



Bundesministerium
für Bildung
und Forschung

VDI | VDE | IT

Im Rahmen der nationalen Förderung – Zuverlässige, intelligente und effiziente Elektronik für die Elektromobilität (ZIEL-eMobil) – geförder-
tes Projekt

UmSiChT

Umrichter mit SiC-basierter Leistungselektronik
und doppelseitig gekühltem Leistungsmodul

Abschlussbericht

(Sachbericht Teil I)

Zuwendungsempfänger	Volkswagen AG
Förderkennzeichen	16EM00248K
Vorhabensbezeichnung	UmSiChT – Umrichter mit SiC-basierter Leistungselektronik und doppelseitig gekühltem Leistungsmodul <i>Teilvorhaben: Spezifikation und Bewertung eines optimierten SiC-basierten Umrichter-Maschine-Systems für die Elektromobilität</i>
Laufzeit des Vorhabens	01.09.2018 – 30.09.2022
Autoren	Dr. Rüdiger Kusch, Kraun Bae, Holger Amecke, Dr. Julian Berlinecke, Christiane Plikat, Dr. Christian Schnüchel

Ergebnisse der Volkswagen AG aus dem Förderprojekt UmSiChT, Förderkennzeichen 16EMO0248K

Das Forschungsprojekt UmSiChT hat sich auf dem Gebiet der elektrischen Fahrzeugantriebe mit dem Einsatz von SiC Umrichtern, insbesondere der optimalen Schaltgeschwindigkeit und Flankensteilheit für SiC-Umrichter, mit SiC-geeigneten elektrischen Traktionsmaschinen mit auf 800V erhöhter Spannungslage sowie mit doppelseitig gekühlten SiC-Leistungsmodulen befasst. Darüber hinaus ist eines der wesentlichen Ziele die Integration des UmSiChT Umrichters mit der elektrischen Maschine vom Typ MEB zu bezeichnen (Ergebnis in Abbildung A).

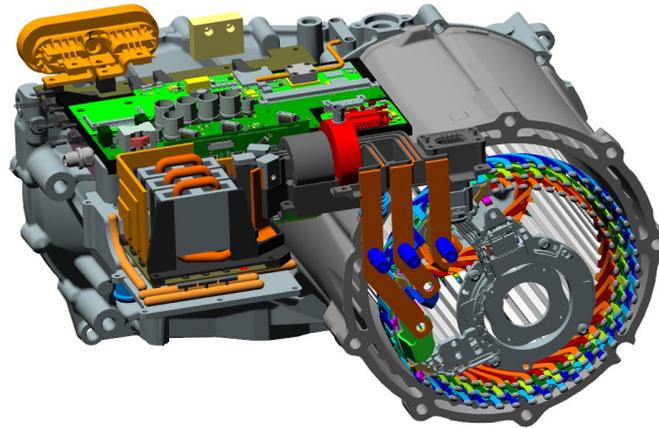


Abbildung A: UmSiChT integrierte Antriebseinheit

Ein zentrales Arbeitspaket in diesem Projekt war die Koordination der wesentlichen Teilarbeitspakete, wie z.B. Filterauslegung, Modulcharakterisierung, Ursachen der Lagerströme und Einfluss auf Wicklungsteilentladung, mit dem Ziel ein gesamtheitlich optimales System zu entwickeln (Abbildung B).

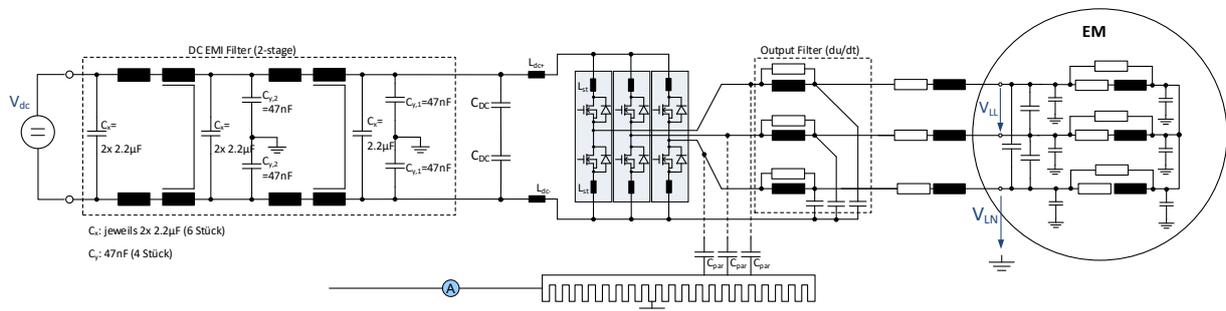


Abbildung B: Schematische Darstellung des Gesamtsystems

In der anfänglichen Spezifikation wird neben der Beschreibung des Gesamtsystems detailliert der SiC-Umrichter behandelt, allen Untergruppen voraus das Leistungsmodul. Das Leistungsmodul als Schlüsseltechnologie wird genauer über Kernmerkmale, detaillierte Kennwerte sowie die statischen, dynamischen und thermischen Eigenschaften spezifiziert. Beim Projektpartner Infineon sind die Module vermessen worden: dabei liegen nun die Daten für die Modulverluste in Abhängigkeit von Betriebsparametern wie Spannung, Strom und Temperatur vor. Mit Hilfe der Charakterisierungsdaten des Moduls, lässt sich somit im ersten Schritt die Verlustabhängigkeit von der Schaltflanke darstellen. Mit einer Steigerung der Schaltflanke von 10V/ns auf 20V/ns ist eine Verringerung der Schaltverluste um 38,9% und bei einer Steigerung der Schaltflanke von 20V/ns auf 30V/ns nochmal eine Verringerung der Schaltverluste um 27,9% möglich. Die Reduzierung der Schaltverluste konnte auch in einer WLTP Fahrzyklus-Simulation in einem Fahrzeugmodell gezeigt werden.

Die Moduleigenschaften stellen aber nur einen Teilaspekt bei der Bewertung der optimalen Schaltflanke dar. Eine Erhöhung der Schaltflanke hat Auswirkungen bei der E-Maschine auf die Isolation, gekennzeichnet durch früher einsetzenden Teilentladung, dadurch vorzeitige Alterung der Isolation

und zusätzliche Ausprägung von Lagerströmen. Diese Phänomene wurden auch mit Hilfe von speziellen prototypischen Aufbauten und Messverfahren untersucht.

Für die Vermessung der Teilentladungen (TE) und Lagerströmen, sowie der Wechselrichter Inbetriebnahme und Kennfeldvermessung des gesamten Antriebs wurden verschiedene E-Maschinen mit Variationen in der Isolation-Schichtdicke (PEEK mit 160µm, 140 µm und 120µm) und Anpassungen am Lagerschild zur Messung der zirkularen Lagerströme aufgebaut. Als Basis diente eine bestehende 400V Auslegung der MEB Maschine welche für den Einsatz mit einer SiC-Leistungselektronik mit einer 800V Zwischenkreisspannung ertüchtigt wurde.

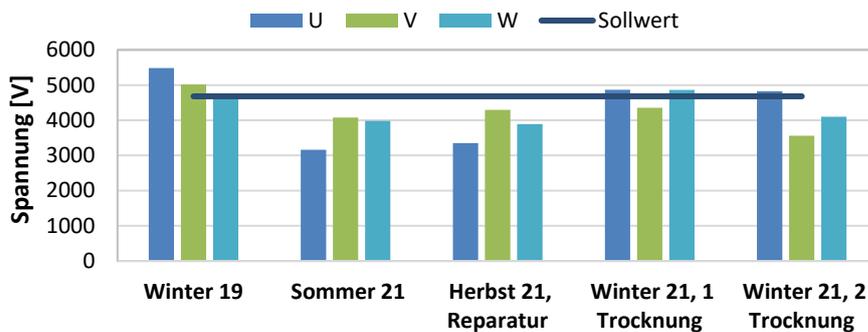


Abbildung C: Verlauf der TE-Einsatzspannung (EM1, ungeredet) nach versch. Behandlungsschritten

Mit dem Schritt zu höheren Zwischenkreisspannungen kommen Isolationsmaterialien an ihre Leistungsgrenzen. Selbst mit einer Isolationsdicke von 160µm wird der Sollwert der TE-Einsatzspannung nicht immer und vollständig erreicht (Abbildung C). Jeder Herstellungs- und Verarbeitungsschritt sollte somit in Zukunft immer besser durchleuchtet und verstanden sein.

Sehr umfangreich wurde die Thematik der doppelseitigen Modulkühlung behandelt. Für den Entwurf des gesamten Kühlkonzeptes bestanden Prämissen, dass erstens das Kühlmedium in unmittelbarem Kontakt mit der Oberfläche des Leistungsmoduls steht und zweitens sollen sogenannte Ribbons (Drahtbonds) auf der thermischen Kontaktfläche der Leistungsmodule angeordnet werden. Mit Hilfe von 3D-Simulationen der Strömung und des Wärmeübergangs wurden verschiedene Konzepte bewertet (Beispiel einer Anordnung in Abbildung D).

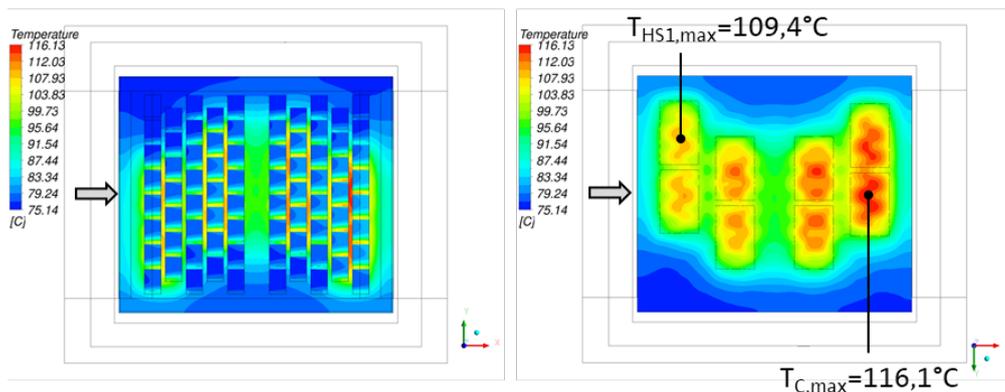


Abbildung D: Ergebnis einer thermischen Simulation für eine Modul-Reihenschaltung

Durch geometrische Anpassung der Ribbons und der Kühlkanalgeometrie konnte ein Kompromiss zwischen der maximierten Wärmeabfuhr und dem minimierten Druckverlust gefunden werden. Dies zeigt, dass es notwendig ist, die Gestaltung der Kühlstrukturen (Ribbons) auf die favorisierte Anordnung der Leistungsmodule (z.B. hydraulische Reihenschaltung) abzustimmen. So kann die maximal zulässige Verlustleistung im realen Betrieb zuverlässig abgeführt werden.



Bundesministerium
für Bildung
und Forschung

VDI | VDE | IT

Im Rahmen der nationalen Förderung – Zuverlässige, intelligente und effiziente Elektronik für die Elektromobilität (ZIEL-eMobil) – geförder-
tes Projekt

UmSiChT

Umrichter mit SiC-basierter Leistungselektronik
und doppelseitig gekühltem Leistungsmodul

Abschlussbericht

(Sachbericht Teil II: eingehende Darstellung)

Zuwendungsempfänger	Volkswagen AG
Förderkennzeichen	16EM00248K
Vorhabensbezeichnung	UmSiChT – Umrichter mit SiC-basierter Leistungselektronik und doppelseitig gekühltem Leistungsmodul <i>Teilvorhaben: Spezifikation und Bewertung eines optimierten SiC-basierten Umrichter-Maschine-Systems für die Elektromobilität</i>
Laufzeit des Vorhabens	01.09.2018 – 30.09.2022
Autoren	Dr. Rüdiger Kusch, Kraun Bae, Holger Amecke, Dr. Julian Berlinecke, Christiane Plikat, Dr. Christian Schnüchel

Inhaltsverzeichnis

1	Wissenschaftlich-technische Ergebnisse	4
1.1	Spezifikation und System.....	4
1.2	Koordination zur systemoptimalen Auslegung	5
1.3	Umrichter und PowerCore	5
1.3.1	Modulverluste und Modul-Datenbank	5
1.3.2	Kostenindikation Kühler	11
1.3.3	Leistungsdichte	12
1.3.4	Filter-System Betrachtungen und Varianten	13
1.3.5	Das du/dt Filter	15
1.3.6	AC Kerne (CMC – Common Mode Chokes).....	16
1.4	Modifizierte 800V E-Maschine (MEB BASE+)	17
1.4.1	Auslegungsberechnungen der E-Maschine (MEB BASE+).....	17
1.4.2	Fertigung der Varianten von E-Maschine (800V MEB BASE+).....	22
1.4.3	Versuchsplanung der 800V MEB BASE+ E-Maschinen	24
1.4.4	Messplanung	25
1.4.5	Modifikation der Lagerschilde	27
1.4.6	Inbetriebnahmeplanung	29
1.4.7	Variationen der Rotorkonstruktion zur Unterbindung von zirkularen Lagerströmen	31
1.4.8	Zusatztemperatursensorik E-Maschine (ohne Rotortelemetrie)	31
1.5	PDIV Problematik E-Maschinen.....	32
1.5.1	Allgemeine bekannte Fehlerquellen	32
1.5.2	Messung der Teilentladung	34
1.5.3	Impedanzmessungen	37
1.5.4	Isolationssystem der E-Maschine (MEB BASE+)	38
1.5.5	Spezifisch für das Projekt relevante Problematiken	40
1.5.6	Einordnung Einsatz von PEEK im UmSiChT Projekt.....	42
1.6	Zyklussimulation (WLTP).....	43
1.7	Simulationsmodelle CHT-Modell eines Kühlkanals	46
1.7.1	Zielsetzung	46
1.7.2	Kühlkonzepte: Bauformen des Kühlers	46
1.7.3	Prämissen und Spezifikation	47
1.7.4	Ergebnisse	47
1.7.5	Bauformen mit Geometrie A	51

1.7.6	Geometrische Varianten B, C und D	57
1.7.7	Bewertung der untersuchten Kühlkonzepte.....	62
2	Verwertbarkeit und Nutzen der Ergebnisse	63
3	Fortschritte auf dem Gebiet des Vorhabens bei anderen Stellen	64
4	Veröffentlichungen, Literatur	64
5	Patentanmeldungen	64
6	Verwendete Quellen.....	64

1 Wissenschaftlich-technische Ergebnisse

1.1 Spezifikation und System

Im Spezifikationsdokument wird neben nach der Beschreibung des Gesamtsystems detailliert der SiC-Umrichter behandelt, der in folgende Unterbaugruppen unterschieden wird: Modulexterne Sensorik, Zwischenkreiskondensator, Ansteuerung, Software und Regelung, Leistungsmodul. Das Leistungsmodul als Schlüsseltechnologie wird genauer über Kernmerkmale, detaillierte Kennwerte sowie die statischen, dynamischen und thermischen Eigenschaften spezifiziert. Ebenfalls über Kennwerte beschrieben ist die dazugehörige Treiberstufe, die Versorgung sowie typische Eigenschaften des Wechselrichtergerätes. Die Kenngrößen im Spezifikations-Dokument werden Projekt begleitend mit den Projektpartnern abgestimmt, untersucht und eingepflegt.

Ein Bestandteil im AP Spezifikation ist die Untersuchung und Wettbewerbsanalyse mit Beispielen ausgewählter Kühlkonzepte gewesen. Dies diente der Einordnung der Forschungsaktivitäten in den gesamtheitlichen Kontext heutiger umgesetzter Umrichtersysteme für die Elektromobilität. Die Prozentuale Verteilung der Merkmalsausprägungen im Rahmen der Wettbewerbsanalyse ist in Abbildung 1-1 gezeigt. Die Markierung (gelber Stern) zeigt dabei die Positionierung des Projektes UmSiChT.

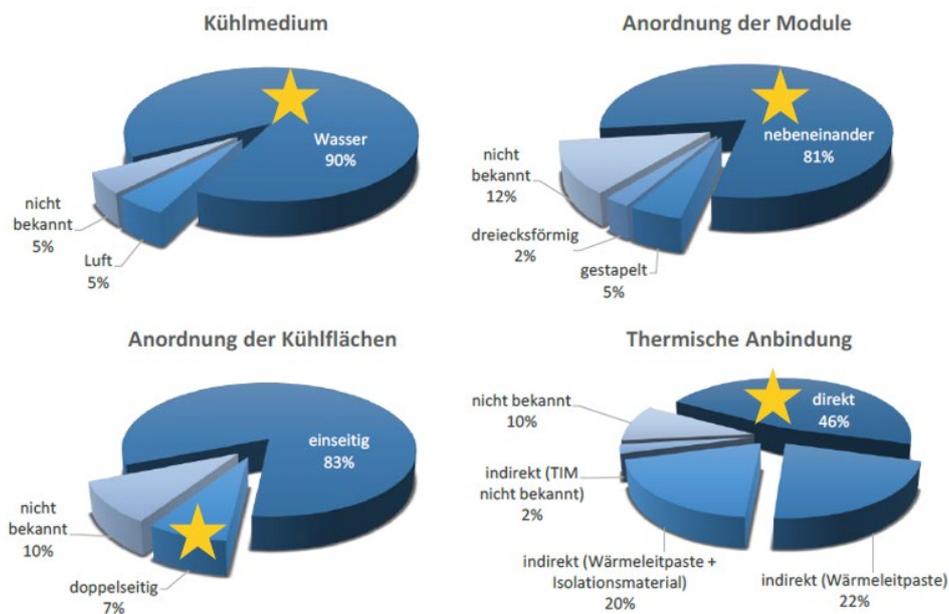


Abbildung 1-1: Prozentuale Verteilung der Merkmalsausprägungen (Wettbewerbsanalyse)

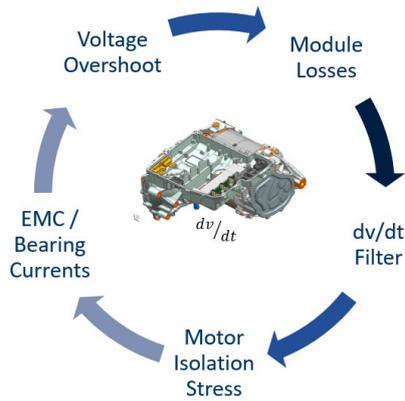


Abbildung 1-2: Abhängigkeiten bei Veränderung von Schaltflanken (dv/dt) und Schaltfrequenz

Technische Daten im Überblick

Leistung	150 kW
DC-Zwischenkreisspannung	500 ... 850 V
Phasenstrom (30s)	550 A _{rms}
Dauer-Phasenstrom	335 A _{rms}
Schaltfrequenz	8 ... 32 kHz
Max. elektrische Grundfrequenz	1066 Hz
Max. Kühlmitteltemperatur	75 °C

Tabelle 1.1 Systemspezifikation

1.2 Koordination zur systemoptimalen Auslegung

Ein zentrales Arbeitspaket ist die Koordination der Teilarbeitspakete, wie z.B. Filterauslegung, Modulcharakterisierung, Ursachen der Lagerströme und Einfluss auf Wicklungsteilentladung, mit dem Ziel ein gesamtheitlich optimales System zu entwickeln.

Im Rahmen des AP1 wurde für die Spezifikation des Systems ein Dokument erstellt, das die charakteristischen technischen Größen des gesamten Systems beschreiben. Einen Überblick des Systems und der System-Grobkennzahlen zeigt die Abbildung 1-3.

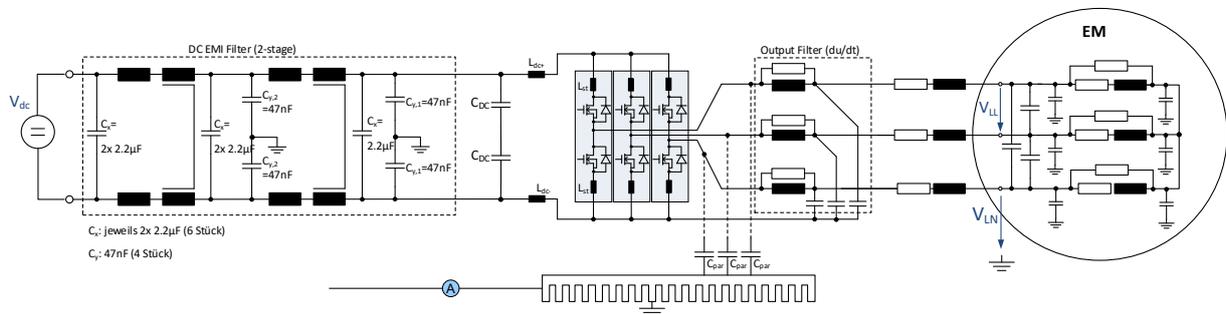


Abbildung 1-3: Gesamtsystemzeichnung

1.3 Umrichter und PowerCore

Im AP3 sind beim Projektpartner Infineon die Module vermessen worden. Dabei liegen nun die Daten vor für die Modulverluste, im Wesentlichen durch die Ein-/Ausschaltverluste sowie die Durchlassverluste, in Abhängigkeit von Betriebsparametern wie Spannung, Strom und Temperatur. Die gesamte vereinbarte Charakterisierungsmatrix ist in Abbildung 1-4 gezeigt.

1.3.1 Modulverluste und Modul-Datenbank

Mit Hilfe der Charakterisierungsdaten des Moduls, lässt sich somit im ersten Schritt die Verlustabhängigkeit von der Schaltflanke für verschiedene Arbeitspunkte im Fahrzeug darstellen. Basierend auf den von Infineon beigesteuerten Mess- und Extrapolationswerten von E_{on} und E_{off} sind die in Abbildung 1-5 gezeigten Darstellungen entstanden. Es ist zu sehen, dass bei den Schaltverlusten – betrachtet man

diese mal losgelöst – mit einer Steigerung der Schaltflanke von 10V/ns auf 20V/ns eine Verringerung der Schaltverluste um 38,9% und bei einer Steigerung der Schaltflanke von 20V/ns auf 30V/ns nochmal eine Verringerung der Schaltverluste um 27,9% möglich ist.

Für eine genaue Abschätzung der Verluste, bedingt durch verschiedene Verlustmechanismen, sind die folgenden Verlustdaten immer ein mehrdimensionales Ergebnis.

DYNAMIC	Unit	Nominal	Variation	Characterization
VDS	V	675	200..400..675 ... 800	EON, EOFF, EREC, di/dt, du/dt, =f(VDS)
ID (important (no/low load measurements))	A	400	0..10..20..30..40..50..100 .. 200.... 400 ...600..800	EON, EOFF, EREC, di/dt, du/dt, =f(ID)
RgON	Ohm	2.4	2.4...5.1 ... 10 ...15...20	EON, EOFF, EREC, di/dt, du/dt, =f(RgON)
RgOFF	Ohm	2.4	2.4...5.1 ... 10 ...15...20	EON, EOFF, EREC, di/dt, du/dt, =f(RgOFF)
Tj	°C	25	25 -125-150-175	EON, EOFF, EREC, di/dt, du/dt, =f(Tj)
VGS	V	15	14.. 15 ..16..17	EON, EOFF, EREC, di/dt, du/dt, =f(VGS)

Static	Unit	Nominal	Variation	Comment
ID	A	400	100..150..200..400	VDS , VSD =f(ID) – from FE Data, VGS=15V
ID	A	400	100.. 200.... 400 ...600..800	Vf = f(ID) – from FE Data, VGS=-5V
VGS	V	15	14..15..16..17	VDS , VSD =f(VGS) – from FE Data, VGS=15V
Tj	°C	25	25-125-150-175	VDS , VSD =f(Tj) – from FE Data, VGS=15V
Tj	V	n.a.	n.a.	Vbr = f(Tj) – from FE Data



Abbildung 1-4: Modul Charakterisierungsmatrix (Quelle: Infineon)

Im Folgenden sind die Ergebnisse dargestellt, die für das UmSiChT DSC G2 L8841 Modul unter den folgenden Randbedingungen zu sehen sind. Für weitere Temperaturen, Schaltfrequenzen, Totzeiten und Leistungsfaktoren wiederholt sich dann diese Ergebnistabelle (Abbildung 1-4).

A.) Verlusttabelle bei T=25°C

Prämissen für Verlustberechnungen	
Spannung (nom)	800 V
Strom (nom)	180 A _{rms}
Temperatur (MOSFET)	27 °C
Schaltfrequenz	8 kHz
cos φ	0.98
Elektrische Frequenz	8.5 Hz
Dead time losses: gleiche Vorwärts- und Rückwärtscharakteristik angenommen	
Temperaturrückwirkung im Modell berücksichtigt	

Verluste gesamter Umrichter			Schaltgeschwindigkeit [V/ns]					
Strom [A _{rms}]	Durchlassverluste	U _{DC}	10 V/ns		20 V/ns		30 V/ns	
			Schaltverluste	Gesamtverluste	Schaltverluste	Gesamtverluste	Schaltverluste	Gesamtverluste
20 A _{rms}	4 W	400 V	37	41	23	27	17	21
		600 V	25	29	37	41	27	31
		800 V	87	91	55	59	40	44
60 A _{rms}	33 W	400 V	98	131	62	95	45	78
		600 V	157	190	98	131	72	105
		800 V	230	263	144	177	105	138
90 A _{rms}	74 W	400 V	129	203	81	155	59	133
		600 V	206	280	129	203	94	168
		800 V	303	377	189	263	138	212
120 A _{rms}	132 W	400 V	161	293	101	233	73	205
		600 V	258	390	161	193	117	249
		800 V	379	511	237	369	172	304
180 A _{rms}	299 W	400 V	226	525	141	440	102	401
		600 V	363	662	225	524	163	462
		800 V	533	832	329	628	239	538
210 A _{rms}	401 W	400 V	258	659	160	561	116	517
		600 V	412	813	255	656	185	586
		800 V	607	1008	374	775	271	672

Tabelle 1.2 Umrichterverluste, strom-, spannungs- du/dt-abhängig bei 25°C

B.) Verlusttabelle bei T=175°C

Prämissen für Verlustberechnungen	
Spannung (nom)	800 V
Strom (nom)	180 A _{rms}
Temperatur (MOSFET)	175 °C
Schaltfrequenz	8 kHz
cos φ	0.98
Elektrische Frequenz	8.5 Hz
Dead time losses: gleiche Vorwärts- und Rückwärtscharakteristik angenommen	
Temperaturrückwirkung im Modell berücksichtigt	

Verluste gesamter Umrichter			Schaltgeschwindigkeit [V/ns]					
Strom [A _{rms}]	Durchlassverluste	U _{DC}	10 V/ns		20 V/ns		30 V/ns	
			Schaltverluste	Gesamtverluste	Schaltverluste	Gesamtverluste	Schaltverluste	Gesamtverluste
20 A _{rms}	7 W	400 V	37	44	24	31	17	24
		600 V						
		800 V	88	95	55	62	41	48
60 A _{rms}	60 W	400 V	98	158	62	122	46	106
		600 V						
		800 V	230	290	145	205	106	166
90 A _{rms}	135 W	400 V	128	263	80	215	59	119
		600 V						
		800 V	300	435	188	323	137	197
120 A _{rms}	242 W	400 V	159	401	100	342	73	315
		600 V						
		800 V	374	616	233	475	170	412
180 A _{rms}	553 W	400 V	224	777	139	692	102	655
		600 V						
		800 V	525	1078	326	879	237	790
210 A _{rms}	746 W	400 V	255	1001	159	905	116	862
		600 V						
		800 V	598	1344	371	1117	269	1015

Tabelle 1.3 Umrichterverluste, strom-, spannungs- du/dt-abhängig bei 175°C

Mit Hilfe der Charakterisierungsdaten des Moduls, lässt sich somit im ersten Schritt die Verlustabhängigkeit von der Schaltflanke für verschiedene Arbeitspunkte im Fahrzeug darstellen. Basierend auf den von Infineon beigesteuerten Mess- und Extrapolationswerten sind hier weitführende Betrachtungen in 2021 erfolgt. Es ist zu sehen, dass bei den Schaltverlusten – betrachtet man diese mal losgelöst – mit einer Steigerung der Schaltflanke von 10V/ns auf 20V/ns eine Verringerung der Schaltverluste um 38,9% und bei einer Steigerung der Schaltflanke von 20V/ns auf 30V/ns nochmal eine Verringerung

der Schaltverluste um 27,9% möglich ist. Diese Daten dienen als Grundlage für die in Abschnitt 1.6 dargestellten Zyklussimulationen.

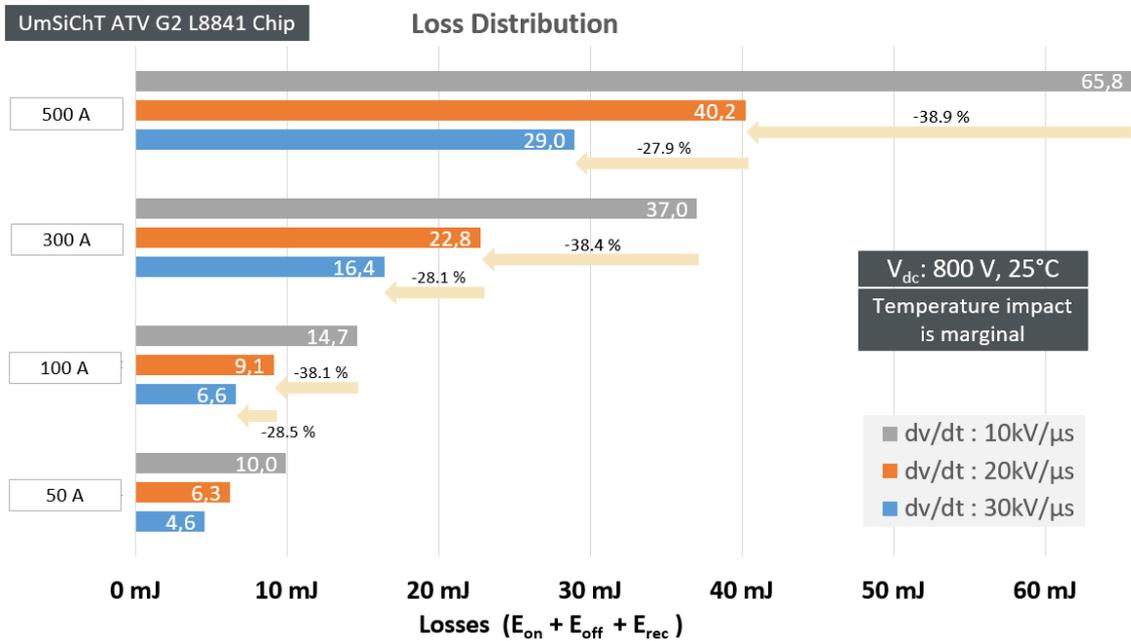


Abbildung 1-5: Verlustenergien für verschiedene Ströme und Schaltflanken (du/dt) bei 800V und 25°C

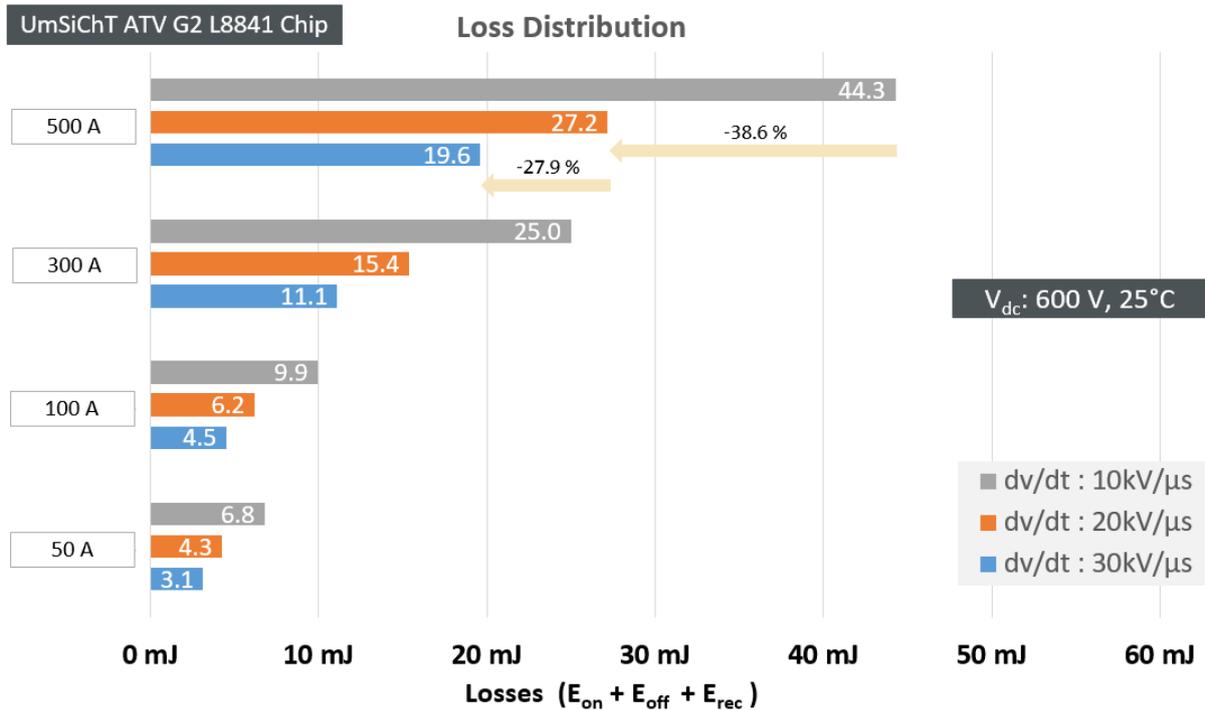


Abbildung 1-6: Verlustenergien für verschiedene Ströme und Schaltflanken (du/dt) bei 600V und 25°C

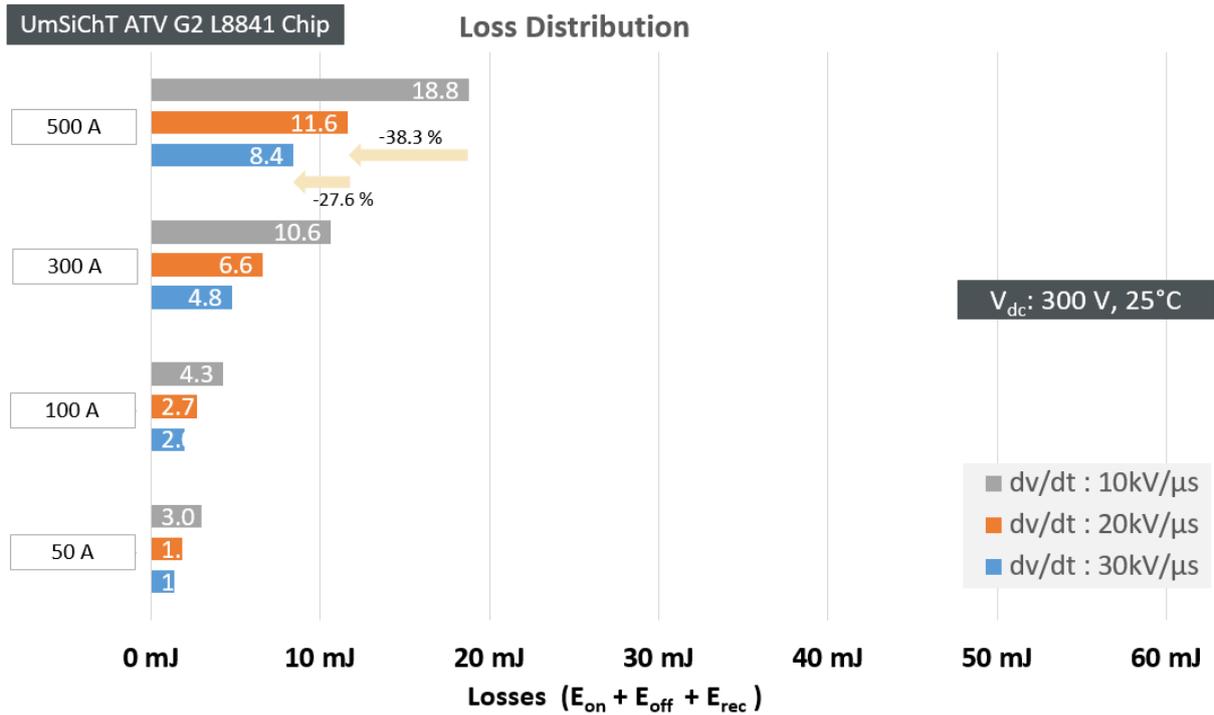


Abbildung 1-7: Verlustenergien für verschiedene Ströme und Schaltflanken (du/dt) bei 300V und 25°C

Die verfügbaren Moduldaten sind derart aufbereitet worden, dass man die Kernaussagen wie unten gezeigt, machen kann. Es sind hier eine Vielzahl von Fällen untersucht worden, ein Beispiel ist in Abbildung 1-8 gezeigt. Von einer umfassenden Darstellung ist hier abgesehen, exemplarisch ist Abbildung 1-8 gezeigt.

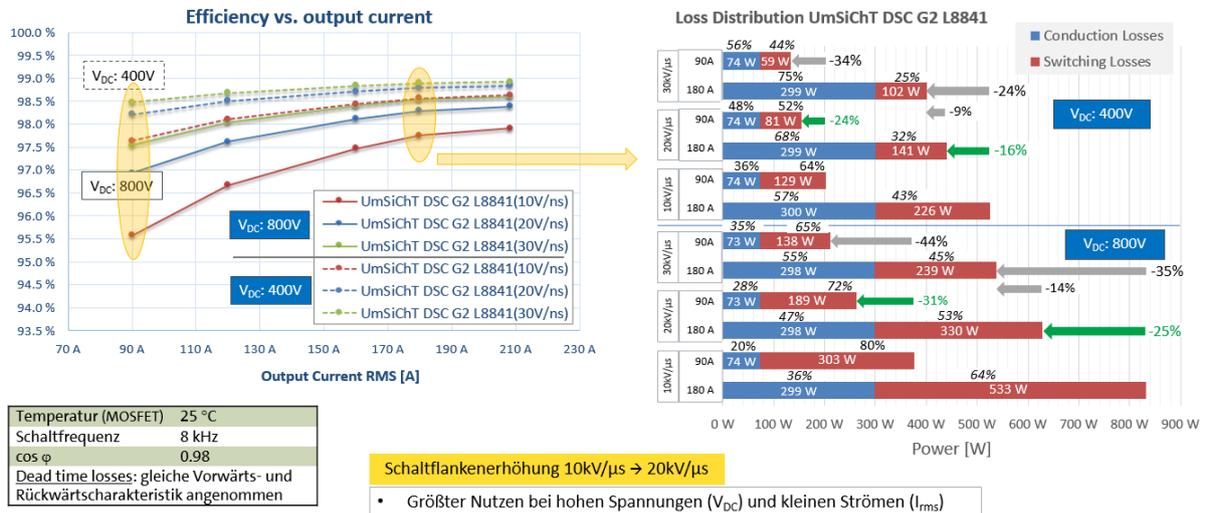


Abbildung 1-8: Verlustaufteilung bei verschiedenen Spannungen, Phasenströmen und Schaltflanken

Es können die folgenden Kernaussagen getroffen werden:

Schaltflankenerhöhung 10kV/µs à 20kV/µs

- Größter Nutzen bei hohen Spannungen (V_{DC}) und kleinen Strömen (I_{rms}): 30% geringere Gesamtverluste
- Bei hohen Spannungen (V_{DC}) und kleinen Strömen (I_{rms}) und erhöhter Schaltfrequenz (16kHz) Verbesserung noch höher: 34% geringere Gesamtverluste

- Mit zunehmenden Temperaturen schwindet die Verbesserung des Wirkungsgrads durch ein höheres du/dt

Schaltflankenerhöhung $10\text{kV}/\mu\text{s}$ à $30\text{kV}/\mu\text{s}$

- Größter Nutzen bei hohen Spannungen (V_{DC}) und kleinen Strömen (I_{rms}):
45% geringere Gesamtverluste
- Bei hohen Spannungen (V_{DC}) und kleinen Strömen (I_{rms}) und erhöhter Schaltfrequenz (16kHz)
Verbesserung noch höher: 49% geringere Gesamtverluste
- Mit zunehmenden Temperaturen schwindet die Verbesserung des Wirkungsgrads durch ein höheres du/dt

Nun stellen die Moduleigenschaften aber nur einen Teilaspekt dar bei der Bewertung der optimalen Schaltflanke. Eine Erhöhung der Schaltflanke hat Auswirkungen bei der E-Maschine auf die Isolation, gekennzeichnet durch früher einsetzenden Teilentladung und vorzeitigere Alterung der Isolation und die Ausprägung von Lagerströmen. Diese Phänomene sind leider nicht so einfach zu untersuchen und zu bewerten, da sie mit aufwändigen Aufbauten von E-Maschinen oder Statorprüflingen verbunden sind. Diese Arbeiten werden parallel in der Arbeitsgruppe E-Maschine durchgeführt. In Abschnitt 1.4.3 wird auf die verschiedenen Prüflinge der MEB-Maschinen eingegangen, die im Rahmen des Projektes umgesetzt wurden.

Um die weiteren Betrachtungen der optimalen Schaltflanke mit Bezug auf die Filterauslegung betreiben zu können, haben sich die Partner des Konsortiums daher entschlossen, die Filterauslegung unter bestimmten Annahmen voranzutreiben. Eine Anzahl von Varianten ist definiert worden, so dass diese wechselseitig in den finalen Umrichter eingesetzt werden können. So lassen sich die Untersuchungen zu den Filterverlusten und dem erforderlichen Filterbauvolumen fortführen und später mit den Ergebnissen der Fachgruppe E-Maschine zusammenführen.

1.3.2 Kostenindikation Kühler

Bei der Kostenbewertung wurde das im Projekt entwickelte Kühlkonzept mit der VW Kostenbewertungsabteilung besprochen und bewertet. Es wurde der Materialeinsatz und der Aufwand aufgrund der verschiedenen Arbeitsschritte bewertet. Mit Hilfe der VW Abteilung zur Kostenbewertung wurde diese Untersuchung angestellt. Die Kalkulationsprämissen waren hierbei, Standort Deutschland, ZSB als Eigenfertigung, Einzelteile als Zukauf bei einer jährlichen angenommenen Stückzahl vom derzeitigen MEB BASE+ Antrieb. Die Gussteile in der Eigenfertigung herzustellen wurde ebenfalls untersucht. In Abbildung 1-9 sind die Gusseinzerteile gezeigt mit den zwei verschiedenen Montagemöglichkeiten von Schweißen und Schrauben/Dichtung. Die Anteilige Aufteilung der Einzelkosten sind einmal in Abbildung 1-10 gezeigt.

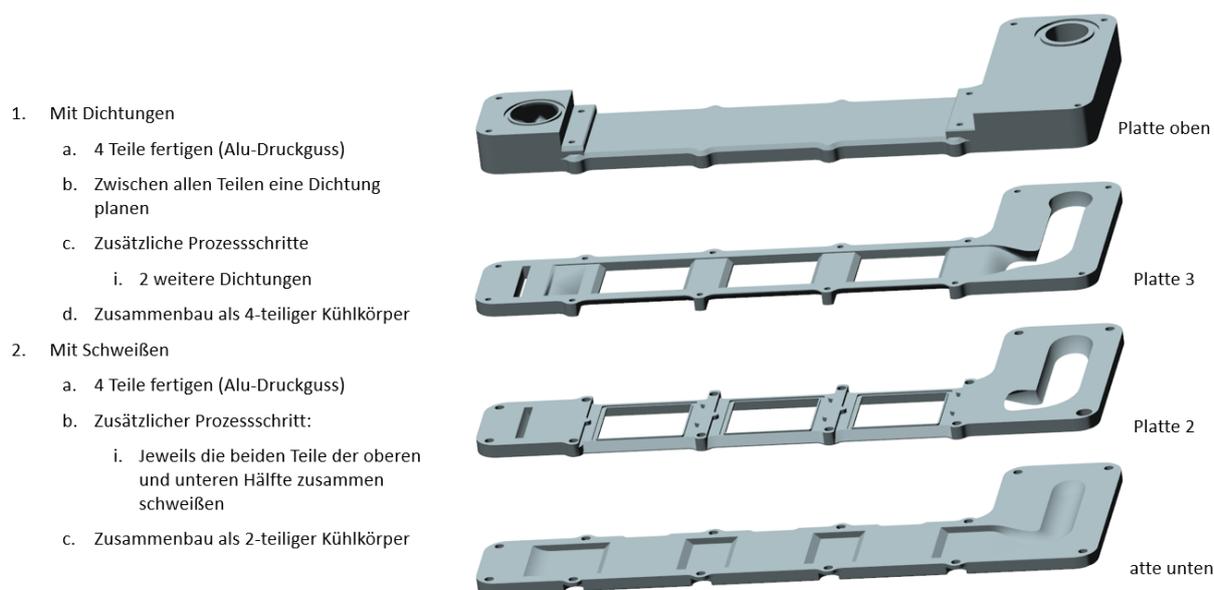


Abbildung 1-9: Explosionsdarstellung des Kühlkörpers für doppelseitige Module

Kostenindikation Kühler

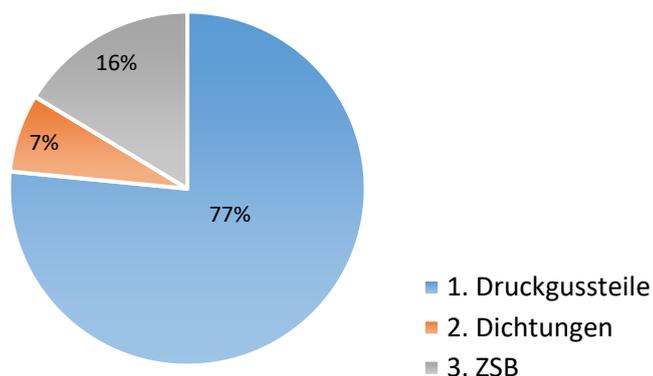


Abbildung 1-10: Kostenindikator Kühler, Aufteilung auf Einzelkomponenten

1.3.3 Leistungsdichte

Der gesamte Umrichter mit den einzelnen Subkomponenten, wie PowerCore, DC-Eingangsfiler, AC Common Mode Choke, und du/dt Ausgangsfiler und sind in 2021 abschließend ausgestaltet worden. Die elektrische und thermische Anbindung der einzelnen Subgruppen ist entworfen und aufgebaut worden. Um eine bessere Aussage bezüglich der positiven wie negativen Faktoren bei der Leistungsdichte machen zu können haben wir uns in diesem Projekt entschieden die Leistungsdichte (kW/l) aufzugliedern in (s. Abbildung 1-11):

- 1. Power Core - gate driver, capacitor, cooling**
- 2. Power Converter - [1] ... + Bus bars, controls, sensing**
- 3. Full Converter - [1] + [2] ... + EMI Filter, AC Filter**

		Power Core gate driver, capacitor, cooling	Power Converter ... + Bus bars, controls, sensing	Full Converter ... + EMI Filter, AC Filter
155 A _{rms} 300 A _{rms,pk}	65 kW _{cont} 178 kW _{pk,800V}	61 kW/l 168 kW/l	28 kW/l 77 kW/l	9 kW/l 24 kW/l
Increased Module Power: 195 kW_{pk,800V}		184 kW/l	85 kW/l	27 kW/l

Note: A_{rms,pk}: 10s (per phase)

Abbildung 1-11: UmSiChT Leistungsdichten

Somit lässt dich ganz gut ermitteln, in welchen Subkomponenten noch Verbesserungspotential steckt. In Abbildung 1-12 ist der gesamte PowerCore mit AC-Schienen gezeigt.

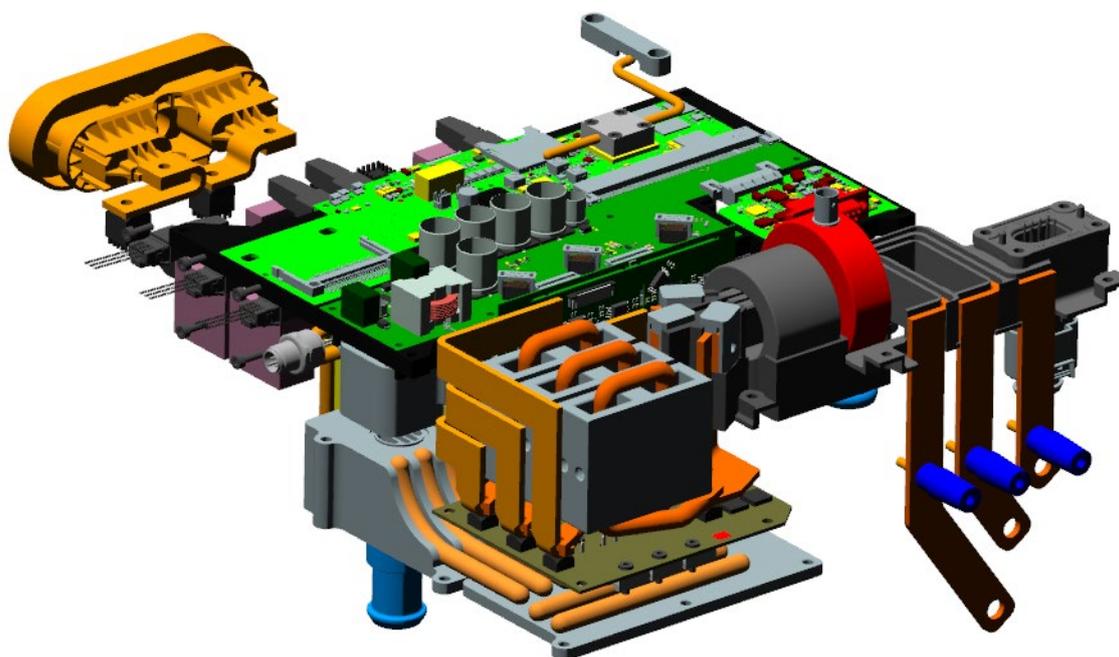


Abbildung 1-12: UmSiChT PowerCore mit AC-Schienen (Quelle CAD-Zeichnung: OWL)

1.3.4 Filter-System Betrachtungen und Varianten

Pareto-Plot der Filterauslegungen

Für die Pareto-Darstellung der verschiedenen Designs mit den Variationsgrößen Schaltflanke (du/dt), Schaltfrequenz (f_{sw}), Nennstrom (I_N) und unter Einhaltung der Norm CISPR25/5 ergeben sich die in Tabelle 1.4 dargestellten Variationen. Aus der oben beschriebenen Ungewissheit zu den Anforderungen der E-Maschine ist hier vorerst für ein du/dt an den Motorklemmen von 10V/ns und 20V/ns ausgegangen worden.

Anforderungen	CISPR 25 – 5, Phasenstrom	
Variationsparameter	dv/dt:	10, 20, 25, 30kV/μs @EM: 10 und 20kV/μs
	Schaltfrequenz:	8, 16, 24, 32 kHz
	AC-Strom:	10A, 50A, 90A, 130A, 180A , 300A [... 600A]
	DC-Strom:	10A, 50A, 100A, 150A, 200A

	Spannung: ZK-Kapazität:	800V [400V] Iterativ (Start: 150µF@16kHz)
Topologien und Varianten	Topologien: Induktivitäten:	2-, 3-stufig DC Eingangsfiler, du/dt-Filter Luft-, wassergekühlt
Output / Bewertungskriterium	Verluste [W], Bauvolumen [l], Ripple-Strom/Spannung	

Tabelle 1.4: Parametervariationen für Paretodarstellung

In Abbildung 1-13 sind alle berechneten Designs, die von Projektpartner Universität Hannover vorge-nommen wurden, gezeigt. Der besseren Lesbarkeit sind nur einige Auslegungen beschriftet worden und es wurde sich auf Frequenzen von 8kHz und 16kHz beschränkt.

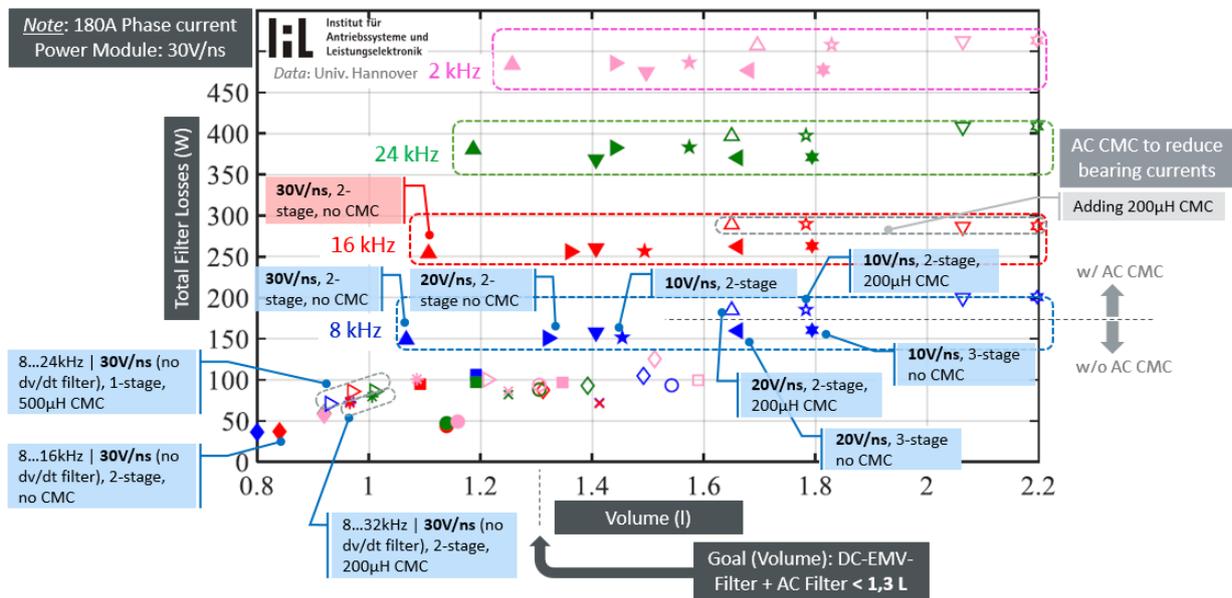


Abbildung 1-13: Filterauslegungen (Daten der Uni Hannover / IAL)

Aus dieser Darstellung ist gut zu erkennen, dass das Hinzufügen eines AC CM Kerns signifikant Volumen beansprucht (siehe z.B. ★ vs. ☆), die Verluste aber nur geringfügig steigen. Dies ist bei einer system-optimalen Bewertung von Leistungsdichte/Bauraum gegenüber Effizienz/Reichweite zu berücksichtigen. Im Hinblick auf geeignet identifizierte Bauräume in einen Anbaumrichter lassen sich auch noch Möglichkeiten finden den volumenintensiven AC Kern zwischen Umrichter und Maschine unterzubringen.

Aus den Gesamtziel für die Leistungsdichte des Umrichters von gesetzten 35kW/l ist zurückgerechnet worden, welches maximales Volumen für die Filter zur Verfügung steht. Hier ist ein Wert von 1,3l Filtervolumen ermittelt worden. Wie in Abbildung 1-13 ebenfalls zu erkennen ist, wird das rückwärts bestimmte Ziel der Filter Leistungsdichte, nur für wenige Auslegungen erreichbar sein. Diese Auslegungen resultieren alle mit einer erhöhten Schaltflankensteilheit von >20V/ns an den Motorklemmen.

Ein zentrales Arbeitspaket, welches bei Volkswagen lag, ist die Koordination der Teilarbeitspakete, wie z.B. Filterauslegung, Modulcharakterisierung, Ursachen der Lagerströme und Einfluss auf Wicklungs-teilentladung, mit dem Ziel ein gesamtheitlich optimales System zu entwickeln.

1.3.5 Das du/dt Filter

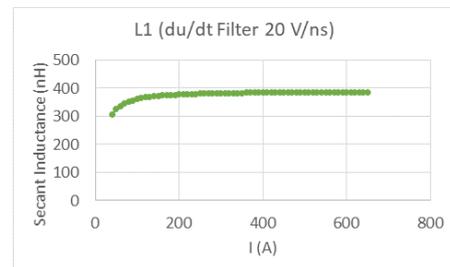
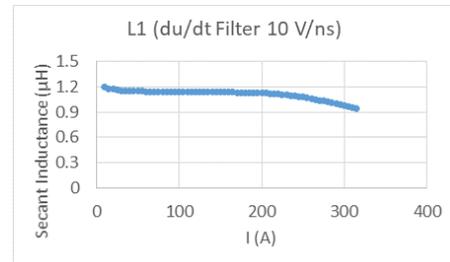
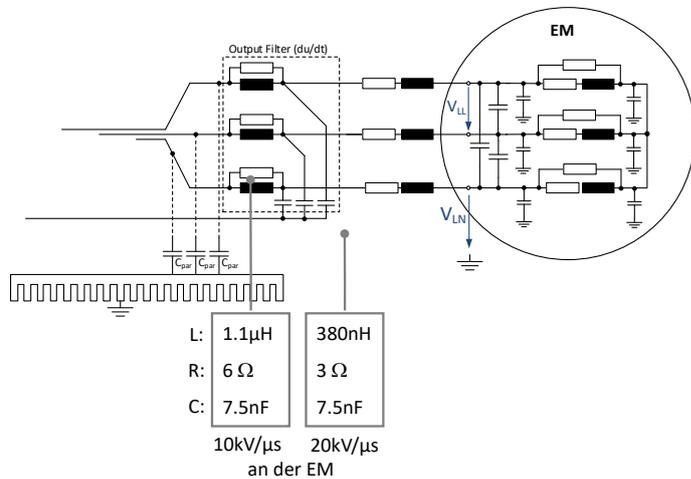


Abbildung 1-14: du/dt Filter

Note: 180A Phasenstrom

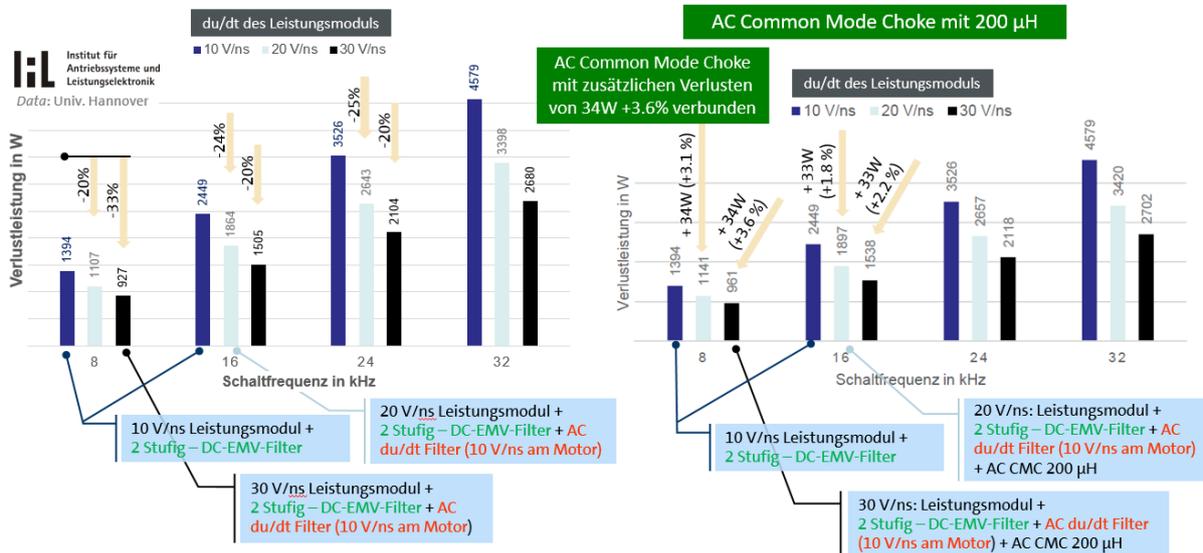


Abbildung 1-15: Gesamtverluste der Leistungsmodule und Filter bei motorseitigen 10kV/ μ s

Note: 180A Phasenstrom

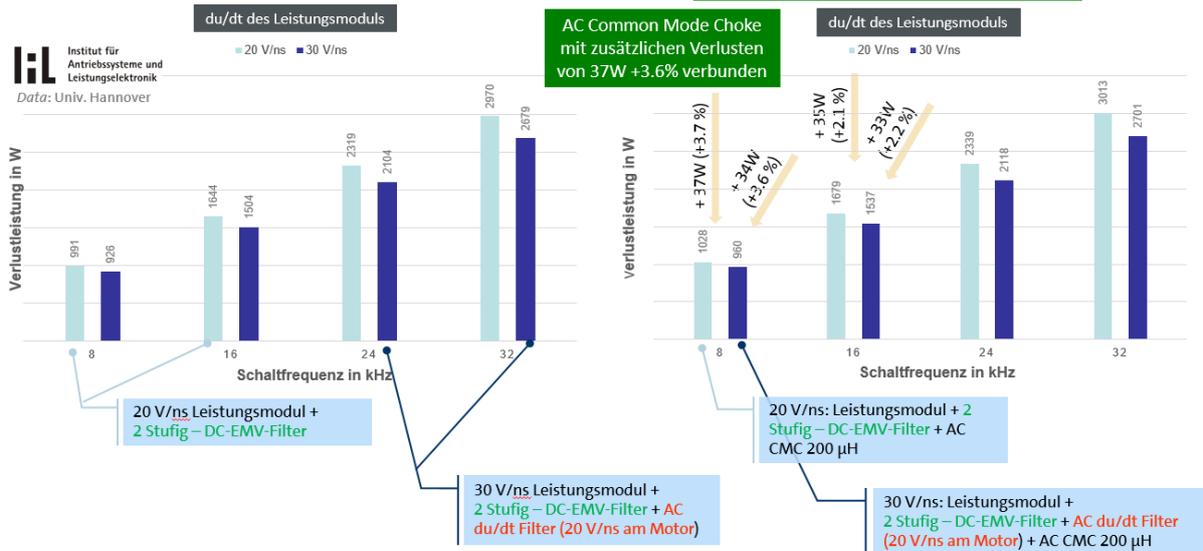


Abbildung 1-16: Gesamtverluste der Leistungsmodule und Filter bei motorseitigen 20kV/µs

1.3.6 AC Kerne (CMC – Common Mode Chokes)

In Zusammenarbeit mit der Firma Vacuumschmelze GmbH & Co. KG (VAC) – Grüner Weg 37 63450 Hanau, Germany – wurde geeignete Design untersucht. Es wurden für die Versuche in diesem Projekt 2 Varianten hergestellt.

Das Design 3 und Design 4 (s. Abbildung 1-17) wurde für diese Anwendung als das geeignet identifiziert und gefertigt.



VACUUMSCHMELZE overview: Uni Hannover (UmSiChT)

Description	comment	Load current (I _{rated})	T _s [°C]	T _{op} [°C]	R _{th} [K/W]	P _{cu} [W]	Design	at operational temperature (convection)												L _{leak} [µH]	C _w [pF]	I _{Common-Mode,max} (~70% L(L _{cm} =0)) [A]				I _{sat,max} (balance L _w for → max. load current) [A]	Ø _{wire} [mm]	core			
								Z [Ω]			L [µH]			DC	100kHz	1000kHz	to (+500kHz)	no of cores	type			material	m _{core} [g]								
								10kHz	100kHz	1000kHz	10kHz	100kHz	1000kHz																		
Design 1	Toroidal core (VP550HF lowest µ)	180	75	126	4.58	11.1	vertical	1.87	17.5	62.1	52.6	29.7	26.3	5.99	8.94	0.1	2	4.2	4.8	10	8.91	2500	1x4.5	1	new	VP550H P	137				
Design 2	Toroidal core (VP712HF)	180	75	126	4.58	11.1	vertical	1.16	10.9	37.8	31.3	18.5	16.4	3.9	5.51	0.1	2	7	7.9	15	1.4	2600	1x4.5	1	new	VP712HF	142				
Design 3	Toroidal core (VP250F, highest µ) ->µ to be checked	180	75	126	4.58	11.1	vertical	0.579	5.67	39.7	28.7	9.21	8.97	5.01	6.78	0.094	2	14	14	23	18.8	2700	1x4.5	1	new	VP250F	145				
Design 4	Toroidal core (VP250F normal µ)	180	75	126	4.58	11.1	vertical	0.387	3.81	31.1	20.9	6.16	6.05	4.31	5.21	0.091	2	21	21	30	24.5	2800	1x4.5	1	new	VP250F	145				
Design 5	Oval core (VP550HF lowest µ) -> lower performance above 100kHz with more weight because of bad Afe/Lfe-ratton	180	75	101	3.09	8.36	vertical	0.508	4.76	16.8	14.2	8.08	7.15	1.64	2.43	0.077	1	8.8	10	22	18.8	1800	1x4.5	1	new	VP550H P	165				

Abbildung 1-17: CM Kern-Varianten und Ergebnisse - Designvorschläge

Auslegung für:

- 10, 20, 30 kV/µs
- Welche Peak CM-Ströme resultieren für die Ziel EM?
- Welche optimale Permeabilität ergibt sich damit für das Kernmaterial? Ausweisen für die drei Varianten, vermutlich aber nur eine Custom-Made CMC der VAC zu bekommen → Dann Kompromiss für ein du/dt
- Welche Ziel-Induktivität soll erzielt werden (Nach Definition von EM bzgl. zulässigen CM Strom)?

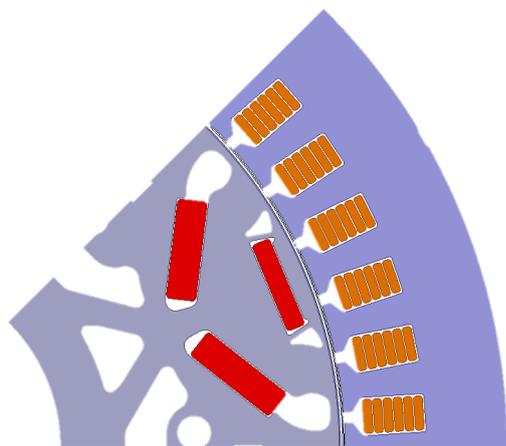
→ Länge des Kerns skalieren um Induktivität zu erreichen.

1.4 Modifizierte 800V E-Maschine (MEB BASE+)

1.4.1 Auslegungsberechnungen der E-Maschine (MEB BASE+)

Als Basis wurde eine bestehende Maschine für den Einsatz mit einer SiC-Leistungselektronik mit einer 800V Zwischenkreisspannung ertüchtigt. Die verfügbare Maschine ist für eine Spannungslage von 400V ausgelegt und besitzt die nachfolgend aufgeführten Kenngrößen.

Die Serien EM MEB Base + für 400V besitzt folgende Kenngrößen, bei gezeigtem Blechschnitt:



T_{max}	310 Nm
P_{max} (60 – 120s)	178 kW
n_{max}	16000 min ⁻¹
n_{CPSR}	4000 min ⁻¹
T_{cont}	170 Nm
P_{cont}	70 kW
$I_{max,fms}$	600 A
$I_{cont,rms}$	335 A
$V_{nom,rms}$	220 V
$R_{winding}$	3.3 mW @20°C
D_{stator}	220 mm
D_{rotor}	161 mm
l_{fe}	170 mm

Tabelle 1.5: Kenngrößen 400V E-Maschine

Die für 800V angepasste Maschine hat folgende berechnete Kennwerte:

Kenngröße	Wert
M_{max}	310 Nm
P_{max}	178 kW
n_{max}	16000 1/min
n_{eck}	4000 1/min
M_{dauer}	145 Nm
P_{dauer}	60 kW
$I_{max,eff}$	300 A
$I_{dauer,eff}$	290 A
$U_{Zwischenkreis}$	800 V
R_{Strang}	15.2 mOhm @20°C
D_{Stator}	220 mm
D_{Rotor}	161 mm
l_{fe}	170 mm

Tabelle 1.6: Kenngrößen 800V E-Maschine

Damit ergeben sich die in Abbildung 1-18 zusammengefassten Modifikationen für die 800V E-Maschine, ausgehend von der 400V Variante.

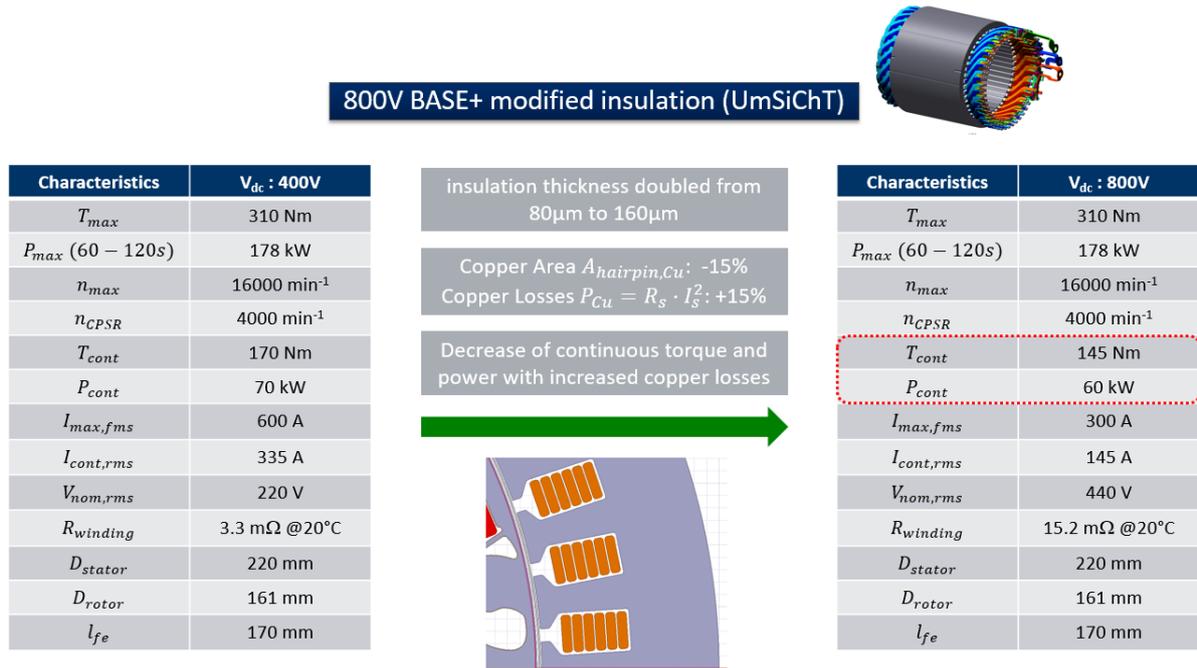


Abbildung 1-18 Übersicht Modifikationen der MEB E-Maschine mit 160μm Isolierung

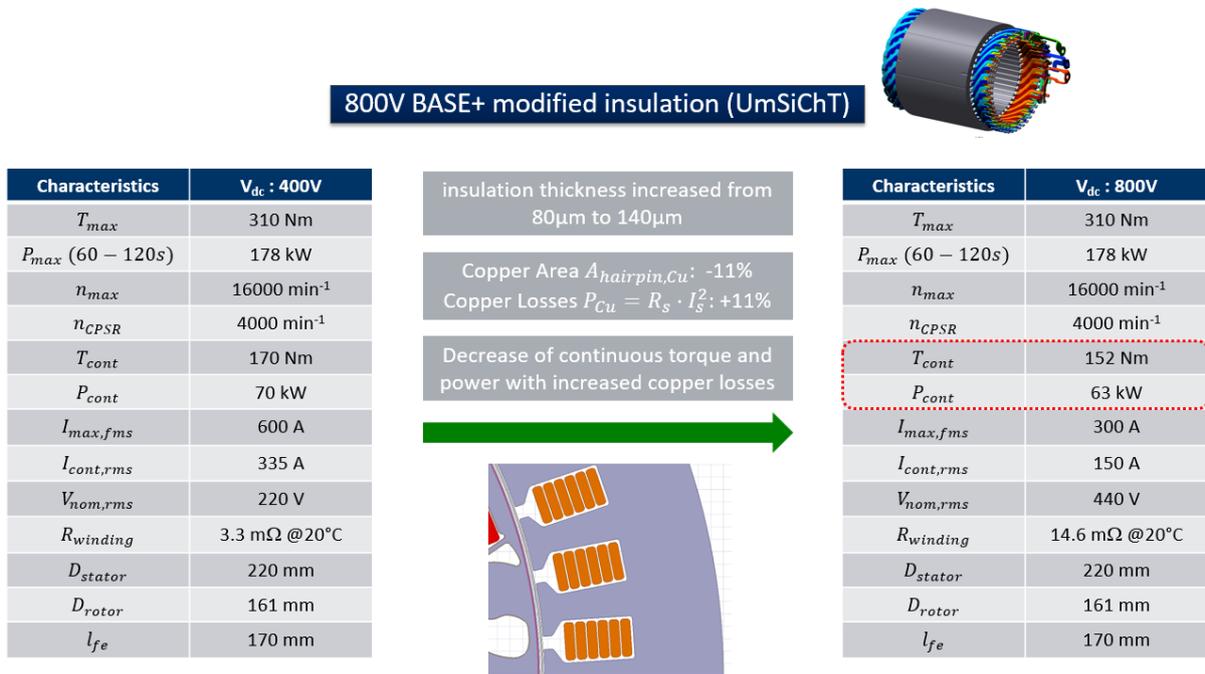


Abbildung 1-19 Übersicht Modifikationen der MEB E-Maschine mit 140μm Isolierung

Für die 800V E-Maschine erfolgt nun die bereits in Kapitel 1.5.4 beschriebene Auswahl der Drahtlackdicke. Damit ergeben sich direkte Auswirkungen auf die Kennwerte der E-Maschinen.

Diese unterschiedlichen Drahtlackdicken gehen in die Berechnungen ein. Die Drehzahl-Drehmoment-Diagramme der einzelnen E-Maschinen-Varianten sind im Folgenden jeweils für motorischen und generatorischen Betrieb abgebildet. Berechnet wurden die Verläufe von Maximal- und Dauermoment sowie Maximal- und Dauerleistung.

In Abbildung 1-20 erkennt man die Drehzahl-Drehmoment-Kennlinie der 160µm Variante im motorischen Betrieb.

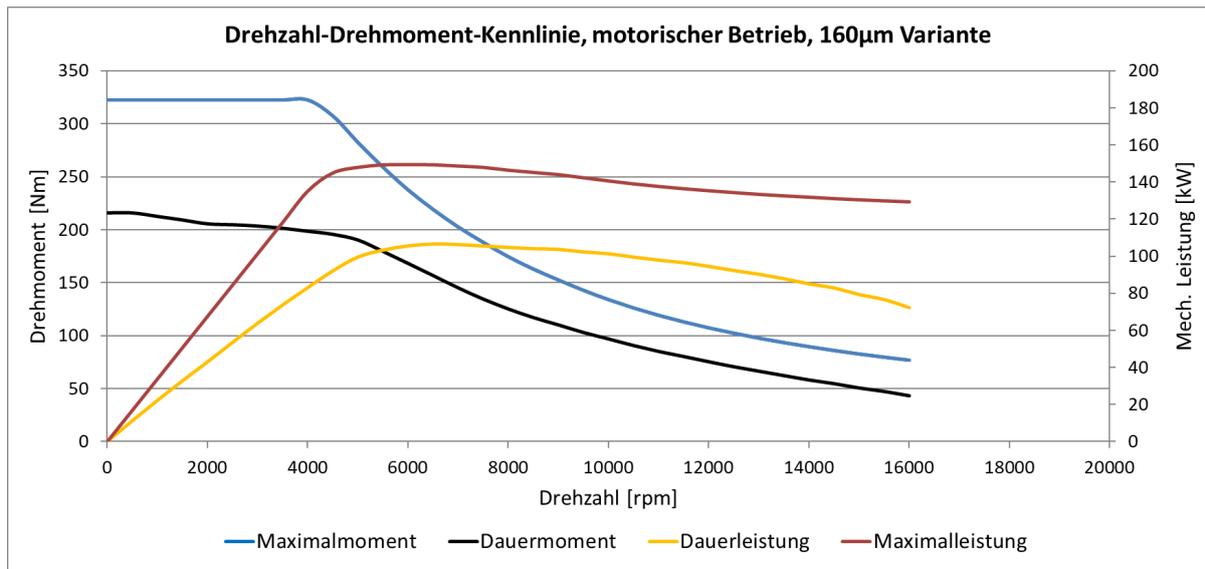


Abbildung 1-20 Drehzahl-Drehmoment-Kennlinie der E-Maschine mit 160µm Drahtlackisolation, Berechnung für motorischen Betrieb

Gefolgt von der Drehzahl-Drehmoment-Kennlinie derselben Drahtlackdicke im generatorischen Betrieb (Abbildung 1-21).

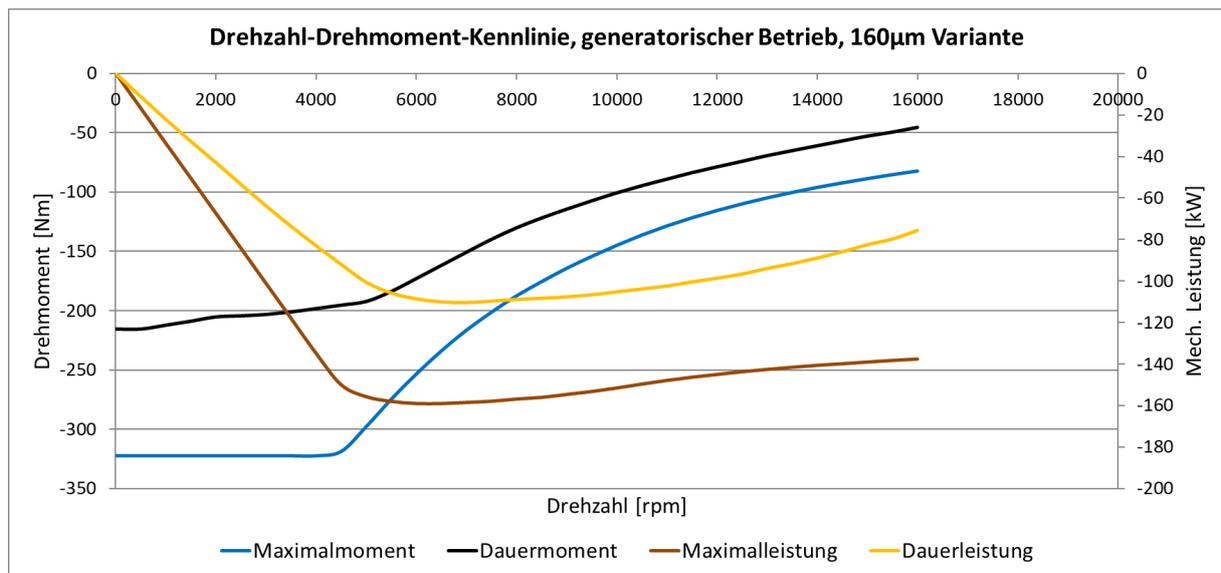


Abbildung 1-21 Drehzahl-Drehmoment-Kennlinie der E-Maschine mit 160µm Drahtlackisolation, Berechnung für generatorischen Betrieb

Nun die Maschinenberechnung für eine Drahtlackdicke von 140µm, zuerst im motorischen Betrieb dargestellt (Abbildung 1-22).

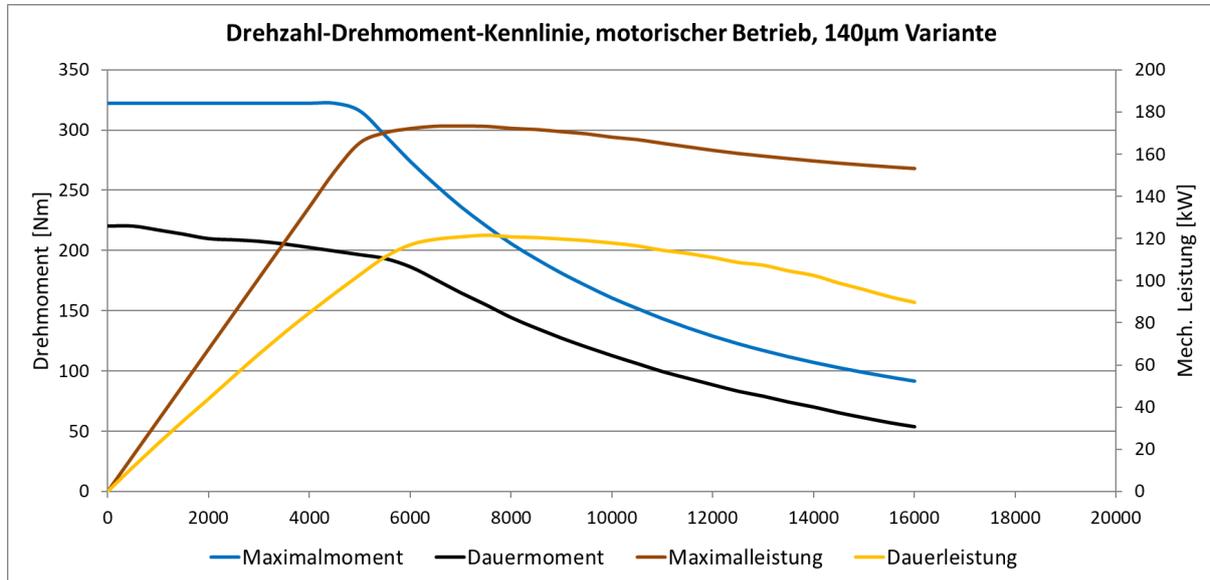


Abbildung 1-22 Drehzahl-Drehmoment-Kennlinie der E-Maschine mit 140µm Drahtlackisolation, Berechnung für motorischen Betrieb

Des Weiteren wurde der generatorische Betrieb berechnet (Abbildung 1-23)

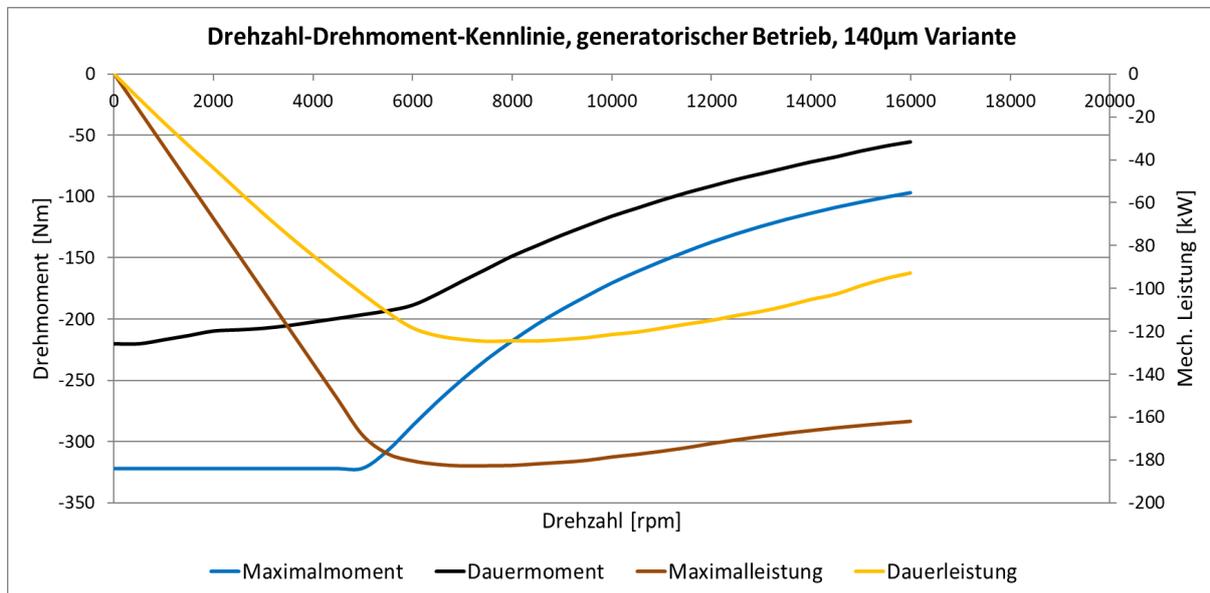


Abbildung 1-23 Drehzahl-Drehmoment-Kennlinie der E-Maschine mit 140µm Drahtlackisolation, Berechnung für generatorischen Betrieb

Eine reduzierte Drahtlackdicke ist in unserem Fall gleichbedeutend mit einer erhöhten Kupferquerschnittsfläche. Dadurch ergibt sich ein geringerer ohmscher Widerstand des Leiters, was zu verringerten Stromwärmeverlusten führt. Diese Tatsache findet sich in den abgebildeten Kurvenverläufen wieder. Es zeigt sich eine Verbesserung der Leistungswerte, sowohl bzgl. Dauer- als auch Maximalwerten. Schließlich wird außerdem eine Variante mit 120µm Drahtlackdicke zum Vergleich betrachtet (Abbildung 1-24 und Abbildung 1-25).

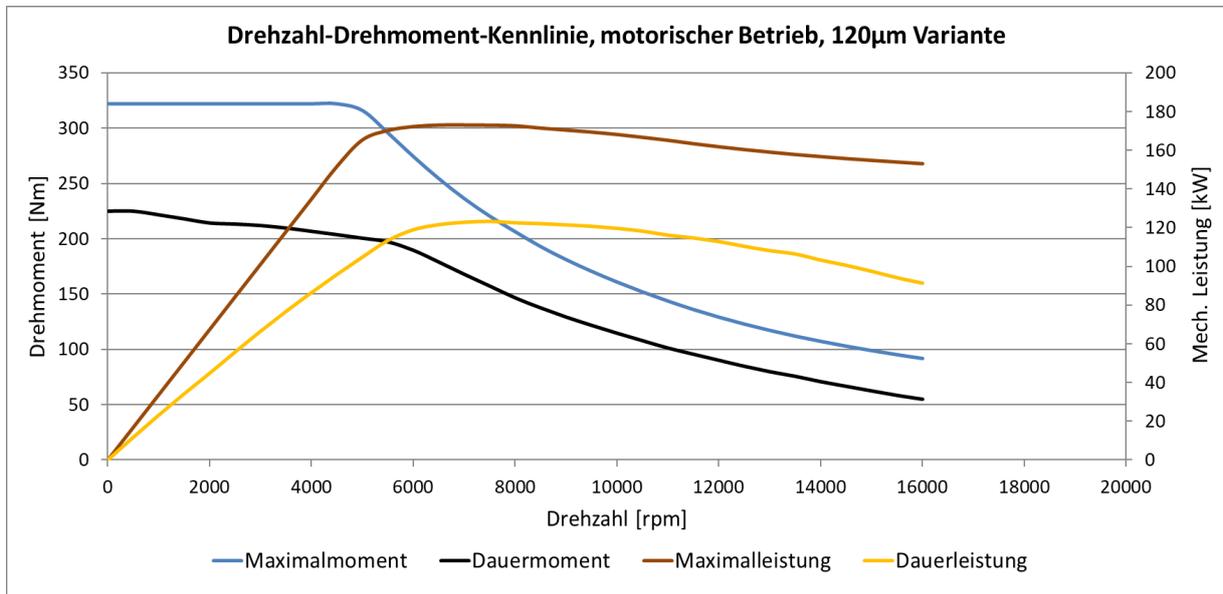


Abbildung 1-24 Drehzahl-Drehmoment-Kennlinie der E-Maschine mit 120µm Drahtlackisolation, Berechnung für motorischen Betrieb

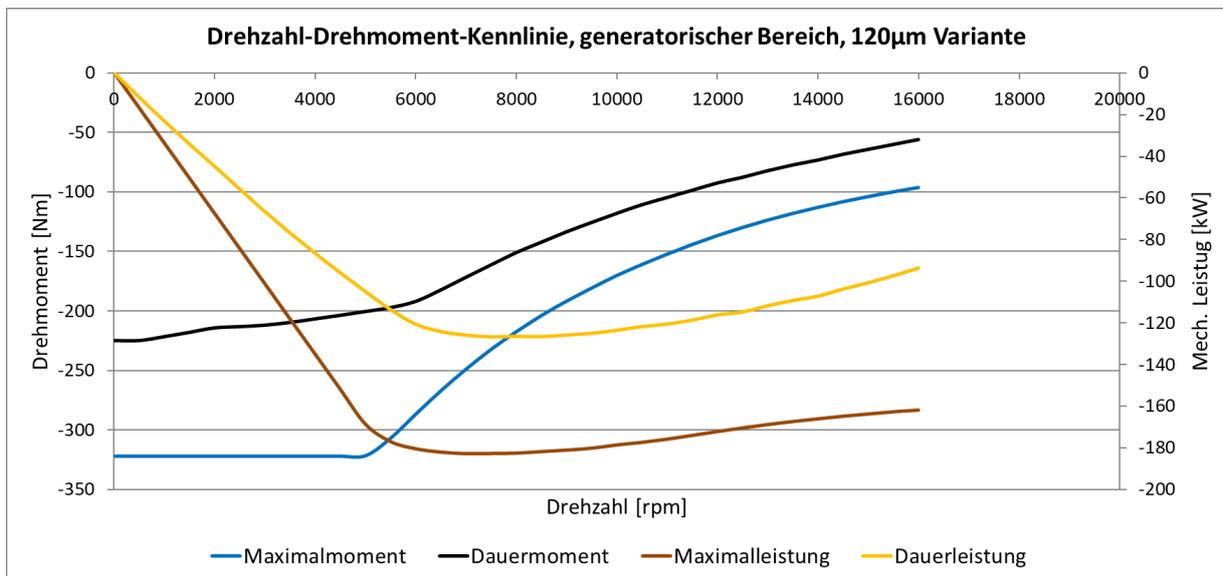


Abbildung 1-25 Drehzahl-Drehmoment-Kennlinie der E-Maschine mit 120µm Drahtlackisolation, Berechnung für generatorischen Betrieb

Untersucht wird dadurch, inwieweit eine weitere Reduzierung der Drahtlackdicke Vorteile hinsichtlich der Leistungswerte bringen kann.

1.4.2 Fertigung der Varianten von E-Maschine (800V MEB BASE+)

Im Laufe des Projekts durch den engen Kontakt zur Serienfertigung von Volkswagen haben sich weiterführende Abwandlungen der E-Maschine ergeben und werden diskutiert, da diese nicht ursprünglicher Inhalt des Forschungsprojektes gewesen waren. Dies ist jedoch als ein gutes Beispiel zu sehen, wie die Verwertbarkeit über das Forschungsprojekt hinaus gegeben ist. Die innerhalb des Konsortiums und auch innerhalb des Volkswagen Konzerns diskutierten Modifikationen fallen in die 3. Säule in Abbildung 1-26.

800V BASE+ double insulation	800V BASE+ modified insulation	800V BASE+ modified insulation	400V BASE+ (mass production EM)
<ul style="list-style-type: none"> • 160µm PEEK insulation • Winding configuration 800V • 3 Machines 	<ul style="list-style-type: none"> • 140µm PEEK insulation • Winding configuration 800V • 2 Machines 	<ul style="list-style-type: none"> • 120µm PEEK insulation • Winding configuration 400V • 1 Machine (planned) 	<ul style="list-style-type: none"> • 80µm [xx] insulation • Winding configuration 400V

Abbildung 1-26: E-Maschinen Varianten (VW MEB)

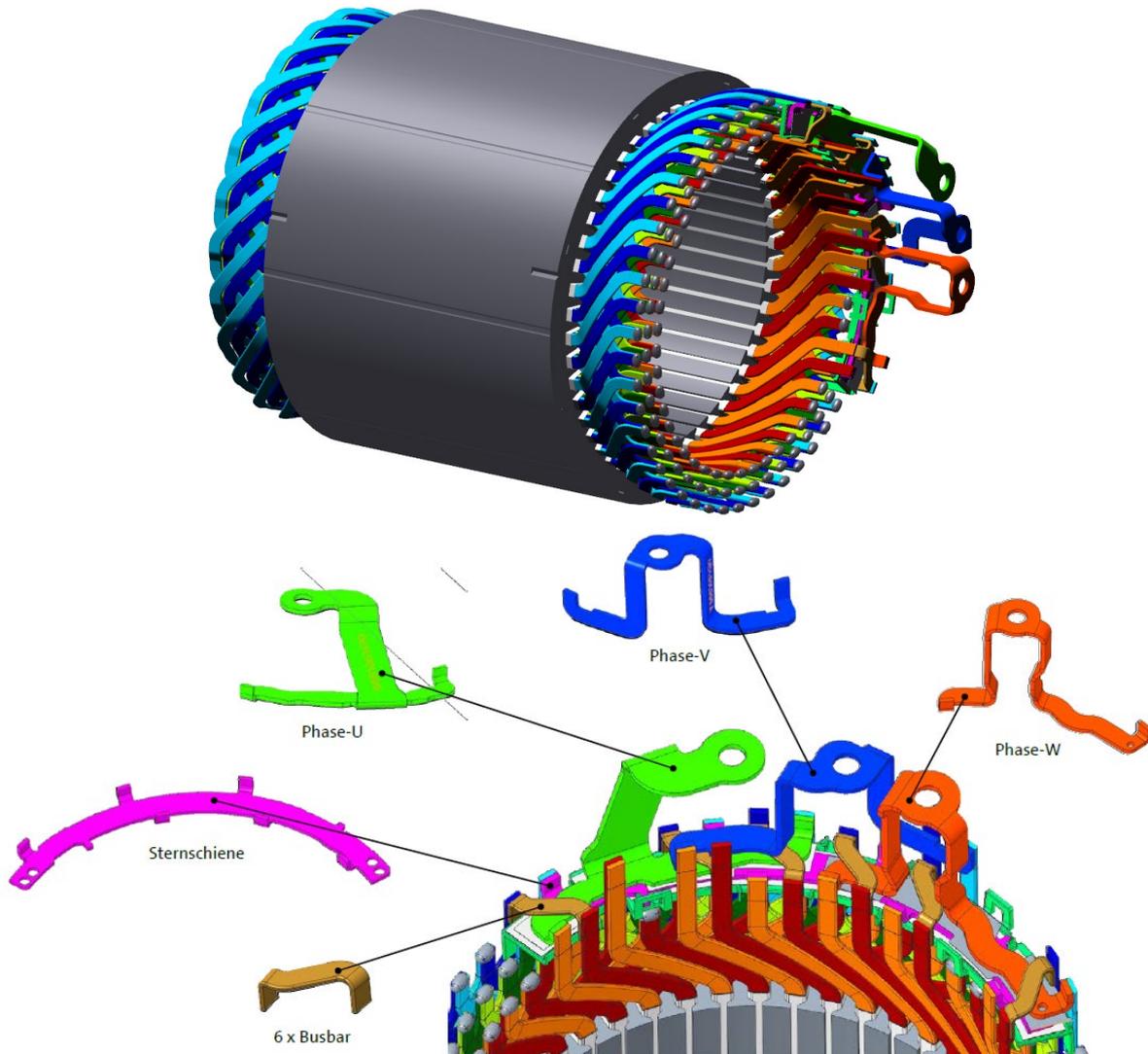


Abbildung 1-27: Modifikation der Wickelkopfverschaltung

Ein wesentliches Ziel war die Integration des UmSiChT Umrichters mit der MEB elektrischen Maschine. Es wurden verschiedene E-Maschinen aufgebaut mit Variationen in der Schichtdicke und Anpassungen am Lagerschild zur Messung der zirkularen Lagerströme (Abbildung 1-31).

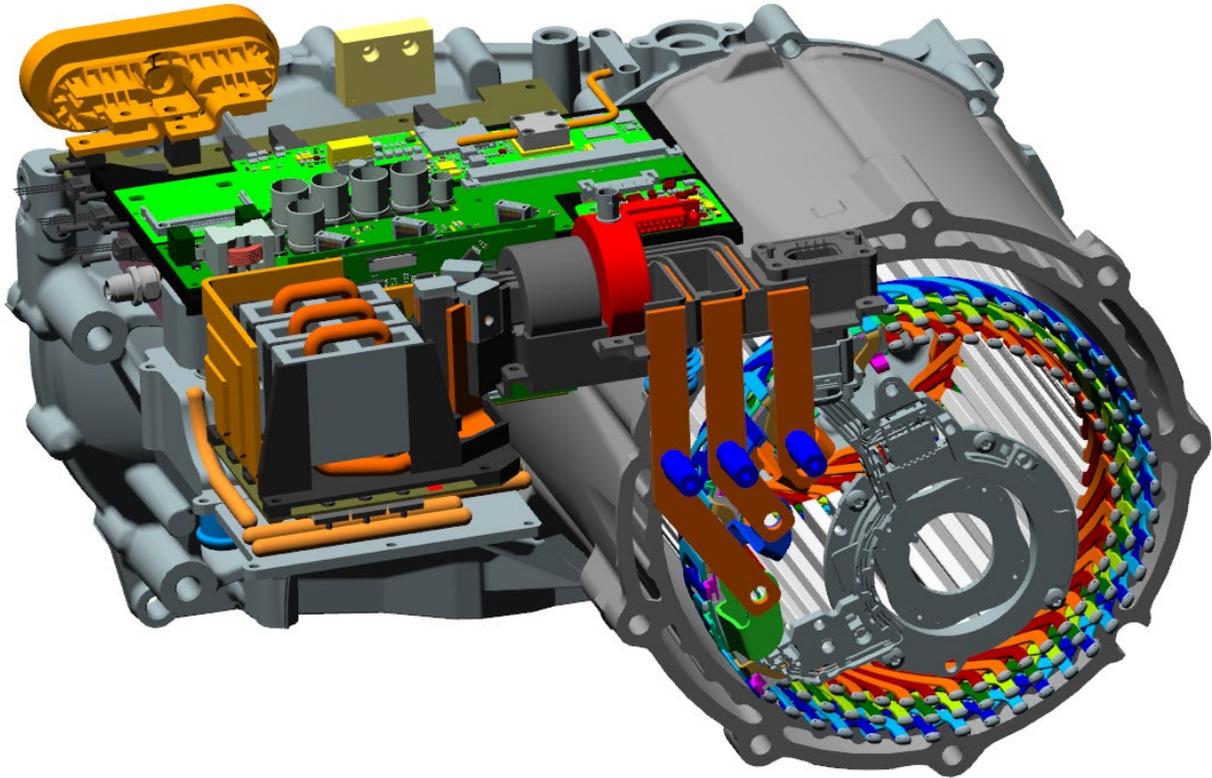


Abbildung 1-28: Umrichter und E-Maschine

Zuvor wurde intensiv die Vorgehensweise zur Schichtdickenbestimmung über Einflussfaktoren bei der Auslegung von E-Antrieben untersucht. Welche ist die angemessene Schichtdicke über DC-Zwischenkreisspannung. Ein typischer Entwurf ist in Abbildung 1-29 und Abbildung 1-30 gezeigt. Dabei fließen Faktoren wie das angestrebte du/dt , der Overshoot Faktor und Sicherheitsfaktoren für Temperaturhübe und Alterung mit in die Berechnung ein.

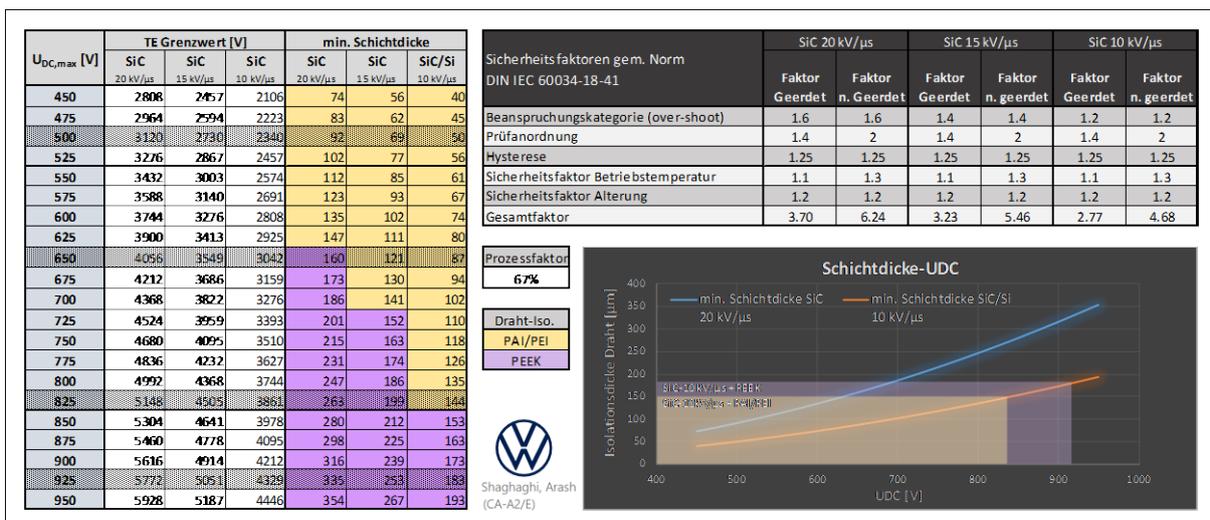


Abbildung 1-29: Auslegung E-Antriebe – Schichtdickenbestimmung über Einflussfaktoren (I)

In der Abbildung 1-29 und Abbildung 1-30 ist exemplarisch gezeigt, wie ein im System veränderter Overshoot Faktor Einfluss hat auf die Schichtdicke, die Verwendung des Drahts (PEEK oder PAI) und der damit einhergehenden Spannungsfestigkeit. Unter wirtschaftlichen Gesichtspunkten wäre der Einsatz des kostengünstigeren PAI Drahtes vorzuziehen. In den in den noch ausstehenden Messungen am Prüfstand ist daher der Punkt Overshoot Faktor zu bewerten.

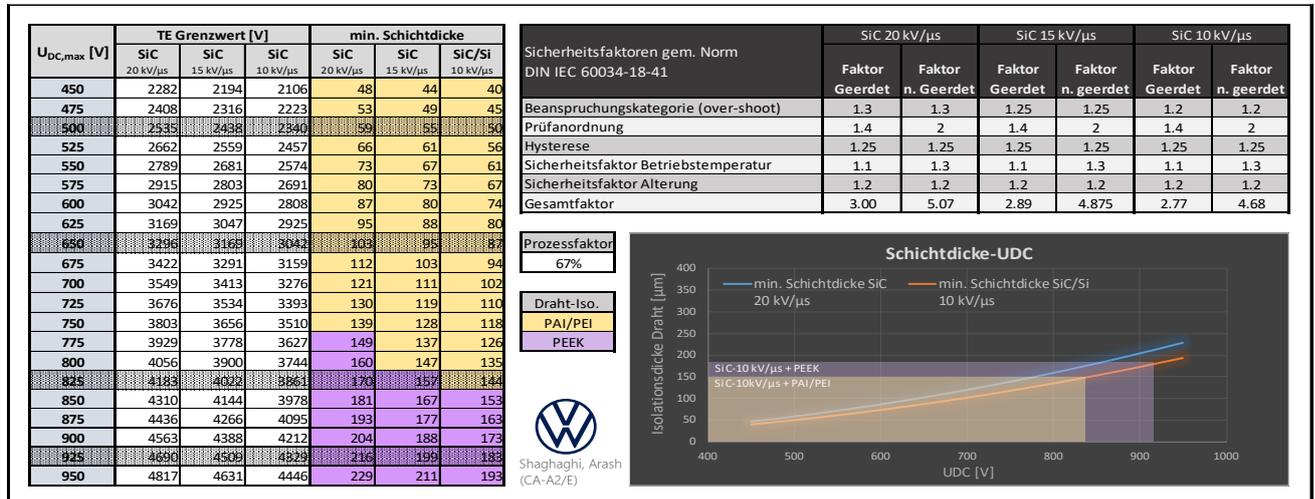


Abbildung 1-30: Auslegung E-Antriebe – Schichtdickenbestimmung über Einflussfaktoren (II)

800V BASE+ modified insulation (UmSiChT)

	BASE+ Maschine	Isolation	Lagerschild	
	EM 1 - 14560	160μm PEEK	Serie	
	EM 2 - 14561	160μm PEEK	A/B modifiziert	Lagerstrommessung, Wellenspannungsmessung AEGIS Ring am B-Lagerschild
	EM 3 -	140μm PEEK	Serie	

Abbildung 1-31: E-Maschinen Varianten (VW MEB)

1.4.3 Versuchsplanung der 800V MEB BASE+ E-Maschinen

Bei den bei Volkswagen geplanten Versuchen unterscheiden wir zwischen zwei Ausgestaltungen. Einerseits die typischen Leistungsmessungen im gesamten Arbeitsbereich des Antriebs, um für Konstantfahrten aber auch für den WLTP Zyklus die Kennfelder aufzunehmen. Dabei werden Leistungsmessgeräte eingesetzt und mittels Belastungsmaschine über die Prüfstandssteuerung ein beliebiger Lastpunkt eingestellt. Die Vitalparameter der Maschine werden dabei automatisiert beobachtet. Diese Vorbereitungen des Prüfstands sind in 2020 angefangen worden. Andererseits und den Leistungsversuchen vorgeschaltet sind von Juli 2021 bis Q2/2022 am VW Prüfstand unterschiedliche forschungsbegleitende

Untersuchungen geplant und sind vorbereitet worden. Dies ist die Untersuchung der Teilentladungseigenschaften der neuen Maschinen mit den im Projekt entstehenden Umrichters mit verschiedenen Schaltflanken (du/dt). Zwei E-Maschinen sind darüber hinaus derart präpariert, dass zirkulare Lagerströme gemessen werden können. Die durchgeführten Modifikationen der Lagerschilde ist in Abschnitt 1.4.5 beschrieben, die Vorbereitung der Messungen zusammen mit dem Partner der Universität Hannover sind abgeschlossen worden. Eine vorläufige Planung der letztgenannten Umfänge ist in Abbildung 1-32 gezeigt.

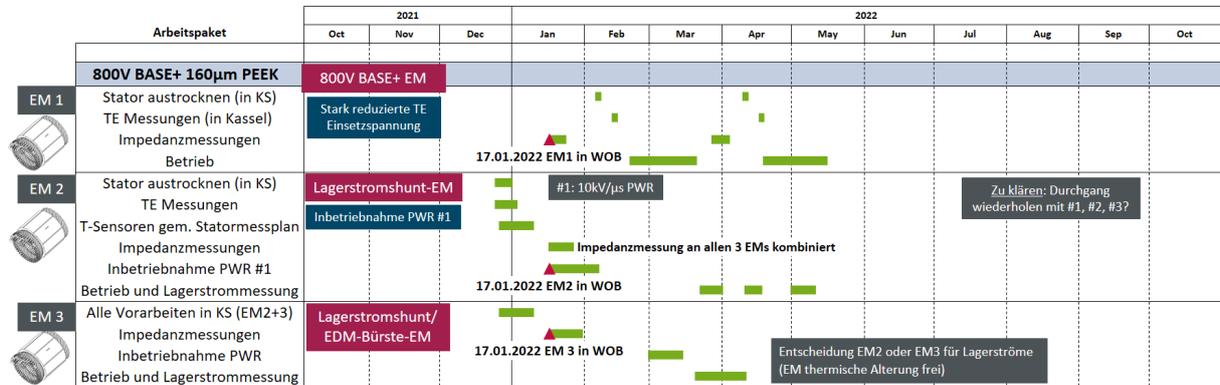


Abbildung 1-32: Angepasster Zeitplan der TE-/Lagerstromuntersuchungen

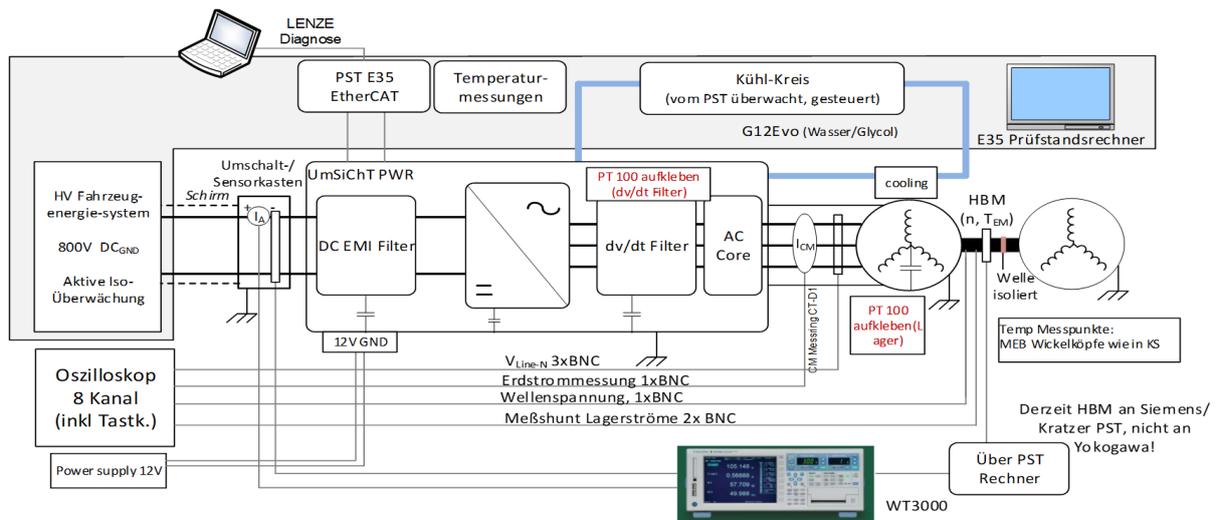


Abbildung 1-33: Detaillierter Messaufbau am VW Prüfstand

1.4.4 Messplanung

Die Versuche am VW Prüfstand sind in die folgenden Abschnitte und Teilbereiche ausgeplant:

- Impedanzmessungen
- Wechselrichter Inbetriebnahme
- Kennfeldvermessung des gesamten Antriebs
- Lagerstrommessungen
- TE Messungen (Werk Kassel)

In einer Grobübersicht (Abbildung 1-34) sind die folgenden Schritte geplant.

		Maschine	PWR	Art / Umfang	Messgeräte / Material
1	Impedanzverlauf	EM1, 2 & 3		• Aufnahme Betrag-/Phasenverlauf Maschinenimpedanz	IAL bringt Scope, evtl. Omicron SFRA
2	Systeminbetriebnahme	EM2	#1 10kV/μs	• Am PST mit Lastmaschine, niedrige Drehzahl, kein Moment, Stellung über Lenze-Koffer Maske • Temperaturmessung validieren • Drehzahlüberprüfung (Abschaltsschwellen prüfen)	Scope, PST, LENZE Diagnoseinterface, Power Analyzer
3	Validierung der Regelung	EM2	#1 10kV/μs	• Anfahren von niedrigen Drehzahlen und Drehmomenten, Überprüfung durch LENZE Diagnoseinterface • Gesamter Drehzahlbereich	Scope, PST, LENZE Diagnoseinterface, Power Analyzer
4		EM2	#1 10kV/μs	•	
5		EM2	#1 10kV/μs		
6	Messung Lagerströme & CM Ströme	EM2	#1 10kV/μs	• Kalibrierung, Shuntmessung, LN-Spannungsmessung, Wellenspannung, Erdstrommessung	8 Kanal Scope
7		EM2	#2 20kV/μs		
8	Lastprofile Kennfeldvermessung	EM2	#2 20kV/μs	• Leistungsmessung DC-Eingang, Ausgang Welle • Kennfeldvermessung (tbd: Punkte n-M)	Yokogawa Power Analyzer
93					

Abbildung 1-34: Messplanung

Die frühzeitig aufgestellte Inbetriebnahmeplanung mit möglichst weitreichenden Tests bei den Partnern des Konsortiums hat sich als sehr sinnvoll herausgestellt. Somit konnten Verzögerungen bei dem Umrichter-, E-Maschinen- und Messplatinaufbau abgefangen werden. Die Erstinbetriebnahme erfolgte mit Betrieb des Motors im Spannungsstell- sowie Feldschwächbereich bei verschiedenen DC-Spannungen

- Drehzahlbereich +/- 11.000 rpm
- Drehmomentbereich bis zu 220 Nm (ca. 110% des Motornennmoments)
- Ständerströme bis $I = 210$ A effektiv bzw. ~ 300 A Amplitude
- Verhalten unter Last bei $400 V_{DC}$ bis $600 V_{DC}$
- Mechanische Leistungen bis zu 90 kW motorisch
- Messung / Überwachung der Temperatur der SiC-Module sowie des Motors
- Ausmessen sowie Implementierung der MTPA-Kennlinie für einen effizienzoptimalen Betrieb des Motors (s. Abbildung 1-35)
- Prüfung der Sicherheitsfunktionen (Stromüberwachung, DC-Spannungsüberwachung, Drehzahlüberwachung)
- Identifikation des Motors hinsichtlich Ersatzschaltbilddaten sowie (Teil-) Optimierung der Stromregler / Stromregleradaption

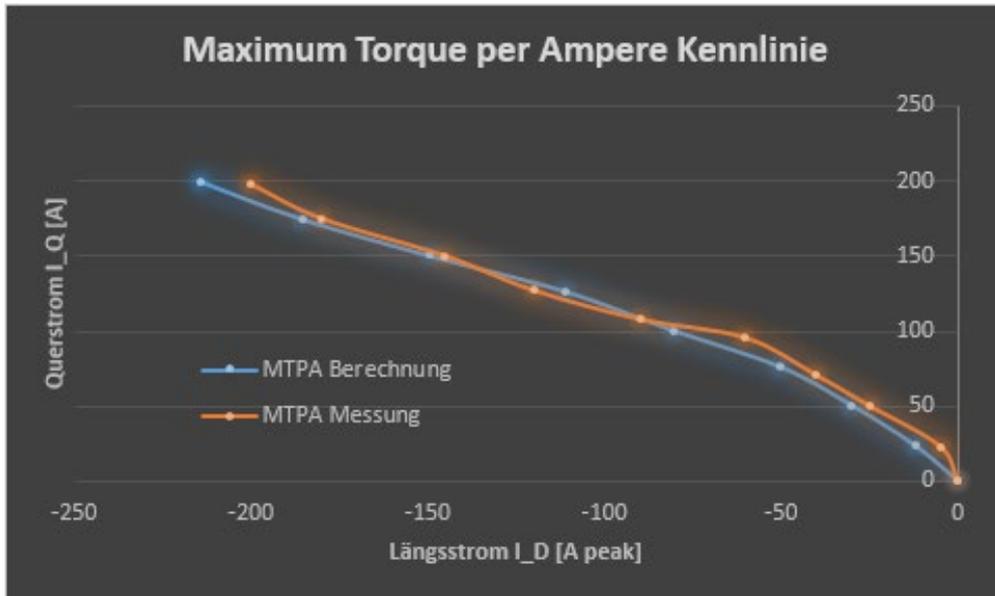


Abbildung 1-35: MTPA Kennlinie

1.4.5 Modifikation der Lagerschilde

Zur Messung und Validierung des Modells der zirkularen Lagerströme wurden die Lagerschilde neu ausgeführt, damit ein Mess-Shunt angebracht werden kann. Das Prinzip der zirkularen Lagerströme ist in Abbildung 1-40 gezeigt.

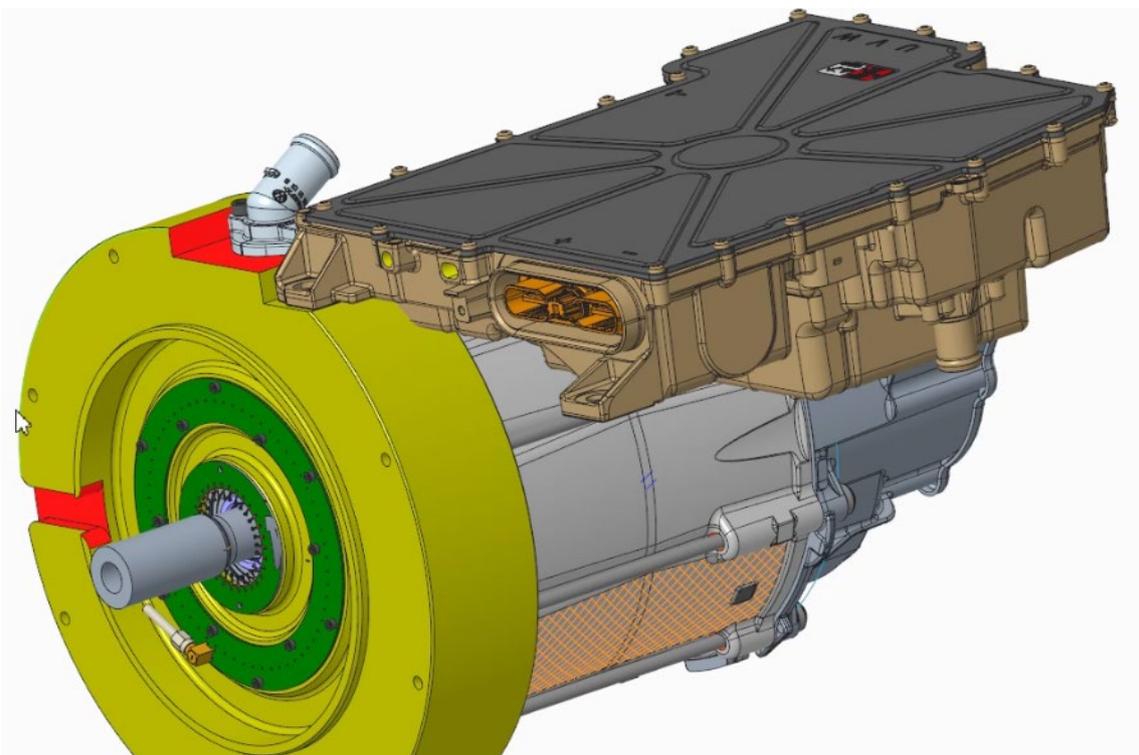


Abbildung 1-36: MEB BASE+ Messung zirkularer Lagerströme

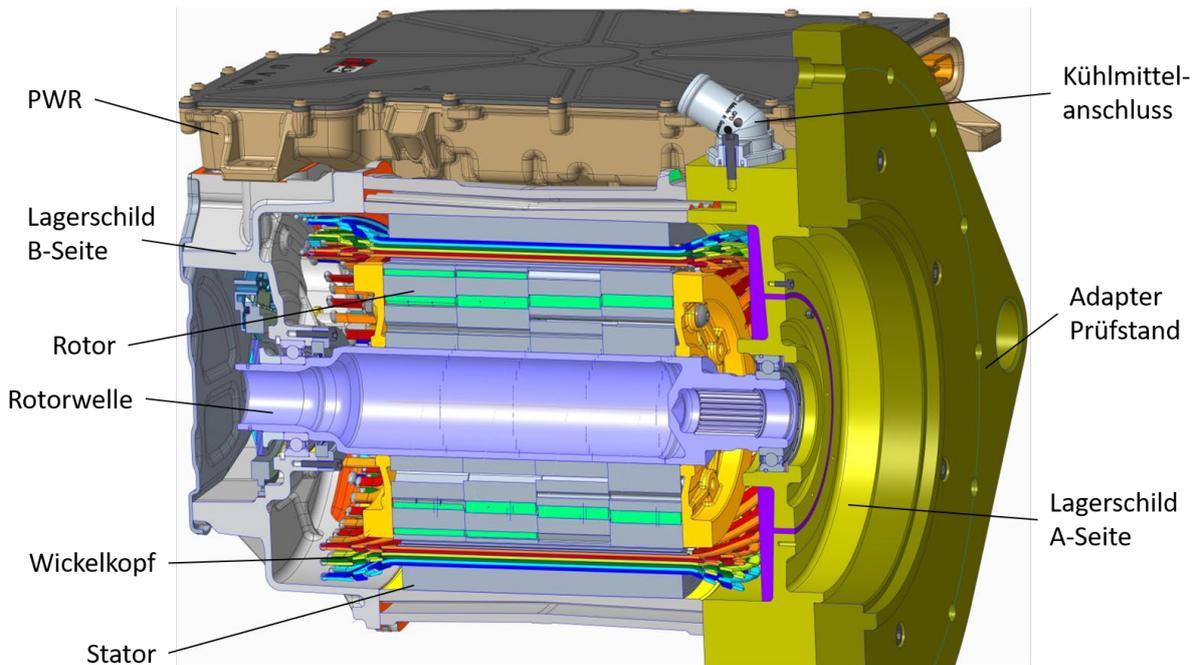


Abbildung 1-37: Schnittdarstellung UmSiChT-Antrieb

Der A-Lagerschild wurde neu konstruiert, um die Adaptierung an einen E-Maschinen-Prüfstand zu ermöglichen. In diesem Zuge wurde der Lagerbereich vom äußeren Teil des Lagerschildes elektrisch isoliert. Dazu wird der aus Aluminium bestehende Lagerschild teilweise mit faserverstärktem Harz (ELANTAS Elan-tron MC 5470 FR/ W 5710) ausgegossen, das nach dem Aushärten für die mechanische Verbindung der beiden Bereiche sorgt. Anschließend wurde eine ringförmige Nut eingefräst, so dass ein umlaufender Luftspalt entstand. Dieser wurde nach gründlicher Reinigung ebenfalls mit Harz gefüllt. Im Bild sind die mit Gießharz gefüllten Bereiche violett dargestellt. Der entstandene isolierende Spalt wird durch eine ringförmige Leiterplatte überbrückt, über die die durch die Maschine fließenden zirkularen Lagerströme abgegriffen werden können. Die Messleitungen werden durch den Lagerschild nach außen geführt.

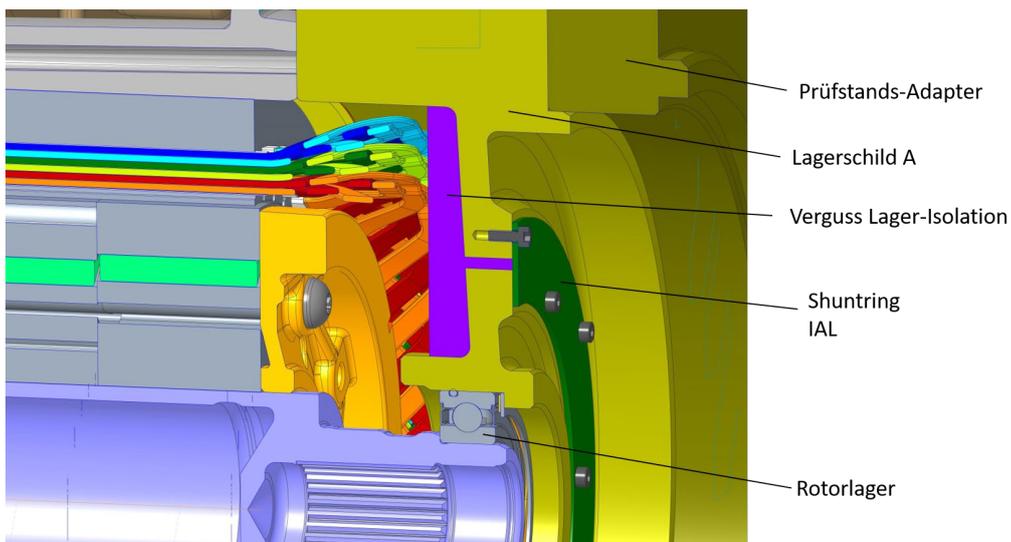


Abbildung 1-38: Detailansicht A-Seite

Auf der B-Seite des Antriebs konnte der Serien-Lagerschild verwendet werden. Dieser wurde modifiziert, um einen Stromableitring der Fa. Aegis aufzunehmen. Zum Einsatz kommt ein Ableitring der Reihe SGR in der Ausführung SGR-47.1-0A6. Auf diese Weise werden die Lagerströme um das Lager herumgeleitet und die Laufflächen des Lagers werden vor Schädigungen bewahrt. Der Bereich der Welle, der von den Bürsten des Ableitings überstrichen wird, ist mit einer Beschichtung versehen, die kolloidales Silber enthält (AEGIS CS015), um eine gute Kontaktierung zu gewährleisten.

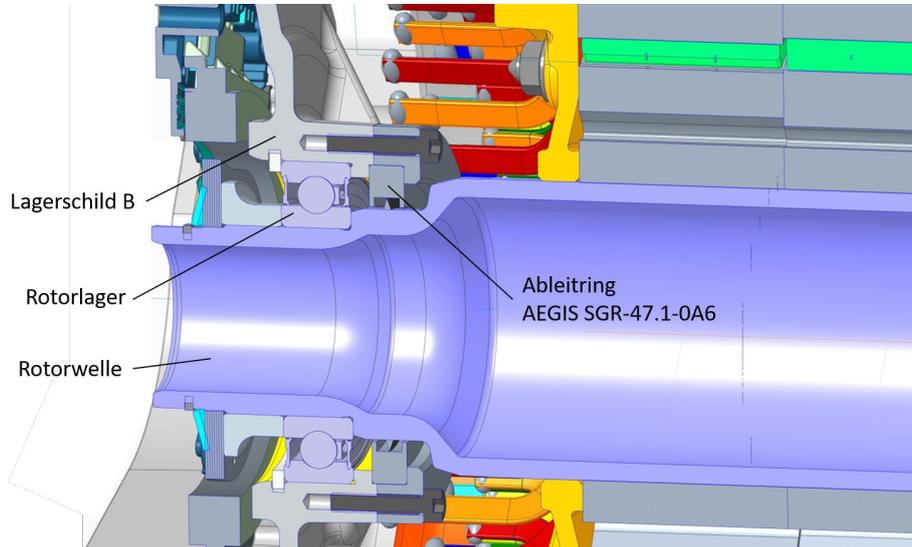


Abbildung 1-39: Detailansicht B-Seite

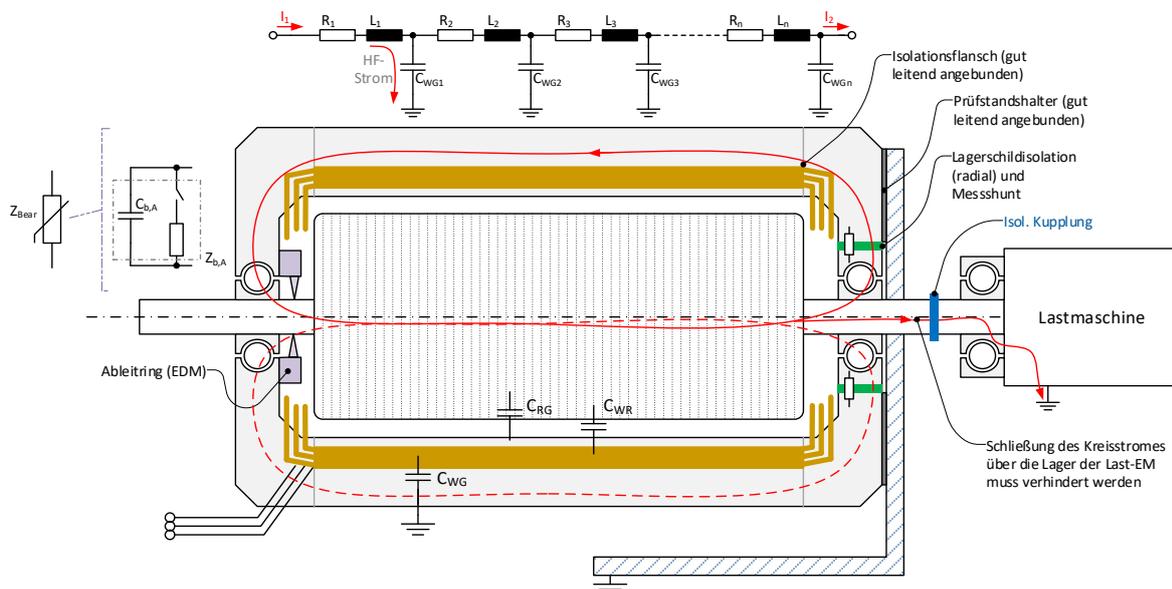


Abbildung 1-40: MEB BASE+ Messung zirkularer Lagerströme

1.4.6 Inbetriebnahmeplanung

Im zurückliegenden Jahr sind die Komponentearbeiten mit einigen pandemiebedingten Verzögerungen bei den Partnern eigenständig vorangebracht worden. Die gestellten zentralen Meilensteine des Projektes konnten dennoch erreicht werden. Die nun folgenden Monate sind davon geprägt, den Testumrichter zusammen zu bauen und zu einem Antriebssystem zu vereinen. Dazu haben die Partner sich auf eine Inbetriebnahmeplanung geeinigt (s. Abbildung 1-41).

UmSiChT Abschlussbericht – Volkswagen AG

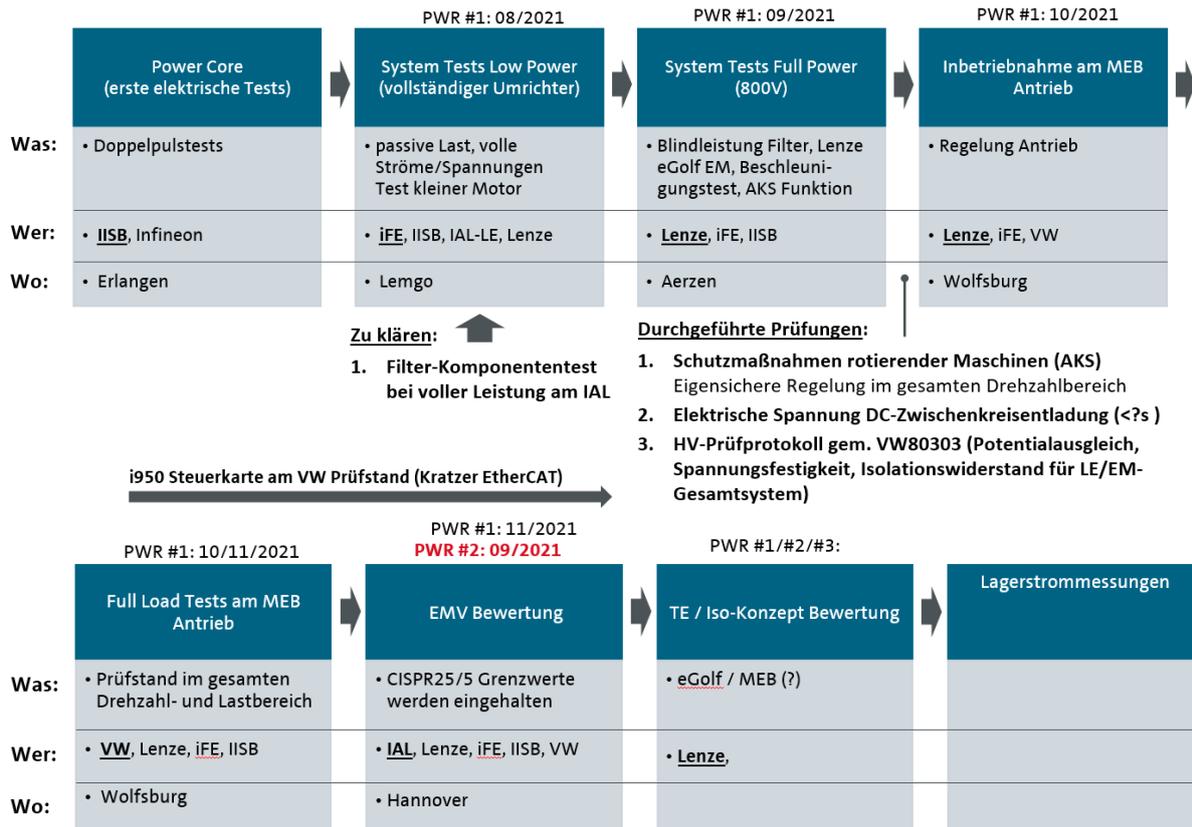


Abbildung 1-41: Inbetriebnahmeplanung

Die Verbindung zur Lastmaschine des Prüfstandes erfolgt über eine Adapterwelle und eine dämpfende Kupplung EK6-300 B aus dem Hause R + W, durch deren Elastomer-Einsatz die elektrische Isolation der beiden Maschinen sichergestellt wird.

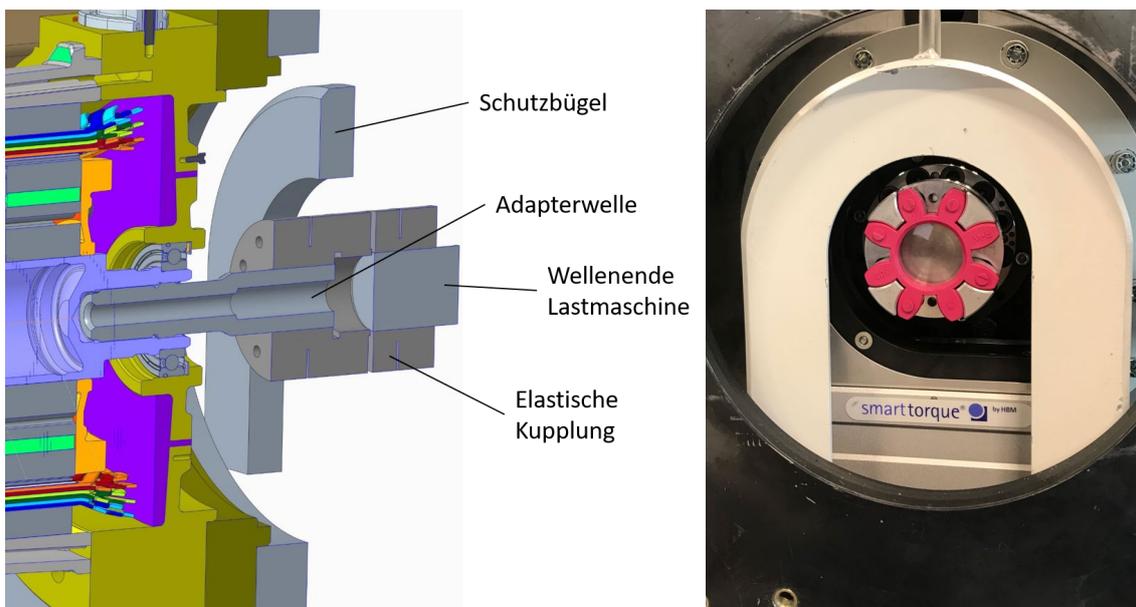


Abbildung 1-42: Anbindung an den EM-Prüfstand Volkswagen AG;
Blick auf die Lastmaschine mit montierter Elastomerkupplung

1.4.7 Variationen der Rotorkonstruktion zur Unterbindung von zirkularen Lagerströmen

Eine mögliche technische Umsetzung ist in den folgenden Abbildungen gezeigt. Diese Umsetzung ist zu einem Patent angemeldet, Werkstoff zum Beispiel: Vyncolit X7530(PF-GF55).

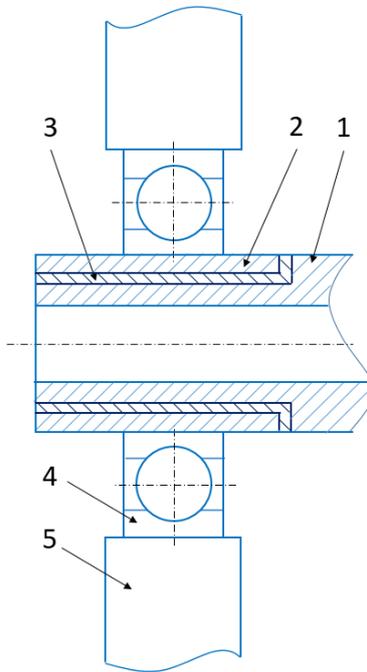


Abbildung 1-43: Isolation Rotorwelle

1-Welle Teil A, 2-Welle Teil B, 3-Isolationsteil, 4-Lager, 5-Gehäuse oder Lagerschild

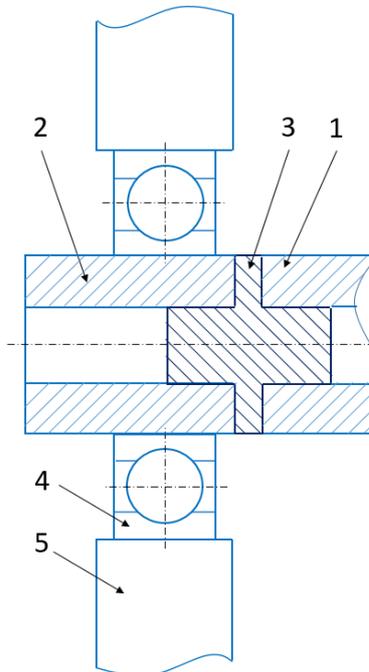


Abbildung 1-44: Isolation Rotorwelle

1-Welle Teil A, 2-Welle Teil B, 3-Isolationsteil, 4-Lager, 5-Gehäuse oder Lagerschild

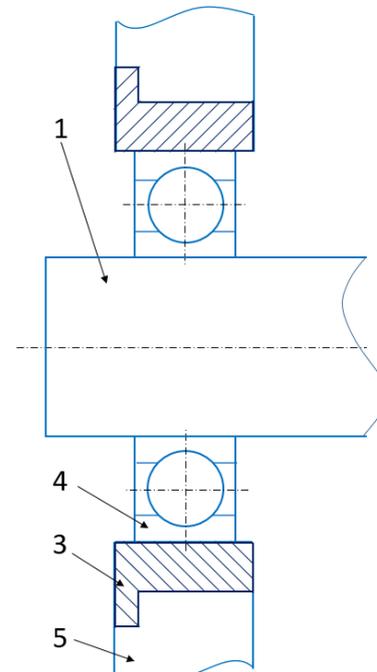


Abbildung 1-45: Isolation Lagerschale bzw. isoliertes Lagerschild / Gehäuseteile

1-Welle, 3-Isolationsteil, 4-Lager, 5-Gehäuse oder Lagerschild

1.4.8 Zusatztemperatursensorik E-Maschine (ohne Rotortelemetrie)

Die für den sicheren Prüfstandsbetrieb verwendeten Temperatursensoren wurden ganz in Anlehnung an die bei der Serienqualifizierung verwendeten Sensoren und Messstellen verwendet.

Art:	Thermoelement Typ K (NiCr-Ni), Kl.1
Hersteller:	Fa. Thermo Sensor
Anzahl:	44 Stück (+1 Standard-NTC)
Temperaturbereich Leitung:	-40 bis +260 °C
Maximale Temperatur Stecker:	220°C
Genauigkeit:	(+/-) 1,5 °C
Länge Zuleitungen:	0,5 / 3m
Stecker:	Standard-TE-Flachstecker

1.5 PDIV Problematik E-Maschinen

Wie bereits im Zwischenbericht 2020 beschrieben, rückt das Phänomen der Teilentladung nun verstärkt in den Fokus. Hinsichtlich der elektrischen Festigkeit gilt es nunmehr nicht nur die Durchschlagfestigkeit, sondern auch Teilentladungen zu berücksichtigen. Teilentladungen können die Isolierungen so weit erodieren, bis die Durchschlagsspannung sich der Betriebsspannung annähert und somit zum Bauteilversagen führen. Teilentladungen treten bei unversehrter Isolierung bei Spannungen deutlich unter der Durchschlagsspannung auf und werden durch Defekte wie bspw. Lufteinschlüsse, Luftspalten und Risse weiter begünstigt. Entsprechend ist es notwendig der Auslegung der Isolierung risikogerecht einen Sicherheitsfaktor beizumessen. Die Kalkulationsschritte des Sicherheitsfaktors und der entsprechenden Isolationsstärke wurde in vorhergehenden Zwischenberichten dargelegt. Der Zusammenhang zwischen Sicherheitsfaktor und der benötigten Isolationsstärke bei ausgewählten Spannungslagen und -flanken ist in Abbildung 1-29 und Abbildung 1-30 zusammengefasst.

Um den Ist-Zustand der ersten und unmodifizierten E-Maschine vor dem Betrieb auf dem Prüfstand zu prüfen und dokumentieren, wurde die Maschine im Sommer 2021 hinsichtlich der Teilentladungseinsetzspannung (PDIV) vermessen. Dabei wurde festgestellt, dass die Teilentladungseinsetzspannung bei ungeerdeter Vermessung deutlich unter dem Sollwert verbleibt.

Selbst nach umfassender Fehlersuche und Korrekturmaßnahmen, bleibt die Teilentladungsspannung je nach Phase bis zu 1,5 kV unter dem Sollwert (Abbildung 1-46).

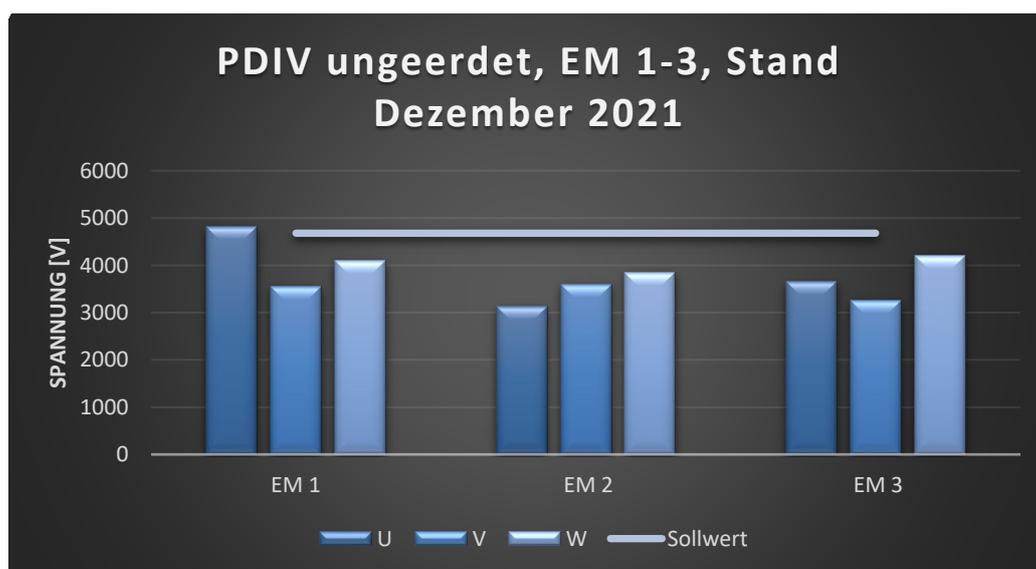


Abbildung 1-46: Teilentladungseinsetzspannung von EM1-3, ungeerdet, finaler Stand

Im Nachfolgenden soll Ein Einblick in die Komplexität der Isolationsauslegung ein Verständnis dafür liefern, dass Motorprototypen, wenn auch zweckmäßig für das allgemeine Untersuchungsziel, hinsichtlich dem Isolationssystem rudimentär und nicht vollends optimiert sein können.

Anschließend sollen übliche Fehlerquellen erläutert werden, um eine Einordnung der Korrekturmaßnahmen und Fehlersuche zu erlauben. Der Einsatz von PEEK im Projekt wird abschließend bewertet.

1.5.1 Allgemeine bekannte Fehlerquellen

Das Isolationssystem besteht aus mehreren Komponenten und kann zunächst grob in drei Kategorien eingeteilt werden. Flächenisolationen umfassen Komponenten wie Nutgrundisolation oder Deckschieber im Wickelkopf. Imprägnierharze unterstützen unter anderem die mechanische Stabilität der E-Maschinen Komponenten, Wärmeabfuhr und die Isolationsfunktion.

Die Drahtisolation stellt die Isolation zwischen Phase-Erde, Phase-Phase und Windung-Windung sicher. Da für das Projekt ein noch relativ neues Isolationsmaterial verwendet wurde, soll im Nachfolgenden der Fokus vor allem auf Drahtisolationen liegen.

Die bisher herkömmlichste Drahtisolutionsart basiert auf einem Polyamidimid Lacksystem. Sogenannte Lackdrähte sind in Traktionsmotoren im Automotive Bereich bereits etabliert und haben deshalb viele Vorteile vorzuweisen.

Zum einen sind Lackdrähte die insgesamt günstigste Variante, sind kompatibel mit herkömmlichen Imprägnierharzen, erlauben relativ dünne Isolationsstärken und sind Dank des Aufbringverfahrens flexibel hinsichtlich der Isolationsdicke. Die maximale Isolationsstärke ist jedoch begrenzt und konnte erst kürzlich bis auf 150 µm angehoben werden. Da das Material ausgehärtet jedoch vergleichsweise steif ist, sind die entsprechenden Begrenzungen bei den Biegeradien zu beachten. Rissbildung durch mechanische Belastung stellt zudem eine weitere Gefahr dar.

Eine weitere wichtige Drahtisolutionskategorie sind Bandisolationen. Da hier die Kupferleiter umwickelt werden, kann durch den Grad der Überlappung die Isolationsstärke flexibel eingestellt werden. Bandisolation auf Kaptonbasis verspricht zudem hohe chemische und thermische Beständigkeit. Diese Art der Drahtisolation hat sich bisweilen im Automotivbereich noch nicht weitläufig durchgesetzt. Schwierigkeiten bei der Herstellung bei den vorgegeben kompakten Maßen, ein relativ hoher Preis und Herausforderung bei der Verarbeitung, wie zum Beispiel Faltenbildung im Wickelkopf, waren die Grundlage für bisherige Vorbehalte dieser Isolationsart. Neuste Fortschritte im Herstellungsprozess und Materialkomposition machen Bandisolationen jedoch zu einer interessanten Alternative, die zukünftig erwägt werden könnte.

Drahtisolation die auf dem Prinzip der Co-Extrusion basiert, stellen einer der vielversprechendsten Alternativen dar. Hierbei wird die Kupferleitung mit einem Thermoplast umspritzt. Durch das Herstellungsprinzip sind bei Bedarf besonders hohe Schichtdicken umsetzbar. Da es sich um ein Thermoplast handelt, ist das Material zudem elastischer als andere Drahtisolutionsarten. Der Hochleistungsthermoplast Polyetheretherketon (PEEK) verspricht zudem äußerst chemisch beständig zu sein. Da dieser Kunststoff nicht vernetzt wird, sind für Thermoplasten übliche Schwächen auch in diesem Fall nicht vermeidbar. Mechanische aber auch elektrische Eigenschaften werden bereits oberhalb der Glasübergangtemperatur bei etwa 150 °C beeinträchtigt. Materialkriechen könnte zudem weitere Probleme mit sich bringen.

Da für jede Isolationsdicke entsprechendes Werkzeug teuer und aufwendig hergestellt werden muss, kann es für eine Prototypenentwicklung, in der hinsichtlich der Isolation noch relativ viel auf dem trial and error Prinzip gearbeitet werden muss, kostspielig und zeitaufwendig sein.

Zusätzlich zu den allgemeinen materiellen Defiziten der Drahtisolutionsarten müssen Aspekte auf prozesstechnischer Ebene beachtet, um die adäquate Auslegung des Isolationsystems zu sichern. So müssen beispielsweise beim Formen und Biegen der Drähte Belastungsgrenzen, Defekteinbringung durch Verbindung der Drahtstücke und beim Einziehprozess tribologische Faktoren berücksichtigt werden.

Bei thermoplastischen Materialien müssen zudem prozesstechnisch wegen der viskoelastischen Eigenschaften nicht nur rein Belastungsabhängige Grenzen, sondern auch zeitabhängige Effekte Beachtung finden.

Diese und viele weitere Gesichtspunkte werden teilweise von den Marken sehr unterschiedlich bewertet. Während ein bestimmtes Material von einer Marke als besonders empfindlich gegenüber Umformungsprozessen bewertet wird, ist sie bei einer anderen Marke als unbedenklich eingestuft. Ähnliche Differenzen können bei Fragestellungen hinsichtlich der Materialkompatibilität der verschiedenen Isolationskomponenten beobachtet werden. Hier zeigt sich, dass der Domänenverbund von Isolationsmaterial und Verarbeitungsprozess insgesamt in vielerlei Hinsicht noch nicht verstanden und durchdrungen ist.

Auch lange nach dem Zusammenbau können Langzeiteffekte das Isolationssystem beeinträchtigen. Schädigende Kriecheffekte in den Kreuzungen vom Wickelkopf und Rissbildung durch ungeeignete Materialkombination wurden erst kürzlich identifiziert.

1.5.2 Messung der Teilentladung

Teilentladungen sind wie folgt definiert: Örtlich begrenzte elektrische Entladung, die die Isolierung zwischen Leitern bzw. Elektroden nur teilweise überbrückt. Teilentladungen (TE) sind demnach lokal eingegrenzte Entladungen, die nur einen Teil der Isolierstrecke passieren und nicht unmittelbar zum Durchschlag führen. Wird dagegen die gesamte Isolationsstrecke mit einem leitfähigen Kanal vollständig überbrückt, spricht man von einem elektrischen Durchschlag, was zum Kurzschluss führt.

Teilentladung findet in allen Arten von Isolierstoffen statt, ob gasförmig, flüssig oder fest. Teilentladungen werden in unterschiedliche Arten unterschieden und soll im Folgenden beschrieben werden.

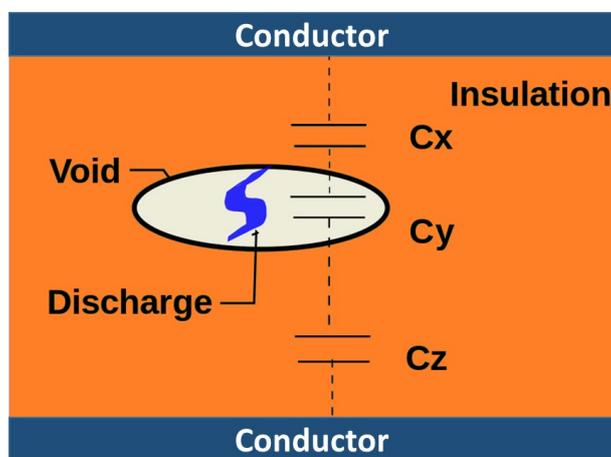


Abbildung 1-47: Beispielhaftes Ersatzschaltbild einer inneren Teilentladung [2]

Arten von Teilentladungen

Teilentladungen lassen sich in drei Entladungsarten klassifizieren:

- Innere Teilentladung innerhalb einer Isolierung (Hohlraumladung)
- Oberflächenentladungen an Grenzflächen (Gleitladung)
- Äußere Teilentladung (Korona-Entladung)

Grundsätzlich wird zwischen äußeren und inneren Teilentladungen unterschieden. Hierbei werden die Korona- und die Oberflächen- bzw. Gleitladungen zu äußeren Teilentladungen gezählt, da beide an der Oberfläche bzw. außerhalb von Isolierungen auftreten. Teilentladungen können sich dabei nur im inhomogenen Feld entwickeln, also an Sprüngen der relativen Permittivität. Die Inhomogenität wird dabei durch gasgefüllte Hohlräume, Defekte und Verunreinigungen im Feststoffdielektrikum oder durch scharfkantige Stellen und Partikel aufgrund von mechanischer Abnutzung oder anderen Beanspruchungen hervorgerufen.

Äußere Teilentladungen, oft auch als Korona-Entladungen bezeichnet, werden durch spitze oder scharfkantigen Anordnungen begünstigt, beispielsweise Kanten, Spitzen oder dünnen Leitern, die von Luft oder anderem gasförmigen Dielektrikum umgeben sind. Gleit- bzw. Oberflächenentladungen entstehen entlang der Oberfläche eines festen oder flüssigen Isolierstoffes, soweit die Entladung durch

den Isolierstoff verhindert ist und zudem durch externe Faktoren wie Schmutzablagerungen an der Oberfläche begünstigt wird.

Diese beiden Teilentladungsarten werden durch eine vorausgehende Glimmentladung initiiert, aus der sogenannte „Streamer“ oder „Leader“ entachsen (siehe Abbildung 1-48).



Abbildung 1-48: Koronaentladung in die umgebende Luft [1]

Innere Teilentladungen treten in Defekten wie z.B. gasgefüllten Räumen auf. Bei inneren Teilentladungen kommt es zu irreversiblen Zersetzungen in Teilbereichen des Dielektrikums, die zur Ausbildung von verzweigten Entladungskanälen führen, bekannt als „electrical treeing“. Bei dauerhafter Einwirkung der Teilentladungen erodieren diese das umgebende Isolationsmaterial von den Defektstellen ausgehend, bis es schließlich zum vollständigen Durchschlag kommt. Daher wird dieser Durchschlag auch als Erosionsdurchschlag bezeichnet.

Das Isoliersystem elektrischer Traktionsmaschinen besteht vorwiegend aus Feststoffisolationen die gerade durch innere Teilentladungen erodieren.

Signifikanz der Teilentladungen für das Projekt

Die Spannungsschwelle, ab der Teilentladungen auftreten, wird als Teilentladungseinsetzspannung bzw. partial discharge inception voltage (kurz PDIV) bezeichnet. Diese ist abhängig von externen Faktoren wie die Temperatur und dem Spannungssignal bzw. der Wellenform. Zudem sinkt der PDIV Wert mit zunehmender betriebsbedingter Alterung der Isolation. Generell konnten bisher Teilentladungen mit einer entsprechenden Berücksichtigung der Isolationsdicke vermieden werden. Mit steigenden Schaltflanken erwartet man jedoch eine deutliche Verringerung der PDIV [3] [4].

Da höhere Schaltflanken ein zentraler Aspekt von SiC-basierter Leistungselektronik sind, ist die Ermittlung des Teilentladungsverhaltens im Motor im Betrieb evident. Sollte die Teilentladungseinsetzspannung im Umrichter Betrieb erreicht werden, würde man eine deutliche und erfassbare elektrische Alterung des Isolationsystems erwarten.

Die Teilentladungen können im Umrichter Betrieb nicht in Echtzeit erfasst werden. Das geplante Vorgehen sieht deshalb eine indirekte Schlussfolgerung auf das Teilentladungsverhalten vor, indem der Motor rekursiv vom Prüfstand entnommen und auf Alterung durch geeignete Teilentladungsmessverfahren, i.d.R. PDIV Messungen, geprüft wird. Sollten tatsächlich Teilentladungen durch den Umrichterbetrieb auftreten, so sollte sich die PDIV mit zunehmender Betriebszeit messbar verringern.

Verfügbare/verwendete Messsysteme TE

Die Teilentladungseinsetzspannung kann auf verschiedene Wege erfasst werden. Zunächst gilt es die Spannungsquelle und das Spannungssignal festzulegen. Diese kann sowohl sinusförmig als aus pulsartig ausfallen. Schon hier können sich Unterschiede in der gemessenen Teilentladungseinsetzspannung ergeben und ist somit als eine eher vergleichende Messgattung zu verstehen, die für tragfähige Aussagen eine entsprechende Referenzbasis bedarf.

Ist bei einer angelegten Sinusspannung die Teilentladungseinsetzspannung erreicht, können die Teilentladungen durch einen Koppelkondensator, der die kurzzeitigen Spannungseinbrüche im Messaufbau durch die Teilentladungen registriert, erfasst werden.

Bei der Ermittlung der Teilentladungseinsetzspannung mit Anregung durch Spannungsimpulse, können die Teilentladungen elektromagnetisch durch entsprechende Antennen oder sogar optisch bzw. akustisch gemessen werden.

Üblich ist vor allem die Sinusförmige Anregung und Signalerfassung durch einen Koppelkondensator und die Spannungsimpuls und Antennen Kombination.

Für das Projekt werden die Messmittel werden im Volkswagenwerk Kassel zur Verfügung gestellt und vor Ort genutzt.

Für die eingesetzten Rechteckdrähte gibt es noch keine offiziell geltende internationale Norm, weshalb man sich an Normen für Runddrähte und allgemeine Normen zur Qualifizierung von Isolierstoffen orientiert. Daraus werden folglich oft Unternehmensinterne Qualifizierungsprotokolle abgeleitet.

Folgende Normen können als Grundlage hinzugezogen werden:

IEC 60034-27-1	Drehende elektrische Maschinen – Teil 27-1: Off-line-Teilentladungsmessungen an der Statorwicklungsisolation drehender Maschinen.
IEC 60034-27-2	Drehende elektrische Maschinen – Teil 27-2: On-line-Teilentladungsmessungen an der Statorwicklungsisolierung drehender elektrischer Maschinen.
IEC 60034-18-32	Funktionelle Bewertung von Isoliersystemen – Prüfverfahren für Wicklungen mit vorgeformten Elementen – Bewertung der elektrischen Lebensdauer
IEC 60034-18-41	Qualifizierung und Qualitätsprüfung für teilentladungsfreie elektrische Isoliersysteme (Typ I) in drehenden elektrischen Maschinen, die von Spannungsumrichtern gespeist werden.
IEC 60034-18-42	Teilentladungsresistente Isoliersysteme (Typ II) von drehenden elektrischen Maschinen, die von Spannungsumrichtern gespeist werden – Qualifizierungsprüfung

Quellen

- [1] Gerd Domrath, Koronaentladung, 2009
- [2] Wtshymanski, *Partial discharge: Schematic of partial discharge within a solid insulator*, 2010.
- [3] G. C. Montanari, P. Seri, and R. Hebner, eds., *Type Of Supply Waveform, Partial Dis-charge Behavior And Life Of Rotating Ma-chine Insulation Systems*, 2018.
- [4] F. Pauli, A. Ruf, and K. Hameyer, "Low volt-age winding insulation systems under the influence of high du/dt slew rate inverter voltage," 187-202-187-202.

1.5.3 Impedanzmessungen

Die unter den Abkürzungen FRA oder SFRA bekannten Verfahren messen und analysieren charakteristische Frequenzgangkurven üblicherweise im Frequenzbereich von 10^2 bis 10^8 Hz. Hierzu wird das Dämpfungsverhalten des Wechselstromeingangssignals über einen definierten Frequenzintervall aufgezeichnet. Daraus ergibt sich eine kennzeichnende Kurve (Fingerabdruck), bestimmt durch den Aufbau des Motors.

Diese Messung soll eine Zustandsbeurteilung von Elektromotoren erlauben und basiert auf einer vergleichenden Analyse: Momentan erzeugte Daten werden mit Referenzdaten verglichen. Sobald ein Schaden bzw. signifikante Alterung vermutet wird, nimmt der Anwender eine Messung vor und vergleicht diese mit einer schon bestehenden Referenzkurve, die den Ausgangszustand abbildet.

Durch eine stetige Aufnahme des „Fingerabdrucks“ soll die zunehmende Alterung des Isolationssystems erfassbar werden. Hierbei erwartet man eine fortlaufende Veränderung des Fingerabdrucks.

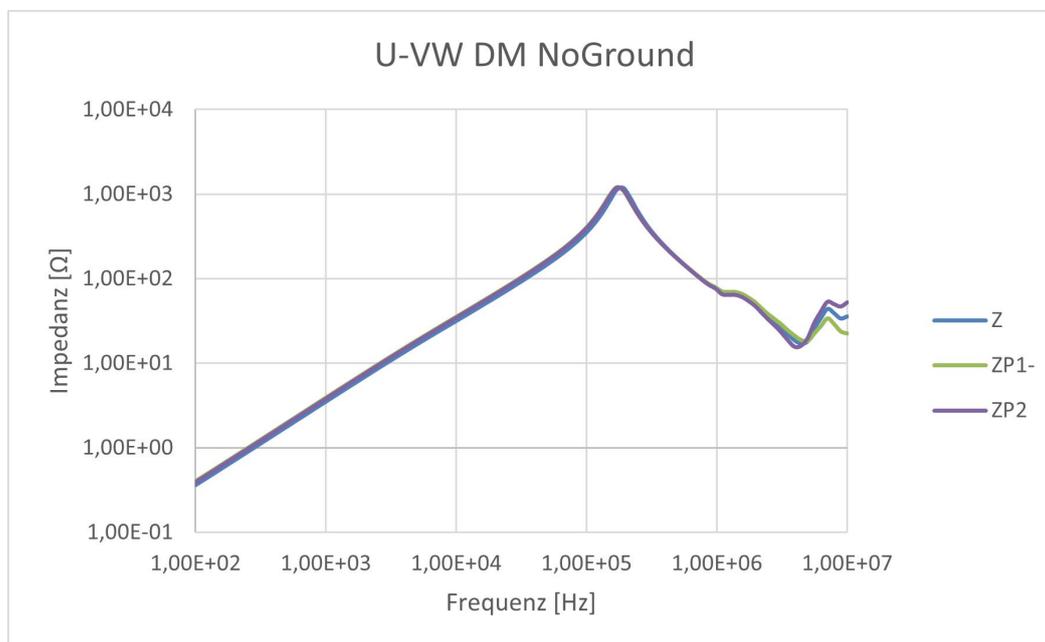


Abbildung 1-49: Beispielhafte SFRA Aufnahme einer MEB Maschine im differential Mode mit verschiedenen Rotorpositionen, nicht gealtert/unbelastet

Verfügbare SFRA Messsysteme

Anfängliche SFRA Aufnahmen wurden bereits mit dem Wayne Kerr 6500B Messsystem durchgeführt. Um das gesamte maßgebliche SFRA Spektrum der Maschine zu erfassen, somit auch im höheren zwei-stelligen Megahertzbereich, wird eine SFRA Messsystem von Omicron (FRANEO 800) eingesetzt.

Hierzu soll nun in Kürze der Messaufbau mit den Projektpartnern konsolidiert werden, um Störquellen weitestgehend auszuschließen und größtmögliche Reproduzierbarkeit zu gewährleisten.

1.5.4 Isolationssystem der E-Maschine (MEB BASE+)

Um eine du/dt-feste Hairpin EM für 800V-Anwendungen aufzubauen, wird ausgehend von der 470V Serienvariante das im folgenden beschriebene Vorgehen gewählt. Außerdem werden die, wie bereits im letzten Zwischenbericht dargelegt, nach Norm DIN EN 60034 – 18 – 41 (TE-frei, Typ I) ausgewählten Isolationsmaterialien eingesetzt.

Table B.2 – Summary of enhancement factors to be applied to the operating voltages

		Enhancement factors (EF)			
		PD Safety factor	Temperature	Ageing	Total EF
Qualification test	Phase/phase	1,25	1,0 – 1,3	1,0	1,25 – 1,63
	Phase/ground		1,0 – 1,1		1,25 – 1,38
	Turn/turn		1,0 – 1,3		1,25 – 1,63
Type test	Phase/phase	1,25	1,0 – 1,3	1,0 – 1,2	1,25 – 1,95
	Phase/ground		1,0 – 1,1		1,25 – 1,65
	Turn/turn		1,0 – 1,3		1,25 – 1,95

NOTE The total enhancement factor (Column 6) is the product of the individual factors in columns 3-5.

Tabelle 1.7: Isolationssystem nach DIN EN 600 34 – 18 – 41

Table B.1 – Summary of stress categories

Stress category	Overshoot factor (OF) U_p/U_a	Impulse rise time t_r μs
A – Benign	$OF \leq 1,1$	0,3
B – Moderate	$1,1 < OF \leq 1,5$	
C – Severe	$1,5 < OF \leq 2,0$	
D – Extreme	$2,0 < OF \leq 2,5$	

Tabelle 1.8: Stresskategorien nach DIN EN 600 34 – 18 – 41

Die 470V EM besitzt eine maximale Potentialdifferenz von 1500V in der Nut bei der TE-Grenze und hat eine einseitige Drahtschichtdicke von 80 μm . Es werden folgende Faktoren angesetzt:

Überschwinger	Upk/Upk	Messunsicherheit	Temp.	Alterung	Faktor (Summe)	TE-Grenze UVW [V]
1,5	2	1,25	1,3	1,2	5,85	2749,5

Die EM, die bzgl. des UmSiChT-Projektes aufgebaut werden soll, orientiert sich an dieser Auslegung. Es werden allerdings die Isolationsmaterialien dahingehend ausgewählt, dass die Materialdicken soweit möglich im Rahmen der Normanwendung reduziert werden.

Hinsichtlich Blechschnitt wurde das Design der Serien MEB beibehalten, um die Verwendung von Serienteilen zu ermöglichen und eine deutliche Kostenersparnis im Vergleich zur Verwendung von lasergeschnittenen backlackbeschichteten Blechen eines anderen Blechschnitts. Darüber hinaus wird der Eisenanteil nicht verringert und es entstehen keine Nachteile bzgl. Performance. Um dieses zu erreichen, werden Leiter und Isolationsmaterialien derart ausgewählt, dass der Blechschnitt beibehalten werden kann, die du/dt-Festigkeit erhöht und eine 800V-Festigkeit erzielt wird. Dazu erfolgte eine Toleranzanalyse der Nutsituation, die zu folgender Auswahl der Nut- sowie Drahtisolation führte.

- Myoflex NHN 3/3/3, 80µm Nomex/ Kapton, Dicke 250µm der Firma VonRoll. Es wird darauf geachtet, dass die Dickentoleranz beim verwendeten Material die Toleranzsituation innerhalb der Nut erfüllt. Die Gesamtdicke laut Datenblatt liegt im worst-case mit einer Toleranz von 10% bei 275µm, in Kassel wurde eine Streuung der Dicke zwischen 240µm und 258µm messtechnisch festgestellt. Nach Toleranzkettenbetrachtung innerhalb der Nut gilt: Dicke < 257,5µm. Da in Kassel ausreichend Material vorliegt, ist geplant, sich jeweils das passende Material heraus zu suchen.
- Zur Sicherheit, wird außerdem das Material Myoflex NHN 3/2/3, 50µm Kapton und 80µm Nomex, Dicke 220µm der Firma VonRoll beschafft und für den Fall, dass die oben genannte Nutisolation sich fertigungstechnisch als nicht zielführend herausstellen sollte, verbaut.
- Profilleiter von Essex (Einsatz von PAI/PEEK-Leiter) mit identischer Außenabmessung im Vergleich zur 470V-MEB-Kassel-Auslegung; Auswahl folgender Isolationsschichtdicken:
 - **160µm:** Faktor 2 der Leiterisolationsschichtdicke im Vergleich zur 470V Serienvariante aufgrund von Sicherheitsaspekten
 - **140µm:** Faktor 1,75 der Leiterisolationsschichtdicke im Vergleich zur 470V Serienvariante. Damit erfolgt eine Erhöhung des Kupferquerschnitts und ein Herantasten an die technologische Grenze des Isolationsystems.

Es wird folgende Backup-Lösung bereitgehalten:

- Material Myoflex NHN 3/2/3, 50µmKapton und 80µm Nomex, Dicke 220µm der Firma VonRoll
- Beschaffung von Blechen mit Backlack für laserbearbeitete Blechpakete
- Beibehaltung der Reservierung der Kapazitäten im Laserbearbeitungszentrum

Sollte es mit den ausgewählten Materialien fertigungsbedingte Probleme geben, ist die Fertigung von lasergeschnittenen backlackbeschichteten Statoren mit variiertem Blechschnitt weiterhin möglich.

Es sind damit folgende E-Maschinen mit den aufgeführten Nut- und Leiterlackisolationen geplant:

EM Nr.	Nutisolation	Leiterlackisolation PEEK
1	Myoflex NHN 3/3/3, 80µm Nomex/ Kap- ton, Dicke 250µm, VonRoll	160µm
2		160µm
3		160µm
4		140µm
5		140µm

Tabelle 1.9: Übersicht E-Maschinen, Nut- und Leiterisolation

Die E-Maschine Nr. 1 ist bereits gefertigt, die Maschinen Nr. 2 und 3 befinden sich in der Fertigung, alle weiteren sind in Planung.

1.5.5 Spezifisch für das Projekt relevante Problematiken

Im Falle eines Prototyps mit einem noch relativ neuen Material sind Defizite der Isolationsfestigkeit im gewissen Umfang unvermeidbar. Viele der, in dem vorausgehenden Kapitel beschriebenen, Herausforderungen können hinsichtlich ihrem genauen Einfluss auf die letztendlichen Isolationseigenschaften nur schwer im Rahmen des Projektes nachverfolgt werden. Abgesehen von schwerwiegenden Fehlern sollten sie jedoch allenfalls Defizite in einem Umfang mit sich bringen, die durch adäquate Optimierung vermieden werden können.

Rückstände hinsichtlich der Teilentladungseinsetzspannung wie sie in den E-Maschinen des Projektes UmSiChT zu sehen sind, sind nicht mit suboptimaler Auslegung der Isolation zu erklären und bedürfen ein trouble-shooting, das zunächst gröbere Unzulänglichkeiten in der Lagerung oder strukturelle Schäden prüft.

Hierfür wurde mit einer Akustikkamera der Stator nach Defekten abgesucht. Während einer aktiven Teilentladungsmessung wurden die genauen Orte der Teilentladungen im Wickelkopf lokalisiert. Eine leichte Fehlstellung im Wickelkopf konnte so ausgemacht und anschließend korrigiert werden. Die Korrektur brachte jedoch keine signifikante Änderung der Teilentladungseinsetzspannung (PDIV). Aufgrund der längerfristigen offenen Lagerung des Motors/Stators wurde als nächstes ein übermäßiges Eindringen von Feuchtigkeit in das Isolationssystem vermutet. Die Beeinträchtigung der PDIV durch Feuchtigkeit ist bereits bekannt (<https://doi.org/10.1016/j.elstat.2016.08.003>). Tatsächlich brachte eine Auslagerung im Ofen bei 110 °C eine Verbesserung von bis zu 30% der PDIV. Ein zweiter Trocknungsschritt zeigte keine signifikante Verbesserung der PDIV, sodass von einer vollständigen Trocknung ausgegangen wird (Abbildung 1-50).

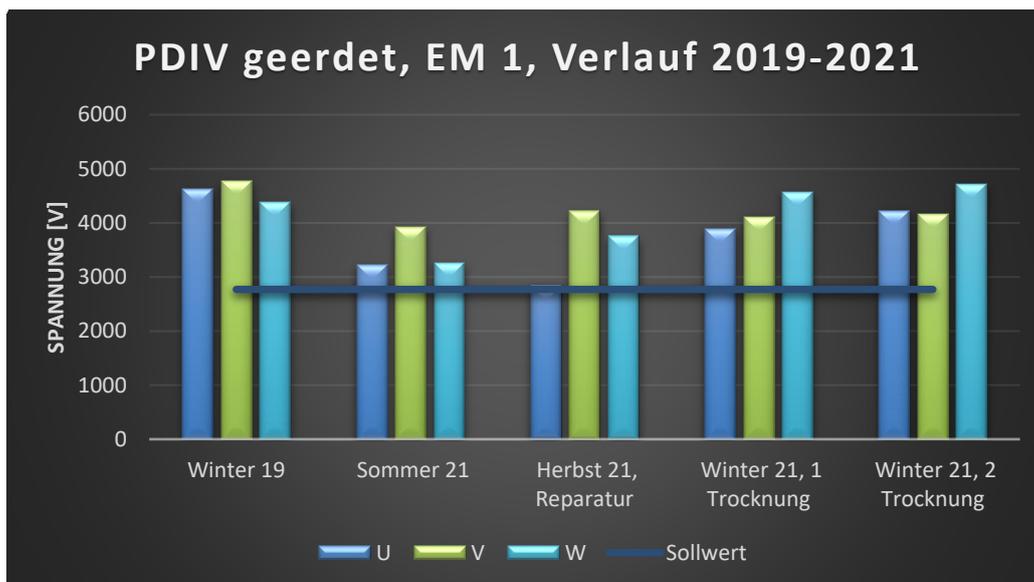


Abbildung 1-50: PDIV Verlauf nach versch. Behandlungsschritten, geerdet

Teilentladungsmessungen in Abbildung 1-51 zeigen, dass trotz Verbesserung gerade bei den ungeerdeten Messungen das ursprüngliche PDIV-Niveau nicht erreicht werden konnte. Dieser Umstand begrenzt den Isolationschwachpunkt auf den Wickelkopfbereich ein.

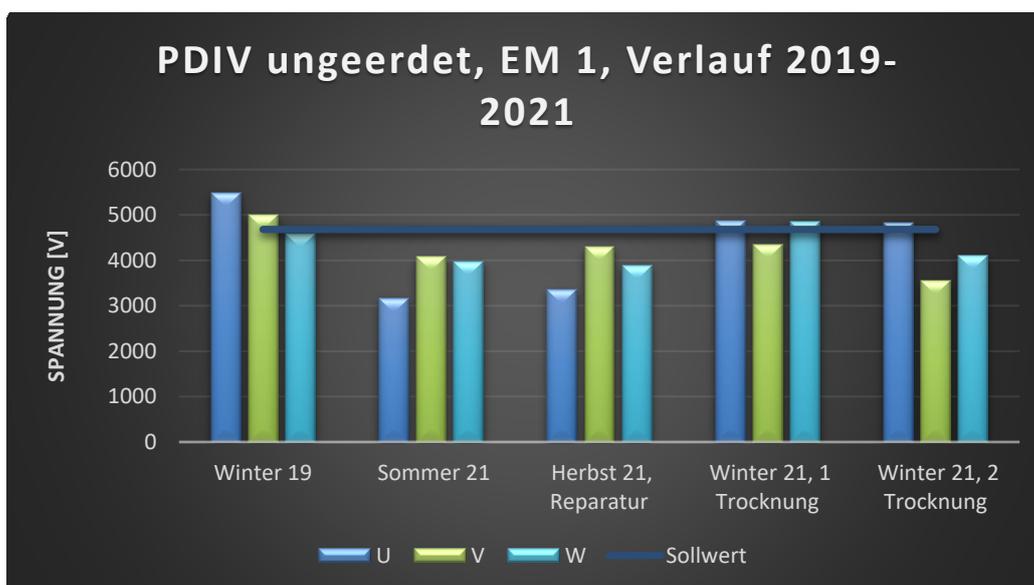


Abbildung 1-51: PDIV Verlauf nach versch. Behandlungsschritten, ungeerdet

Hier ist davon auszugehen, dass weitere Alterungseffekte in Kraft getreten sind. Da das Drahtisolationmaterial auf einen Thermoplast basiert, sind Kriecheffekte des Materials denkbar, die durch Verspannungen/Fehlstellungen in Wickelkopfkreuzungen vorangetrieben werden. Weitere Kriecheffekte sind durch entropische Entspannungseffekte möglich, da aufgrund des Extrusionsprozesses von einer ursprünglich geringen Entropie auszugehen ist. So sind, selbst wenn das Material als stark inert gilt, Alterungseffekte absehbar, die für Thermoplasten inhärente Aspekte sind.

Eine weitere Unbekannte ist die Isolationsdicke. Diese kann, geschuldet durch den Herstellungsprozess, entlang des Drahtes fluktuieren. Da Biegeradien jedoch entsprechend der Isolationsdicke abgestimmt sein müssen, kann bei Nichteinhaltung der vorgegebenen Toleranzen der Biegeprozess zu Schäden in der Isolation führen. Ein unvorhergesehener, zu breiter Außendurchmesser kann zudem das Isolationssystem beim Einziehprozess der Drähte in die Nuten schädigen.

Schliffbilder zeigen, dass die Isolationsstärke bei signifikant überschritten wird (Abbildung 1-52).

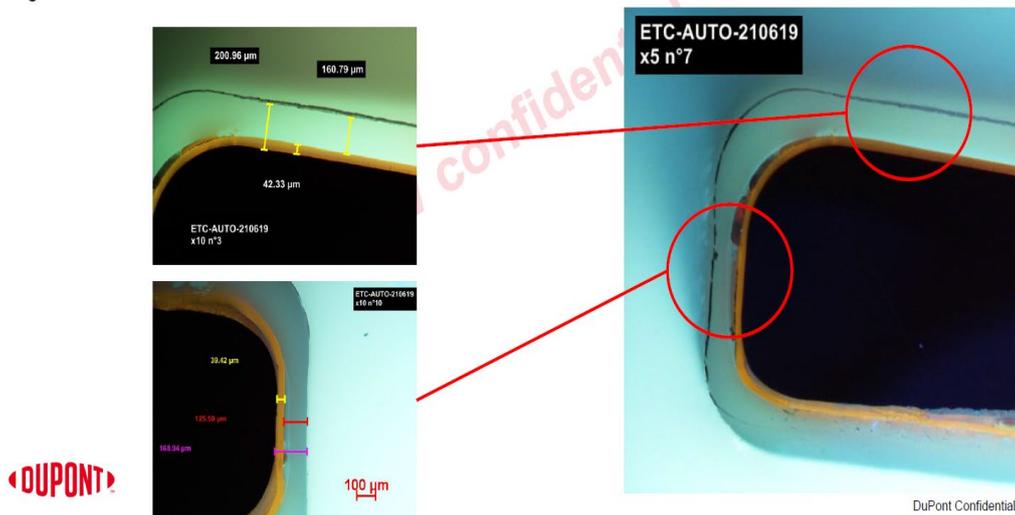


Abbildung 1-52: Schliffbilder des 160 µm Lackdrahts

Weitere Schliffbilder zur Bestätigung sollen im Vorseriencenter Kassel erstellt werden. Da bei den größeren Außendurchmessern zudem mit einer stärkeren Verjüngung der Drähte auszugehen ist, soll auch dieser vermutete Effekt durch ein Schliffbild überprüft werden.

1.5.6 Einordnung Einsatz von PEEK im UmSiChT Projekt

Im Allgemeinen sollte benannt werden, dass für die Anforderungen an das Isolationssystem hinsichtlich Leistungsdichte, Preis, elektrische/thermische/chemische Festigkeit etc. kommerziell noch keine optimale Lösung verfügbar ist. Mit dem Schritt zu höheren Zwischenkreisspannungen kommen Isolationsmaterialien an ihre Leistungsgrenzen. Jeder Herstellungs- und Verarbeitungsschritt muss somit in Zukunft immer besser durchleuchtet und verstanden sein. Bis dahin wird jede Lösung mit Abstrichen zu kämpfen haben. Somit ist es wenig überraschend, dass die Marken bisher sehr individuelle Wege gegangen sind, was das Isolationssystem betrifft.

Auch am Isolationssystem auf PEEK-Basis sind stetige Verbesserungen zu beobachten. Extrudierte Drahtisolationen sind somit, trotz bekannter Schwächen, noch weiter aktiv am Konkurrenzkampf um den Drahtisolutionsstandard beteiligt.

Gerade bei sehr hohen Vorgaben beim Sicherheitsfaktor und somit der Isolationsstärke, war PEEK beim Start des Projektes aber auch nach wie vor die einzige Alternative.

Der Einsatz von PEEK ist somit eine angemessene Wahl für das Projekt. Zudem kann umfassende Erfahrungen in den Applikationen mit unterschiedlichen Isolationsmaterialien dazu beitragen langfristig den optimalen Ansatz zu finden.

1.6 Zyklussimulation (WLTP)

Von großer Bedeutung für die Anwendung und Übertragung an die Serienentwicklung ist ein Hauptkriterium immer der standardisierte Fahrzyklus. Da das E-Maschinendesign im Projekt UmSiChT sich auf den derzeitigen MEB BASE+ Serienantrieb stützt, war es naheliegend die im Projekt umgesetzten Neuerungen im Vergleich zum Serienantrieb zu setzen. Nach Herstellerangaben liegt der durchschnittliche Stromverbrauch eines Elektroautos pro 100km zwischen 5,8 kWh und 24,2 kWh, was einem durchschnittlichen Verbrauch von 15 kWh/100km entspricht. In Zusammenarbeit VW intern mit der Berechnungsabteilung der Technischen Entwicklung mit den jeweiligen Fahrzeugkennfeldern, sind die folgenden Ergebnisse entstanden.

Zu Beginn ist es die Einflussfaktoren auf den Verbrauch in kWh/100km sich anhand der einzelnen Bereiche zu verdeutlichen. Die Faktoren sind im Einzelnen: Luft- und Rollwiderstand, die einen wesentlichen Beitrag leisten und fahrzeugspezifisch sind, Antrieb – bestehend aus E-Maschine, Wechselrichter, Differential und Getriebe und Batterie und Nebenaggregate. Eine typische Aufteilung für ein ID.4 mit Hinterachsantrieb und einer 77kWh Batterie ist für den WLTC in Abbildung 1-53 gezeigt.

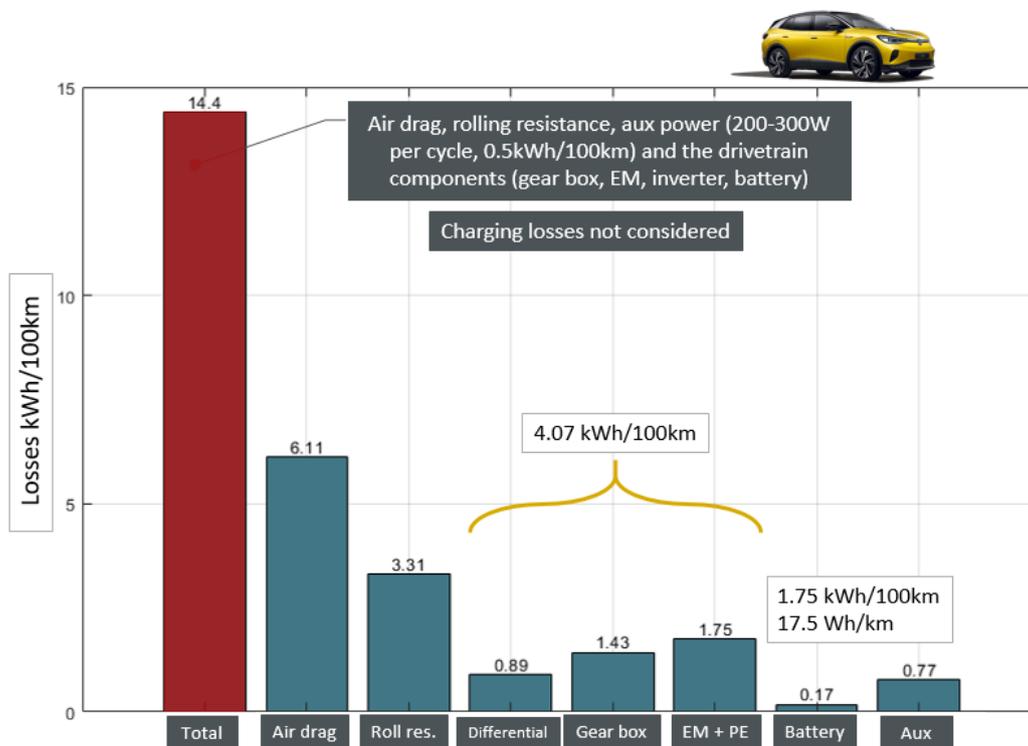


Abbildung 1-53: ID.4 mit 150 kW Leistung, Hinterachsantrieb und 77 kWh im WLTC

Wie gut zu sehen ist der Stellhebel durch den elektrischen Antrieb, bestehend aus Wechselrichter und E-Maschine vergleichsweise gering, mit 4.07 kWh/100km Anteil von 14.4 kWh/100km Gesamtverluste. Mit zunehmender Geschwindigkeit nimmt der Fahrwiderstand exponentiell zu und der verhältnismäßige Einfluss des Antriebs wird weiter geringer. Der WLTC Zyklus ist ein ausgesprochener Geringlastzyklus mit verstärkter Bewertung niedriger Batterie SOC-Stände, also niedrigen Spannungen. Für nähere Informationen hierzu sei auf die „Shortened Type 1 Test Procedure“ im WLTP verwiesen.

Die Betonung auf Geringlast im WLTP ist in Abbildung 1-54 verdeutlicht, wobei jeder Datenpunkt eine zeitliche Aufenthaltsdauer verdeutlicht.

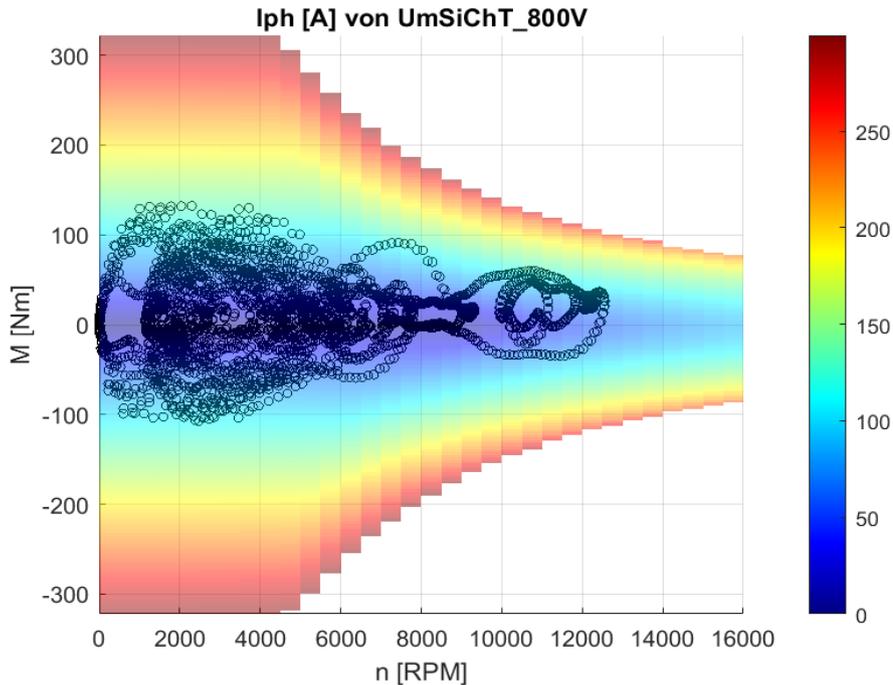


Abbildung 1-54: WLTC Datenpunkte

Ein Hauptbestandteil der Projektes UmSiChT ist die Untersuchung des Einflusses der SiC-Flankensteilheit. Hier existieren die in Abschnitt 1.3 gezeigten Datensätze für eine Flankensteilheit von 10, 20 und 30 kV/ μ s. Diese Moduldaten dienen als Basis für die von der VW Technischen Entwicklung durchgeführten Zyklusberechnungen. Die Ergebnisse sind in Abbildung 1-55 gezeigt. Der Fokus sei hierbei auf den ID.4 gelegt, da der verwendete BASE+ Antrieb ein typischer ID.4 Antrieb ist, die Batteriespannung wurde hierfür auf ein 800V System skaliert. Die Kernaussagen aus Abschnitt 1.3.1 seien an dieser Stelle nochmal wiederholt:

Schaltflankenerhöhung 10kV/ μ s à 20kV/ μ s

- **Größter Nutzen bei hohen Spannungen (V_{DC}) und kleinen Strömen (I_{rms}):**
30% geringere Gesamtverluste
- **Bei hohen Spannungen (V_{DC}) und kleinen Strömen (I_{rms}) und erhöhter Schaltfrequenz (16kHz) Verbesserung noch höher: 34% geringere Gesamtverluste**
- **Mit zunehmenden Temperaturen schwindet die Verbesserung des Wirkungsgrads durch ein höheres du/dt**

Schaltflankenerhöhung 10kV/ μ s à 30kV/ μ s

- **Größter Nutzen bei hohen Spannungen (V_{DC}) und kleinen Strömen (I_{rms}):**
45% geringere Gesamtverluste
- **Bei hohen Spannungen (V_{DC}) und kleinen Strömen (I_{rms}) und erhöhter Schaltfrequenz (16kHz) Verbesserung noch höher: 49% geringere Gesamtverluste**
- **Mit zunehmenden Temperaturen schwindet die Verbesserung des Wirkungsgrads durch ein höheres du/dt**



Fahrzeug	ID.3 2WD									ID.4 2WD								
	48 kWh 670 V			62 kWh 862 V			82 kWh 766 V			82 kWh 766 V								
Start-Spannung (80% SoC)	10 V/ns			20 V/ns			30 V/ns			10 V/ns			20 V/ns			30 V/ns		
Flankensteilheit	Losses [Wh/km]																	
Mix-Fahrer	5.01	3.63	3.01	5.09	3.54	2.85	4.56	3.23	2.64	4.08	2.86	2.31						
BAB-Fahrer	3.46	2.60	2.22	1.04	0.73	0.60	0.94	0.68	0.56	0.73	0.51	0.42						
City-Fahrer	4.16	2.94	2.39	5.36	3.67	2.91	4.73	3.29	2.64	4.91	3.42	2.74						
Berg-Fahrer	4.18	3.06	2.55	2.34	1.62	1.30	2.08	1.47	1.19	2.33	1.67	1.37						
WLTP LE-Verluste	2.85	1.96	1.56	3.91	2.63	2.05	3.41	2.32	1.83	3.78	2.59	2.05						
WLTP Durchlassverluste	0.50	0.48	0.48	0.53	0.51	0.50	0.53	0.51	0.50	0.66	0.63	0.62						
WLTP Schaltverluste	2.35	1.48	1.08	3.38	2.12	1.55	2.88	1.81	1.32	3.13	1.96	1.43						
WLTP EM-Verluste	9.75	9.75	9.75	9.92	9.92	9.92	9.97	9.97	9.97	11.76	11.76	11.76						
WLTP Gesamtverluste	12.6	11.71	11.31	13.83	12.55	11.97	13.38	12.29	11.8	15.54	14.62	13.81						



Abbildung 1-55: UmSiChT Zyklussimulation – Einflussanalyse Schaltflankensteilheit

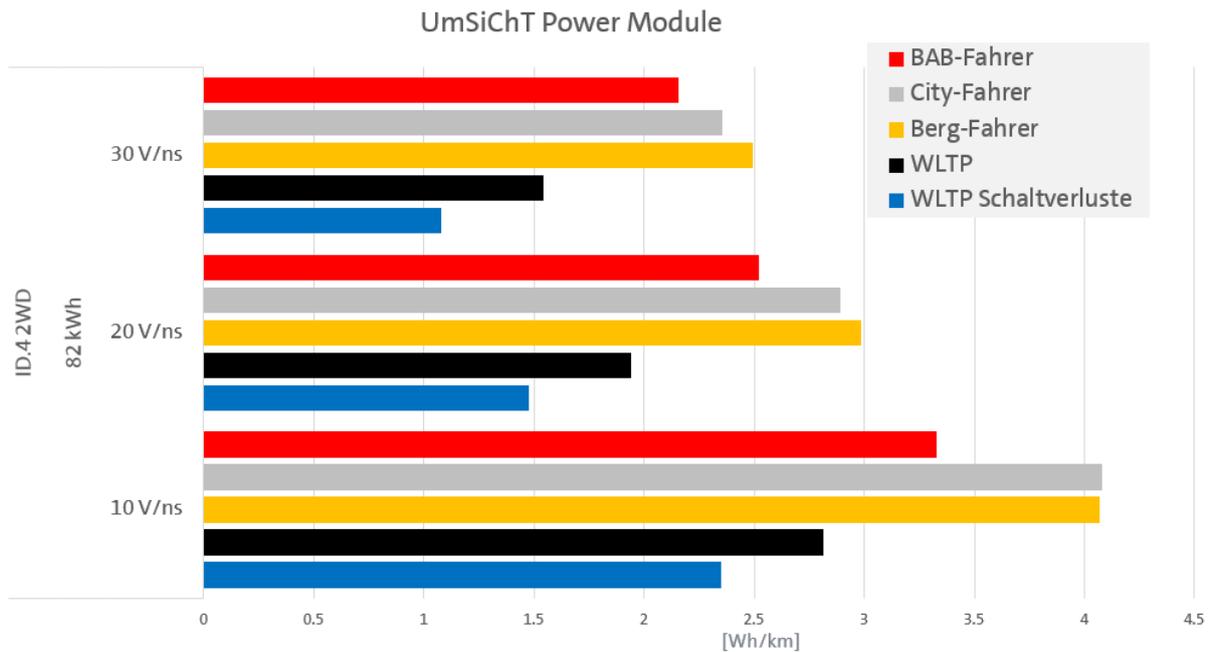


Abbildung 1-56: Simulation für verschiedene Zyklen – Einflussanalyse Schaltflankensteilheit beim ID.4

Das sehr vorteilhafte Verhalten von SiC, als dass sich eine Verlustreduktion besonders bei kleinen Strömen bemerkbar macht, ist sehr von Vorteil für einen Geringlastzyklus wie den WLTP. Spiegelt dies doch den am häufigsten verwendeten Arbeitspunkt von Elektrofahrzeugen wider. Ein Aspekt, der nach unserer Einschätzung etwas unterbewertet wird bei einem WLTP Fahrzyklus ist beim Thema Ladezustand der Batterie. Während der WLTP hier betont auf kleine Spannungen setzt und diese sogar überrepräsentiert, sieht man im konkreten Kundenverhalten eher einen überwiegenden Betrieb bei höherem

SOC-Zustand der Batterie. Damit kommt die Abhängigkeit der Spannungslage verstärkt in die Betrachtung, was im klassischen WLTP nicht berücksichtigt ist. Daher ist die zweite Erkenntnis aus dem Projekt - **Größter Nutzen bei hohen Spannungen (V_{DC}) und kleinen Strömen (I_{rms})** - von großem Interesse.

1.7 Simulationsmodelle CHT-Modell eines Kühlkanals

1.7.1 Zielsetzung

Während des Betriebs eines Umrichters führen zwangsläufig auftretende Verluste zu einer Erwärmung der Leistungshalbleiter. Die Aufgabe der Kühlung ist es, die auftretende Wärme möglichst effizient von den Wärmequellen (den Leistungshalbleitern) zum Kühlmedium zu führen, sodass die maximal erlaubten Bauteiltemperaturen unter allen Betriebsbedingungen eingehalten werden.

Da die vorliegenden doppelseitig gekühlten Leistungsmodule eine Halbbrücken-Schaltung beinhalten, ist für den Umrichter ein Kühler zu entwickeln, der drei Leistungsmodule aufnehmen kann. Der Kühlkörper wird von einem flüssigen Kühlmedium (Wasser-Glykol-Gemisch) durchströmt, welches die Wärme aufnimmt. Je höher das Wärmeübertragungsvermögen des Kühlers ist, desto höher darf unter Einhaltung der maximalen Bauteiltemperatur die auftretende Verlustleistung im Leistungshalbleiter sein.

Bei der Auslegung eines Wärmeübertragers konkurriert das Ziel eines möglichst hohen Wärmeübertragungsvermögens allerdings mit dem Ziel eines geringen Druckverlustes bei der Durchströmung des Wärmeübertragers. Der LE-Kühler nimmt an einem Kühlkreis teil, sodass sein Druckverlust eine Auswirkung auf die Antriebsleistung der Pumpe hat, die den geforderten Kühlmittel-Volumenstrom für den gesamten Kreis zur Verfügung stellen muss.

Zur Auslegung des Kühlers sollen die Möglichkeiten der virtuelle Produktentwicklung genutzt werden, damit für die nachfolgenden experimentellen Untersuchungen bereits die Geometrie eines leistungsfähigen Prototypen-Kühlers zur Verfügung steht. Aus diesem Grund werden hochaufgelöste 3D-Simulationen der Strömung und des Wärmeübergangs durchgeführt. Dabei ist sowohl die Wärmeleitung in den Festkörpern, als auch der konvektive Wärmetransport von den Festkörpern ins Fluid zu berücksichtigen.

1.7.2 Kühlkonzepte: Bauformen des Kühlers

Im vorhandenen Bauraum sind unterschiedliche Bauformen des Kühlers möglich, die sich in der räumlichen Anordnung der Leistungsmodule unterscheiden.

Ein Ergebnis des Workshops „Kühlung“ vom 19.11.2019 war, dass drei verschiedene Bauformen des Kühlers untersucht werden sollen, die sich hinsichtlich ihrer Anordnung der Leistungsmodule wie folgt unterscheiden:

- Reihe: 3 Module nebeneinander
- Stapel: 3 Module übereinander
- „Pyramide“: 2 Module nebeneinander und 1 Modul darüber angeordnet

Da die Leistungsmodule von beiden Seiten (Ober- und Unterseite) gekühlt werden müssen, ergeben sich aus der Bauform unterschiedliche Möglichkeiten Kühlkanal-Anordnung und Führung innerhalb des Kühlkörpers.

1.7.3 Prämissen und Spezifikation

Für die Auswahl und Gestaltung des Kühlkonzeptes bestehen Prämissen, die beispielweise Ergebnisse des Workshops „Kühlung“ vom 19.11.2019 sind und daher für die Simulation berücksichtigt wurden:

- I. Es soll eine direkte Kühlung vorgesehen werden, bei der das Kühlmedium in unmittelbarem Kontakt mit der Oberfläche des Leistungsmoduls steht.
- II. Zur Verbesserung des Wärmeübergangs sollen sogenannte Ribbons auf der thermischen Kontaktfläche der Leistungsmodule angeordnet werden.

Die Spezifikation des Umrichters hinsichtlich der Kühlung ist wie folgt:

Der maximale Kühlmittelvolumenstrom beträgt 10 l/min bei 75-80°C Kühlmitteltemperatur. Der minimale Kühlmittelvolumenstrom beträgt 6 l/min bei 75°C bzw. 2 l/min bei 0°C Kühlmitteltemperatur. Bei 75°C Kühlmitteltemperatur am Eintritt soll der Umrichter ohne Derating betrieben werden können, d.h. es soll die volle Leistung abgerufen werden können. Für die Simulation der Kühlkonzepte wird daher 75°C als Referenz-Kühlmitteltemperatur und ein Referenz-Volumenstrom von 10 l/min angenommen. Der Druckabfall soll so gering wie möglich sein, jedoch ist eine eindeutige Festlegung einer Obergrenze unbekannt. Als Orientierungswert werden 100 mbar bei 10 l/min und 65°C Kühlmitteltemperatur angenommen.

1.7.4 Ergebnisse

1.7.4.1 Geometrische Variante A

Abbildung 1-57 und Tabelle 1.10 beschreiben die geometrische Variante A und mit den relevanten Parametern der Ribbon- und Kühlkanal-Geometrie. Die idealisierte Geometrie der Ribbons ist der Realität nachempfunden. Aufgrund des Fertigungsverfahrens ist die Geometrie eines Ribbons in der Realität allerdings komplexer (z.B. Dicke der Schweißnaht und damit Größe der Kontaktfläche), sodass es sich hier um ein Modell handelt und die folgenden Ergebnisse allein aufgrund der geometrischen Abbildung mit Unsicherheiten behaftet sind.

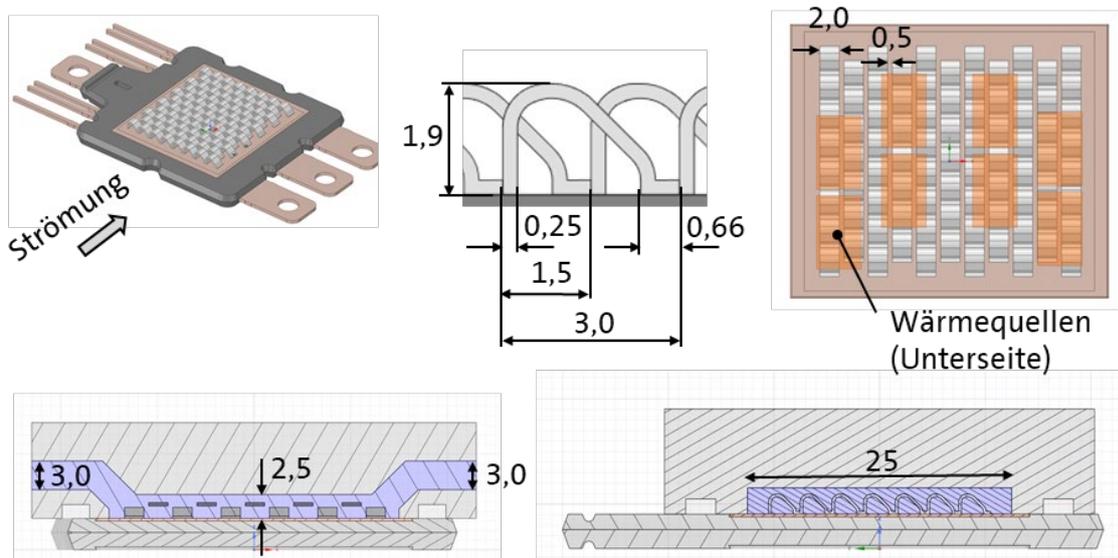


Abbildung 1-57: Ribbon- und Kühlkanal-Geometrie Variante A (Angaben in mm)

In diesem Fall hat jeder Ribbon eine Länge („Step back“) von 3,0 mm, eine Breite von 2,0 mm, eine Höhe („Loop height“) von 1,9 mm und eine Dicke von 0,25 mm. Die Geometrie eines einzelnen Ribbons wird kopiert, sodass eine Kette von Ribbons („Wire“) entsteht, die bei der Variante A aus 7 oder 8 Ribbons besteht. Die Wires sind zueinander um 1,5 mm versetzt („Offset“) und bilden somit ein Muster, wobei der Abstand zwischen den Wires 0,5 mm beträgt.

Die Höhe des Strömungskanals beträgt 3,0 mm am Ein- und Austritt und 2,5 mm im Bereich der Ribbons, sodass sich ein Spalt von 0,6 mm zwischen den Ribbons und dem Kühlkörper ergibt.

	Geometry	Var. A
Ribbon	Step Back [mm]	3,0
	Loop Height [mm]	1,9
	Width [mm]	2,0
	Spacing between wires [mm]	0,500
	Thickness [mm]	0,250
	Number of wires	11
	Number of ribbons	6*8+5*7=83
	Offset of wires [mm]	1,5
Channel	Width [mm]	25
	Height at ribbons [mm]	2,5
	Gap above Ribbons [mm]	0,6
	Height at inlet/outlet [mm]	3,0

Tabelle 1.10: Ribbon- und Kühlkanal-Geometrie Variante A

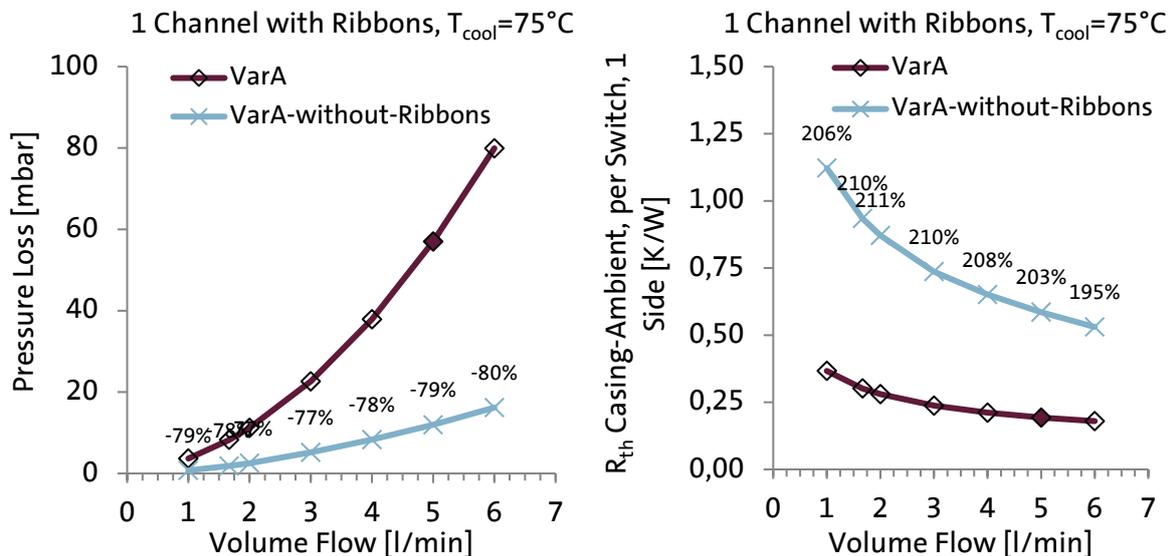


Abbildung 1-58: Ergebnisse CHT-Modell Variante A mit und ohne Ribbons

Die Abbildung 1-58 zeigt den zwischen Ein- und Austritt entstehenden Druckverlust und den thermischen Widerstand $R_{th,CA,switch,1side}$ als Funktion des Kühlmittel-Volumenstroms für die geometrische Variante A mit und ohne Ribbons.

Der thermische Widerstand $R_{th,CA,switch,1side}$ (pro Schalter) ist die Differenz aus der maximal auftretenden Temperatur im CHT-Modell und der definierten Kühlmitteltemperatur am Eintritt geteilt durch die angenommene Verlustleistung eines Schalters, der aus vier Leistungshalbleitern besteht:

$$R_{th,CA,switch,1side} = \frac{T_{C,max} - T_{cool}}{\dot{Q}_{switch}} = \frac{T_{C,max} - 75^{\circ}C}{4 \cdot 48,6 W} \quad (1)$$

Mit steigendem Kühlmittel-Volumenstrom steigt der Druckverlust deutlich an, während der thermische Widerstand sinkt. Da beide Zielgrößen minimal sein sollen, ist in Abbildung 1-58 der Zielkonflikt unmittelbar zu erkennen. Mit Ribbons erreicht die Variante A bei einem Kühlmittel-Volumenstrom von 5 l/min einen Druckverlust $\Delta p = 57 \text{ mbar}$ und einen thermischen Widerstand $R_{th,CA,switch,1side} = 0,193 \text{ K/W}$. Ohne Ribbons ist der Druckverlust zwar um ca. 80% geringer, allerdings wäre der thermische Widerstand um ca. Faktor 3 höher, was zu inakzeptabel hohen Temperaturen führen würde. Bei der angenommenen Verlustleistung von 324 W pro Schalter, würde sich ohne Ribbons auf der Gehäuse-Oberfläche (äußere Kupfer-Schicht) bereits eine maximale Temperatur von ca. 189°C ergeben. Mit Ribbons sinkt dieser Wert auf 112,5°C, was zum einen auf die Vergrößerung der wärmeübertragenden Fläche (für Ribbons und benetzte Kupfer-Fläche von ca. 750 auf 2409 mm²) und zum anderen auf die lokale Beeinflussung der Strömung zurückzuführen ist.

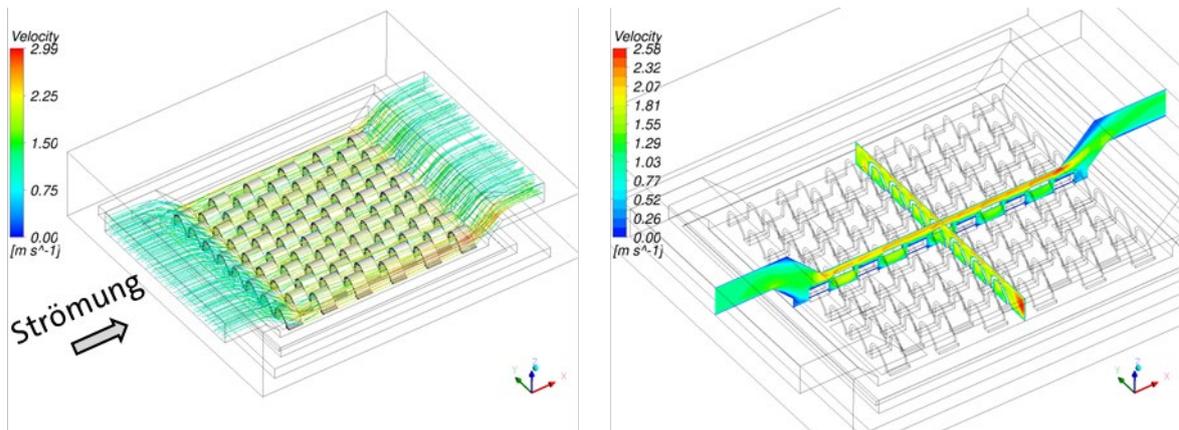


Abbildung 1-59: Geschwindigkeitsverteilung Variante A für die Kühlmittel-Eintrittsrandbedingungen 5 l/min und 75°C

Die Abbildung 1-59 zeigt die Verteilung der Strömungsgeschwindigkeit. Da die Ribbons einen Widerstand für die Strömung darstellen, ist die Geschwindigkeit dort besonders hoch, wo sich keine Ribbons befinden, also in Randbereichen und im Spalt zwischen den Ribbons und dem Kühlkörper. Um diesen Bypass-Effekt zu minimieren und somit einen Überströmung der Ribbons zu erzwingen, ist bei der konstruktiven Gestaltung darauf zu achten, dass die Abstände zwischen Kühlkörpern und den Ribbons nicht größer ist als, z.B. für die Montage, notwendig. Aus diesem Grund beträgt der Spalt über den Ribbons nur 0,6 mm und der seitliche Abstand zwischen dem längsten Wire mit 8 Ribbons ($L=8 \cdot 3=24 \text{ mm}$) und dem Kühlkörper (Breite des Kühlkanals 25 mm) nur 0,5 mm auf jeder Seite.

In Abbildung 1-60 (links und unten) ist die Temperaturverteilung auf den wärmeübertragenden Flächen (benetzte Kupfer-Fläche und Ribbons) dargestellt, sowie die Temperatur der Wärmequellen auf der Unterseite der Kupfer-Schicht (rechts). Die Ribbons sind an der Kontaktstelle zur Kupfer-Fläche erwartungsgemäß besonders warm und ihre Temperatur nimmt aufgrund der Umströmung mit dem kälteren Kühlmedium mit zunehmender Höhe ab. Wichtig für die Anordnung der Ribbons ist es offenbar, dass die Fläche der Wärmequellen gesamthaft abgedeckt wird. Befinden sich Ribbons dagegen nicht über einer Wärmequelle, weisen sie annähernd die Temperatur des Kühlmediums auf und tragen somit wenig bis gar nicht zur Wärmeübertragung bei.

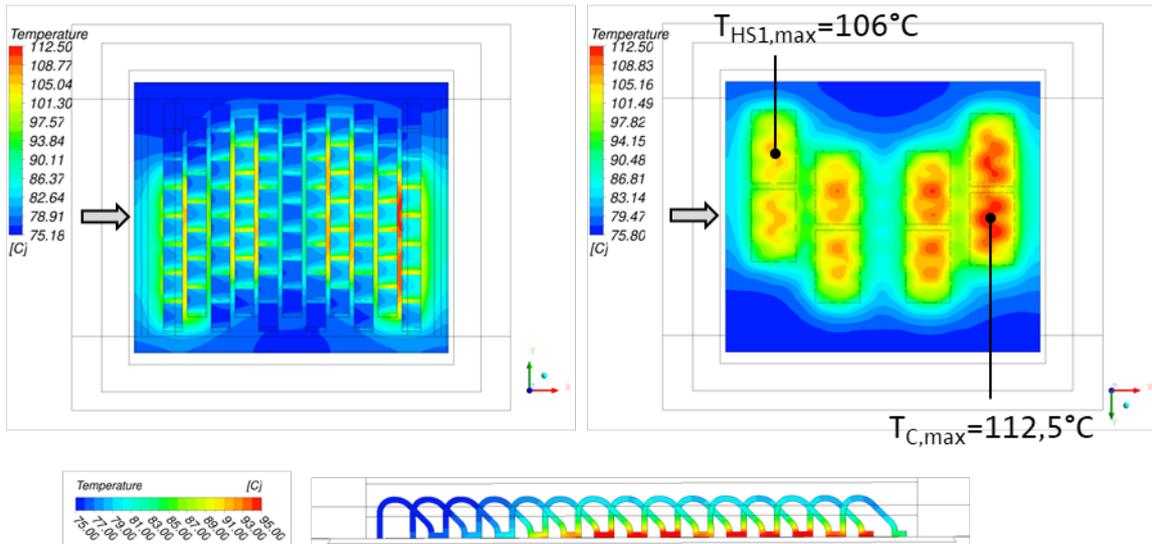


Abbildung 1-60: Temperaturverteilung Variante A für die Kühlmittel-Eintrittsrandbedingungen 5 l/min und 75°C

Die Wärmequellen weisen unter den gewählten Randbedingungen eine Temperaturspreizung von ca. 6,5 K auf, wobei die in Strömungsrichtung zuerst überströmten Wärmequellen die niedrigste Maximaltemperatur haben. Die freie Anströmung des ersten Wires und aufgrund des Versatzes quasi auch des zweiten Wires führen hier zur besten Wärmeübertragung. Dies ist besonders anhand der Abbildung 1-61 ersichtlich, die eine hohe Wärmestromdichte und auch besonders hohe Wärmeübergangskoeffizienten α im Bereich des ersten Wires zeigt. Der lokale Wärmeübergangskoeffizient α („Surface Heat Transfer Coefficient“) berechnet sich wie folgt:

$$\alpha = \frac{\dot{q}}{T_{\text{Oberfläche}} - T_{\text{ref}}} \text{ mit } T_{\text{ref}} = T_{\text{cool}} = 75^\circ\text{C} \quad (2)$$

Es fällt außerdem auf, dass die Wärmeübergangskoeffizienten auf der vom Kühlmittel frontal angeströmten Stirnfläche aller Wires mit $\alpha \geq 30000 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ besonders hoch sind. Dass dies auch bei weiter stromab angeordneten Wires der Fall ist, ist ein Indiz dafür, dass es sinnvoll ist die Wires untereinander zu versetzen (hier: Versatz 1,5 mm).

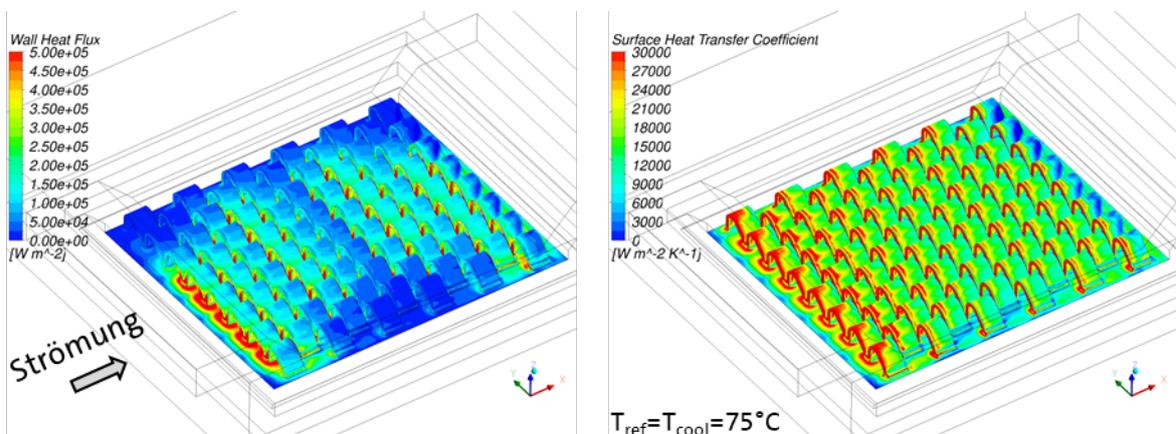


Abbildung 1-61: Wärmestromdichte und Wärmeübergangskoeffizient Variante A für die Kühlmittel-Eintrittsrandbedingungen 5 l/min und 75°C

Die Abbildung 1-62 zeigt Ergebnisse der geometrischen Variante A in Abhängigkeit des Volumenstroms und der Kühlmitteltemperatur am Eintritt. Mit sinkender Temperatur steigen Dichte und Viskosität des Kühlmittels an. Bei konstantem Volumenstrom erhöht sich mit steigender Dichte der Massenstrom. Beide Effekte führen dazu, dass bei Temperaturen von 20°C und weniger der Druckverlust stark ansteigt. Wird der Gesamtdruckverlust des Kühlkreislaufs dadurch gegebenenfalls zu hoch, kann die Pumpe nicht mehr den maximalen Kühlmittelmassenstrom zur Verfügung stellen. Der thermische Widerstand steigt bei Kühlmitteltemperaturen von 20°C und weniger ebenfalls merklich an. Im Vergleich zu einer Kühlmitteltemperatur von 65°C, ist die kinematische Viskosität des Wasser-Glykol-Gemisches bei 0°C etwa um den Faktor 7 höher, sodass bei gleicher Geometrie und konstantem Volumenstrom die Reynolds-Zahl in etwa um den Faktor 7 geringer ist. Dies beeinflusst die lokalen Strömungsverhältnisse und damit auch den konvektiven Wärmeübergang. Mit sinkender Kühlmitteltemperatur steigt allerdings die Differenz zwischen maximal zulässiger Bauteiltemperatur und der Kühlmitteltemperatur, sodass die abführbare Wärmemenge trotz des höheren thermischen Widerstands nach Gl. 1 nicht zwangsläufig geringer sein muss als bei einer höheren Kühlmitteltemperatur.

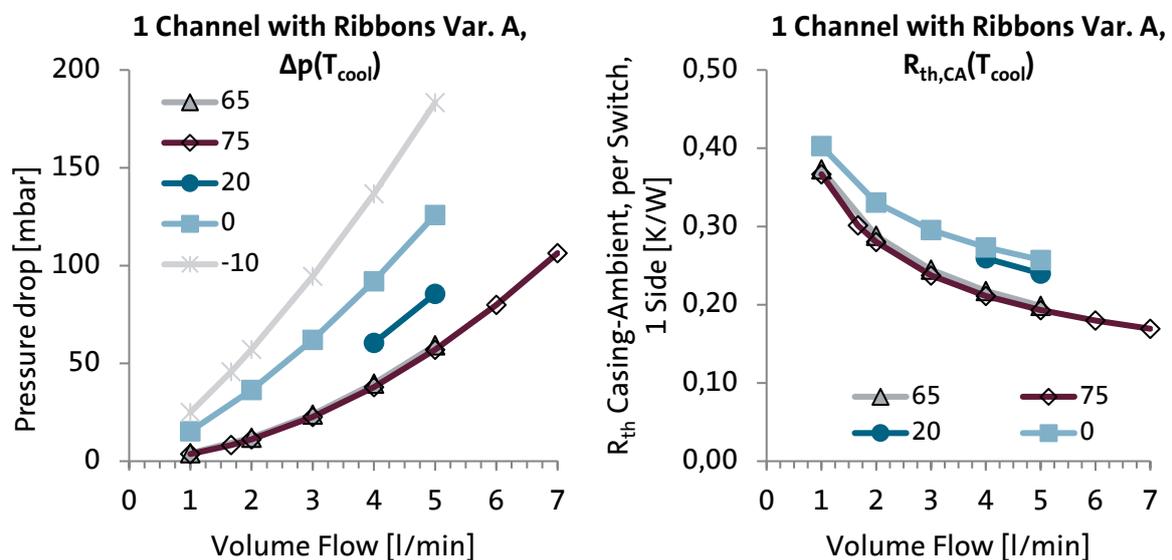


Abbildung 1-62: Ergebnisse CHT-Modell Variante A bei Variation der Kühlmitteltemperatur T_{cool} [°C]

1.7.5 Bauformen mit Geometrie A

1.7.5.1 Reihenanordnung

Zur Analyse der Reihenanordnung wird zunächst eine CHT-Simulation durchgeführt, bei der drei Kühlkanäle mit Ribbons aneinandergereiht sind (siehe Abbildung 1-63). Bei der Reihenanordnung der Leistungsmodule erwärmt sich das Kühlmittel aufgrund der zugeführten Wärmemenge bei Durchströmung jedes Kühlkanals bzw. der Überströmung jeder zu kühlenden Oberfläche. Die Abbildung 1-63 zeigt, dass sich durch die serielle Anordnung der Module die Maximaltemperatur der Wärmequellen $T_{C,max}$ von Modul zu Modul erhöht. Da sich der angegebene thermische Widerstand $R_{th,CA,switch,1side}$ nach Gl. 1 immer auf die konstante Kühlmittel-Eintrittstemperatur bezieht, weist ein in Reihe geschaltetes weiteres Modul nach dieser Definition zwangsläufig einen höheren $R_{th,CA,switch,1side}$ auf als das vorherige Modul. Aus Tabelle 1.11 ist ersichtlich, dass sich der thermische Widerstand $R_{th,CA,switch,1side}$ aufgrund der Reihenschaltung beim dritten Modul um 12,7% gegenüber dem ersten Modul erhöht hat.

Diese Erhöhung ist zu berücksichtigen, wenn man aus den Ergebnissen eines einzelnen Kühlkanals auf das Ergebnis einer seriellen Anordnung schließen möchte. Außerdem kann man Tabelle 1.11 entnehmen, dass sich der Druckverlust bei der seriellen Anordnung der einzelnen Kühlkanäle erwartungsgemäß addiert.

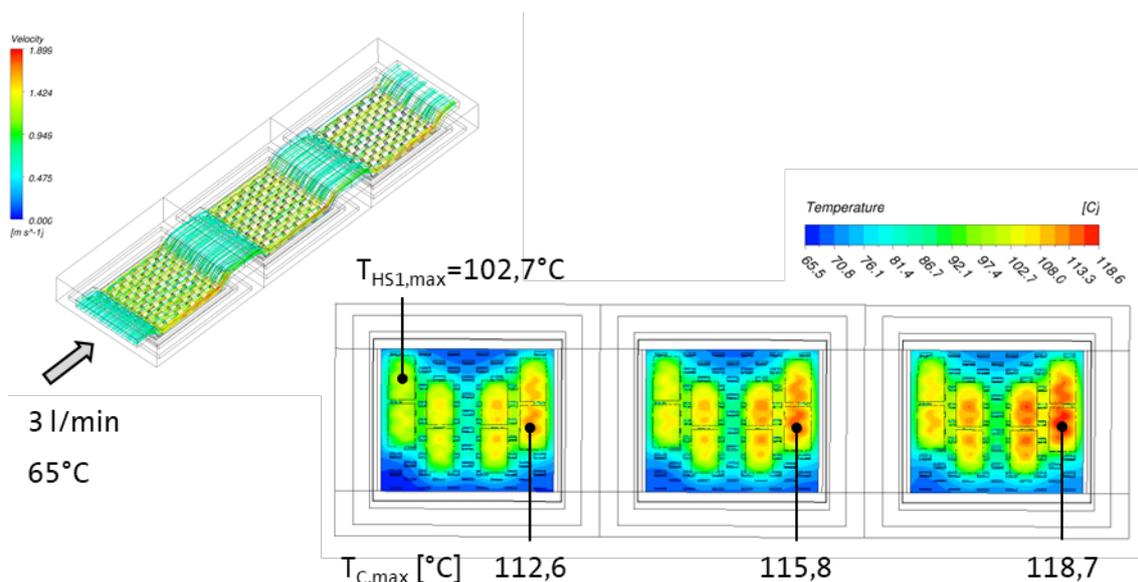


Abbildung 1-63: Temperaturverteilung Reihenanordnung Variante A für die Kühlmittel-Eintrittsrandbedingungen 3 l/min und 65°C

	Δp [mbar]	$T_{C,max}$ [°C]	$R_{th,CA,1side}$ pro Schalter [K/W]	Erhöhung $R_{th,CA,1side}$ [%] verglichen mit Modul 1
Modul 1	24	112,6	0,245	0
Modul 2	24	115,8	0,261	6,7 %
Modul 3	23	118,7	0,276	12,7 %
Summe	71	-	-	-
Maximum	-	118,7	0,276	12,7 %

Tabelle 1.11: CHT-Ergebnisse der Reihenanordnung Variante A bei den Kühlmittel-Eintrittsrandbedingungen 3 l/min und 65°C

Die durchgeführte CHT-Simulation der Reihenanordnung berücksichtigt nur eine Seite des doppelseitig gekühlten Leistungsmoduls und lässt somit die Fragen offen, wie das Kühlmedium vom Gehäuseeintritt zum Kühlkörper hin- und vom Kühlkörper zum Gehäuseaustritt zurückgeführt wird und welche Druckverluste dabei entstehen, sowie die Frage wie sich der Gesamt-Volumenstrom von maximal 10 l/min auf die beiden Strömungskanäle (Ober- und Unterseite Leistungsmoduls) aufteilt. Wie bereits in Abschnitt 2.1.2 erläutert, wird dazu eine CFD-Simulation (ohne Wärmeübertragung) durchgeführt. Die Abbildung 1-64 zeigt das Ergebnis der Kalibrierung des Druckverlustes eines CFD-Modells ohne Kühlstrukturen.

Ohne Kühlstrukturen („Channel“) entsteht bei der Durchströmung des Kühlmittels bei einem Volumenstrom von 5 l/min ein Druckverlust von 9,4 mbar. Mit Ribbons beträgt der Druckverlust hingegen ca.

55 mbar. Nach der Kalibrierung des porösen Medium erreicht die Geometrie ohne Kühlstrukturen („Channel- Δp_{mod4} “) ebenfalls diesen Wert.

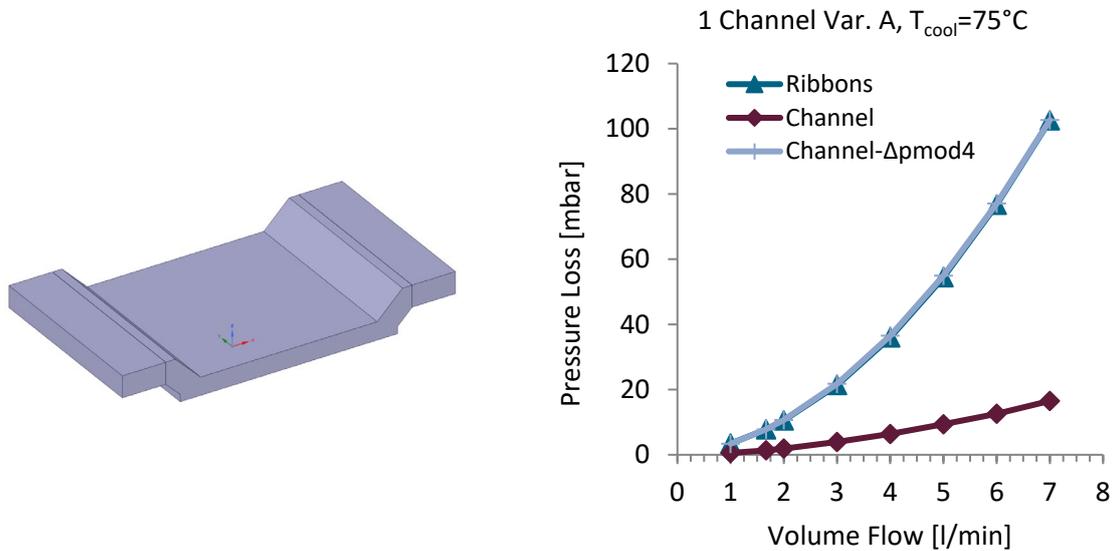


Abbildung 1-64: CFD-Modell eines Einzelkanals (ohne Ribbons) und Kalibrierung des Druckverlustes

In Abbildung 1-65 ist die Strömung bei der Reihenanzordnung für die Kühlmittel-Eintrittsrandbedingungen 10 l/min und 75°C dargestellt. Die Hin- und Rückführung des Kühlmittels zum Kühlkörper erfolgt auf verhältnismäßig großen Strömungsquerschnitten, sodass die Geschwindigkeit hier deutlich geringer ist als in den nur 3 mm hohen Kühlkanälen im Bereich des Leistungsmoduls. Entsprechend gering ist der Druckverlust- in den Hin- und Rückführung: Abbildung 1-66 (rechts) kann entnommen werden, dass die Hinführung („FluidInRow“) ca. 3 mbar Druckverlust bei einem Volumenstrom von 10 l/min verursacht und die Rückführung („FluidOutRowDiagonal“) ca. 3,3 mbar. Der Gesamtdruckverlust („Inlet-Outlet“) beträgt bei 10 l/min jedoch fast 180 mbar, sodass die Hin- und Rückführung lediglich einen Anteil von ca. 3,5% haben. Die CFD-Ergebnisse zeigen außerdem, dass sich der Gesamt-Volumenstrom nahezu exakt gleichmäßig auf beide Strömungskanäle (oben- und unten) aufteilt (Abbildung 1-66 links), was hinsichtlich des Druckverlustes optimal ist. Der Gesamtdruckverlust von ca. 180 mbar bei Variante A ist deutlich höher als der in Abschnitt 1.3 genannte Orientierungswert von 100 mbar, sodass diese geometrische Variante des LE-Kühlers für die Kühlkreislauf-Gestaltung inakzeptabel sein könnte.

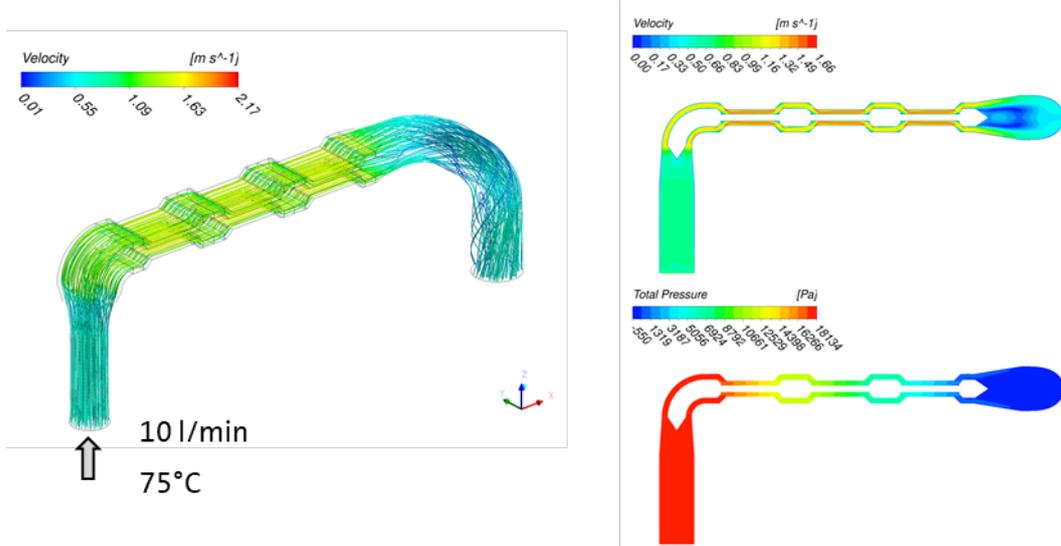


Abbildung 1-65: CFD-Ergebnisse der Reihenordnung Variante A für die Kühlmittel-Eintrittsrandbedingungen 10 l/min und 75°C

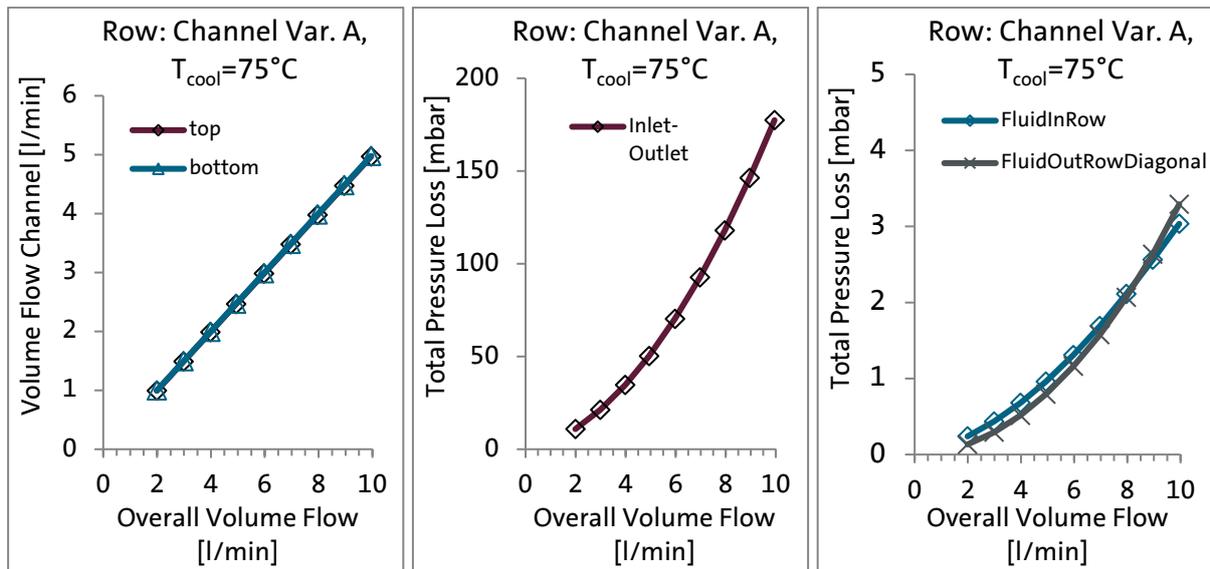


Abbildung 1-66: CFD-Ergebnisse der Reihenordnung Variante A

Nach der Bewertung des Druckverlustes, soll nun der thermische Widerstand der Variante A abschließend beurteilt werden. Bei einem Volumenstrom von 5 l/min pro Kühlkanal (pro Seite) bzw. einem Gesamtvolumenstrom von 10 l/min ergibt sich bei einem Einzelkanal der thermische Widerstand $R_{th,CA,switch,1side} = 0,193 K/W$ (siehe Abbildung 1-58). Unter Berücksichtigung der aus Tabelle 1.11 bekannten Erhöhung aufgrund der seriellen Anordnung von drei Leistungsmodulen ergibt sich für den Wärmepfad von der äußeren Kupferschicht des Moduls bis zum Kühlmedium („Casing to Ambient“) ein thermischer Widerstand von $R_{th,CA,switch,1side} = 0,218 K/W$. Dieser Wert berücksichtigt jedoch nur einen von zwei parallelen Wärmepfaden und enthält noch nicht den thermischen Widerstand des DSC-Moduls („Junction to Case“). In Tabelle 1.12 ist daher die Berechnung des Gesamtwiderstands („Junction to Ambient“) dargestellt. Für das DSC-Modul werden Ergebnisse einer thermischen Simulation aus der genannten Quelle verwendet. Für den thermischen Gesamtwiderstand pro Schalter ergibt sich für die Variante A ein Wert von $R_{th,JA,switch} = 0,155 K/W$.

Wärme pfad	$R_{th} \text{ pro}$ Schalter	Unten	Oben	Parallel	Bemerkung
Kühlkörper ("Casing to Ambient")	$R_{th,CA}$ [K/W]	0,218	0,218		Reihenordnung Var. A, $T_{cool}=75^{\circ}C$, $V_{pkt}=5$ l/min pro Kanal
DSC-Modul ("Junction to Case")	$R_{th,JC}$ [K/W]	0,052	0,144	0,038	Quelle: Infineon AG, "Thermal Simulation Gen2 S-Module with AlN Substrate and ATV Gen 2 Chip.pdf", All On
Gesamt ("Junction to Ambient")	$R_{th,JA}$ [K/W]	0,270	0,362	0,155	Ribbon- und Kühlkanal-Geo- metrie Variante A

 Tabelle 1.12: Berechnung des thermischen Gesamtwiderstands $R_{th,JA}$

1.7.5.2 Gestapelte Anordnung

Die Abbildung 1-67 zeigt schematisch die gestapelte Anordnung der drei DSC-Leistungsmodule. Da bei jedem Modul zwei Flächen zu kühlen sind, besteht eine sinnvolle Möglichkeit der Gestaltung darin, dass der Kühlkörper sechs Kühlkanäle aufweist.

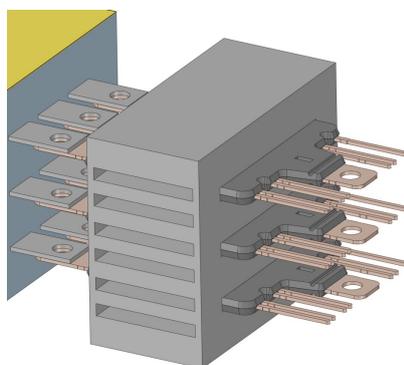


Abbildung 1-67: Gestapelte Anordnung (schematisch)

Im einfachsten Fall werden alle sechs Kühlkanäle vom gleichen Volumenstrom durchströmt, d.h. der Strömungsverteiler (die Hinführung des Kühlmittels zum Kühlkörper) ist symmetrisch. Bei einem Gesamt-Volumenstrom von 10 l/min ergeben sich damit bei der parallelen Anordnung 1,667 l/min pro Kühlkanal. In Tabelle 1.13 sind die Ergebnisse der gestapelten Anordnung aufgelistet, wobei die Werte für den maximalen Druckverlust Δp und den thermischen Widerstand $R_{th,CA,switch,1side}$ aus Abbildung 1-58 entnommen sind. Der thermische Gesamtwiderstand $R_{th,JA,switch}$ berechnet sich wie bei dem in Tabelle 1.12 dargestellten Beispiel.

Bei einer weiteren Variante der gestapelten Anordnung, könnte man den Strömungsverteiler asymmetrisch gestalten, sodass der Kühlkanal vorzugsweise auf der unteren Seite des DSC-Leistungsmoduls von einem höheren Volumenstrom durchströmt wird. In Tabelle 1.13 ist dazu ein Beispiel mit einer Volumenstrom-Aufteilung von 1,0 l/min zu 2,333 l/min zwischen Ober- und Unterseite dargestellt. Der thermische Gesamtwiderstand verändert sich dadurch nur marginal und beträgt $R_{th,JA,switch} = 0,196 \frac{K}{W}$. Aufgrund des höheren Volumenstroms erhöht sich der Druckverlust von ca. 8 auf 15 mbar. Im Vergleich zur seriellen Anordnung ist dies jedoch ein sehr geringer Wert, was auf die Parallelschaltung aller Kühlkanäle zurückzuführen ist. Die Durchströmung eines jeden Kühlkanals mit weniger Kühlmittel bewirkt allerdings einen deutlichen Anstieg des thermischen Widerstands.

Strömungsverteiler	Modul-seite	Volumenstrom [l/min]	Max. Δp [mbar]	$R_{th,CA}$ pro Schalter, 1 Seite [K/W]	$R_{th,JA}$ pro Schalter, 1 Seite [K/W]	$R_{th,JA}$ pro Schalter [K/W]
symmetrisch	oben	1,667	8	0,301	0,445	0,197
	unten	1,667		0,301	0,353	
asymmetrisch	oben	1,000	15	0,367	0,511	0,196
	unten	2,333		0,266	0,318	

Tabelle 1.13: Ergebnisse der gestapelten Anordnung Variante A für die Kühlmittel-Eintrittsrandbedingungen 10 l/min und 75°C

1.7.5.3 Pyramidale Anordnung

In Abbildung 1-68 ist die pyramidale Anordnung mit einer möglichen Varianten der Strömungskanalführung im Kühlkörper dargestellt. Diese Variante besitzt drei parallele Strömungskanäle, wobei sich der mittlere Kanal aufzeigt, um sowohl eine Fläche des oberen Modul 1, als auf Flächen der unteren Module 2 und 3 zu kühlen. Wie bei der seriellen Anordnung, wird eine CFD-Simulation durchgeführt, bei der der Druckverlust eines einzelnen Kühlkanals (ohne Ribbons) auf den Druckverlust der Variante A kalibriert wurde.

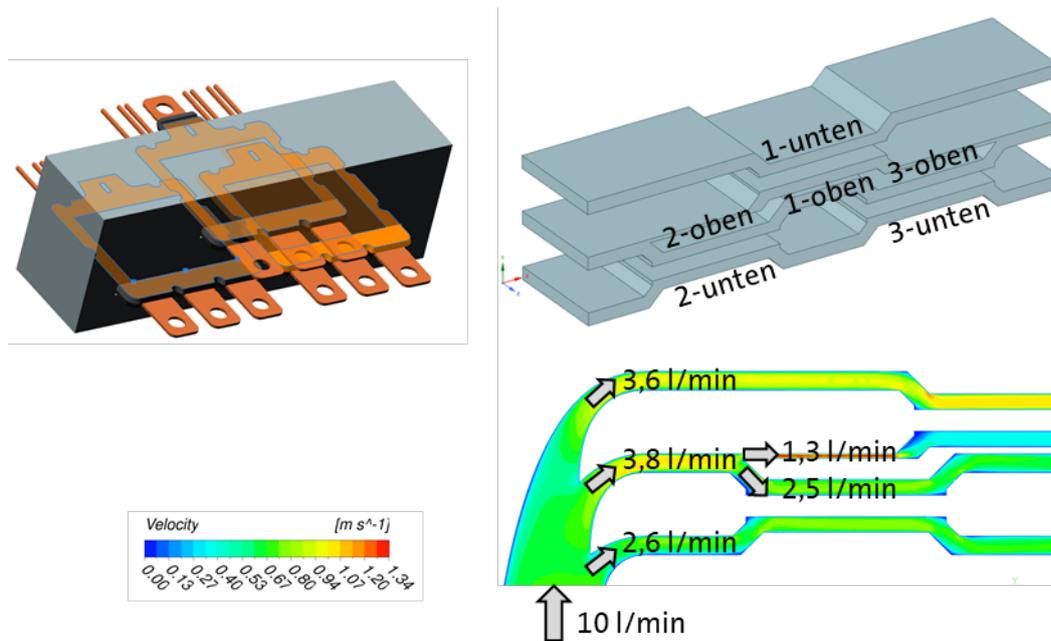


Abbildung 1-68: Pyramidale Anordnung (schematisch), Strömungskanäle einer möglichen Variante und Aufteilung des Gesamt-Kühlmittelvolumenstroms

Der Abbildung 1-68 kann die Aufteilung des Kühlmittelvolumenstrom bei einem Gesamtvolumenstrom von 10 l/min am Eintritt entnommen werden, die sich bei einem angenommenen Strömungsverteiler einstellt. Anhand dieser Volumenstrom-Aufteilung und den bekannten Ergebnissen eines Kühlkanals mit Ribbons aus Abbildung 1-58, können die thermischen Widerstände $R_{th,CA,switch,1side}$ der einzelnen Modulseiten angegeben werden (siehe Tabelle 1.14). Der thermische Gesamtwiderstand berechnet sich wie bei dem in Tabelle 1.12 dargestellten Beispiel und als Maximalwert ergibt sich $R_{th,JA,switch} = 0,183 \frac{K}{W}$.

Modul (Kühlkanal)	Volumenstrom [l/min]	$R_{th,CA}$ pro Schalter, 1 Seite [K/W]	$R_{th,JA}$ pro Schalter, 1 Seite [K/W]	$R_{th,JA}$ pro Schalter [K/W]	Bemerkung
1-oben	1,3	0,337	0,481	0,174	
1-unten	3,6	0,222	0,274		
2-oben	2,5	0,259	0,403	0,174	
2-unten	2,6	0,254	0,306		
3-oben	2,5	0,276	0,420	0,183	Rth höher als bei Modul 2 wegen Reihenschaltung
3-unten	2,6	0,271	0,323		

Tabelle 1.14: Thermische Widerstände der pyramidalen Anordnung Variante A für die Kühlmittel-Eintrittsrandbedingungen 10 l/min und 75°C

Der berechnete Druckverlust beträgt 40 mbar bei 10 l/min und ist damit geringer als bei der Reihen-anordnung, aber höher als bei der gestapelten Anordnung. Damit stellt die pyramidale Anordnung sowohl geometrisch, als auch hydraulisch und thermisch eine Mischform der seriellen und parallelen Anordnung dar.

1.7.6 Geometrische Varianten B, C und D

Ein Nachteil der geometrischen Variante A ist, dass sie in der Reihen-anordnung einen verhältnismäßig hohen Druckverlust von ca. 180 mbar aufweist (siehe Abschnitt 3.2.1). Daher wurde zunächst die Ribbon- und Kühlkanal-Geometrie Variante B erzeugt (siehe Abbildung 1-69), die einen geringeren Druckverlust verursachen soll. Die wesentlichen Änderungen gegenüber der Var. A sind (vgl. Tabelle 1.15):

- Höhe der Ribbons („Loop height“) auf 3,0 mm erhöht
- Höhe des Kanals am Ein- und Austritt auf 4,5 mm erhöht
- Weglassen des mittleren Wires, der keine Überdeckung mit den Wärmequellen hat

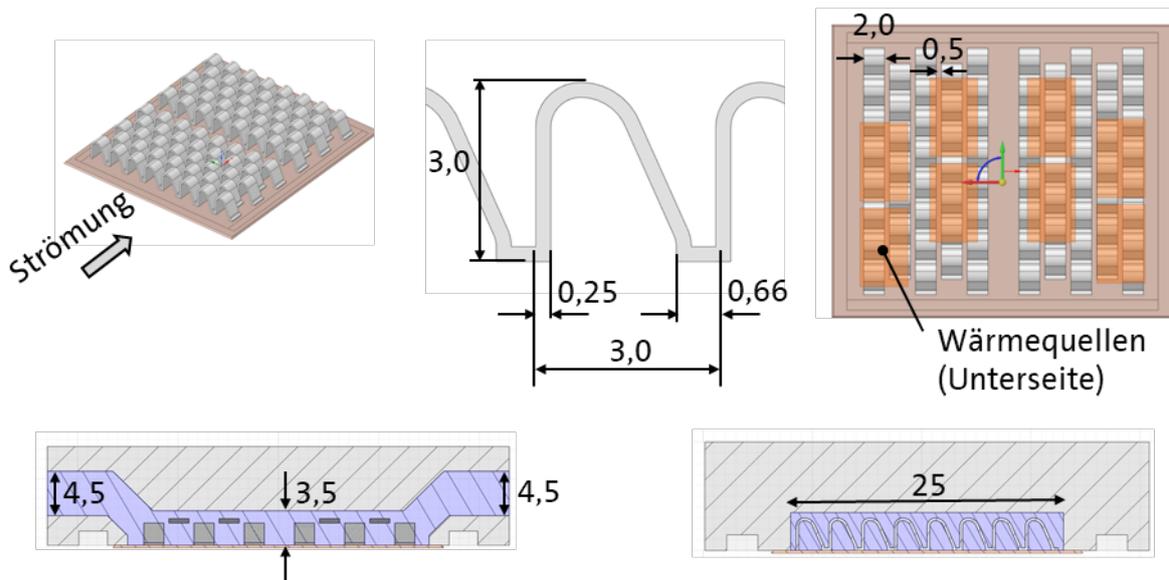


Abbildung 1-69: Ribbon- und Kühlkanal-Geometrie Variante B (Angaben in mm)

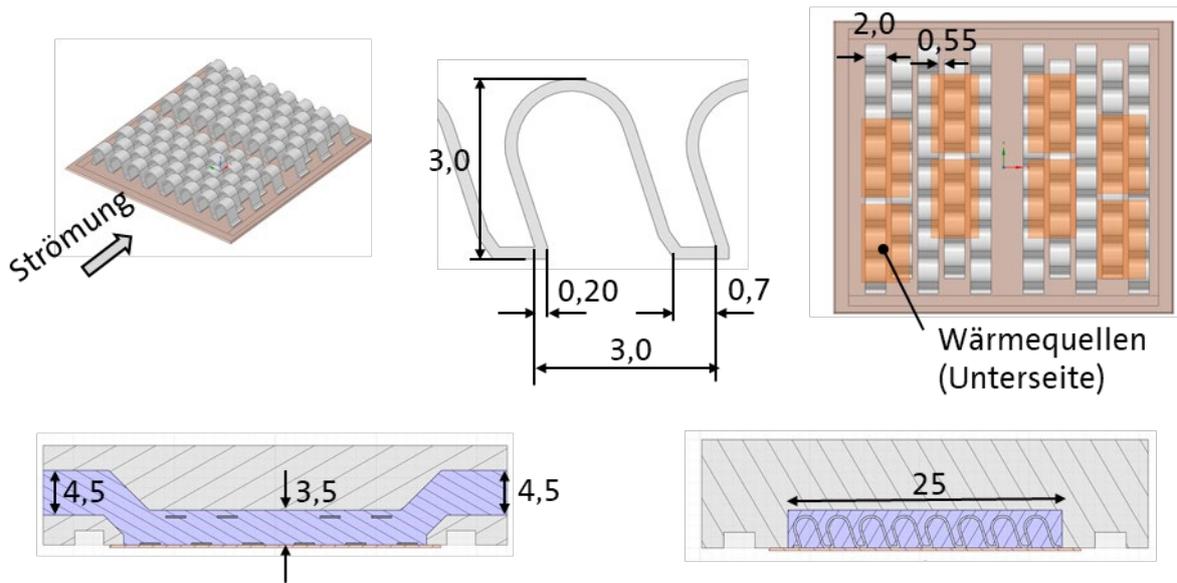


Abbildung 1-70: Ribbon- und Kühlkanal-Geometrie Variante C (Angaben in mm)

Mit der Variante C und D kommen zwei weitere Ribbon-Geometrien zur Untersuchung hinzu, die ebenfalls eine Höhe („Loop height“) von 3,0 mm aufweisen (siehe Abbildung 1-70 und Tabelle 1.15). Sie unterscheiden sich aber in der Dicke des Bonddrahtes („Thickness“) mit 0,2 mm bei Variante C und 0,3 mm bei Variante D, sowie einem geringfügig größeren Abstand zwischen den „Wires“ (siehe Tabelle 1.15). Zur besseren Vergleichbarkeit mit den Varianten B und C wurde die Länge („Step back“) der Variante D konstant gehalten und beträgt 3,0 mm. Aus Abbildung 1-70 ist ersichtlich, dass sich die Variante C und D zusätzlich in der Form von Variante B unterscheiden und eine seitliche Neigung aufweisen. Der Grund hierfür ist ein Einfluss des Fertigungsverfahrens, der berücksichtigt werden soll. Alle geometrischen Varianten haben eine ähnlich große Kontaktfläche zwischen Ribbon und der äußeren Moduloberfläche von ca. 1,8 mm² pro Ribbon.

	Geometry	Var. A	Var. B	Var. C	Var. D
Ribbon	Step Back [mm]	3,0	3,0	3,0	3,0
	Loop Height [mm]	1,9	3,0	3,0	3,0
	Width [mm]	2,0	2,0	2,0	2,0
	Spacing between wires [mm]	0,500	0,500	0,550	0,550
	Thickness [mm]	0,250	0,250	0,200	0,300
	Number of wires	11	10	10	10
	Number of ribbons	6*8+5*7=83	6*8+4*7=76	76	76
	Offset of wires [mm]	1,5	1,5	1,5	1,5
Channel	Width [mm]	25	25	25	25
	Height at ribbons [mm]	2,5	3,5	3,5	3,5
	Gap above Ribbons [mm]	0,6	0,5	0,5	0,5
	Height at inlet/outlet [mm]	3,0	4,5	4,5	4,5

Tabelle 1.15: Ribbon- und Kühlkanal-Geometrie Variante A, B, C und D

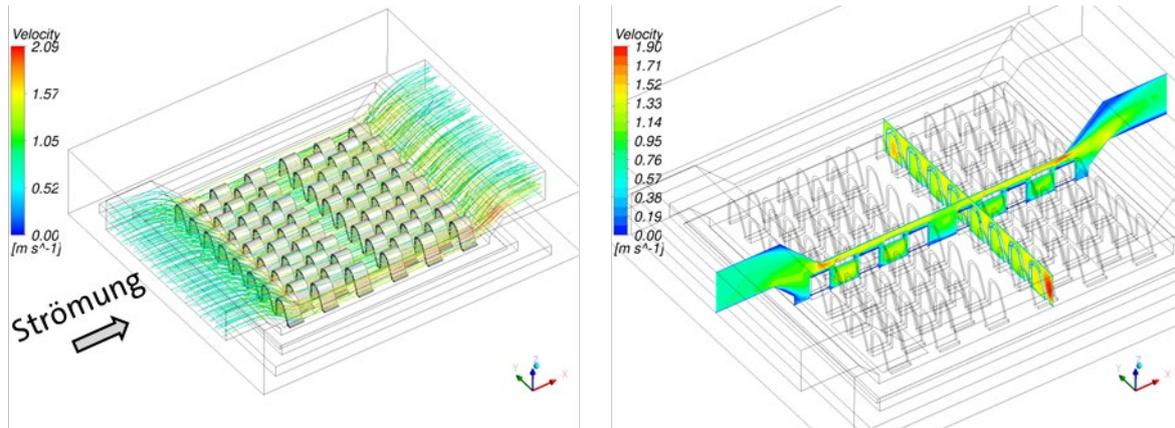


Abbildung 1-71: Geschwindigkeitsverteilung Variante B für die Kühlmittel-Eintrittsrandbedingungen 5 l/min und 75°C

Die Abbildung 1-71 bis 20 zeigen Ergebnisse der CHT-Simulation der Variante B. Die Vergrößerung der Ribbon- und Kanalhöhe führt im Vergleich zur Variante A (Abbildung 1-59 bis Abbildung 1-61) zu einer Reduktion der Strömungsgeschwindigkeit, weshalb ein reduzierter Druckverlust zu erwarten ist.

Durch die erhöhte „Loop height“ der Variante B erhöht sich die benetzte Oberfläche (Summe aus Ribbons und benetzter Kupfer-Fläche) geometrisch von 2409 mm² bei Var. A auf 2950 mm². Die reduzierte Strömungsgeschwindigkeit verschlechtert allerdings den konvektiven Wärmeübergang (geringere Wärmeübergangskoeffizient α) und überkompensiert die größere Oberfläche, sodass sich bei den gewählten Randbedingungen eine um 3,6 K höhere Maximaltemperatur von $T_{C,max} = 116,1^\circ\text{C}$ (siehe Abbildung 1-72) und damit ein höherer thermischer Widerstand ergibt. Vergleicht man Abbildung 1-73 mit Abbildung 1-61, fällt außerdem auf, dass die höheren Ribbons (Var. B) auf ihrer überströmten Oberseite im Vergleich zu den niedrigeren Ribbons (Var. A) eine geringere Wärmestromdichte und auch einen geringeren Wärmeübergangskoeffizienten aufweisen. Die Vergrößerung der effektiv am Wärmeübergang beteiligten Oberfläche ist somit geringer als die geometrische Flächenvergrößerung. Die „Loop height“ der Ribbons sollte nur soweit erhöht werden, wie es zur Reduzierung des Druckverlustes in Abhängigkeit der Anordnung unbedingt erforderlich ist.

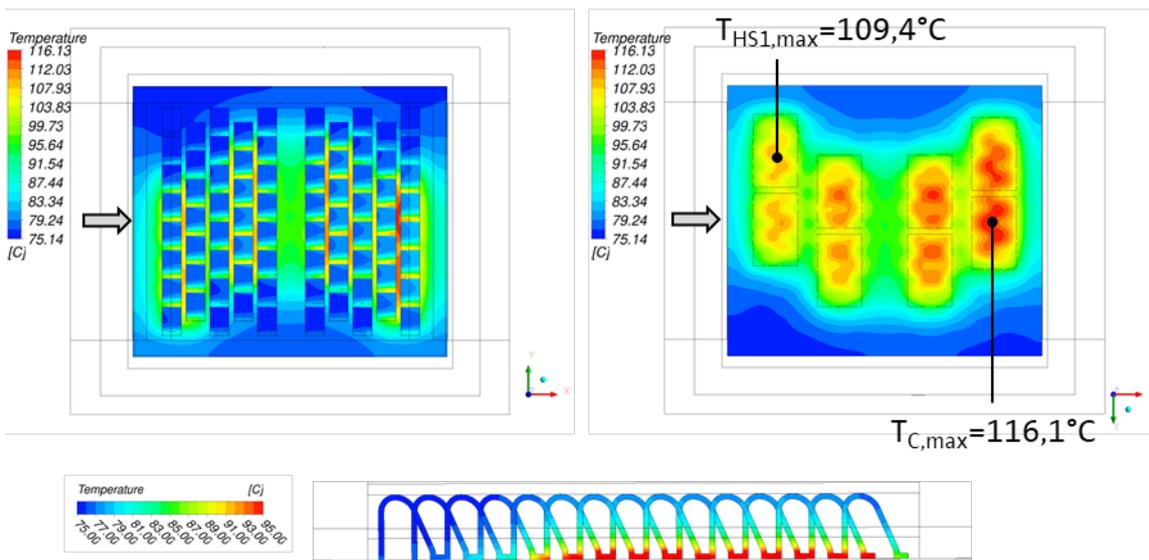


Abbildung 1-72: Temperaturverteilung Variante B für die Kühlmittel-Eintrittsrandbedingungen 5 l/min und 75°C

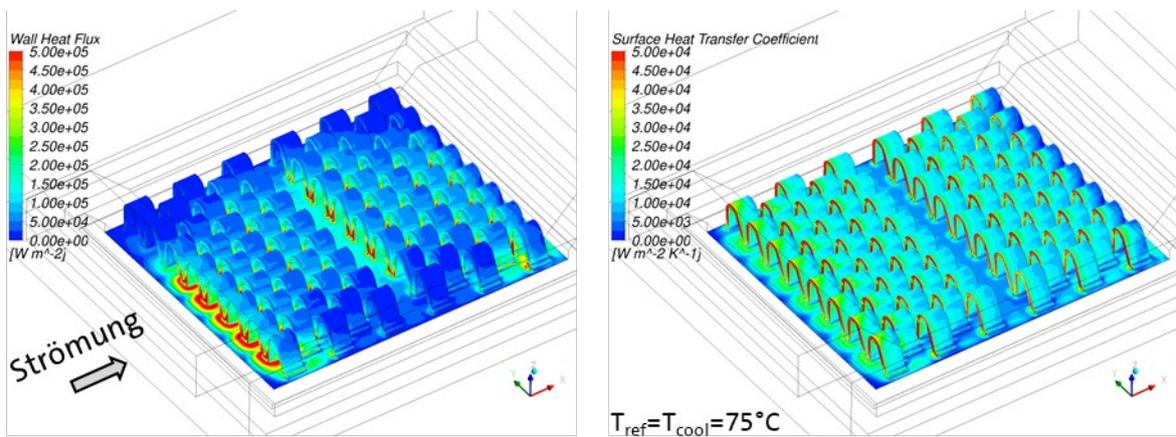


Abbildung 1-73: Wärmestromdichte und Wärmeübergangskoeffizient Variante B für die Kühlmittel-Eintrittsrandbedingungen 5 l/min und 75°C

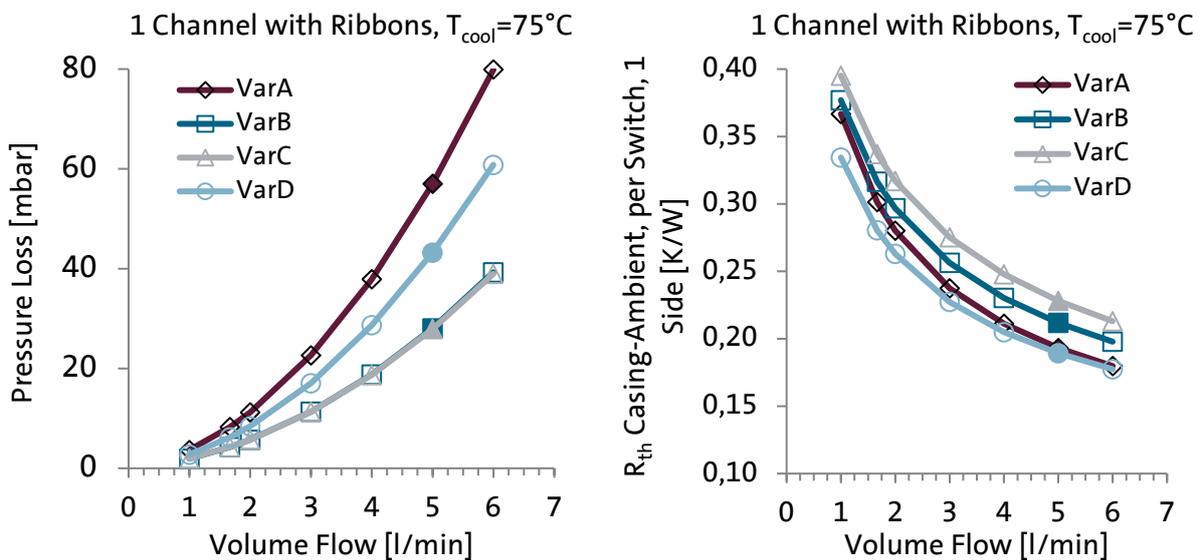


Abbildung 1-74: Ergebnisse CHT-Modell Varianten A, B, C und D

Die Abbildung 1-74 zeigt den Druckverlust und den thermischen Widerstand $R_{th,CA,switch,1side}$ als Funktion des Kühlmittel-Volumenstroms für die geometrischen Varianten A bis D. Der Druckverlust der Variante B ist im Vergleich zur Var. A ca. 50% geringer, allerdings steigt der thermische Widerstand bei einem Volumenstrom von 5 l/min um ca. 10% an.

Trotz der geringeren Dicke des Bonddrahts von 0,2 mm, verursacht die Variante C den gleichen Druckverlust wie die Variante B mit 0,25 mm Bonddraht-Dicke, was vermutlich auf die geänderte Ribbon-Form zurückzuführen ist. Der Druckverlust der Variante D mit 0,3 mm dickem Bonddraht ist deutlich höher als bei der Variante C. Hier macht sich der Unterschied in der frontal angeströmten Stirnfläche der Ribbons, die bei 0,3 mm dickem Bonddraht (Var. D) um 50% größer als bei Var. C, bemerkbar. Gleichzeitig führt die erhöhte Stirnfläche allerdings zu einem gegenüber der Variante C um 17% reduziertem thermischen Widerstand $R_{th,CA,switch,1side}$ der bei einem Volumenstrom von 5 l/min auf dem Niveau der Variante A liegt. Ursache hierfür ist der verbesserte konvektive Wärmeübergang, zu dem die direkt angeströmte Stirnfläche in besonderem Maße beiträgt, was man anhand der sehr hohen

Wärmeübergangskoeffizienten auf den Stirnflächen aller Wires erkennen kann (siehe exemplarisch Abbildung 1-73 rechts).

Reihenanzordnung der Geometrie B

Aufgrund der größeren Kanalhöhe der Varianten B, C und D am Ein- und Austritt des Kühlkanals (4,5 statt 3,0 mm bei Var. A), müssen die Hin- und Rückführung des Kühlmittels zum Kühlkörper angepasst werden. Die Simulationen wurden exemplarisch für die Ribbon-Geometrie B durchgeführt. Wie schon bei der Variante A (siehe Abschnitt 3.2.1), ist erneut die Aufteilung des Volumenstroms auf die beiden Strömungskanäle (Ober- und Unterseite Leistungsmoduls), sowie der Gesamt-Druckverlust von Interesse. Zur Beantwortung dieser Fragestellungen werden wieder CFD-Simulationen an der Kanalgeometrie ohne Kühlstrukturen, aber mit kalibriertem Druckverlust-Modell durchgeführt. Die Abbildung 1-75 zeigt die Ergebnisse der Reihenanzordnung für die Kühlmittel-Eintrittsrandbedingungen 10 l/min und 75°C. Wie bereits diskutiert, führt die größere Kanalhöhe zu einer Erhöhung der Querschnittsfläche und somit bei identischem Volumenstrom zu einer Reduktion der Strömungsgeschwindigkeit.

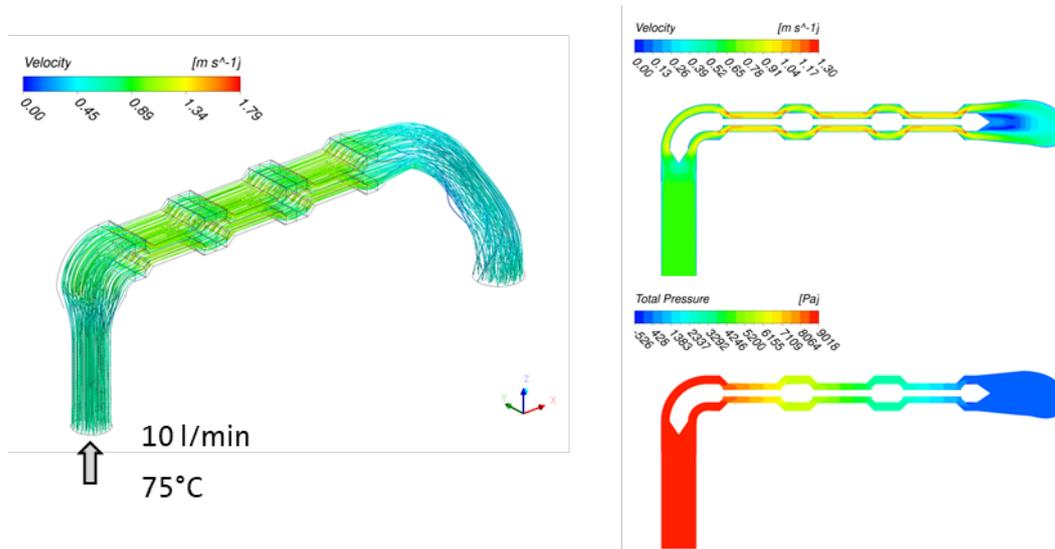


Abbildung 1-75: CFD-Ergebnisse der Reihenanzordnung Variante B für die Kühlmittel-Eintrittsrandbedingungen 10 l/min und 75°C

Die Abbildung 1-76 zeigt die Ergebnisse der Reihenanzordnung der Variante B in Abhängigkeit des Gesamt-Volumenstroms. Die Hinführung („FluidInRow45“) und die Rückführung („FluidOutRowDiagonal45“) des Kühlmittels zum Kühlkörper verursachen bei einem Volumenstrom von 10 l/min weniger als 2 mbar Druckverlust. Der Gesamtdruckverlust („Inlet-Outlet“) beträgt bei 10 l/min ca. 89 mbar. Der Gesamt-Volumenstrom teilt sich erneut nahezu gleichmäßig auf beide Strömungskanäle auf.

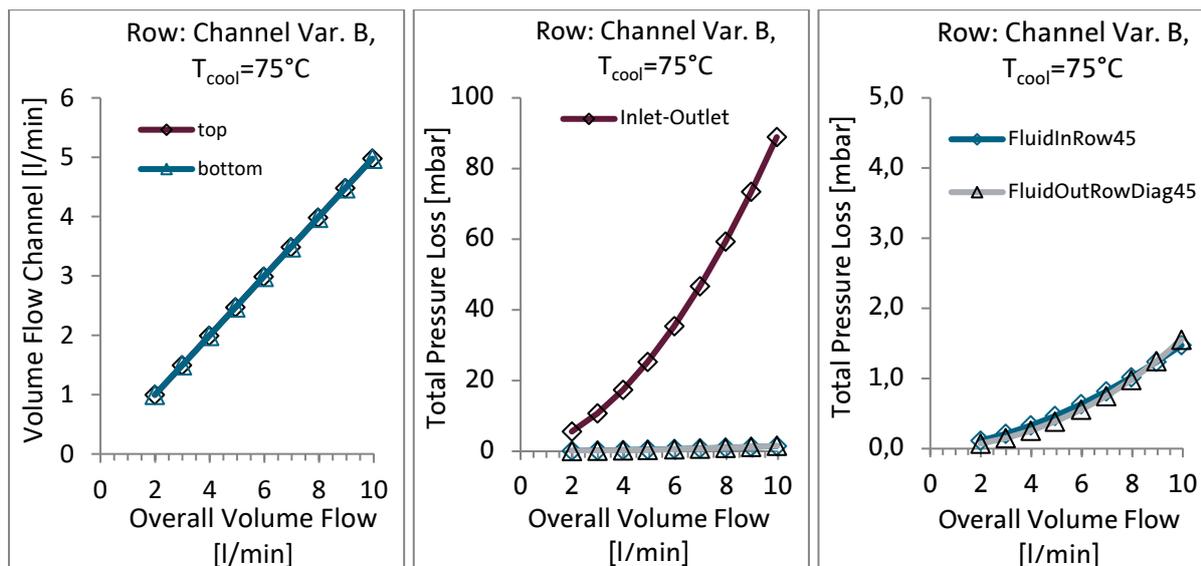


Abbildung 1-76: CFD-Ergebnisse der Reihenanordnung Variante B

1.7.7 Bewertung der untersuchten Kühlkonzepte

Abschließend sollen die wichtigsten Ergebnisse der numerischen Studie in einer Übersicht zusammenfasst und die untersuchten Kühlkonzepte bewertet werden (siehe Tabelle 1.16).

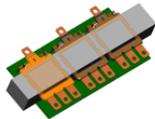
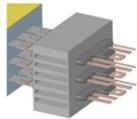
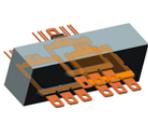
	 Row				 Stack		 Pyramid	
Ribbon & Channel Geometry	Var. A	Var. B*	Var. C	Var. D*	Var. A	Var. A		
Coolant Inlet Temperature T_{cool} [°C]	75	75	75 °C	75	75	75		
Total Volume Flow Rate [l/min]	10	10	10 l/min	10	10	10		
Pressure drop [mbar]	180	89	89 mbar	135	8..15**	40		
Max. $R_{th,JA}$ [K/W] per switch	0.155	0.166	0.175 K/W	0.153	0.196	0.183		
Max. Junction Temperature $T_{j,max}$ [°C]			175 °C 200 °C		175	200	175	200
Max. Power Loss per switch [W]			572 W 715 W		511	639	547	684

Tabelle 1.16: Simulationsergebnisse der untersuchten Kühlkonzepte (*: Ribbons wahrscheinlich nicht herstellbar, **: Nur Druckverlust des Kühlkörpers ohne Strömungsverteiler, -sammler und Leitungen)

Tabelle 1.16 enthält sowohl die konstanten Randbedingungen Kühlmittel Eintrittstemperatur und Gesamt-Volumenstrom, die Simulationsergebnisse Druckverlust und max. thermischer Widerstand „Junction to Ambient“ $R_{th,JA}$ pro Schalter, als auch für ausgewählte Varianten die daraus abgeleitete maximal zulässige Verlustleistung bei definierten Obergrenzen der Sperrschicht-Temperatur des Leistungshalbleiters $T_{j,max}$. Die Berechnung erfolgt nach Gl. 3 für die maximalen Sperrschicht-Temperaturen 175°C und 200°C.

$$P_{max,switch} = \frac{T_{j,max} - T_{cool}}{R_{th,JA,switch}} \quad (3)$$

Bei der Reihenanordnung der doppelseitig gekühlten Leistungsmodule wird der Gesamt-Volumenstrom des Kühlmittels auf zwei Strömungskanäle aufgeteilt und muss jeweils drei Kühlkanäle (zu kühlende Oberflächen) durchströmen. Daraus ergibt sich prinzipiell der höchste Druckverlust, was bei der Gestaltung der Ribbon- und Kühlkanal-Geometrie berücksichtigt werden muss. Beispielsweise beträgt der Gesamtdruckverlust bei Variante A ca. 180 mbar und ist damit deutlich höher als der oben genannte Orientierungswert von 100 mbar, sodass ein Kühler mit dieser Geometrie für die Kühlkreislauf-Gestaltung inakzeptabel sein kann. Eine finale Bewertung lässt sich allerdings nur treffen, wenn die Druckverluste alle Kühlkreislaufteilnehmer, sowie die Eigenschaften der verwendeten Kühlwasser-Pumpe und des fahrzeugseitigen Kühlers bekannt sind. Bei den Varianten B und C konnte der Druckverlust gegenüber der Variante A um ca. 50% reduziert werden. **Dies zeigt, dass es notwendig ist, die Gestaltung der Kühlstrukturen (Ribbons) auf die favorisierte Anordnung der Leistungsmodule (z.B. Reihe) abzustimmen.** Der große Vorteil der Reihenanordnung besteht hinsichtlich der Kühlung darin, dass eine Durchströmung der Kühlkanäle mit verhältnismäßig hohem Volumenstrom den geringsten thermischen Widerstand zur Folge hat, sodass die maximal zulässige Verlustleistung bei den hier untersuchten Konzepten am höchsten ist.

Nachträglich hat sich herausgestellt, dass die Varianten B und D mit dem vorgesehenen Fertigungsverfahren nicht herstellbar sind. Bei Variante B hat die Form der Ribbons keine seitliche Neigung auf, was bei der Höhe („Loop height“) von 3,0 mm, jedoch notwendig ist. Hinzu kommt eine unübliche Bonddraht-Dicke von 0,250 mm. Bei der Variante D mit dem 0,300 mm dicken Bonddraht, muss für den Herstellprozess die Länge („Step back“) größer als die hier gewählten 3,0 mm sein.

Somit ist die Variante C der Ribbon- und Kühlkanal-Geometrie in Reihenanordnung die insgesamt zu bevorzugende Variante. Die Ergebnisse der Variante D zeigen, dass die Bonddraht-Dicke großen Einfluss auf die Zielgrößen hat und der deutlich geringere thermische Widerstand der Variante D zeigt das Verbesserungspotenzial eines dickeren Bonddrahts auf. Eine fertigungsgerechte Gestaltung der Ribbons mit 0,3 mm dickem Bonddraht wäre eine interessante Variante für zukünftige Untersuchungen.

Die gestapelte Anordnung hat aufgrund der Parallelschaltung aller Kühlkanäle und des daraus folgenden geringen Kühlmittel-Volumenstroms pro Kühlkanal den höchsten thermischen Widerstand aller Kühlkonzepte und ist daher unter den hier betrachteten Bedingungen und bei den getroffenen Annahmen nicht zu empfehlen.

Die pyramidale Anordnung stellt sowohl hydraulisch, als auch thermisch eine interessante Mischform der seriellen und parallelen Anordnung dar. Allerdings weist diese Anordnung mit Abstand die höchste Komplexität bezüglich der Gestaltung auf. Möglicherweise kann mit einer gezielten Detail-Auslegung und Optimierung der Ribbon- und Kühlkanalgeometrie, sowie der Strömungskanal-Führung im Kühlkörper der pyramidalen Anordnung eine Verbesserung dieses Kühlkonzeptes erreicht werden.

2 Verwertbarkeit und Nutzen der Ergebnisse

Im Rahmen des Vorhabens sind mehrere Demonstratoren entwickelt worden, welche zur Validierung des erarbeiteten Konzepts genutzt wurden. Ein Ziel in dem Projekt war es, die Auslegungskriterien verschiedener Baugruppen, wie Isolationschichtdicke, Leistungshalbleiter und Lagererdungen zu untersuchen und zu hinterfragen.

Innerhalb der Projektlaufzeit ist im Volkswagen Konzern die Entscheidung getroffen worden, konsequent auf SiC-Halbleiter für die Fahrumrichter zu setzen. Dies hat zur Folge, dass die im Rahmen des UmSiChT Projektes adressierten Probleme und Abhängigkeiten von sehr großem Interesse sind. Die abgeschlossenen Arbeiten sind bereits in enger Zusammenarbeit mit den entsprechenden Abteilungen der VW Serienentwicklung erfolgt und werden auch entsprechend weitergeführt. Der Transfer und die Verwertbarkeit ist in diesem Förderprojekt sehr hoch und ist der passende Beitrag zu den Fragestellungen der Serienentwicklung.

Es sei dazu auf die Schlussberichte der Partner verwiesen. Damit stehen erforderliche Bewertungsgrundlagen für eine mögliche Umsetzung in zukünftigen Serienprodukten grundsätzlich zu Verfügung.

3 Fortschritte auf dem Gebiet des Vorhabens bei anderen Stellen

Aktuell sind keine Ergebnisse dritter bekannt, die im Wettbewerb zu den hier erzielten Ergebnissen stünden.

4 Veröffentlichungen, Literatur

- [1] Simon Cebin, Holger Borcharding, Adrian Lis, Rüdiger Kusch, Christian Schnücker, "Design of thermal management for double-sided cooled SiC-power Semiconductors", *PCIM Europe, May 2022*
- [2] Jordan Sorge, Adrian Lis, Rüdiger Kusch, "Efficiency Improvement Potential of Fast Switching with New 1200 V SiC-DSC-module for Automotive Traction Inverters up to 300 kW", *CIPS 2022 - 12th Int'l Conference on Integrated Power Electronics Systems, March 2022*

5 Patentanmeldungen

- [1] K 27133 DE 2019-06-21 Anmeldetext für Amt 14199479 „Variationen der Rotorkonstruktion von elektrischen Maschinen zur Unterbindung von zirkularen Rotor- und Lagerströmen“

6 Verwendete Quellen

Die verwendeten Quellen sind in den Abschnitten entsprechend vermerkt