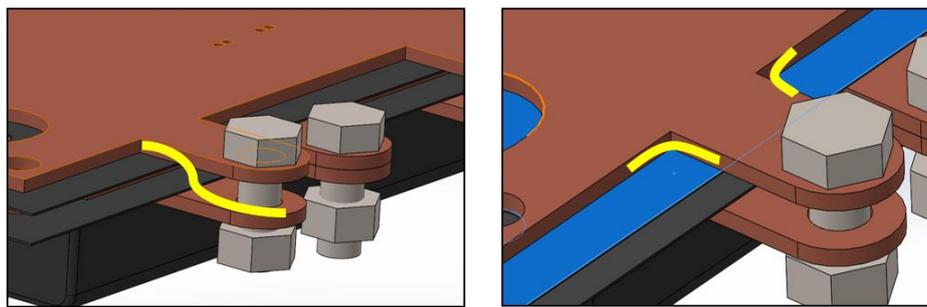


Abbildung 43: Anpassung der Konstruktion durch „S-Schlag“ und Radien

In einem weiteren Schritt wurde eine Anpassung der Biegeradien der 90°-Biegung aus Abbildung 44 vorgenommen, sodass diese sich mit den Werkzeugen umformen lassen. Des Weiteren wurden zur Demonstration der Anwendungsmöglichkeiten der Werkzeugtechnologie verschiedene Sickengeometrien in die Konstruktion integriert. Diese sollen den Abstand zwischen den Polen erhöhen und so einer Durchschlagsspannung entgegenwirken. Die Sickengeometrien sollen jedoch nur zu Demonstrationszwecken dienen und finden aus Bauraumgründen keine Anwendung in dem Prototyp. Durch die additive Herstellung der Werkzeuge sind die zusätzlichen Geometrien ohne signifikante Mehrkosten realisierbar. In Abbildung 44 ist das modifizierte Design einer Stromschiene und der Baugruppe dargestellt. Im Anschluss erfolgten die Konstruktion und Fertigung der Umformwerkzeuge für das überarbeitete Design der Stromschienen.

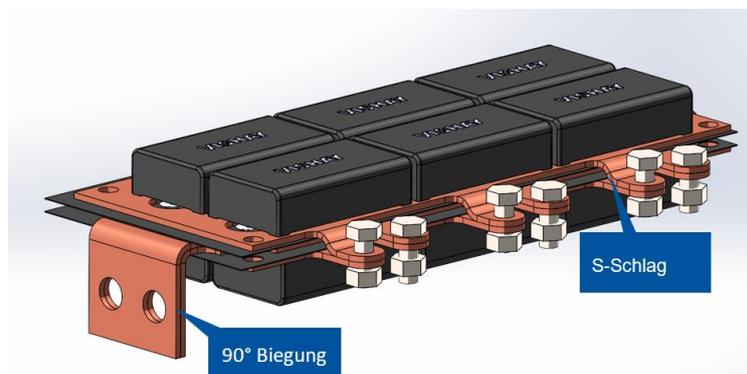


Abbildung 44: Baugruppe der Stromschiene mit angepasstem S-Schlag und 90°-Biegung

Zur Vorbereitung der Stromschieneffertigung wurden anhand der Konstruktion zunächst Abwicklungen aller verwendeter Blechbauteile erzeugt, um die Kupferbleche anschließend mittels Wasserstrahlschneiden zu schneiden. Hierbei wurden neben der Blechform auch bereits sämtliche Aussparungen zugeschnitten.

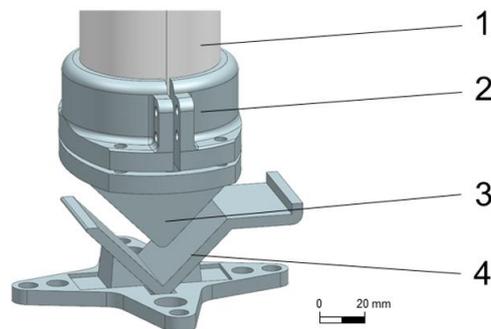


Abbildung 45: Gesenkbiegewerkzeug für die 90°-Biegung

Im Vorfeld der Werkzeugkonstruktion wurden Umformsimulationen mit SIEMENS NX sowie AUTOFORM durchgeführt. Unter Berücksichtigung der so ermittelten Belastungen und zu erwartenden Rückfederungen der Kupferbleche wurden die Umformwerkzeuge ausgelegt und konstruiert. Dabei wurde ein mehrteiliger Ansatz gewählt: Für die Bleche mit den S-Schlägen wurde eigens ein Säulenführungsgestell aus Stahl konzipiert, für die Bleche mit lediglich einer 90°-Lasche wurden Gesenkbiegewerkzeuge aus Kunststoff konzipiert. Abbildung 46 zeigt den Versuchsaufbau mit Säulenführungsgestell. Das Säulenführungsgestell besteht dabei aus zwei Führungsplatten, an die jeweils oben und unten Kunststoffbauteile mit den für die Umformung notwendigen Wirkflächen angeschraubt werden können. Die Anbindung an die Hydraulikpresse wurde über einen additiv gefertigten Flansch realisiert. Zum Niederhalten und Fixieren des Kupferzuschnitts wurde ein Blechspanner vorgesehen, wobei dessen Niederhalterkraft über ein zusätzliches Edelstahlblech auf die Fläche verteilt wurde.

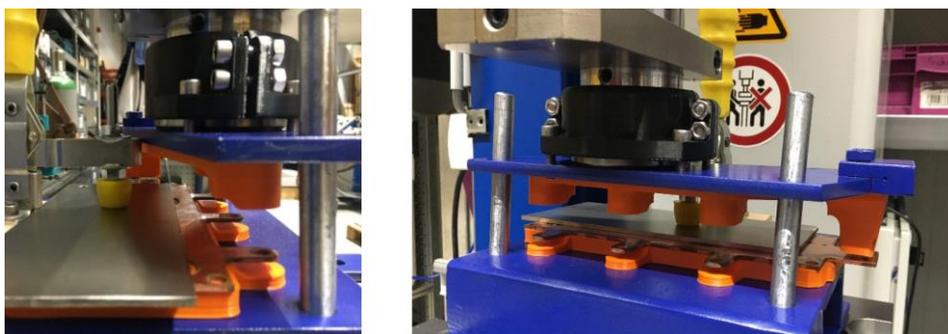


Abbildung 46: Versuchsaufbau für die Fertigung der Stromschiene

Die Gesenkbiegewerkzeuge, dargestellt in Abbildung 45, bestehen aus einem einfachen Stempel (3) mit zugehöriger Matrize (4), wobei für die unterschiedlichen Kupferbleche insgesamt drei Stempel mit verschiedenen Stempelkantenradien (0 mm, 2 mm, 4 mm) benötigt wurden. Unter Berücksichtigung des additiven Fertigungsprozesses wurden die Kunststoffwerkzeuge modular aufgebaut, sodass beispielsweise der Flansch (2) zur Anbindung an die Hydraulikpresse (1) für alle Stempel verwendet werden konnte.

Nach der Konstruktion und Fertigung der Umformwerkzeuge erfolgten erste Umformversuche der Anwendungsbauteile. In einem zweiten Fertigungsschritt wurden die Umformungen der S-

Schläge und der Biegelasche, mit den additiv gefertigten Werkzeugen durchgeführt. Durch die angepasste Konstruktion der Werkzeuge konnte sowohl die Umformung der S-Schläge als auch das Vorbiegen der Laschen in einem Schritt vorgenommen werden. Der Versuchsaufbau ist in Abbildung 46 dargestellt. Die maximale Presskraft beim Gesenkbiegen betrug dabei 55 kN. In einem zweiten Schritt wurde die Biegelasche unter Berücksichtigung der Rückfederung mit den additiv gefertigten Biegegesenken auf einen Winkel von 90° gebogen. Die Kupferbleche, bei denen lediglich eine Biegelasche vorhanden ist, wurden direkt mithilfe der Gesenkbiegewerkzeuge umgeformt.

Die gefertigten Stromschienen wurden im Anschluss mit einem optischen 3D-Scanner vermessen und die Abweichung zur CAD-Konstruktion in der Software GOM INSPECT SUITE ausgewertet. Abbildung 47 zeigt dabei auf der linken Seite einen Flächenvergleich der gesamten Stromschiene mit dem CAD-Modell. Auf der rechten Seite ist eine Detailansicht der Biegelasche und eines S-Schlages abgebildet. Hieraus folgt, dass die Positionierung der S-Schläge etwa 0,5 mm von der Soll Lage abweicht. Außerdem ist zu erkennen, dass die Biegelasche ebenfalls leicht von der konstruierten Lage abweicht. Der Winkel ist dabei etwas spitzer als die gewünschten 90° mit einer maximalen Abweichung von unter 1 mm. Diese leichten Abweichungen können entweder bei der Montage der Stromschienen durch die Spannkraft der Schrauben oder durch eine weitere Iteration mit angepasster Werkzeuggeometrie kompensiert werden.

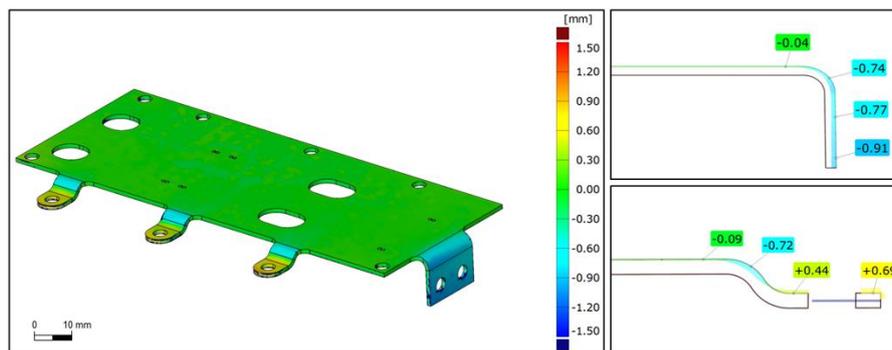


Abbildung 47: Bauteilgenauigkeit der gefertigten Stromschien im Vergleich zum CAD-Modell



Abbildung 48: Umgeformte Stromschien für den Aufbau des Prototypen

Nach der Qualitätssicherung mittels optischer Geometrie Vermessung wurden die gefertigten Stromschienen in den Prototypen verbaut. Die Stromschienen erfüllten die gewünschten Anforderungen und konnten erfolgreich in den Prototypen verbaut werden. Die Konstruktion, die Fertigung und der Einbau der Kupferbleche konnte somit erfolgreich abgeschlossen werden.

Um die weiteren Potenziale der additiv gefertigten Umformwerkzeuge aufzuzeigen, wurden anschließend weitere Demonstrationsbauteile hergestellt. Hierbei sollte insbesondere die Integration von Sickengeometrien in die Bauteile genauer untersucht werden. Durch die additive Herstellung der Tiefziehwerkzeuge sind auch komplexe Geometrien flexibel und ohne signifikante Mehrkosten realisierbar. Zur Fertigung der Demonstrationsbauteile wurden zunächst die Geometrien der Umformwerkzeuge angepasst. Nach der additiven Herstellung der Werkzeuge wurden diese mittels optischem 3D-Scan vermessen und mit den CAD-Solldaten abgeglichen, um die Fertigungsgenauigkeit bestimmen zu können. In Abbildung 49 ist die initiale Geometrie im Vergleich zu den CAD-Solldaten dargestellt. Anhand der Abweichungsfähnchen ist jeweils die maximale, gemittelte und die minimale Abweichung der Werkzeuge erkennbar.

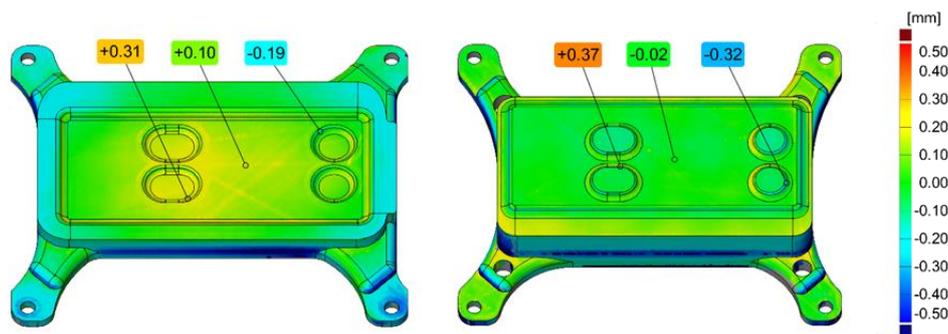


Abbildung 49: initiale Geometrien der Umformwerkzeuge

Im Anschluss wurden die ersten Umformversuche durchgeführt. Zunächst wurden die zu verwendenden Prozessparameter anhand des ersten Bleches untersucht und angepasst. Die Presskraft wurde im weiteren Verlauf zu 196,4 kN festgelegt und die Niederhalterkraft wurde infolgedessen ebenfalls erhöht. Die Presszeit wurde auf drei Sekunden festgelegt. Nachfolgend wurde eine Serie von zehn Demonstrationsbauteilen umgeformt. Nach der vierten und fünften Umformung wurde ein zweiter Pressvorgang mit einem Zusatzspaltwerkzeug durchgeführt. Hierbei sollte geprüft werden, ob dadurch die Genauigkeit der Sickengeometrien und der Kanten erhöht werden kann. Durch den zweiten Pressvorgang mit dem Zusatzspaltwerkzeug lassen sich deutlich bessere Umformergebnisse erzielen. In Abbildung 50 ist auch der CAD-Flächenvergleich eines doppelt umgeformten Bleches dargestellt. Es ist zu erkennen, dass die Geometrie der Bauteile an den Radien der Sicken trotz der zweiten Umformung von der Sollgeometrie abweicht. Ebenfalls ist eine Biegung des Bleches erkennbar. Diese wird besonders durch die Abweichungen an beiden Enden des Bleches deutlich.

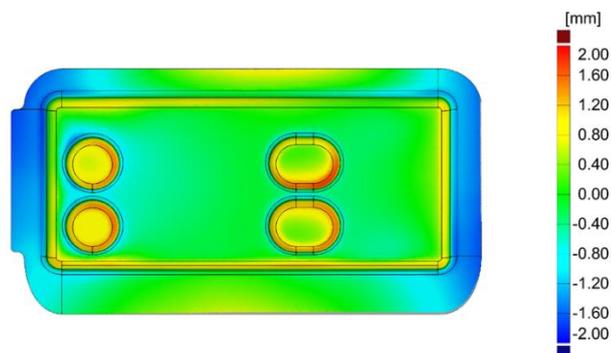


Abbildung 50: CAD-Flächenvergleich des Demonstrationswerkzeuges

Es konnte aufgezeigt werden, dass mittels additiver Fertigung schnell und kostengünstig Umformwerkzeuge zur Herstellung komplexer Geometrien gefertigt werden können. Um die komplexeren Geometrien mittels der additiv gefertigten Umformwerkzeuge formgenau herstellen zu können sind jedoch noch weitere Versuchsreihen und Parameterstudien erforderlich. Zudem sollte die Rückfederung der Materialien und die daran ausgelegte Anpassung der Umformwerkzeuge weiter untersucht werden. Um die Reproduzierbarkeit der hergestellten Bleche ebenfalls zu untersuchen, wurde eine Auswertung der Geometrien einer 5er-Serie durchgeführt. Die Bauteile wurden dabei jeweils in einem Tiefziehvorgang mit denselben Parametern umgeformt. Anschließend wurde jedes umgeformte Bauteil mit einem 3D-Scanner vermessen und mittels der Software GOM INSPECT SUITE ausgewertet. Dadurch konnte der Abweichungsverlauf über fünf Blechumformungen aufgezeigt werden. In Abbildung 51 ist die Abweichung des fünften Bleches in Bezug auf das erste gefertigte Blech dargestellt. Hier ist deutlich zu erkennen, dass nur eine sehr geringe Abweichung zwischen den gefertigten Bauteilen besteht. Dies spricht für eine hohe Reproduzierbarkeit der erzielten Ergebnisse und zeigt die Potenziale einer prozesssicheren Fertigung auf. Die hier erzielten Ergebnisse sollten allerdings noch anhand weiterer und größerer Serien bestätigt werden.

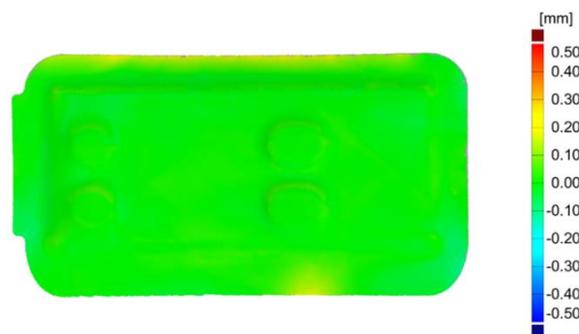


Abbildung 51: Abweichungsverlauf der 5er-Umformserie

Im Anschluss an die Umformversuche und die Vermessung der hergestellten Demonstrationsbauteile wurden die genutzten Werkzeuge erneut untersucht. Hierzu wurden der Stempel und die Matrize mittels eines optischen 3D-Scanners vermessen. Hierdurch sollte der Verschleiß der additiv gefertigten Kunststoffwerkzeuge aufgezeigt werden. In Abbildung 4 ist die Abweichung im Vergleich zur initialen Geometrie der beiden Werkzeuge nach zehn Umformversuchen dargestellt. Hier wird deutlich, dass eine Abweichung nahezu nur an den Radien der Sickengeometrie auftritt. Die maximale Abweichung beträgt dabei 0,27 mm und die minimale Abweichung -0,35 mm. Die gemittelte Abweichung ist bei beiden Werkzeugen minimal.

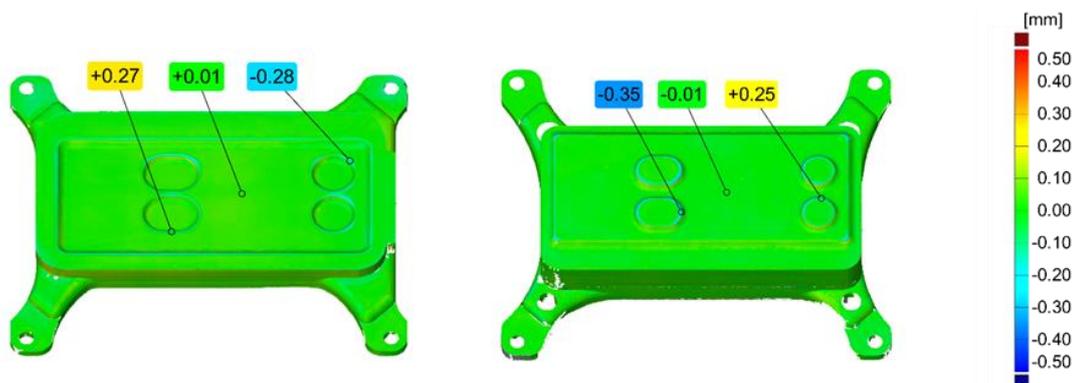


Abbildung 52: Verschleiß der Werkzeuge über 10 Umformversuche

Anhand der durchgeführten Tiefziehversuche konnte das Potenzial von additiv gefertigten Umformwerkzeugen aufgezeigt werden. Es ist erkennbar, dass zur präzisen Herstellung von Sickengeometrien weitere Versuchsreihen und eventuelle Anpassungen der Konstruktionsdateien und der Fertigungsparameter nötig sind. Allerdings konnte die Reproduzierbarkeit durch die aufgezeigte Versuchsreihe validiert werden. Hierbei entstand keine signifikante Abweichung zwischen den gefertigten Blechbauteilen. Der Werkzeugverschleiß nach den zehn Umformversuchen fällt ebenfalls sehr gering aus. Zuletzt erfolgt noch eine Gegenüberstellung der gefertigten Demonstrationsbauteile. In Abbildung 53 sind drei verschiedene Bleche abgebildet. Zunächst das erste Versuchsblech, welches mit einer niedrigeren Pressenkraft und Niederhalterkraft gefertigt wurde. In der Mitte befindet sich ein einfach umgeformtes Demobauteil. Auf der rechten Seite des Bildes ist ein mit dem Zusatzspaltwerkzeug doppelt umgeformtes Blech abgebildet. Hier ist deutlich der Unterschied zwischen den drei Blechen erkennbar. Insbesondere bei der Ausprägung der Sicken und der Kanten sind erhebliche Unterschiede zu erkennen. Besonders auffällig sind diese beim Vergleich der einzeln und doppelt umgeformten Demonstrationsbauteile.



Abbildung 53: Versuchsbleche des Demonstrationswerkzeuges. (links) niedrige Pressen- und Niederhalterkraft; (mitte) einfach umgeformtes Demobauteil; (rechts) doppelt umgeformtes Demobauteil

3.5.3 AP 5.3: Wirtschaftlichkeitsuntersuchung

Nach der Erprobung der technischen Machbarkeit wurde ebenfalls das wirtschaftliche Potenzial der additiven Werkzeugherstellung untersucht. Dies erfolgte beispielhaft an einem bereits gefertigten Tiefziehwerkzeug für einen Sicherheitsgurthalter. Die Werkzeuge und das Bauteil ähneln in seiner Beschaffenheit dem untersuchten Demonstrationswerkzeug und können somit als Referenzwert herangezogen werden. Hierfür wurden die Kosten für die Herstellung der Werkzeuge mittels additiver Fertigung, dem Fräsen von Kunststoff und der konventionellen Fertigung, dem Fräsen von Werkzeugstahl, verglichen. In Abbildung 54 ist eine Übersicht der Herstellkosten der verschiedenen Fertigungsverfahren und Materialien zu sehen. Durch den Einsatz des Kunststofffräsens zur Herstellung der Werkzeuge konnte bereits eine Einsparung von 78 % im Vergleich zur konventionellen Fertigung erzielt werden. Durch das Verfahren der additiven Fertigung mittels Fused Filament Fabrication (FFF) konnten die Herstellkosten um bis zu 93 % reduziert werden. Hierbei ist zu beachten, dass die hier gezeigten Kosten lediglich die reinen Werkzeugkosten darstellen. Zur Bewertung einer Bauteilserie müssen die entsprechenden Werkzeugstandzeiten und daraus resultierend die Bauteilstückkosten ermittelt werden.

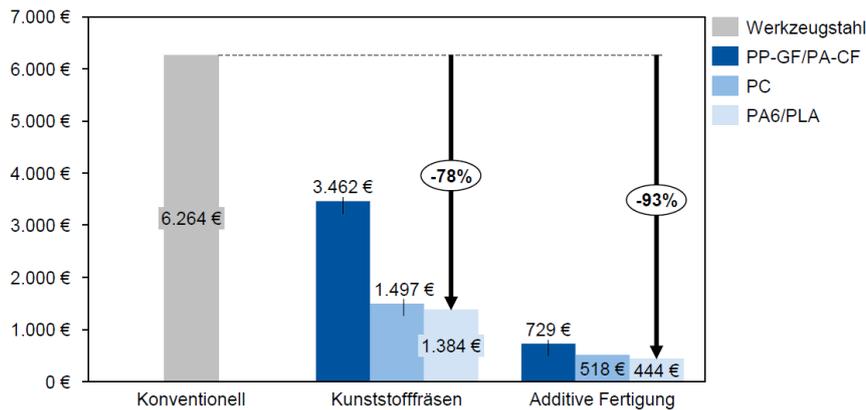


Abbildung 54: Vergleich von Herstellkosten des Werkzeugsatzes bei unterschiedlichen Fertigungsverfahren und Materialien [7]

Die additiv gefertigten Werkzeuge weisen einen höheren Werkzeugverschleiß als konventionelle Werkzeuge auf, daher ist die hier gezeigte Technologie insbesondere für sehr kleine Stückzahlen und den Prototypenbau geeignet. Zur Ermittlung der Herstellkosten für die konventionelle Fertigung und dem Kunststofffräsen wurde die 3D-druckgerechte Werkzeuggestaltung durch eine fräsgerechte Geometrie ersetzt, um keine zusätzlichen Kosten beim Fräsen zu erzeugen. Die Kosten der konventionellen Fertigung wurden anschließend mittels der Simulationssoftware AUTOFORM ermittelt. Diese Software findet auch häufig in der industriellen Fertigung als Basis für die Angebotserstellung Anwendung. Es wurden bei der Abschätzung des Fertigungspreises lediglich die Maschinen- und Materialkosten berücksichtigt. Nachfolgende Fertigungsschritte, wie beispielsweise das Härten oder Polieren der Werkzeugoberfläche wurden nicht berücksichtigt. Zur Ermittlung der Herstellkosten für das Kunststofffräsen wurden die Angebotspreise von fünf verschiedenen Anbietern gemittelt. Im Preis sind sämtliche Kosten zur Herstellung des Werkzeuges, wie Personal-, Maschinen- und Materialkosten, enthalten. Die Ermittlung der Herstellkosten der additiv gefertigten Werkzeuge errechnete sich aus den Materialkosten und der Druckzeit multipliziert mit einem in der Industrie gängigen Stundensatz von 2,5 €/h.

3.6 AP 6: Entwicklung der Steuerung und der Regelungsalgorithmen

Im Rahmen des AP 6 werden am ISEA die Steuer- und Regelverfahren für das Ladegerät entwickelt. Die Aufgabe der zu entwickelnden Regelungs-Software ist hierbei, die Sensor-Werte des Ladegeräts auszuwerten, auf deren Grundlage die erforderlichen Stellgrößen zu berechnen und die entsprechenden pulsweitenmodulierten Ansteuersignale an das Ladegerät zu schicken. Eine solche Software muss jedoch auf einer entsprechenden Hardware, genannt Regelungsplattform, ausgeführt werden, welche zunächst in AP 6.1 entwickelt, aufgebaut und getestet wurde. Die folgenden AP 6.2 und 6.3 beschäftigen sich dann mit der Entwicklung der eigentlichen Software.

3.6.1 AP 6.1: Entwicklung einer Regelungsplattform

Die Anforderungen an die Regelungsplattform wurden wie folgt identifiziert:

1. Ausreichende Rechenleistung, da aufgrund von hohen Schaltfrequenzen wenig Zeit innerhalb einer Schaltperiode zum Ausführen der Algorithmen zu Verfügung steht.
2. Schneller Datenaustausch
3. Kompakter Aufbau aufgrund der Forderung nach hoher Leistungsdichte
4. Genügend Sensor- und PWM-Schnittstellen, um dem modularen Aufbau des Wandlers Rechnung zu tragen
5. Störungsunempfindliche Kommunikation, da aufgrund von hochdynamischen Schalthandlungen mit elektromagnetischen Einkopplungen zu rechnen ist.

Um diesen Anforderungen zu entsprechen, wurde eine Regelungsplattform entworfen, auf der neben einem Mikrocontroller auch ein FPGA zum Einsatz kommt. Die Struktur der Regelungsplattform ist in Abbildung 55 schematisch dargestellt. Der Mikrocontroller vom Typ TMS320F028379D der Firma Texas Instruments bringt hierbei zwei leistungsstarke Prozessorkerne mit, zwei Koprozessoren, die für Regelungsaufgaben optimiert sind, und zahlreiche Kommunikationsschnittstellen. FPGAs sind integrierte Schaltungen, deren interner Aufbau mithilfe einer hardwarebeschreibenden Programmiersprache (engl. hardware description language, kurz HDL) verändert werden kann, und können als „programmierbare Hardware“ verstanden werden. Somit können im FPGA sowohl eine große Zahl von Auswerteeinheiten für Sensorwerte als auch PWM-Modulatoren für die Ansteuerung der Leistungselektronik implementiert werden. Dies macht FPGAs besonders geeignet für modulare Designs. In diesem Fall kommt ein FPGA des Typs Artix-7 der Firma Xilinx zum Einsatz. Für den Datenaustausch zwischen Mikrocontroller und FPGA wird das externe Speicherinterface (engl. external memory interface, kurz EMIF) des Mikrocontrollers benutzt. Dieser erweitert seinen internen Datenspeicher, indem Adress- und Datenbusleitungen auf die Pins des Mikrocontrollers herausgeführt werden. Diese können zum FPGA geführt werden, in welchem dann ein Speicher implementiert wird, auf den der Mikrocontroller so zugreifen kann, wie auf den eigenen. Somit wird erreicht, dass aus zwei physischen Bausteinen ein einzelner logischer Baustein wird, der die Anforderungen des Projektes erfüllt.

In Abbildung 56 ist ein Foto der fertig entwickelten und bestückten Regelungsplattform zu sehen. Sie ist mit 101 mm x 58 mm sehr kompakt, was der Anforderung nach einer hohen Leistungsdichte nachkommt. Auf der Oberseite sind der FPGA und der Mikrocontroller in kompakten BGA-Packages angeordnet, ebenso eine kompakte Spannungsversorgung im BGA-Package nebst Schutzschaltung. Als Schnittstellen finden sich ein USB-Anschluss und ein Slot für eine SD-Karte, mit der beispielsweise interne Daten während des Betriebes

aufgezeichnet werden können. Außerdem sind sowohl für den Mikrocontroller als auch für den FPGA JTAG-Schnittstellen vorgesehen, über welche die beiden Bauelemente programmiert werden können. Schließlich ist noch der in AP 4 vorgestellte Safety Circuit auf der Oberseite der Regelungsplattform implementiert. Auf der Rückseite werden alle relevanten durch den FPGA und den Mikrocontroller bereitgestellten Funktionen und Interfaces auf zwei Steckverbinder herausgeführt, sodass man die Regelungsplattform auf den Prototypen aufstecken kann.

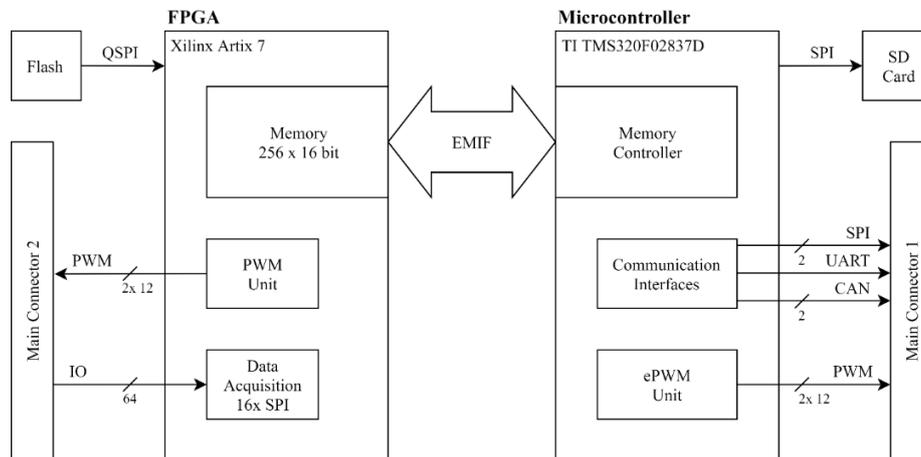


Abbildung 55: Struktur der Regelungsplattform

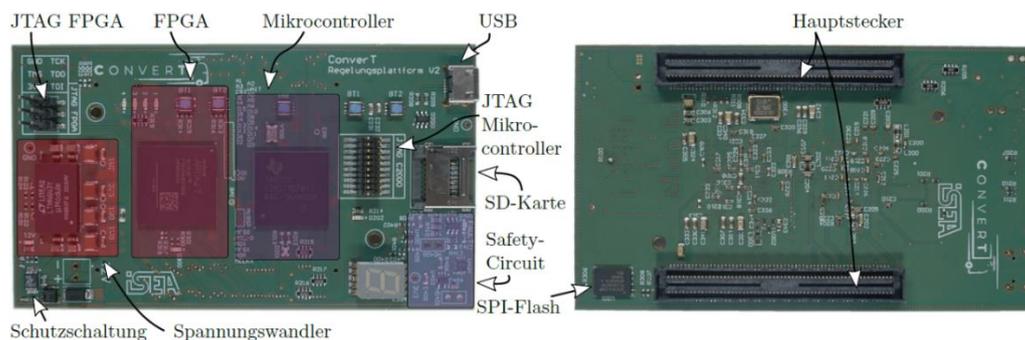


Abbildung 56: Regelungsplattform, Ober- und Unterseite

3.6.2 AP 6.2: Erforschung von Regelungsstrategien für mehrphasige oder modulare Wandler

In den folgenden AP werden die Steuer- und Regelungsalgorithmen für einen optimalen Betrieb des Wandlers erforscht.

Da die gewählte Topologie der dreiphasigen DAB aus 12 Schaltern besteht, ist sie aus Sicht der Regelungstechnik als eine Regelstrecke mit 12 binären (an/aus) Eingängen und einem Ausgang, nämlich des zu regelnden Stromes oder der zu regelnden Spannung, zu betrachten. Diese Art der Modellierung macht sie jedoch zu einem nichtlinearen und hochkomplexen System. Daher ist es üblich, vor dem Schließen eines Regelkreises fest definierte Schaltmuster, sogenannte Modulationsstrategien, auszuwählen, die einen optimalen Betrieb des Wandlers sicherstellen, ohne dabei seine Betriebsgrenzen zu verletzen. Durch die Wahl einer oder mehrerer Modulationsstrategien reduziert sich die Zahl der Eingänge im regelungstechnischen Modell auf einen, nicht mehr binären, sondern stetigen Eingang, sodass

nach diesem Abstraktionsschritt nun problemlos konventionelle Regelkreise geschlossen werden können.

Zusätzlich zu fest vorgegebenen Modulationsstrategien bietet die Modularität des Wandlers einen weiteren Freiheitsgrad. Für das vorgesehene 600-V-Eingangsspannungsfenster werden zwei 100-kW-Einheiten parallel und unabhängig voneinander betrieben, sodass hier z.B. die Leistungsaufteilung zwischen beiden Einheiten beliebig ausfallen kann. Für das 1200-V-Eingangsspannungsfenster, bei dem beide Einheiten in ISOP-Verschaltung betrieben werden, ist der Freiheitsgrad nicht mehr gegeben, da hier die Leistungsaufteilung immer genau hälftig erfolgen muss, damit die eingangsseitigen Zwischenkreise immer gleich belastet werden. Nur so bleibt das Potential des Mittelpunktes der Serienschaltung immer genau bei der Hälfte der Eingangsspannung.

3.6.2.1 AP 6.2.1: Erforschung einer effizienzoptimalen Betriebsstrategie

Die weitverbreitetste Modulationsart für die dreiphasige DAB ist die sogenannte Single-Phase-Shift-Modulation (SPS-Modulation). Bei dieser werden alle Halbbrücken mit 50 % Tastgrad betrieben, wobei die drei Phasen gegeneinander um 120° symmetrisch verschoben werden. Die Leistung lässt sich einstellen, indem die Schaltmuster der Primär- und Sekundärseite gegeneinander um einen Phasenwinkel φ verschoben werden. Abbildung 57 zeigt die sich ergebenden Strangspannungen und Phasenströme für die SPS-Modulation. Der sekundärseitige DC-Strom berechnet sich dann in Abhängigkeit der primärseitigen Spannung U_P , der Schaltfrequenz f_{sw} , der Streuinduktivität L_σ und des Phasenwinkels zu:

$$I_s = \frac{U_P}{2\pi f_{sw} L_\sigma} \cdot \begin{cases} \frac{2\varphi}{3} - \frac{\varphi|\varphi|}{2\pi} & \text{für } |\varphi| \leq \frac{\pi}{3} \\ \varphi - \frac{\varphi|\varphi|}{\pi} - \frac{\pi}{18} & \text{für } \frac{\pi}{3} < |\varphi| \leq \frac{\pi}{2} \end{cases}$$

Die Gleichung zeigt, dass der sekundärseitige Strom, der typischerweise geregelt wird, allein von der Spannung der Primärseite abhängt, sodass die DAB sekundärseitig als gesteuerte Stromquelle angesehen werden kann. Außerdem ist eine wichtige Schlussfolgerung, dass der Kurzschlussstrom einer DAB, wie in der Beschreibung des AP 4 erwähnt, limitiert ist.

Die SPS-Modulation ist am weitesten verbreitet, weil sie zum einen als erste veröffentlicht wurde [8], zum anderen aber auch, weil sie am einfachsten zu implementieren ist, da nur eine freie Variable, der Phasenwinkel φ , benötigt wird. Zudem ermöglicht sie in vielen Betriebspunkten einen weichschaltenden Betrieb, der sich durch besonders niedrige Schaltverluste auszeichnet, da die Schalter bei negativem Strom eingeschaltet werden. Dies ist einer der Hauptvorteile der DAB.

Nachteilig an der SPS-Modulation ist, dass der weichschaltende Betrieb nur für höhere Leistungen erreicht wird und nur, falls die primär- und sekundärseitigen Spannungen im Verhältnis nahe am Transformator-Windungsverhältnis liegen. Bei niedrigen Lasten oder stark asymmetrischen Spannungen geht der Vorteil des weichschaltenden Betriebes verloren.

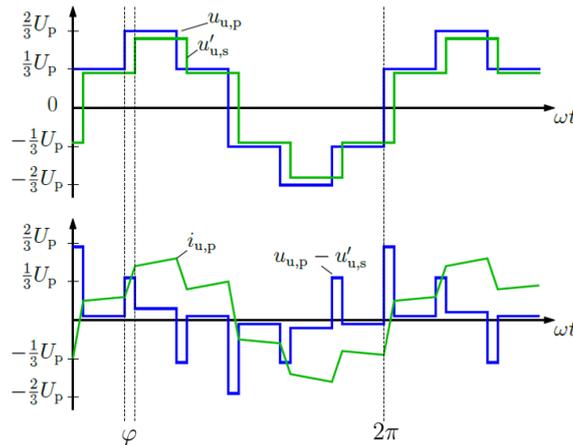


Abbildung 57: Schaltmuster der SPS-Modulation

In Abbildung 58 links sind mithilfe des Simulationsframeworks aus AP 2 die Verluste bei SPS-Modulation am fertig ausgelegten Wandler simuliert worden. Die schwarzen Linien zeigen die Grenzen des weichschaltenden Betriebes auf, außerhalb dessen die Verluste aufgrund des hartschaltenden (HS) Betriebes ansteigen.

Der in ConverT aufgebaute Wandler zeigt, wie aus Tabelle 1 ersichtlich, einen besonders weiten Eingangsspannungsbereich und es ist daher notwendig, die Verluste bei stark asymmetrischen Spannungen und Teillast zu reduzieren, was das Ziel dieses Unterkapitels ist. Für diese Betriebspunkte wurden am ISEA alternative Modulationsstrategien entwickelt, die hier zum Einsatz kommen können. Die ADCC-Modulation nutzt im Gegensatz zur SPS-Modulation Tastgrade kleiner 50 %, sodass die Spannungs-Zeitflächen am Transformator genau dem Verhältnis der primär- und sekundärseitigen Spannungen angepasst werden können. Hierdurch entstehen, wie in Abbildung 59 gezeigt, dreiecksförmige Stromformen, die sich in den Betriebsbereichen TCM3-Buck und TCM3-Boost einstellen (TCM: „triangular current modulation“), oder trapezförmige Stromformen, die im Betriebsbereich TZM3 („trapezoidal current modulation“) auftreten. Die ADCC-Modulation ist speziell für Betriebsbereiche ausgelegt, in denen die SPS-Modulation von Nachteil ist – allerdings können mit der ADCC-Modulation nicht so hohe Leistungen wie bei der SPS-Modulation erreicht werden, weswegen SPS- und ADCC-Modulation je nach Betriebspunkt gewechselt werden müssen.

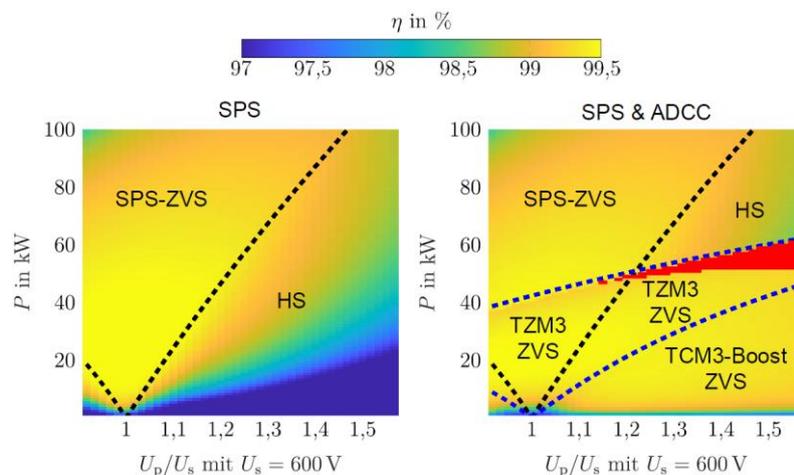


Abbildung 58: Simulativer Vergleich der Effizienz bei SPS- und ADCC-Modulation

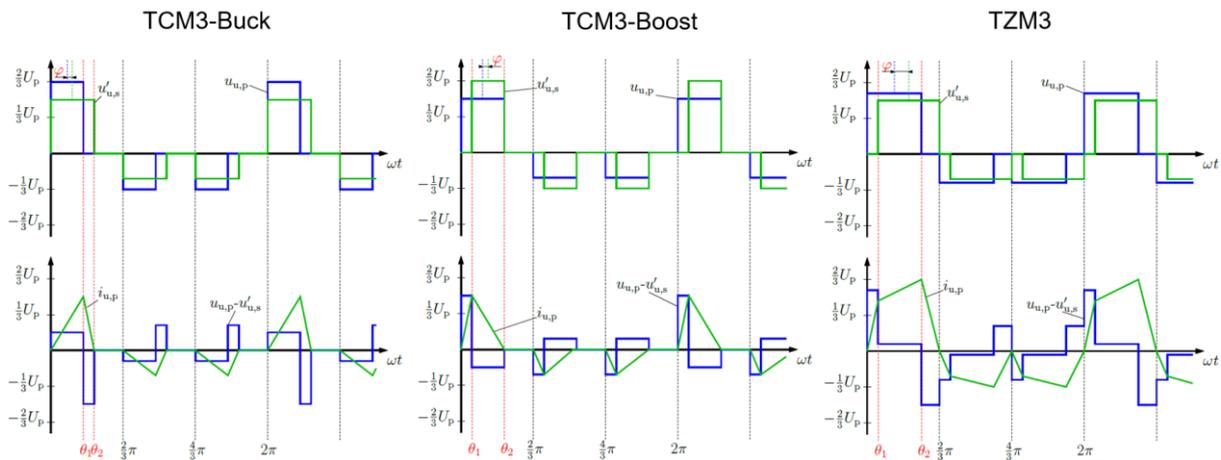


Abbildung 59: Schaltmuster der ADCC-Modulation

In Abbildung 58 rechts ist die Effizienzsimulation mit zusätzlicher ADCC-Modulation wiederholt worden. Es ist zu sehen, dass in den Teillast-Betriebspunkten bei asymmetrischen Spannungen die Verluste deutlich reduziert werden können. Allerdings tritt neben der Leistungsbeschränkung der ADCC-Modulation noch der weitere Nachteil auf, dass sie höhere Rippleströme in den primär- und sekundärseitigen Zwischenkreisen hervorruft, die sogar bei Teillast höher ausfallen können als die Rippleströme bei SPS-Modulation und Vollast. Dies ist z.B. in dem rot eingefärbten Bereich in Abbildung 58 der Fall, sodass hier die Zwischenkreise überlastet werden und die hartschaltende SPS-Modulation verwendet werden muss. Außerdem existieren weiterhin hartschaltende Betriebsbereiche bei hoher Leistung und asymmetrischen Spannungen, die von der ADCC-Modulation wegen ihrer Leistungslimitierung nicht erreicht werden können. Nichtsdestotrotz können durch den Einsatz der ADCC-Modulation die Verluste im Mittel um 14 % gesenkt werden, verglichen mit dem alleinigen Einsatz der SPS-Modulation.

Daher kann festgehalten werden, dass durch eine Kombination von SPS- und ADCC-Modulation das durch dieses Teil-AP vorgegebene Ziel einer effizienzoptimalen Betriebsstrategie ohne Weiteres erreicht wird.

Neben der Implementierung der SPS- und ADCC-Modulation in der Software des Mikrocontrollers gibt es weitere Aspekte, die für einen effizienzoptimalen Betrieb des Wandlers zu betrachten sind: Hier ist vor allem der transiente Betrieb zu betrachten, d.h. der Wechsel zwischen Betriebspunkten. Werden die Schaltmuster der SPS- und der ADCC-Modulation ohne zusätzliche Vorkehrungen genutzt, kommt es beim Übergang zwischen Betriebspunkten zu DC-Offsets in den Phasenströmen und der Transformator magnetisierung, die sich akkumulieren und somit Transformatorsättigung und Oszillationen im DC-Strom hervorrufen können. Um dies zu verhindern, können die Schaltmuster im Übergang zwischen Betriebspunkten eigens angepasst werden. Am ISEA wurden spezielle Schaltmuster sowohl für den Wechsel innerhalb der SPS- bzw. ADCC-Modulationsarten, als auch für den Wechsel zwischen SPS- und ADCC-Modulation unter dem Namen „Generalized Instantaneous Flux and Current Control“ (GIFCC) entwickelt [9]. Außerdem müssen beim erstmaligen Magnetisieren zu Betriebsbeginn und beim Demagnetisieren zu Betriebsende spezielle Startup- und Shutdown-Schaltsequenzen beachtet werden [10]. Die Implementierung dieser Schaltmuster in der Mikrocontroller-Software wurde im Rahmen dieses AP vorgenommen.

Ein weiterer Ansatz für einen effizienzoptimalen Betrieb ergibt sich aus der Modularität des Wandlers, der aus zwei parallelgeschalteten 100-kW-Einheiten besteht. Zu jeder Zeit besteht die Möglichkeit, die Leistungsaufteilung zwischen diesen Einheiten symmetrisch oder asymmetrisch zu wählen, sodass je nach Effizienzcharakteristik die Verluste minimiert werden. Wird eine Einheit komplett abgeschaltet, spricht man von „Phase Shedding“. Dieser Ansatz kann jedoch nicht für die ISOP-Verschaltung für das hohe Eingangsspannungsfenster genutzt werden, da eine asymmetrische Leistungsaufteilung hier dazu führen würde, dass die Mittelpunktspannung unzulässige Werte erreicht und damit einen der beiden in Reihe geschalteten Leistungsteile zerstört wird.

3.6.3 AP 6.3: Entwicklung einer hochdynamischen Leistungsregelung

In diesem AP wird schließlich der Regelkreis geschlossen und es werden zunächst eine autarke Strom- und eine Spannungsregelung entwickelt, mit deren Hilfe eine einzelne 100-kW-Einheit geregelt werden kann. Es werden sowohl Strom- als auch Spannungsregelung benötigt, da zum Laden einer Lithium-Ionen-Batterie zunächst der Strom geregelt werden muss und bei relativ hohen Ladezuständen der Batterie zu einer Spannungsregelung gewechselt wird (sog. IU-Ladung). Da der Wandler aus zwei 100-kW-Einheiten aufgebaut ist, die sekundärseitig parallelgeschaltet werden, müssen die autarken Regelungen in einem weiteren Schritt für das modulare Design angepasst werden, auch um den Back-to-back-Betrieb im Labor zu ermöglichen.

3.6.3.1 AP 6.3.1: Entwicklung einer autarken Leistungsregelung

In Abbildung 60 ist das Schaltbild im Falle der Stromregelung zu sehen, sekundärseitig ist eine Spannungsquelle angenommen. Somit misst der verbaute Stromsensor direkt die zu regelnde Größe.

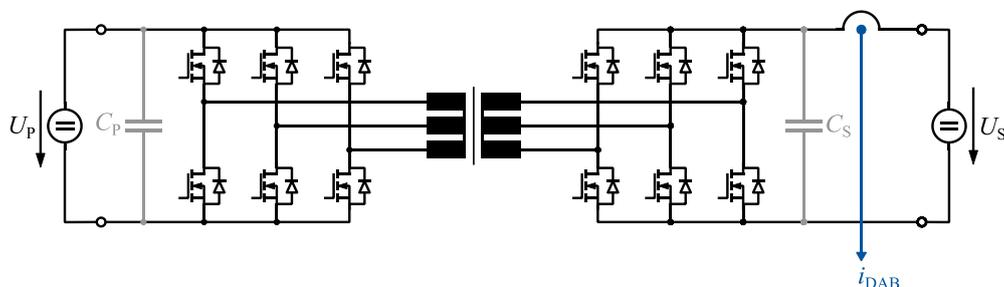


Abbildung 60: Äquivalentes Schaltbild bei sekundärseitiger Stromregelung

Abbildung 61 zeigt das Blockschaltbild der entwickelten Regelung. In Blau ist hierbei die auf der Regelungsplattform ausgeführte Software und in schwarz die physikalische Regelstrecke eingezeichnet. Der Block „DAB“ repräsentiert die Schnittstelle zwischen beidem: Der Strom i_{cmd} wird vom Regelgesetz berechnet. Hiernach werden im Mikrocontroller zunächst die PWM-Schaltmuster basierend auf der SPS- oder ADCC-Modulation berechnet und dann an den Wandler gegeben. Somit funktioniert der gezeigte Regelkreis für beliebige Modulationsstrategien. Der Regler selbst besteht aus einem Feedforward-Zweig und einem I-Glied zur Fehlerkorrektur.

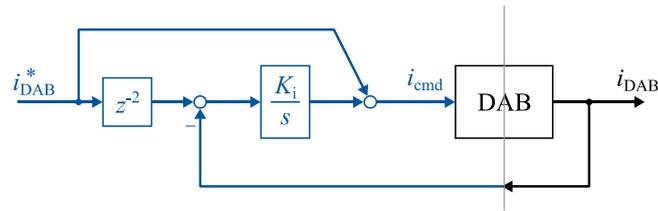


Abbildung 61: Blockschaltbild der autarken Stromregelung

Für die Spannungsregelung ist das Ersatzschaltbild in Abbildung 62 gegeben. Hier wird die Spannung über dem sekundärseitigen Kondensator gemessen und geregelt. Der Laststrom, der entweder durch eine passive oder auch aktive Last (z.B. einen zweiten Wandler) hervorgerufen wird, ist in diesem Zusammenhang eine messbare Störgröße. Abbildung 63 zeigt das Blockdiagramm, das einen Spannungsregler passend zu dieser Situation in Abbildung 31 vorschlägt. Er besteht aus einem einfachen PI-Regler und einer Störgrößenaufschaltung zur Entkopplung. Außerdem wird mit einem Tiefpass 1. Ordnung als Vorfilter das Überschwingen des PI-Reglers kompensiert.

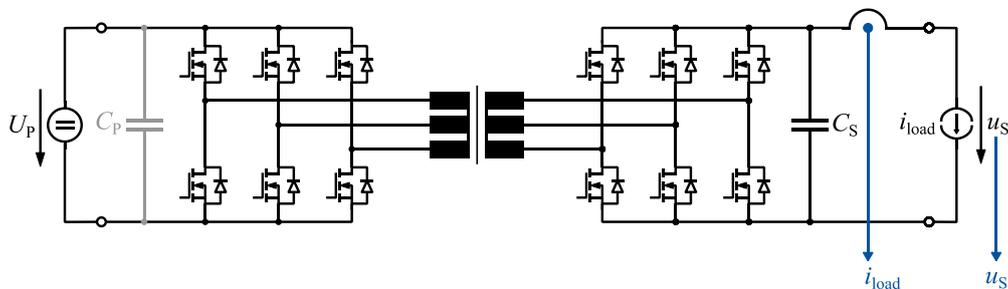


Abbildung 62: Äquivalentes Schaltbild bei sekundärseitiger Spannungsregelung

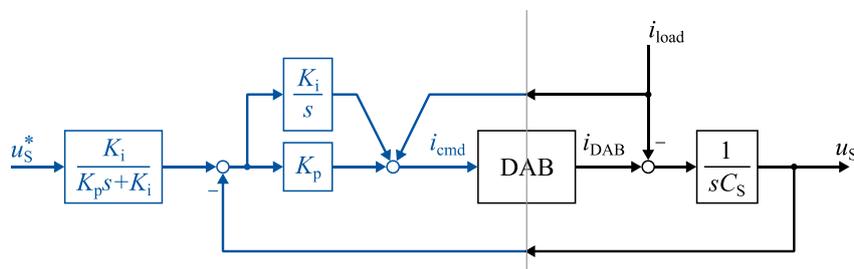


Abbildung 63: Blockschaltbild der autarken Spannungsregelung

3.6.3.2 AP 6.3.2: Entwicklung einer Regelung für den Back-to-Back-Betrieb

In Abbildung 64 ist die Verschaltung zweier 100-kW-Einheiten für einen parallelen Back-to-Back-Betrieb gezeigt. Dieser wird in den Laborversuchen angewendet, da keine Quellen oder Senken mit einer Leistung von 200 kW verfügbar sind. Stattdessen kann die Leistung über beide Wandler im Kreis gespeist werden und die angeschlossene primärseitige Spannungsquelle muss nur die Verluste nachliefern. Damit kann der Wandler so belastet und getestet werden, als würde die Leistung von einer geeigneten Quelle eingespeist und von einer geeigneten Senke entnommen werden. Normalerweise wird sekundärseitig keine Last angeschlossen, dies wird hier jedoch aufgrund von Allgemeingültigkeit angenommen.

Die beiden Regelungsziele sind nun die sekundärseitige Spannung und der im Kreis fließende Strom. Ein Ansatz wäre nun, eine der beiden DABs den Kreisstrom und die andere die sekundärseitige Spannung regeln zu lassen, indem die autarken Regler angewandt werden. Leider ist dies hier jedoch nicht möglich; die von beiden DABs gestellten Ströme teilen sich

nämlich sekundärseitig auf beide Zwischenkreiskondensatoren hälftig auf und werden vom Regler der jeweils anderen DAB als Störgröße aufgenommen, sodass beide Regler anfangen, gegeneinander zu schwingen. Aus Perspektive der Regelungstechnik tritt hier eine Kreuzkopplung auf, die behoben werden muss, um Spannung und Kreisstrom unabhängig voneinander regeln zu können. Diese Situation ist in Abbildung 65 als Blockschaltbild erfasst.

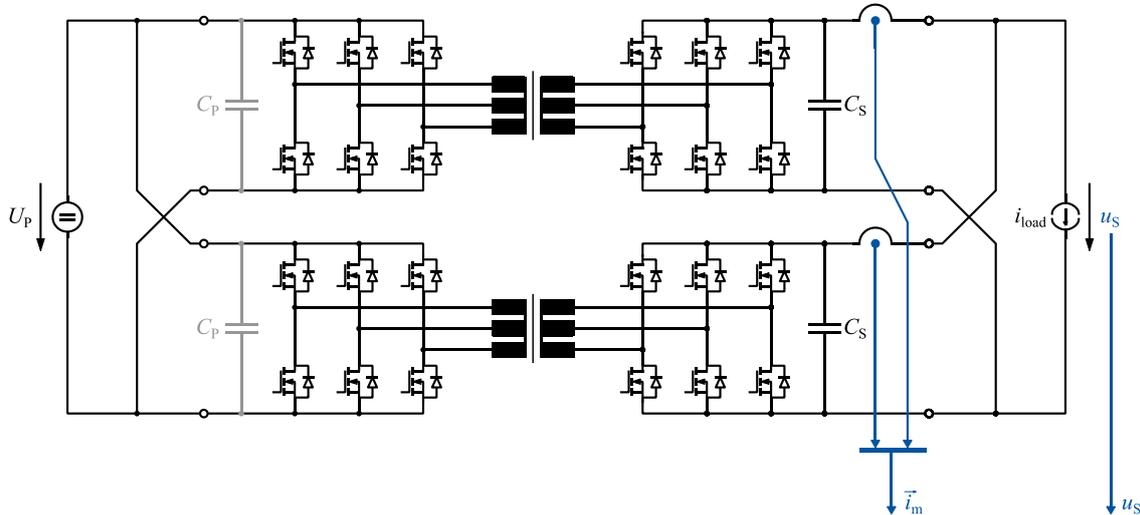


Abbildung 64: Schaltbild für den Back-to-Back-Betrieb

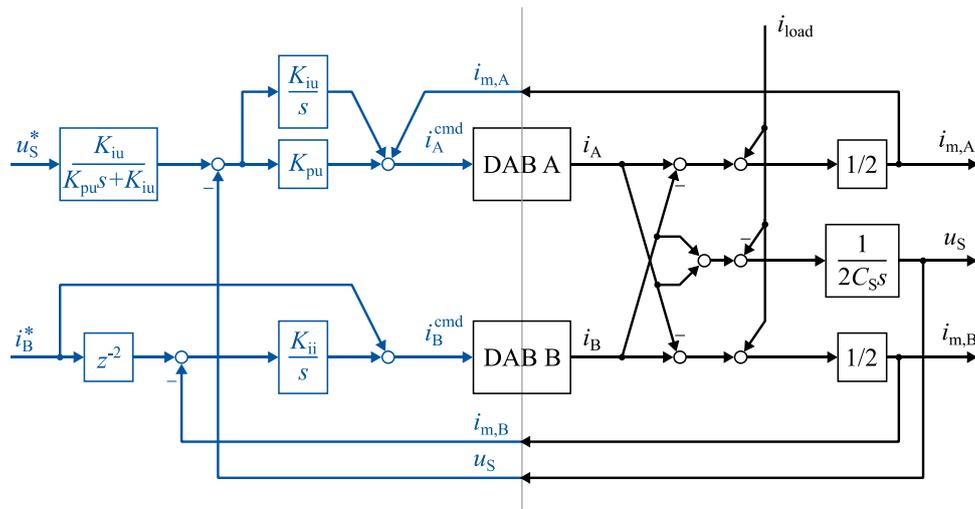


Abbildung 65: Blockschaltbild für die Anwendung der autarken Regler bei Kreuzkopplung

Die Kreuzkopplung ist das Symptom einer ungeeigneten Wahl der Zustandsvariablen. Anstelle der individuellen sekundärseitigen Ströme, die von beiden DABs gestellt werden, wird zum einen der Mittelwert der von beiden DABs gestellten Ströme und zum anderen deren Differenz genutzt. Der Mittelwert der gestellten Ströme, hier als „Common-Mode-Strom“ bezeichnet, bezeichnet den Strom, der netto von Primär- nach Sekundärseite fließt und einen direkten Einfluss auf die sekundärseitige Spannung, nicht aber auf den Kreisstrom hat. Die Differenz der gestellten Ströme ist der Kreisstrom selbst, hier „Differential-Mode-Strom“ genannt, der seinerseits keinen Einfluss auf die sekundärseitige Spannung hat. Wird die gleiche Transformationsvorschrift auf die Sensorströme angewandt, lassen sich Common-Mode- und Differential-Mode-Strom direkt messen. Daher werden die autarken Regler nicht über den individuellen DAB-Strömen, sondern den transformierten Größen geschlossen, sodass sich

das Blockschaftbild in Abbildung 66 ergibt, in dem die Kreuzkopplung vollständig eliminiert ist. Die Entkopplung ermöglicht einen hochdynamischen Back-to-Back-Betrieb.

Wie bereits erwähnt, erfolgt die Validierung der Software mittels des SIL-Konzeptes. Die vorgestellten Regler und sämtliche benötigte Firmware wurde auf dem Mikrocontroller in C und auf dem FPGA in VHDL implementiert. In Abbildung 67 ist nun eine SIL-Simulation für den Back-to-Back-Betrieb gezeigt. Hierbei wird die Software, die später auch auf dem Wandler-Prototypen laufen wird, auf einem Rechner kompiliert und an dem Simulationsmodell des Wandlers aus AP2 wie in Abbildung 7 gezeigt ausgeführt. Es wird ein Back-to-Back-Betrieb betrachtet, bei dem die Sekundärseite bei $t = 1$ ms von 50 V auf 600 V geregelt werden soll und ab $t = 4$ ms ein Kreisstrom von 100 A fließen soll. An die Sekundärseite ist eine Last von 10Ω angeschlossen, der bei $t = 5$ ms auf 5Ω abfällt. Im oberen Plot der Simulation ist zu sehen, dass die sekundärseitige Spannung ausgeregelt wird, ohne dass der Sprung im Kreisstrom einen Einfluss nimmt. Der mittlere Plot zeigt, dass der Strom zunächst gemäß der Vorgabe des Lastwiderstandes mit der Spannung ansteigt, bevor der Kreisstrom diesen Verlauf überlagert. Der untere Plot zeigt schließlich die transformierten und somit entkoppelten Größen. Hier ist zu sehen, dass der Differential-Mode-Strom dank der implementierten GIFCC äußerst dynamisch gestellt werden kann. Zum Zeitpunkt $t = 5$ ms, da der Lastwiderstand sich halbiert, ändert sich auch der Laststrom i_{load} . Dies entspricht einem Sprung der Störgröße. Deren Auswirkung auf die sekundärseitige Spannung wird sehr gut ausgeregelt, der Spannungseinbruch ist minimal. Die Ausregelung äußert sich in einer Anhebung des Common-Mode-Stroms. Die Simulation verdeutlicht, dass der vorgestellte Regelalgorithmus bestens für den Back-to-Back-Betrieb geeignet ist.

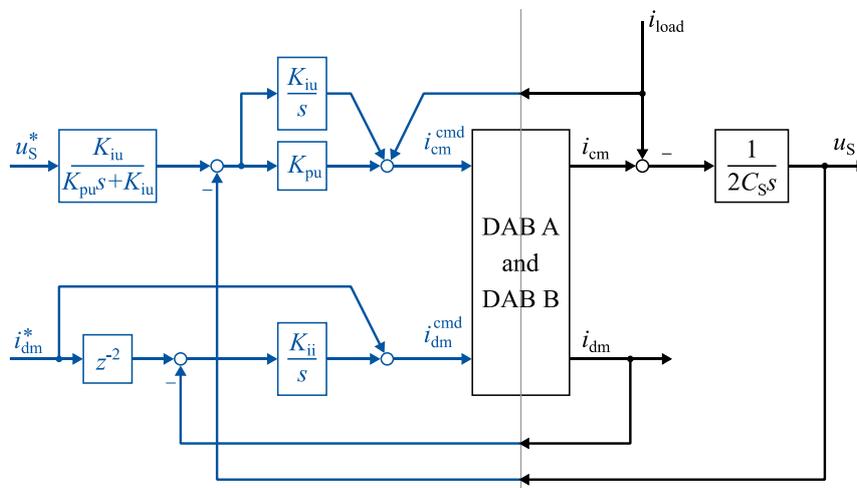


Abbildung 66: Blockschaftbild für die Back-to-Back-Regelung bei Entkopplung

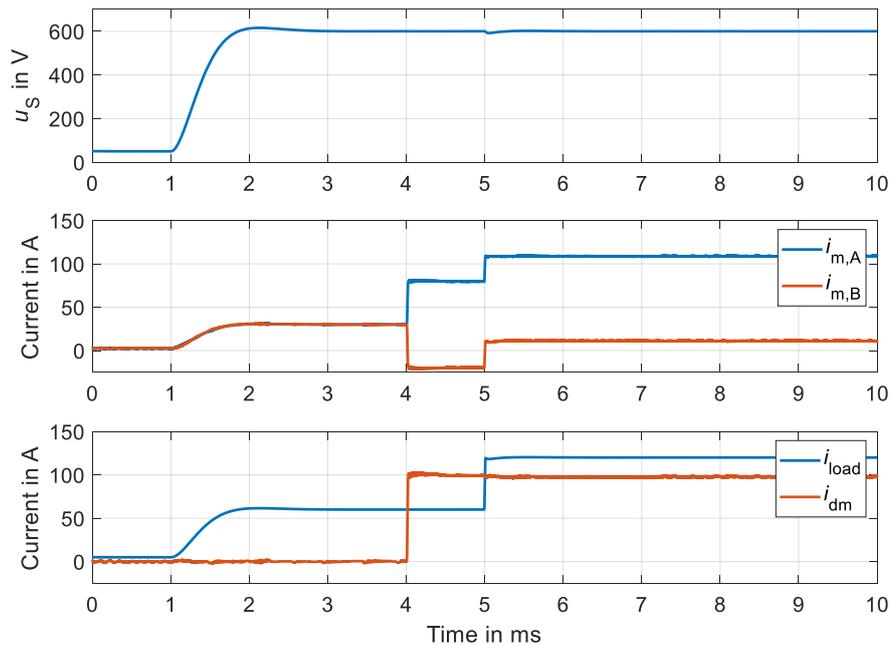


Abbildung 67: SIL-Simulation der entkoppelten Back-to-Back-Regelung

Das gleiche Regelungs-Konzept kann für die ISOP-Verschaltung beider Wandler angewandt werden, die für das 1200-V-Oberleitungsspannungsfenster vorgesehen ist. Hierbei werden die Primärseiten der beiden Wandler in Serie geschaltet, um die doppelte Spannung tragen zu können. Allerdings muss die Spannung des Mittelpunktes der Serienschaltung auf genau die Hälfte der Oberleitungsspannung geregelt werden, um einen symmetrischen Betrieb zu gewährleisten. Jede Differenz der primärseitigen Ströme würde nämlich dazu führen, dass sich die Spannung des Mittelpunkts verschiebt, was im Extremfall dazu führen könnte, dass die Maximalspannung eines Wandlers überschritten wird.

Als Beispiel für den ISOP-Betrieb wird somit das Schaltbild in Abbildung 68 betrachtet. Die Wandler sind ISOP-verschaltet und sekundärseitig ist eine Spannungsquelle angeschlossen, die die Batterie repräsentiert. Die beiden zu regelnden Größen sind in diesem Falle der auf der Sekundärseite gestellte Strom und die Mittelpunktspannung der Primärseite. Die Anwendung derselben Transformation in Common- und Differential-Mode-Variablen löst auch diese Herausforderung: Der Common-Mode-Strom ist per Definition symmetrisch zwischen beiden Wandlern aufgeteilt, er kann also die Mittelpunktspannung nicht beeinflussen und entspricht dem sekundärseitigen Strom. Der Differential-Mode-Strom ist per Definition im Kreis fließend und überträgt keine Wirkleistung auf die Sekundärseite, hat also keinen Anteil am sekundärseitigen Strom, der in die Batterie geladen wird. Stattdessen beeinflusst der Differential-Mode direkt die Mittelpunktspannung der Primärseite. Beide transformierten Größen entkoppeln somit auch hier die Regelstrecke, was im Blockschaltbild in Abbildung 69 ersichtlich ist. Über dem Differential-Mode-Strom wird der Spannungsregelkreis für die Mittelpunktspannung der Primärseite geschlossen und über dem Common-Mode-Strom der Stromregelkreis für den sekundärseitigen Batteriestrom.

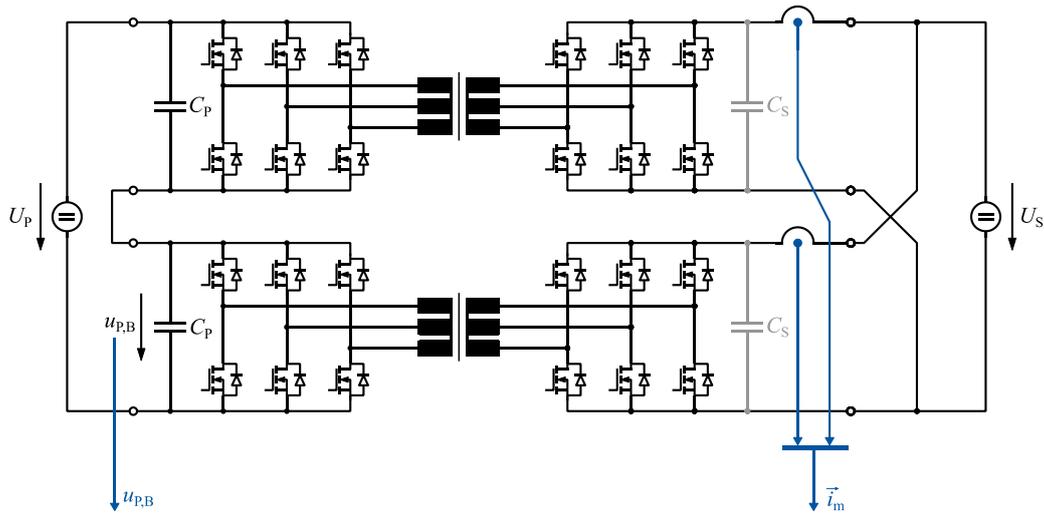


Abbildung 68: Schaltbild für den ISOP-Betrieb

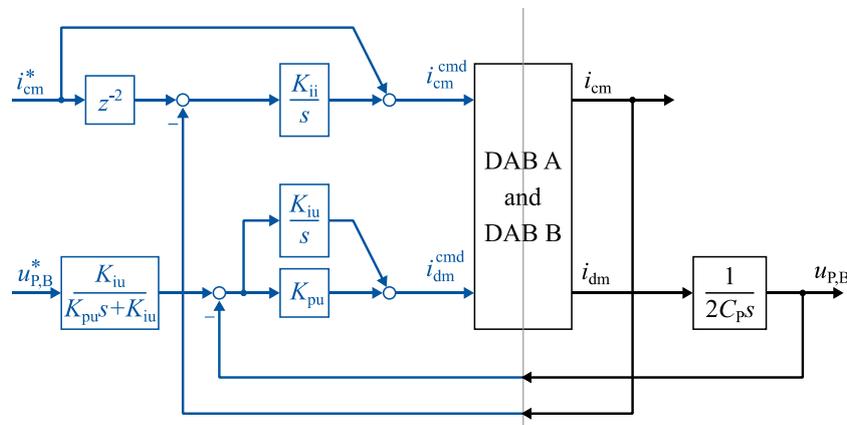


Abbildung 69: Blockschaltbild für die ISOP-Regelung bei Entkopplung

Für den ISOP-Fall wurden auch SIL-Simulationen durchgeführt, von denen eine in Abbildung 70 abgebildet ist. Es wurde eine Oberleitungsspannung von 1200 V angenommen, sodass der Mittelpunkt auf 600 V geregelt werden muss. Zu Simulationsbeginn wird jedoch eine asymmetrische Mittelpunktspannung von 400 V angenommen, um die Dynamik der Ausregelung beobachten zu können. Der Batteriestrom wird zunächst auf 10 A geregelt. Bei $t = 4$ ms folgt ein Sprung auf 100 A Batteriestrom und bei $t = 6$ ms ein Lastwechsel auf -100 A. Die transformierten Ströme im unteren Plot zeigen, wie der Differential-Mode-Strom zu Anfang die im oberen Plot gezeigte Mittelpunktspannung auf 600 V ausregelt, ohne dass der Common-Mode-Strom von 10 A gestört wird. Ebenso werden die Sprünge bei $t = 4$ ms und $t = 6$ ms des Common-Mode-Stroms mit hoher Dynamik ausgeführt, ohne dass die Mittelpunktspannung beeinflusst wird.

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass im AP 6 nach der Entwicklung der Regelungsplattform und der Betrachtung effizienzoptimaler Modulationsstrategien eine universelle Regelungsstrategie für dieses modulare, aus zwei Wandlern bestehende Ladegerät entwickelt wurde, die durch die Variablentransformation in ein anderes Koordinatensystem hochflexibel ist und nicht nur für den Back-to-Back-Betrieb, sondern auch für den ISOP-Betrieb an einer hohen Oberleitungsspannung von 1200 V einsetzbar ist.

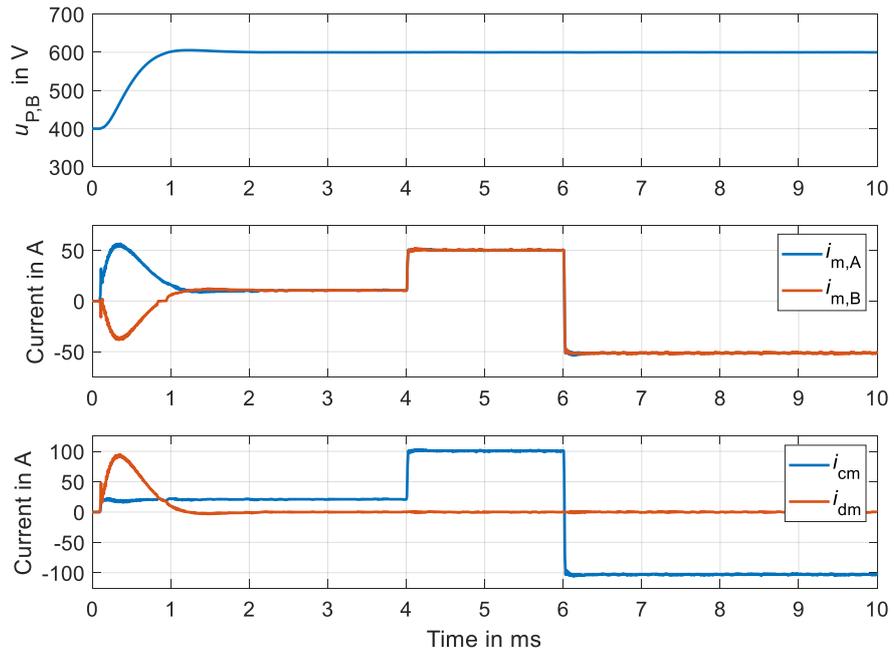


Abbildung 70: SIL-Simulation der entkoppelten ISOP-Regelung

3.7 AP 7: Inbetriebnahme

3.7.1 Aufbau des Funktionsmusters

Im Folgenden wird auf den Aufbau und die Inbetriebnahme des High-End-Forschungsmusters mithilfe der entwickelten Komponenten aus AP 3-6 näher eingegangen.

3.7.1.1 Aufbau des High-End-Funktionsmusters

Eine Fotografie des Forschungsmusters ist in Abbildung 71 zu sehen. Dabei besteht der gesamte Aufbau aus zwei DAB-Wandlern deren Ausgänge miteinander parallel verschaltet sind. Bei der Konstruktion kann die Kühlerplatte zwischen den Transformatoren als gedachte Symmetrieebene verstanden werden. Die drei Transformatoren auf der Ober- und Unterseite der Kühlerplatte sind jeweils mit den dreiphasigen Frontends einer der beiden DABs verschaltet. Die beiden Forschungsmuster wurden mithilfe der bereits zuvor vorgestellten Adapterplatine mit der Regelungsplattform verbunden. Der DC-Link ist rechts in der Abbildung zu erkennen.

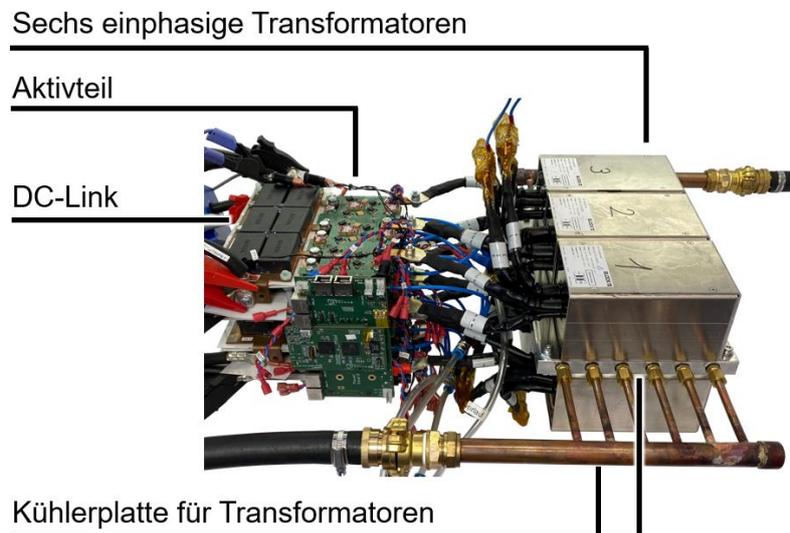


Abbildung 71: Versuchsaufbau

Die genauen Abmessungen des Aufbaus können Tabelle 5 entnommen werden. Das anfänglich avisierte Volumen von $V_{\text{Gesamt}} = 21 \text{ dm}^3$ konnte nicht erreicht werden, da kein Hersteller einen hinreichend kleinen Transformator anbieten konnte. Das Gesamtvolumen sowohl des Transformators als auch des Frontends sind zwar in Summe kleiner als das Zielvolumen, jedoch müssen noch notwendige Wasseranschlüsse angebracht sowie elektrische Verbindungen zwischen den Komponenten hergestellt werden. Daher ist insbesondere bei der größeren der beiden Hauptkomponenten, dem Transformatormodul, ein Forschungs- und Entwicklungspotenzial erkennbar. Mit dem Wandler konnte eine Leistungsdichte von $6,48 \frac{\text{kW}}{\text{dm}^3}$ erreicht werden.

Tabelle 5: Abmessungen DC-DC-Wandler

Parameter	Wert
Länge	$l = 54 \text{ cm}$
Breite	$b = 18,5 \text{ cm}$
Höhe	$h = 31 \text{ cm}$
Boxvolumen Transformatormodul	$V_{\text{Trafo}} = 11 \text{ dm}^3$
Boxvolumen Frontend	$V_{\text{Frontend}} = 8 \text{ dm}^3$
Boxvolumen gesamt	$V_{\text{Gesamt}} = 31 \text{ dm}^3$

3.7.2 Inbetriebnahme und Optimierung der Funktionsmuster

Im Folgenden werden die Schritte der Inbetriebnahme einzeln und chronologisch behandelt. Zunächst wird auf die Inbetriebnahme der Sensorik im nichtschaltenden Betrieb eingegangen. Darauf folgend wird über das Leerlaufexperiment unter voller Eingangs- und Ausgangsspannung berichtet.

3.7.2.1 Inbetriebnahme der Regelungsplattform und Sensorik

Die PWM-Einheit des DC-DC-Wandlers wurde zunächst mithilfe eines Digitalanalysators auf ihre Funktionalität hin überprüft und in Betrieb genommen. Im Anschluss daran wurden mithilfe einer Hochspannungsquelle die Spannungssensoren auf den Gate-Treiber-Platinen von 0-900 V geprüft. Die vom Wandler gemessenen Daten wurden mithilfe einer CAN-Bus-Schnittstelle an einen Prüfstandsrechner übermittelt und mithilfe einer in LABView entworfenen GUI ausgewertet. Die vom Wandler ausgewerteten Messwerte weichen um weniger als 1 % von den Messwerten des angeschlossenen Multimeters ab, wodurch die Inbetriebnahme der Spannungssensoren abgeschlossen wurde.

Die Stromsensoren wurden mithilfe einer von außen angebrachten Stromquelle auf ihrer Funktionstüchtigkeit, als auch ihre thermische Auslegung hin überprüft. Dazu wurden Prüfströme von 0-200 A eingeprägt. Die vom Wandler ausgegebenen Messwerte stimmten wiederum mit denen der Stromquelle überein, wodurch der Funktionstest abgeschlossen wurde.

3.7.2.2 Inbetriebnahme im Leerlauf

Der Wandler wurde im Folgenden im Leerlauf vermessen. Dazu wird eine Phasenverschiebung von $\varphi = 0^\circ$ von der Regelungsplattform ausgegeben. In diesem Experiment wird eine Zwischenkreisspannung von $U_{in} = U_{out} = 580 \text{ V}$ verwendet. Um die Funktionstüchtigkeit des Labormusters sicherzustellen, werden Messungen von zwei Phasenspannungen der B6C-Brücken und zwei Sternpunktspannungen des Wandlers ausgewertet. In Abbildung 72 sind die Phasenspannungen der Primär- und Sekundärseite der dritten Phase der DAB A sowie die Sternpunktspannungen der Primärseiten von DAB A und B dargestellt.

In der oberen Grafik ist der nicht weichschaltende Einschaltvorgang der Primärseite der DAB A zu erkennen. Beim Ausschalten als auch beim Einschalten ist eine Schwingung innerhalb des Schaltflanke festzustellen, da der Blindstrom des Transformators nicht groß genug ist, um die parasitären Kapazitäten der Halbbrücke umzuladen. Dies ist ein zu erwartendes Verhalten für eine DAB im Leerlauf.

In der unteren Grafik der Abbildung 72 sind die gemessenen Sternpunktspannungen des Leerlaufexperimentes dargestellt. Da die Schaltfrequenz des Wandlers $f_{sw} = 50 \text{ kHz}$ beträgt, liegt die Frequenz der Grundwelle der Sternpunktspannung bei $f_{sp} = 150 \text{ kHz}$. Durch die drei um 120° zueinander verschobenen Phasenspannungen der DAB beträgt die Frequenz der Grundwelle der Sternpunktspannung immer das Dreifache der Schaltfrequenz der einzelnen Halbbrücken.

Die Leerlaufinbetriebnahme ist damit abgeschlossen und der Wandler insoweit betriebsbereit für den Test mit höheren Leistungen.

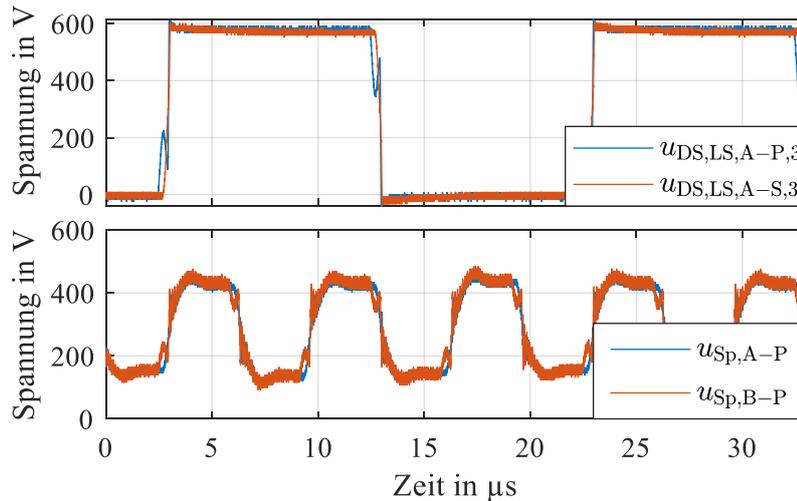


Abbildung 72: Oszillogramm des Wandlers im Leerlauf

3.7.3 Vermessung und Vergleich der Funktionsmuster

In den folgenden Abschnitten wird auf Tests mit höheren Ausgangsleistungen bis hin zum Nennbetriebspunkt im Back-to-Back-Betrieb eingegangen. Abschließend wird ein Vergleich mit dem Prototyp von Futavis durchgeführt.

3.7.3.1 Vermessung bei geringer Last

Die Vermessung bei geringer Last wurde mithilfe der beiden Laborspannungsquellen EA-PSB11500 durchgeführt. Der schematische Aufbau des Versuchs ist in Abbildung 73 dargestellt. Dabei wurden beide Wandler-Einheiten in IPOP-Verschaltung zwischen den Laborspannungsquellen positioniert und die Phasenverschiebungswinkel der DAB B sukzessive vergrößert. DAB A wurde bei diesem Experiment deaktiviert, um größere Schäden durch etwaige Designfehler am Wandler zu vermeiden. Die beiden Laborspannungsquellen dienen zur Kreisspeisung über das Drehstromnetz.

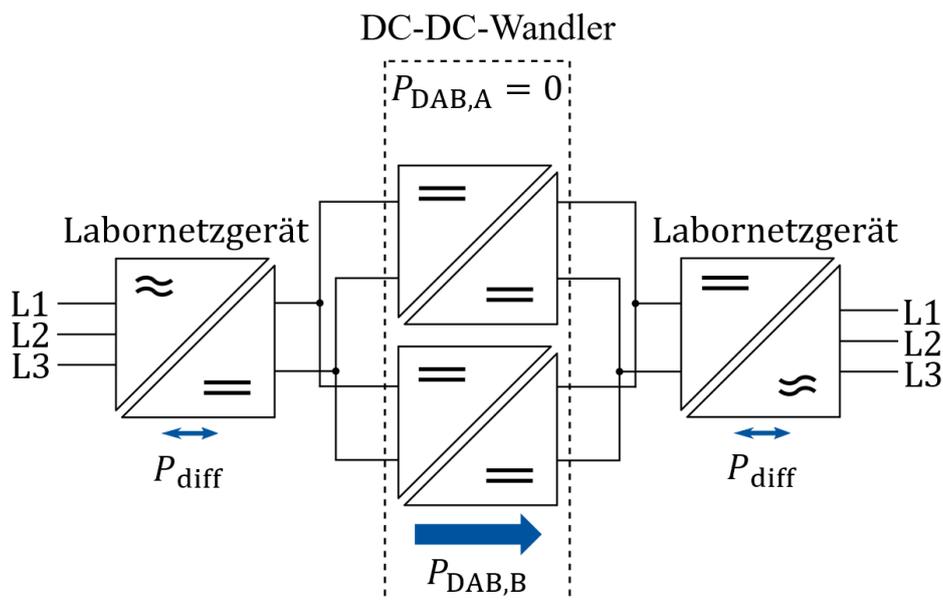


Abbildung 73: Versuchsaufbau für Erstinbetriebnahme mit geringer Last

Um den Wandler im Teillastbetrieb zu verifizieren, wurde eine Messung bei einer Ausgangsleistung von $P_{\text{out,B}} = 31,7 \text{ kW}$ und einer Eingangs- wie Ausgangsspannung von $U_{\text{in}} = U_{\text{out}} = 600 \text{ V}$ durchgeführt. Das resultierende Oszillogramm dieser Inbetriebnahme ist in Abbildung 74 zu sehen. Im oberen Teil der Grafik ist die Sternpunktspannung der Primärseite der DAB B dargestellt. Diese ist aufgrund einer unsymmetrischen Magnetisierung in den Transformatoren verformt. Allerdings konnten mithilfe des angeschlossenen Leistungsmessgerätes keine Überlastung der Komponenten erkannt werden. In dem Betriebspunkt entstanden insgesamt Verluste in Höhe von $P_{\text{Loss,B}} = 540 \text{ W}$. Somit lag der Gesamtwirkungsgrad in diesem Betriebspunkt bei $\eta = 98,3 \%$. Im unteren Teil der Grafik sind die für eine DAB typischen Phasenströme zu erkennen. Exemplarisch wurde der Phasenstrom der ersten Phase von DAB B ausgewertet. Der RMS-Strom in dieser Phase beträgt $I_{\text{Phase,B-P,1}} = 39,5 \text{ A}$. Somit wird der Wandler signifikant belastet und es konnte mit der Inbetriebnahme fortgefahren werden.

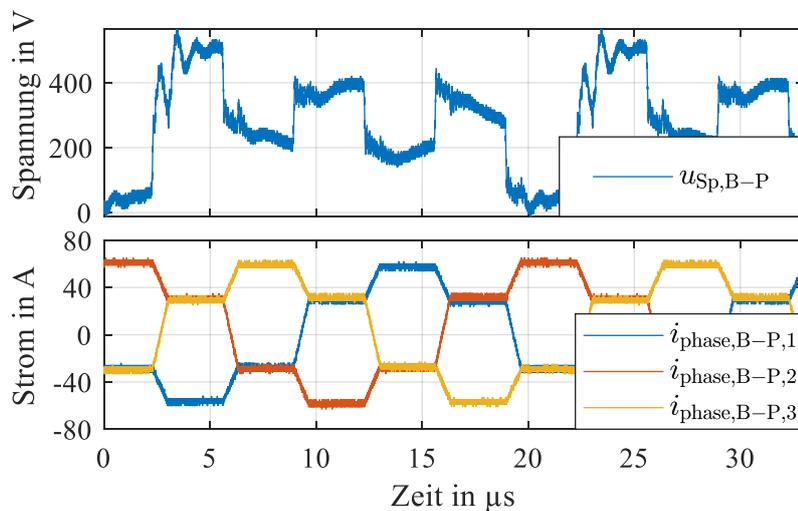


Abbildung 74: Oszillogramm des Wandlers im Teillastbetrieb

3.7.3.2 Vermessung im Back-to-Back-Betrieb

Der Versuchsaufbau der Messung im Back-to-Back-Betrieb ähnelt dem Aufbau aus Abbildung 73. Die beiden Teilwandler werden mit den betragsgleichen Phasenverschiebungswinkeln angesteuert, jedoch sind die Vorzeichen der Phasenverschiebungswinkel zueinander invertiert. Somit findet eine Kreisspeisung zwischen den Wandlern statt. Die von außen angeschlossenen Labornetzgeräte müssen somit nur noch Regelungsabweichungen und die entstehenden Verluste einspeisen. Dabei werden die Wandler so belastet, als würden Sie die gesamte Leistung in die gleiche Richtung übertragen. Der Versuchsaufbau ist in Abbildung 75 dargestellt. Somit kann mit diesem Aufbau verifiziert werden, ob der Wandler die geplante Belastung aushält und die geforderte Nennleistung übertragen kann.

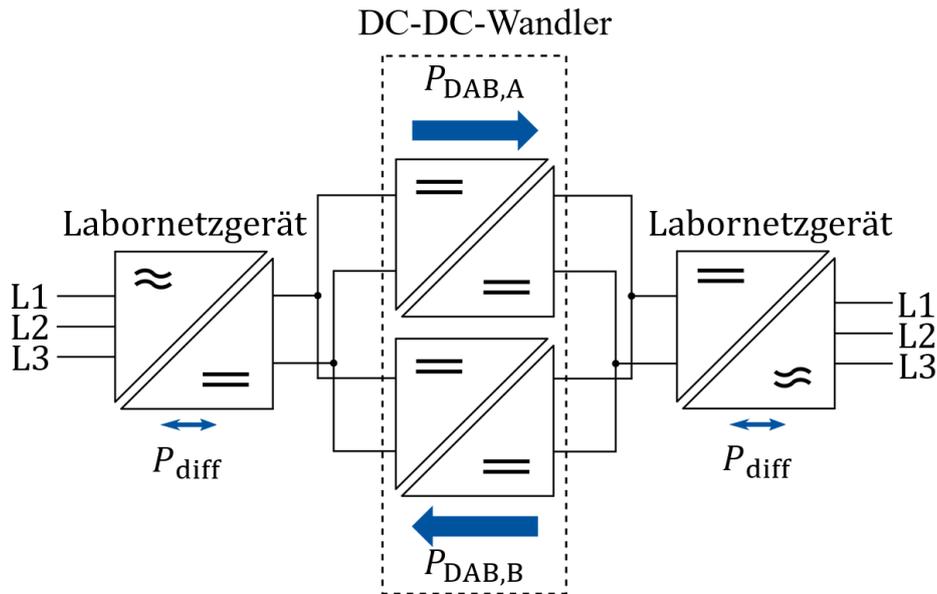


Abbildung 75: Aufbau für den Back-To-Back-Betrieb

Ein Oszillogramm der Messung unter Nennlast ist in Abbildung 76 sichtbar. Die Messung wurde bei einer Schaltfrequenz von $f_{sw} = 50 \text{ kHz}$ und einer Eingangs- sowie Ausgangsspannung von $U_{in} = U_{out} = 620 \text{ V}$ durchgeführt. Insgesamt wurde eine Leistung von $P_{out} = 201 \text{ kW}$ übertragen. In Abbildung 76 sind oben die Drain-Source-Spannungen der Primär- und Sekundärseite der DAB A dargestellt. Bei den Schaltvorgängen unter Nennlast sind Abschaltüberschwinger zu sehen. Beim Ausschaltvorgang der Sekundärseite erreichen die Spannungsspitzen eine Überspannung von $\Delta U_{DS} = \hat{u}_{DS} - U_{out} = 745 \text{ V} - 620 \text{ V} = 125 \text{ V}$. Da die Spannungssteilheit eine relevante Vergleichsgröße ist, wurde diese ausgewertet. Die Spannungssteilheit beim Ausschaltvorgang beträgt $\frac{du_{DS}}{dt} = 27,2 \frac{\text{kV}}{\mu\text{s}}$.

In Abbildung 76 unten sind die Phasenströme der DAB B zu erkennen. Hier ist in dem Phasenstrom 1 der Primärseite der DAB B ein Stromüberhöhung zum Zeitpunkt $t = 3 \mu\text{s}$ von $i_{\text{phase,B-P,1}} = 232 \text{ A}$ auffällig. Der Strom sollte zu diesem Zeitpunkt einen Wert von $i_{\text{phase,B-P,1}} = 200 \text{ A}$ aufweisen. In diesem Bereich wird die Hauptinduktivität des Transformators der Phase 1 in Sättigung getrieben, wodurch der Induktivitätswert sinkt. Durch den reduzierten Induktivitätswert vergrößert sich der Strom in der Phase 1 gegenüber allen anderen Phasen im selben Schaltzustand. Ursächlich für die Sättigung des Transformators sind die Zeitverzögerungen und Zeitdehnungen der verwendeten Gate-Treiber, die dafür sorgen, dass das Integral aller Spannungszeitflächen über der Hauptinduktivität innerhalb einer Schaltperiode nicht mehr null beträgt. Durch die unausgeglichene Spannungszeitflächen entsteht innerhalb des Transformators ein DC-Strom, welcher die Flussdichte im Kern unsymmetrisch anhebt und dafür sorgt, dass das Kernmaterial des Transformators sättigt. Um diesen Fehler zu vermeiden, ist ein Redesign des Transformators nötig, da auf die Delay-Zeiten des Gate-Treibers nur bedingt Einfluss genommen werden kann. Durch die Vergrößerung des Kern-Querschnitts oder der Anhebung der Windungszahl kann die Sättigungsgrenze weiter angehoben werden. Da jedoch der Wandler voll funktionstüchtig ist, wurden innerhalb des Projekts keine weiteren Vorkehrungen getroffen.

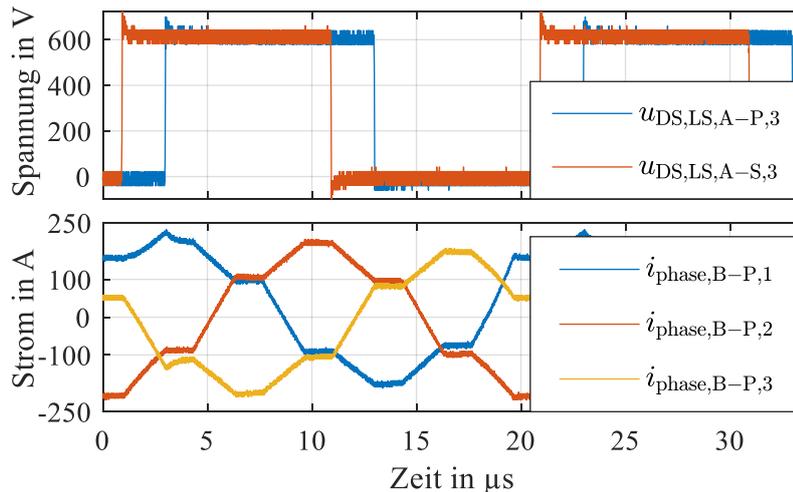


Abbildung 76: Oszillogramm des Wandlers bei Nennleistung

In Abbildung 77 ist der Wirkungsgrad des Wandlers, welche mithilfe eines Leistungsmessgerätes gemessen wurden, zu erkennen. Die Ausgangsleistung ist im Folgenden die Summe der beiden Wandlerleistungen bei Kreisspeisung. Der DC-DC-Wandler erreicht seine maximale Effizienz bei einer Ausgangsleistung von $P_{\text{out}} = 90,5 \text{ kW}$ mit $\eta = 98,6 \%$. In diesem Arbeitspunkt wurde eine Eingangs- sowie Ausgangsspannung von $U_{\text{in}} = U_{\text{out}} = 600 \text{ V}$ angelegt. Die Effizienz im Nennpunkt bei einer Ausgangsleistung von $P_{\text{out}} = 201 \text{ kW}$ liegt bei $\eta = 97,7 \%$. Somit entsteht bei Nennleistung eine Verlustleistung von $P_{\text{loss}} = 4,73 \text{ kW}$. Der Wandler konnte für einen längeren Zeitraum, welcher um einige Größenordnungen länger war als die thermischen Zeitkonstanten der Leistungshalbleiter-Module, betrieben werden.

Mit dem zuvor bereits erwähnten Wandlervolumen konnte somit eine Leistungsdichte von $6,48 \frac{\text{kW}}{\text{dm}^2}$ erreicht werden.

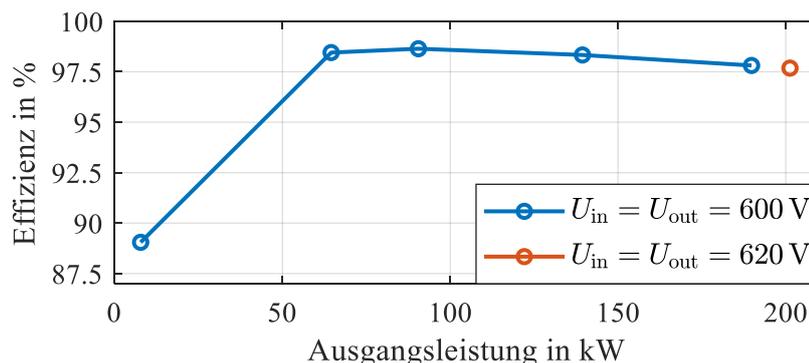


Abbildung 77: Wirkungsgradvermessung bis Nennlast

3.7.3.3 Vergleich der Funktionsmuster

Um die Funktionsmuster der RWTH Aachen und des Projektpartners Futavis zu vergleichen, wurden die Wirkungsgradkennlinien der jeweiligen Funktionsmuster übereinandergelegt. In Abbildung 78 ist dieser Vergleich dargestellt. Auf der horizontalen Achse ist die Belastung der Wandler aufgetragen und auf der vertikalen Achse der erreichte Wirkungsgrad. Im niedrigen Teillastbereich bei $P_{\text{out}} = 7 \text{ kW}$, erreicht der von Futavis entwickelte Wandler einen

Wirkungsgrad von $\eta_{\text{Futavis}} = 92\%$ und der vom ISEA konstruierte Wandler einen Wirkungsgrad von $\eta_{\text{ISEA}} = 89\%$. Dies ist der einzige Punkt in diesem Vergleich, in dem der Wirkungsgrad des Wandlers vom ISEA schlechter abschneidet als der von Futavis. In allen anderen Punkten schneidet das High-End-Forschungsmuster vom ISEA besser ab. Insbesondere nahe des Nennpunkts bei $P_{\text{out}} = 189\text{ kW}$ weist der Wandler vom ISEA einem um 1,4 Prozentpunkte höheren Wirkungsgrad auf.

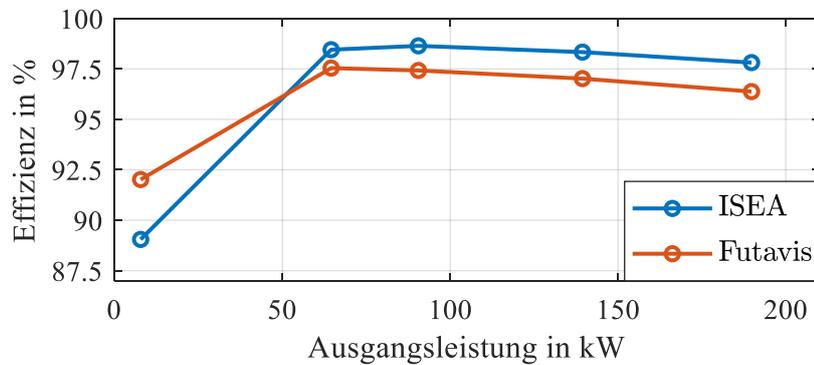


Abbildung 78: Wirkungsgradvergleich

Um auch einen Vergleich des benötigten Kühlaufwands darzustellen, wurden die Verluste der entsprechenden Ausgangsleistung gegenübergestellt. In Abbildung 79 ist der Verlustleistungsgraph zu sehen. Nahe des Nennpunktes bei einer Ausgangsleistung $P_{\text{out}} = 189\text{ kW}$ erzeugt das Forschungsmuster des ISEAs Verluste in Höhe von $P_{\text{loss}} = 4,2\text{ kW}$, während demgegenüber der Wandler von Futavis eine Verlustleistung von $P_{\text{loss}} = 6,9\text{ kW}$ erzeugt. Somit ist der Kühlaufwand für das ISEA-Forschungsmuster rund 40 % geringer. Daher kann auch sowohl das Volumen der im Wandler verbauten Kühler als auch das Volumen des auf dem Fahrzeug montieren Gegenkühlers geringer ausfallen bei gleicher Pump- bzw. Kühlleistung.

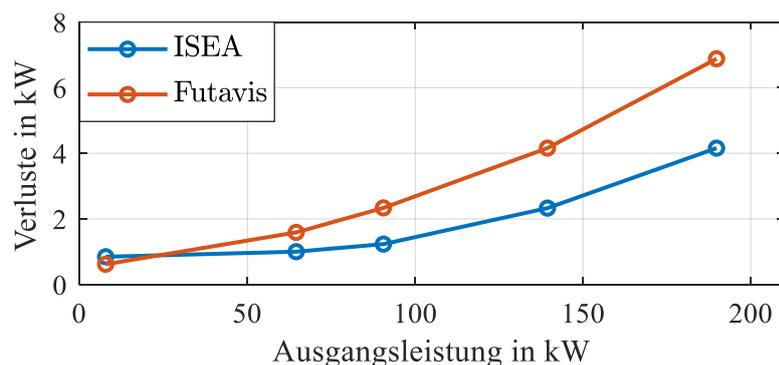


Abbildung 79: Verlustvergleich

4 Darstellung wesentlicher Abweichungen vom Arbeitsplan

Seitens des ISEAs ergaben sich keine Abweichungen vom Arbeitsplan, im Folgenden werden die Abweichungen seitens des WZLs dargestellt und erläutert.

In AP 5.1 liegt der Fokus der untersuchten Umformverfahren im Wesentlichen auf das Umformverfahren Tiefziehen. Es wurden Versuche mit und ohne Niederhalter durchgeführt. In AP 5.2 wurde zusätzlich das Biegen als Umformverfahren eingesetzt. Darüber hinaus wurden keine weiteren Umformverfahren näher analysiert.

Im AP 5.1 wurde im Teil-AP 5.1.2 die Verwendung von Schmierstoffen und eine mögliche Oberflächenvorbehandlung zur Verbesserung der tribologischen Eigenschaften nicht betrachtet. Es wurde zwar während der Versuche stets ein dünner Ölfilm auf den Rohling während der Tiefziehvorgänge aufgetragen, allerdings wurde der Einfluss verschiedener Schmiermittel nicht weiter untersucht.

Im Teil-AP 5.1.3 wurde zusätzlich zu den Verschleißuntersuchungen an den typischen Napfziehversuchen die Maßabweichung an einem realnahen Bauteil erprobt. Hierdurch wurde eine anwendungsnahe Bewertung des Verschleißverhaltens ermöglicht.

In AP 5.2 wurde zusätzlich zur Fertigung des Anwendungsbauteils für die Stromschienen die Fertigung verschiedener Demonstrationsbleche mit Sickengeometrien durchgeführt. Hierdurch konnten die weiteren Potenziale und Anwendungsmöglichkeiten der additiv gedruckten Tiefziehwerkzeuge aufgezeigt und erprobt werden.

5 Vergleich der Projektergebnisse zum internationalen Stand der Technik

Die Entwicklung eines galvanisch getrennten Ladegerätes in der Leistungsklasse 200 kW stellte vor Projektbeginn ein gänzlich neues Unterfangen dar. Den Zuwendungsempfängern ist auch zu Projektende kein vergleichbarer Prototyp bekannt. Insofern konnte mit der gelungenen Neuentwicklung der Stand der Technik wesentlich erweitert werden. Die Maximierung der Leistungsdichte wird meistens eher anhand von DC-DC-Wandlern kleinerer Leistungsklassen versucht, konnte im Projekt *ConverT* allerdings bei einer vergleichbar hohen Leistungsklasse gezeigt werden. Ebenso ist das Konzept der modularen Regelung der Leistungselektronik als eine wesentliche Erweiterung des Standes der Technik anzusehen, da es die Regelung modularer, aus sogenannten *Power-Electronic Building Blocks (PEBBs)* bestehender DC-DC-Wandler massiv vereinfacht. Die genannten Ergebnisse werden entsprechend Kapitel 8 in Fachzeitschriften oder Konferenzbeiträgen mit Qualitätssicherung veröffentlicht.

In Bezug auf die Entwicklung additiv gefertigter Umformwerkzeuge wurde im Laufe des Projekts insgesamt drei wissenschaftliche Fachartikel mit Qualitätssicherung veröffentlicht und der Stand der Technik somit erweitert. Bisherige Forschungsarbeiten auf dem Gebiet additiv gefertigter Umformwerkzeuge umfassen größtenteils Umformprozesse, die eine zum Teil deutlich geringere Belastung an den Werkzeugen hervorrufen. Hierbei sind in erster Linie Biege- und Prägeprozesse zu nennen. Die Verwendung additiv gefertigter Umformwerkzeuge für das Tiefziehen mit Niederhalter, wie dies in dem vorliegenden Projekt untersucht wurde, ist an dieser Stelle als Novum zu sehen. Weiterhin werden in der Literatur vermehrt Fallbeispiele untersucht, die eine Übertragbarkeit auf andere Bauteilgeometrien nur sehr eingeschränkt ermöglichen. Durch die Untersuchungen verschiedener 3D-Druckmaterialien mittels Normversuchen (DIN EN ISO 604 und DIN EN ISO 178) sowie die Verwendung von Standard Napfgeometrien mit verschiedenen Umformgraden bei den Tiefziehversuchen, lässt sich die Übertragbarkeit der Ergebnisse vereinfachen. Durch die gewonnenen Erkenntnisse konnte der Stand der Technik erweitert werden, sodass auch ein industrieller Einsatz der Werkzeugtechnologie in Zukunft möglich ist.

6 Zukunftsaussichten und weiterer F&E-Bedarf

Die erarbeiteten wissenschaftlichen Ergebnisse im Bereich des Ladegerätes können vielfältig weitergenutzt werden. Die Erzielung sehr hoher Leistungsdichten wird meist bei kleineren Leistungen versucht und ist nun mit 200 kW in einer deutlich höheren Leistungsklasse gelungen, sodass die gewonnenen Erkenntnisse entscheidend für künftige Forschungsaktivitäten im Bereich von hochintegrierten DC-DC-Wandlern sind. Ebenso wurde durch das Projekt gezeigt, welche Vorteile durch die Modularisierung von Leistungselektronik erzielt werden können, z.B. die hier gezeigte Kompatibilität mit mehreren Spannungsniveaus. Das auf die Modularität maßgeschneiderte Konzept der Regelung ist ebenfalls wegweisend für künftige Forschungsaktivitäten.

Ebenso besteht eine ganz konkrete wirtschaftliche Zukunftsaussicht: Das entwickelte, hochkompakte Ladegerät ist eine Neuheit, die, falls sie rasch in den Markt eingeführt wird, das noch fehlende Puzzlestück für die Serienproduktion oberleitungsgebundener LKWs darstellt. Für eine erfolgreiche Markteinführung von auf dem entwickelten Funktionsmuster basierenden Ladegeräten ist es erforderlich, die Transformatoren weiterzuentwickeln und allgemein den Technologie-Reifegrad (TRL) anzuheben, um einen vorwettbewerbliches, aber in ein LKW einbaufähiges Funktionsmuster zu entwickeln. Dieser Schritt ist Gegenstand des Folgeprojektes *HiLinE*.

Hinsichtlich der additiv gefertigten Umformwerkzeuge sollte die Kompensation der elastischen und plastischen Verformung, die zum Teil notwendig ist um die Bauteilgenauigkeit zu erhöhen, näher untersucht werden. Weiterhin wurden zunächst vergleichsweise kleine Tiefziehbauteile hergestellt. Um das Anwendungsspektrum auch auf größere Bauteile erweitern zu können, sind weitere Forschungsarbeiten notwendig, die die Herstellzeiten der gedruckten Werkzeuge deutlich reduzieren. In Bezug auf die wirtschaftliche Anschlussfähigkeit ist die Einbeziehung von Werkzeugbaubetrieben wünschenswert, um die entwickelte Werkzeugtechnologie auch für den industriellen Einsatz vorzubereiten.

7 Beitrag zu den förderpolitischen Zielen des BMUV

Oberleitungsgebundene LKWs sind die Schlüsseltechnologie für eine zukunftsweisende, ökologische Reformierung des Güterverkehrs. Solche LKWs können einen im Mittel um den Faktor 2,5 geringeren Primärenergieverbrauch im Vergleich zu herkömmlichen Diesel-LKWs erzielen. Zudem können Lebenszykluskosten erreicht werden, die ungefähr auf dem Niveau von reinen Dieselantrieben liegen, mit fallender Tendenz [11]. Somit ist festzuhalten, dass sowohl hinsichtlich ökologischer als auch ökonomischer Aspekte die Elektrifizierung des Güterverkehrs mit diesem Ansatz vorangetrieben werden kann und damit eines der Kern-Ziele des BMUV erfüllt.

Eine rasche Positionierung der deutschen Industrie an der Spitze dieser Entwicklung kann eine Vorreiterrolle sichern und nicht nur zum Umweltschutz beitragen, sondern auch zur Schaffung von Arbeitsplätzen. Im Projekt *ConverT* konnte der Einführung leistungselektronischer Ladegeräte in den Massenmarkt ein wesentlicher Schritt entgegengekommen werden. Wesentliche Alleinstellungsmerkmale des entwickelten Ladegerätes sind seine Kompaktheit, die den Bauraumanforderungen in LKWs gerecht wird, seine Kompatibilität mit Oberleitungsspannungen von sowohl 600 V als auch 1200 V und seine Bidirektionalität. Letztere könnte beispielsweise LKW-Flottenbetreibern erlauben, in Depots parkende LKWs als Stromspeicher am öffentlichen Netz zu vermarkten, was für das BMUV ebenfalls von politischem Interesse sein könnte.

Mit Hilfe der erforschten Werkzeugtechnologie am WZL konnte eine seriennahe Fertigungstechnologie schon im Prototypenbau des Ladegerätes umgesetzt werden. Durch diese Vorgehensweise lässt sich eine mögliche Industrialisierungsphase verkürzen, sodass das Produkt schneller im Markt zur Verfügung steht.

8 Erfolgte oder geplante Veröffentlichungen der Ergebnisse

8.1 Veröffentlichte Ergebnisse

ISEA

[David Bündgen](#), André Thönnessen, Niklas Fritz, Tobias Kamp und Rik W. De Doncker, „Highly Integrated 200 kW SiC Three-Phase Dual-Active-Bridge Converter with 3D-Printed Fluid Coolers,“ in *IEEE 8th Workshop on Wide Bandgap Power Devices and Applications (WiPDA)*, 2021.

[Niklas Fritz](#), David Bündgen, Isabel Austrup und Rik W. De Doncker, „A Simple, Decoupled Control Concept for a Modular DC-DC Converter in ISOP, IPOP, and Back-to-Back Connection,“ in *IEEE Workshop on Control and Modelling of Power Electronics (COMPEL)*, 2021.

WZL

[Georg Bergweiler](#), Falko Fiedler, Ahsan Shaukat, Bernd Löffler: „Experimental Investigation of Dimensional Precision of Deep Drawn Cups Using Direct Polymer Additive Tooling“, in *Journal of Manufacturing and Materials Processing*, Bd. 5, Nr. 1, 2021

[Peter Frohn-Sörensen](#), Michael Geueke, Bernd Engel, Bernd Löffler, Philipp Bickendorf, Arian Asimi, Georg Bergweiler, Günther Schuh. „Design for 3D Printed Tools: Mechanical Material Properties for Direct Polymer Additive Tooling“, in *Polymers*, Bd. 14, Nr. 9, 2022

[Bernd Löffler](#), Günther Schuh, Georg Bergweiler, Falko Fiedler und Nikolaus Lackner. „Tiefziehen mit additiv gefertigten Werkzeugen / Deep Drawing With Additively Manufactured Tools – Reduction of Tooling Cost“, in *wt Werkstattstechnik online*, Bd. 111, Nr. 11-12, 2021

[Peter Frohn-Sörensen](#), Michael Geueke, Bernd Löffler, Philipp Bickendorf, Arian Asimi: „Measurements of Mechanical Material Properties Under Compressive and Bending Load of Additive Manufactured Polymers“, Repository mit Forschungsdaten, in *Harvard Dataverse*, online, 2022.

8.2 Geplante Veröffentlichungen

ISEA

[Niklas Fritz](#), David Heidenberger, David Bündgen, Rik W. De Doncker: „Flux Control Modulation for Three-Phase Dual-Active-Bridge DC-DC Converters“, in *International Conference on Integration of Power Conversion, Electric Machines, and Control (IPEC / ECCE Asia)*, 2022

[Niklas Fritz](#), David Heidenberger, Carsten Fronczek, David Bündgen, Rik W. De Doncker: „An Ultrafast DC-DC Converter Design Methodology Combining Piecewise-Linear Analytical Modelling and Genetic Algorithms“, in: *IEEE Workshop on Control and Modelling of Power Electronics (COMPEL)*, 2022.

[David Bündgen](#), Niklas Fritz, André Thönnessen, Tobias Kamp, Rik W. De Doncker: „Powering Next-Generation Catenary Trucks – A Highly Integrated 200 kW On-Board Charger“, in *IEEE Transactions on Transportation Electrification*, 2022 / 2023

9 Listen der Abbildungen und Tabellen

9.1 Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1: Überblick Arbeitspakete ConverT.....	3
Abbildung 2: Vergleich DAB vs. LLC	6
Abbildung 3: Modulare, dreiphasige DAB (IPOP oben / ISOP unten)	7
Abbildung 4: PLECS-Modell einer dreiphasigen DAB.....	9
Abbildung 5: Zeitliche Verläufe der Phasenströme und des Transformator-Flussverkettung..	9
Abbildung 6: PLECS-Modell des Gesamtsystems bestehend aus zwei DABs	10
Abbildung 7: Gesamtes Simulationsframework in Simulink	10
Abbildung 8: Vergleich Halbleiterverluste	13
Abbildung 9: Module mit Kühler.....	13
Abbildung 10: Temperaturmessung.....	14
Abbildung 11: Transformator modul.....	16
Abbildung 12: Ripplestrom	17
Abbildung 13: Temperaturüberhöhung der DC-Link-Kondensatoren	17
Abbildung 14: Leistungsplatine.....	18
Abbildung 15: Explosionszeichnung des Folienzwischenkreises	19
Abbildung 16: Folienzwischenkreis.....	19
Abbildung 17: Gate-Treiberplatine	20
Abbildung 18: Stromsensor	21
Abbildung 19: Rückansicht Adapterplatine	21
Abbildung 20: Frontansicht Adapterplatine	22
Abbildung 21: Gesamtübersicht Leistungsteil	23
Abbildung 22: Schaltplan des Safety Circuits	25
Abbildung 23: Mechanische Eigenschaften sowie Kosten verschiedener FFF-Materialien [4]	26
Abbildung 24: Druckmodul verschiedener Materialien bzw. Materialkonfigurationen	27
Abbildung 25: Aufbau und Konstruktion des Säulenführungsgestells	29
Abbildung 26: Schematische Darstellung des Napfziehversuchs mit dreiteiligem Werkzeug bestehend aus Stempel, Matrize und Niederhalter [4]	30
Abbildung 27: Dreiteiliger Werkzeugsatz aus PLA. Stempel (links), Niederhalter (mittig) & Matrize (rechts)	30
Abbildung 28: Messpunkte an Napf (a), Stempel (c) und Matrize (d), sowie gleichmäßige Verteilung von acht Messstellen am Beispiel des Napfes (b) [4].....	31
Abbildung 29: Genauigkeiten der PLA-Werkzeuge vor der ersten (a) und nach der 15. (d) Umformung, sowie Bauteilgenauigkeit des ersten tiefgezogenen Napfes (b) und des 20. tiefgezogenen Napfes (c) [4].....	31
Abbildung 30: Genauigkeiten der PA-CF-Werkzeuge vor der ersten (a) und nach der 15. (d) Umformung, sowie Bauteilgenauigkeit des ersten tiefgezogenen Napfes (b) und des 20. tiefgezogenen Napfes (c) [4].....	32
Abbildung 31: Mittlerer Messstellenabweichungsverlauf der Matrize mit Näherung und Fehler (Differenz zwischen Funktion und Messung)	33
Abbildung 32: Mittlerer Messstellenabweichungsverlauf des Stempels mit Näherung und Fehler (Differenz zwischen Funktion und Messung)	33

Abbildung 33: Genauigkeiten der tiefgezogenen Näpfe von Versuchsserie 1 und 2 jeweils nach der ersten (a) und (c) sowie nach der 20. (b) und (d) Umformung. Die Balkendiagramme zeigen sowohl die Genauigkeiten der Werkzeuge als auch die Genauigkeiten der Näpfe [4].....34

Abbildung 34: Farbskala und Abweichung verschiedener Punkte von Näpfen, die mit dem PLA-Werkzeug tiefgezogen wurden: (links) erster gezogener Napf im Vergleich zur CAD-Geometrie; (Mitte) 30. Gezogener Napf im Vergleich zum ersten gezogenen Napf; (rechts) Abweichungsverlauf verschiedener Messpunkte jedes Napfes im Vergleich zum ersten Napf über 30 Tiefziehvorgänge [6].....35

Abbildung 35: Farbskala und Abweichung verschiedener Punkte von Näpfen, die mit dem PA-Werkzeug tiefgezogen wurden: (links) erster gezogener Napf im Vergleich zur CAD-Geometrie; (Mitte) 30. Gezogener Napf im Vergleich zum ersten gezogenen Napf; (rechts) Abweichungsverlauf verschiedener Messpunkte jedes Napfes im Vergleich zum ersten Napf über 30 Tiefziehvorgänge [6].....35

Abbildung 36: Abweichungswerte (Verschleiß) verschiedener Messpunkte auf der Stempeloberfläche im Vergleich zur ursprünglichen Stempelgeometrie beider Materialkonfigurationen: (links) ausgewählte Messpunkte; (Mitte) Abweichungswerte des PA-Stempels im Verlauf von 30 Tiefziehvorgängen; (rechts) Abweichungswerte des PLA-Stempels im Verlauf von 30 Tiefziehvorgängen [6].....36

Abbildung 37: Abweichungswerte (Verschleiß) verschiedener Messpunkte auf der Matrizenoberflache im Vergleich zur ursprünglichen Matrizengeometrie beider Materialkonfigurationen: (links) ausgewählte Messpunkte; (Mitte) Abweichungswerte der PA-Matrize im Verlauf von 30 Tiefziehvorgängen; (rechts) Abweichungswerte der PLA-Matrize im Verlauf von 30 Tiefziehvorgängen [6]37

Abbildung 38: Maßabweichung des Stempels nach der ersten (links) und nach der siebten (rechts) Umformung im Vergleich zur initialen Stempelgeometrie [7].....37

Abbildung 39: Druckspannungen (v. l., in MPa) an Matrize, Stempel und Blechhalter39

Abbildung 40: Lage der Auswertungspunkte der Oberflächenlast der Matrize und Spannungen in MPa40

Abbildung 41: Gewichtung der Einflussfaktoren im Tiefziehen.....40

Abbildung 42: Druckspannungen an Matrize und Stempel41

Abbildung 43: Anpassung der Konstruktion durch „S-Schlag“ und Radien.....42

Abbildung 44: Baugruppe der Stromschiene mit angepasstem S-Schlag und 90-Biegung .42

Abbildung 45: Gesenkbiegewerkzeug für die 90-Biegung43

Abbildung 46: Versuchsaufbau für die Fertigung der Stromschiene.....43

Abbildung 47: Bauteilgenauigkeit der gefertigten Stromschien im Vergleich zum CAD-Modell44

Abbildung 48: Umgeformte Stromschien für den Aufbau des Prototypen44

Abbildung 49: initiale Geometrien der Umformwerkzeuge45

Abbildung 50: CAD-Flächenvergleich des Demonstrationswerkzeuges45

Abbildung 51: Abweichungsverlauf der 5er-Umformserie46

Abbildung 52: Verschleiß der Werkzeuge über 10 Umformversuche46

Abbildung 53: Versuchsbleche des Demonstrationswerkzeuges. (links) niedrige Pressen- und Nie-derhalterkraft; (mitte) einfach umgeformtes Demobauteil; (rechts) doppelt umgeformtes Demobauteil47

Abbildung 54: Vergleich von Herstellkosten des Werkzeugsatzes bei unterschiedlichen Fertigungsverfahren und Materialien [7]48

Abbildung 55: Struktur der Regelungsplattform50

Abbildung 56: Regelungsplattform, Ober- und Unterseite.....50

Abbildung 57: Schaltmuster der SPS-Modulation	52
Abbildung 58: Simulativer Vergleich der Effizienz bei SPS- und ADCC-Modulation.....	52
Abbildung 59: Schaltmuster der ADCC-Modulation	53
Abbildung 60: Äquivalentes Schaltbild bei sekundärseitiger Stromregelung	54
Abbildung 61: Blockschaltbild der autarken Stromregelung	55
Abbildung 62: Äquivalentes Schaltbild bei sekundärseitiger Spannungsregelung.....	55
Abbildung 63: Blockschaltbild der autarken Spannungsregelung.....	55
Abbildung 64: Schaltbild für den Back-to-Back-Betrieb.....	56
Abbildung 65: Blockschaltbild für die Anwendung der autarken Regler bei Kreuzkopplung ..	56
Abbildung 66: Blockschaltbild für die Back-to-Back-Regelung bei Entkopplung.....	57
Abbildung 67: SIL-Simulation der entkoppelten Back-to-Back-Regelung	58
Abbildung 68: Schaltbild für den ISOP-Betrieb	59
Abbildung 69: Blockschaltbild für die ISOP-Regelung bei Entkopplung	59
Abbildung 70: SIL-Simulation der entkoppelten ISOP-Regelung	60
Abbildung 71: Versuchsaufbau	61
Abbildung 72: Oszillogramm des Wandlers im Leerlauf.....	63
Abbildung 73: Versuchsaufbau für Erstinbetriebnahme mit geringer Last	63
Abbildung 74: Oszillogramm des Wandlers im Teillastbetrieb.....	64
Abbildung 75: Aufbau für den Back-To-Back-Betrieb.....	65
Abbildung 76: Oszillogramm des Wandlers bei Nennleistung	66
Abbildung 77: Wirkungsgradvermessung bis Nennlast	66
Abbildung 78: Wirkungsgradvergleich	67
Abbildung 79: Verlustvergleich	67

9.2 Tabellenverzeichnis

Tabelle 1: Eingangsspannungsfenster des Ladegerätes	4
Tabelle 2: Simulationsparameter	12
Tabelle 3: Übersicht der Prüfkörper mit Fertigungsparametern.....	28
Tabelle 4: Anforderungen an die Simulationssoftware	38
Tabelle 5: Abmessungen DC-DC-Wandler	61

10 Literaturverzeichnis

- [1] Deutsches Institut für Normung, *Bahnanwendungen - Speisespannung von Bahnnetzen DIN 50163*, 1994.
- [2] L. Yuan, Z. Lu, J. Sun, R. Duan und Z. Zhao, „Comparative Evaluation of Isolated Bidirectional DC/DC Converter in High-Power High-Frequency Occasions,“ in *21st International Conference on Electrical Machines and Systems (ICEMS)*, Jejum Korea, 2018.
- [3] A. H. Wienhausen, High Integration of Power Electronics Converters enabled by 3D Printing. Dissertation, Aachen: Institute for Power Electronics and Electrical Drives, 2019.
- [4] G. Bergweiler, F. Fiedler, A. Shaukat und B. Löffler, „Experimental Investigation of Dimensional Precision of Deep Drawn Cups Using Direct Polymer Additive Tooling,“ *Journal of Manufacturing and Materials Processing*, Bd. 5, Nr. 1, 2021.
- [5] P. Frohn-Sörensen, M. Geueke, B. Löffler, P. Bickendorf und A. Asimi, „Measurements of Mechanical Material Properties Under Compressive and Bending Load of Additive Manufactured Polymers“. *Unveröffentlichtes Manuskript*.
- [6] P. Frohn-Sörensen, M. Geueke, B. Engel, B. Löffler, P. Bickendorf, A. Asimi, G. Bergweiler und G. Schuh, „Design for 3D Printed Tools: Mechanical Material Properties for Direct Polymer Additive Tooling,“ *Polymers*, Bd. 14, Nr. 9, 2022.
- [7] B. Löffler, G. Schuh, G. Bergweiler, F. Fiedler und N. Lackner, „Tiefziehen mit additiv gefertigten Werkzeugen / Deep Drawing with Additively Manufactured Tools - Reduction of Tooling Cost,“ *wt Werkstattstechnik online*, Bd. 111, Nr. 11-12, pp. 812-817, 2021.
- [8] R. W. De Doncker, D. M. Divan und M. H. Kheraluwala, „A three-phase soft-switched high-power-density DC/DC converter for high-power applications,“ *IEEE Transactions on Industry Applications*, Bd. 27, Nr. 1, pp. 63-73, 1991.
- [9] J. Hu, Modulation and dynamic control of intelligent dual-active-bridge converter based substations for flexible dc grids. Dissertation, Aachen: Institute for Power Electronics and Electrical Drives, 2019.
- [10] D. von den Hoff und R. W. De Doncker, „Instantaneous Start-Up and Shutdown Method for Three-Phase Dual-Active Bridge DC-DC Converters,“ in *IEEE Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE)*, Baltimore, MD, USA, 2019.
- [11] I. Mareev, Analyse und Bewertung von batteriegetriebenen, oberleitungsversorgten und brennstoffzellengetriebenen Lastkraftwagen für den Einsatz im Güterfernverkehr in Deutschland, Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen: Aachener Beiträge des ISEA, 2018.