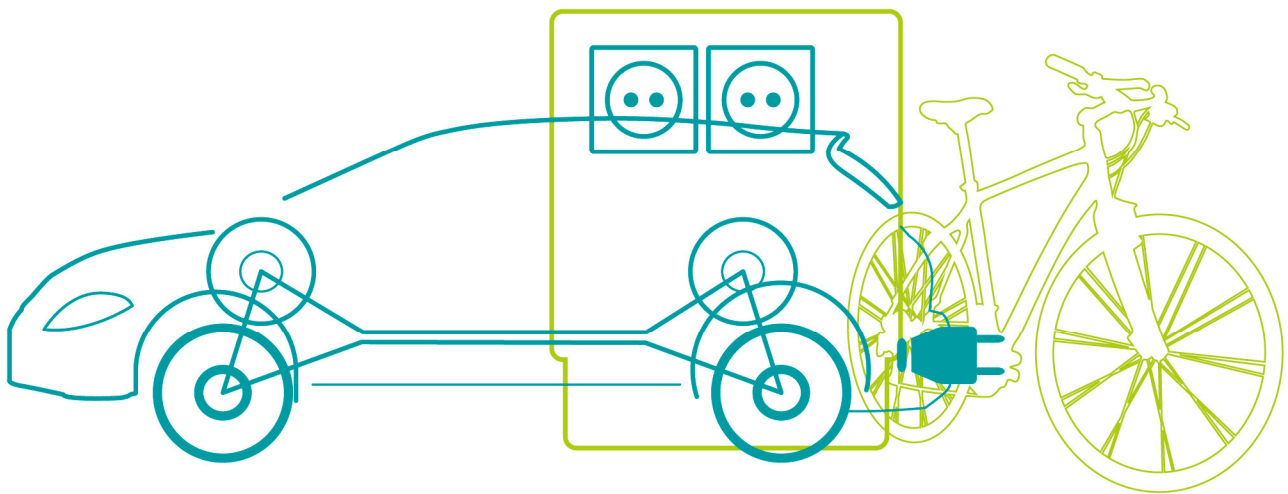




HeAL

Hocheffizienter eisenloser Antrieb für
Leichtbauhybridfahrzeuge



VORWORT

Die Publikationsreihe **BLUE GLOBE REPORT** macht die Kompetenz und Vielfalt, mit der die österreichische Industrie und Forschung für die Lösung der zentralen Zukunftsaufgaben arbeiten, sichtbar. Strategie des Klima- und Energiefonds ist, mit langfristig ausgerichteten Förderprogrammen gezielt Impulse zu setzen. Impulse, die heimischen Unternehmen und Institutionen im internationalen Wettbewerb eine ausgezeichnete Ausgangsposition verschaffen.

Jährlich stehen dem Klima- und Energiefonds bis zu 150 Mio. Euro für die Förderung von nachhaltigen Energie- und Verkehrsprojekten im Sinne des Klimaschutzes zur Verfügung. Mit diesem Geld unterstützt der Klima- und Energiefonds Ideen, Konzepte und Projekte in den Bereichen Forschung, Mobilität und Marktdurchdringung.

Mit dem **BLUE GLOBE REPORT** informiert der Klima- und Energiefonds über Projektergebnisse und unterstützt so die Anwendungen von Innovation in der Praxis. Neben technologischen Innovationen im Energie- und Verkehrsbereich werden gesellschaftliche Fragestellung und wissenschaftliche Grundlagen für politische Planungsprozesse präsentiert. Der **BLUE GLOBE REPORT** wird der interessierten Öffentlichkeit über die Homepage www.klimafonds.gv.at zugänglich gemacht und lädt zur kritischen Diskussion ein.

Der vorliegende Bericht dokumentiert die Ergebnisse eines Projekts aus dem Forschungs- und Technologieprogramm „Neue Energien 2020“. Mit diesem Programm verfolgt der Klima- und Energiefonds das Ziel, durch Innovationen und technischen Fortschritt den Übergang zu einem nachhaltigen Energiesystem voranzutreiben.

Wer die nachhaltige Zukunft mitgestalten will, ist bei uns richtig: Der Klima- und Energiefonds fördert innovative Lösungen für die Zukunft!

A stylized, handwritten signature in black ink.

Ingmar Höbarth
Geschäftsführer, Klima- und Energiefonds

A handwritten signature in black ink that reads 'Theresia Vogel'.

Theresia Vogel
Geschäftsführerin, Klima- und Energiefonds

HeAL

Hocheffizienter eisenloser Antrieb für Leichtbauhybridfahrzeuge



AutorInnen:

**Oliver Winter / AIT
Robert Rentz / DFM
Stephan Ucsnik / LKR**

1 Inhaltsverzeichnis

1	Inhaltsverzeichnis	4
2	Einleitung	5
2.1	Aufgabenstellung	5
2.2	Schwerpunkte des Projektes und Einordnung in das Programm	5
2.2.1	Energiestrategische Ziele	5
2.2.2	Systembezogene Ziele	5
2.2.3	Technologiestrategische Ziele als Schwerpunkt des Projektes.....	5
2.3	Verwendete Methoden und Aufbau der Arbeit	6
3	Inhaltliche Darstellung	7
3.1	Projektmanagement	7
3.2	Lastenheft	7
3.3	Berechnung und Analyse der Varianten	8
3.4	Herstellung des Funktionsmodells	13
3.5	Regelelektronik und Prüfplan	16
3.6	Elektrische, thermische und mechanische Prüfungen	16
4	Ergebnisse und Schlussfolgerungen	21
5	Ausblick und Empfehlungen.....	23
6	Literaturverzeichnis	24
7	Anhang – Literaturbeispiele [5] und [7]	25
8	Kontaktdaten.....	34

2 Einleitung

2.1 Aufgabenstellung

Obwohl in den letzten Jahren eine Vielzahl von Modellen und Pilotprojekten für Elektromobilität vorgestellt wurden, zeigt die Zulassungsstatistik, dass Hybrid- und Elektrofahrzeuge nach wie vor ein Nischenprodukt darstellen. Aus der Endkundensicht wird neben den Anschaffungskosten und der Lebensdauer der elektrischen Energiespeicher vor allem die begrenzte Reichweite als Gegenargument angeführt. Um die mitgeführte elektrische Energie bestmöglich zu nutzen, sollte neben der Optimierung aller elektrischen Verbraucher vor allem der Fahrtrieb auf größtmöglichen Wirkungsgrad ausgelegt sein.

Das Ziel des Projektes HeAL ist daher die Entwicklung eines eisenlosen und hocheffizienten elektrischen Antriebs für ein Leichtbaufahrzeug. Der Aufbau soll mit Leichtbau- und Kunststoffverbundwerkstoffen erfolgen und ein neuartiges Kühlkonzept beinhalten, um auf eine Flüssigkeitskühlung verzichten zu können. Am Ende der Projektlaufzeit soll ein Funktionsmuster basierend auf einem eingangs definierten Lastenheft entworfen, hergestellt und vermessen werden.

2.2 Schwerpunkte des Projektes und Einordnung in das Programm

2.2.1 Energiestrategische Ziele

Hybridfahrzeuge und im speziellen die darin enthaltenen elektrischen Antriebe werden in Zukunft das Mobilitätsgeschehen prägen. Das Wissen über die Herstellung von Hochleistungskomponenten und den damit verbundenen Kostenstrukturen kann die Entscheidungsträger in der Abschätzung langfristigen Entwicklungen unterstützen. Bei erfolgreicher Umsetzung können in weiterer Folge qualitativ hochwertige Arbeitsplätze geschaffen werden.

2.2.2 Systembezogene Ziele

Im Bereich der Leichtbaufahrzeuge kann das geplante Antriebssystem durch die geringe Komponentenzahl und dem geringen Gewicht der elektrischen Maschine als Möglichkeit zur Entwicklung neuartiger Konzepte dienen.

Herstellung und Optionenvielfalt bei Technologien und Energieträgern: Durch die Etablierung von Hybridfahrzeugen und in weiterer Folge die breite Einführung von Plug-in-Hybrids und Elektrofahrzeugen wird Strom als neuer Energieträger etabliert. Die Optionenvielfalt bei der Wahl der Energieträger erhöht sich dadurch.

2.2.3 Technologiestrategische Ziele als Schwerpunkt des Projektes

Durch die Aufstellung des Konsortiums mit zwei Abteilungen einer außeruniversitären Forschungseinrichtung und einem mittelständischen Unternehmen sollen folgende Ziele erreicht werden:

- Interdisziplinäre Kooperation innerhalb des Forschungsunternehmens

Elektrische Antriebe – Strömungssimulation – Festigkeitsberechnung – Fügetechnik

- Positionierung eines inländischen Unternehmen

Eröffnung der Möglichkeit in die Produktion von Elektromotoren einzusteigen und dadurch langfristig Arbeitsplätze zu sichern die Wertschöpfung im Inland zu erhöhen

Die erfolgreiche Umsetzung des Projekts beruht auf einer engen Kooperation zwischen den Industrie- und Forschungspartnern mit jeweils unterschiedlichen Wissensschwerpunkten. Die Verfügbarkeit von modernsten Entwicklungsumgebungen und einem fundierten technischen Know-how sowie langjähriger Expertise bietet eine ideale Plattform, um Innovations- und Synergiepotentiale optimal nutzen zu können.

2.3 Verwendete Methoden und Aufbau der Arbeit

Nach der Definition der Zielleistungsdaten wurden verschiedenste im Konsortium vorhandene Finite Elemente Programme verwendet, um das Basisdesign zu untersuchen. Zusammen mit der Herstellung von Bauteil - Funktionsmustern und Materialtest wurde die Basis für die spätere Realisierung gelegt. Nach der Fertigstellung wurden an die Funktionsmuster umfangreiche Prüfungen durchgeführt, um das endgültige Design zu validieren. Die angewendete Methodik wurde auf der SPEEDAM 2012 veröffentlicht [5] und ist in Abb. 1 dargestellt.

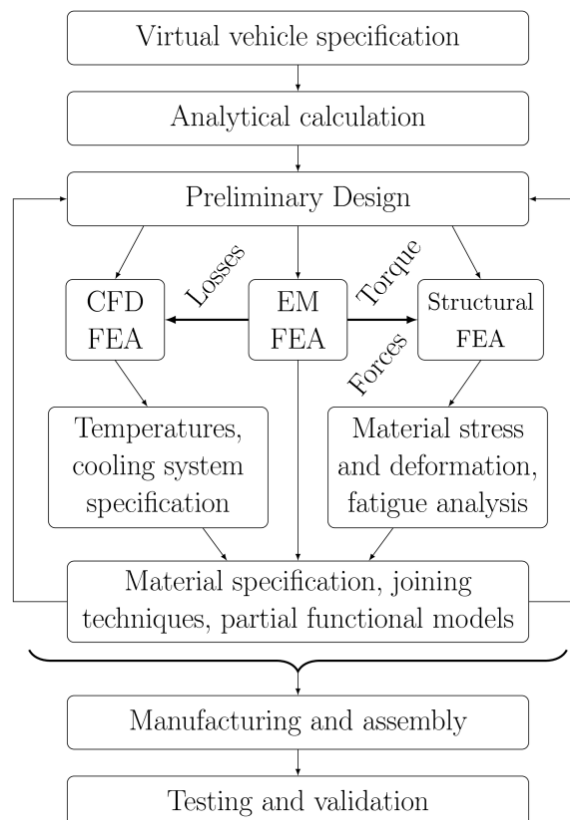


Abb. 1 Methodik und Projektablauf [5]

3 Inhaltliche Darstellung

Die Beschreibung des Projektes erfolgt auf Basis der Planungsstruktur, die bis auf die Verlängerung um 3 Monate und zeitlichen Verschiebungen der Arbeitspakete größtenteils umgesetzt wurde.

3.1 Projektmanagement

Im Rahmen des Projektmanagement erfolgte vor allem die Koordination, Planung und Durchführung der Meetings, sowie die Überwachung und Überprüfung der Ergebnisse. In weiterer Folge wurden die Abstimmungen hinsichtlich des Fertigungsablaufs inklusive der Beschaffung der Zukaufteile durchgeführt. Die Planung und Koordination der Herstellung und Prüfungen im Einklang mit den in den Partnerunternehmen vorhandenen Ressourcen war eine große Herausforderung, konnte aber schlussendlich mit der Vermessung der Funktionsmuster erfolgreich abgeschlossen werden. Die Kommunikation mit dem Management des KLIEN und die Koordination der Erstellung der Berichte waren vor allem für die Sichtbarkeit des Projektes von großer Bedeutung

3.2 Lastenheft

Die Definition eines virtuellen Fahrzeugs (Tabelle 1) war der Startpunkt für die Erstellung des Lastenhefts. Neben der Masse und der Frontfläche wurde auch der verfügbare Bauraum, d.h. der Felgendurchmesser definiert. Das Motorprinzip wurde basierend auf ersten Ziel-Leistungsdaten mit einem 3D Konstruktionstool (siehe Abb. 2) modelliert und zur Erstellung des Lastenhefts herangezogen.

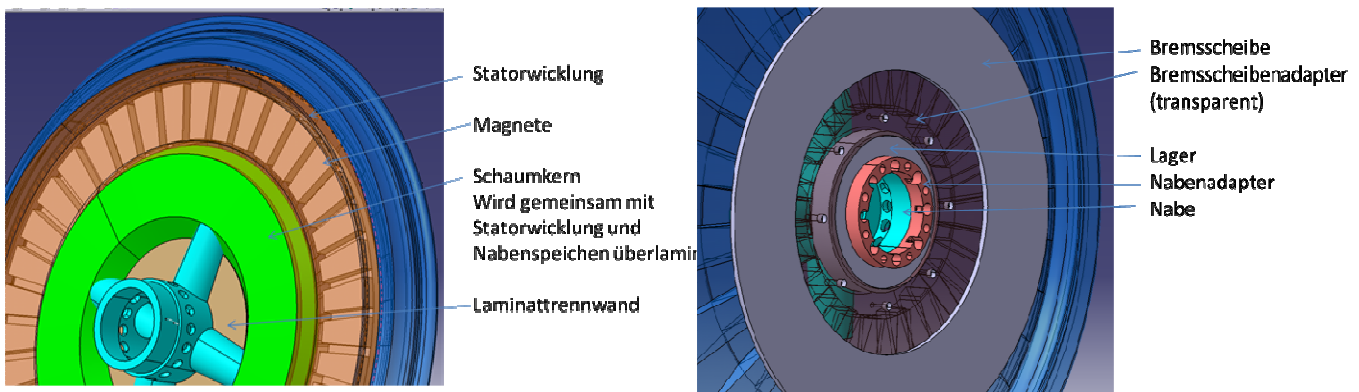


Abb. 2: Erstes 3D Konstruktionsmodell von DFM

Das Lastenheft wurde entsprechend der Planung mit Ende April fertig gestellt:

Tabelle 1: Eckdaten virtuelles Fahrzeug [5]

Description	Symbol	Nominal value
Vehicle mass	m_{vv}	250 kg
Frontal area	A_{vv}	1.8 m ²
Aerodynamic coefficient	c_w	0.220
Rolling coefficient	c_r	0.008
Nominal speed	v_{nom}	80 km/h

Tabelle 2: Lastenheft HeAI Motor 4]

Description	Symbol	Nominal value
Continuous output power	P_{nom}	3500 W
Peak power (10 s)	P_{peak}	5 · P_{nom}
Speed at 80 km/h	n_n	660 rpm
Continuous torque	T_{nom}	55 Nm
Peak torque (10 s)	T_{peak}	5 · T_{nom}
Nominal torque/active weight		4.8 Nm/kg
Peak torque/active weight		24 Nm/kg

3.3 Berechnung und Analyse der Varianten

Beim **AIT** wurden zuerst mögliche Magnetkonfigurationen untersucht. Durch elektromagnetische Finite Elemente Analyse (FEA) konnte gezeigt werden, dass sich die geplante Halbach Anordnung neben geringerem Gewicht durch höhere Flussdichten im Luftspalt auszeichnet. Detaillierte Untersuchungen verschiedener Magnetbreiten und -höhen ergaben die Definition des ersten Halbacharray Abmessungen. Analytische Variationsrechnungen führten zur Definition der Eckdaten des Motors. Basierend auf diesen Daten wurde das 3D Modell angepasst und für die strömungs- und strukturelle Berechnungen verwendet. Untersuchungen von verschiedenen Magnetformen und Kombinationen unter Verwendung von elektromagnetischer 3D FEA führten zur endgültigen Auswahl der Anordnung mit je einem Trapez und einem Blockmagnet pro Pol. Die Temperaturabhängigkeit des Halbacharrays wurde im Detail untersucht und mündeten in zwei Veröffentlichungen [1],[4]. Für den Zusammenbau sind die wirkenden Magnetkräfte von großer Bedeutung. Durch die Variation des Abstands wurde die Annäherung der beiden Magnetringe berechnet und für die strukturelle Berechnung übernommen. Nach der Charakterisierung verschiedener Wicklungsstrategien wurden ein rechteckiger Litzendraht als passend identifiziert.

Das aus der analytischen Berechnung stammende Design wurde mit einem 3D CAD Tool modelliert und elektromagnetisch berechnet. Aus dieser Feldlösung können beispielsweise die magnetische Flussdichte im Luftspalt (Abb. 3links) und damit die entstehenden Kräfte und Momente berechnet werden. Die Verluste für die entsprechenden Arbeitspunkte werden für die weitere thermische bzw. strömungsmechanische Berechnung erfasst. Die Abb. 3 rechts zeigt die Temperaturverteilung in der Wicklung als Ergebnis der gekoppelten elektromagnetisch thermischen Berechnung. Die exakte Modellierung des verwendeten Litzendrahtes in 2D ermöglicht die Berechnung der frequenzabhängigen Verluste, die sich vor allem durch die getaktete Ansteuerung über das PWM Verfahren ergeben.

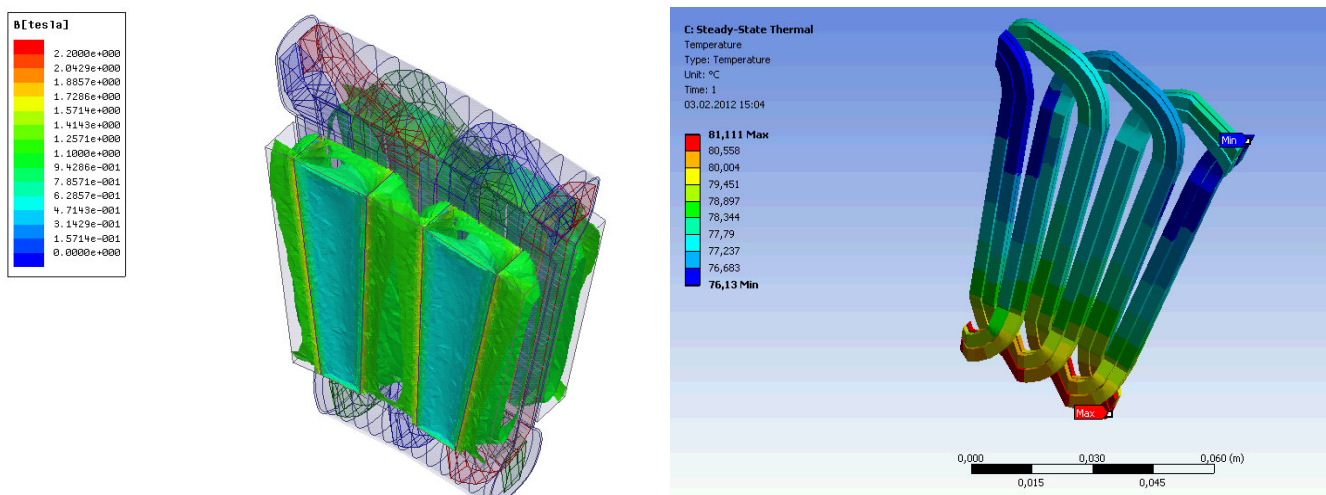


Abb. 3: (links) Magnetische Flussdichte in den Magneten, (rechts) Temperaturverteilung in der offenen Wicklung bei Nennstrom

Die strömungsmechanische Analyse zeigt die Temperaturverteilung in allen Bauteilen und der Luft. Dadurch können die Wärmeübergangskoeffizienten und die an die Luft abgegebene Wärmemenge, die gleichzeitig der Kühlleistung entspricht, abgeschätzt werden.

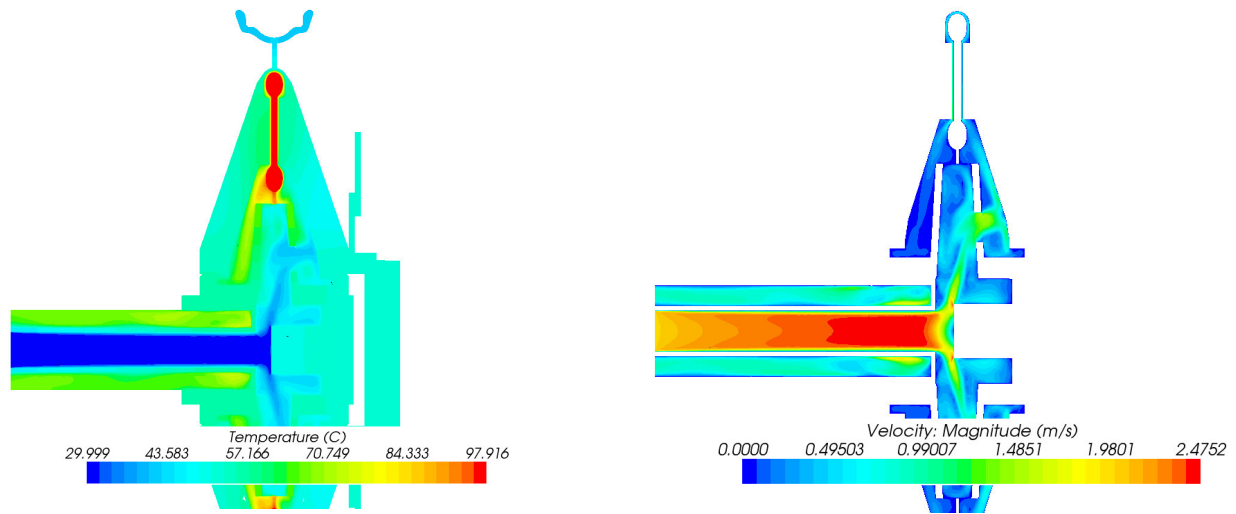


Abb. 4: Beispiel CFD Ergebnis, Temperaturverteilung und Strömungsgeschwindigkeit

Die strukturmechanische Berechnung der carbonfaserverstärkten (CFK) Felge wurde über das **DFM** durchgeführt. Dazu wurden drei kombinierte Lastfälle definiert. CALC1: Fahrzeug fährt eine Kurve unter normaler Last, CALC 2: Fahrzeug fährt aus einer Kurve und beschleunigt auf das maximale Drehmoment und CALC3: Fahrzeug fährt über einen Randstein. Die enthaltenen Belastungskomponenten sind in Tabelle 3 dargestellt. Zusätzlich wurde der Prüfstands Betrieb bzw. der vollständige Bremsbetrieb mit einseitiger Bremsscheibe berechnet.

Tabelle 3: Einzelkomponenten der kombinierten Lastfälle

	CALC 1	CALC 2	CALC 3
REIFENDRUCK			
AUFSTANDSKRAFT			
KURVENFAHRT			
MISSBRAUCHSKRAFT			
DREHMOMENT 55Nm			
DREHMOMENT 275Nm			
MAGNETE			

Die CFK Felge wurde in mehreren Berechnungsschritten optimiert, um allen Lastfällen gerecht zu werden. Durch Erhöhung der Lagenanzahl und des Füllgrades konnte die Verformung minimiert und die gesetzten Ziele erreicht werden.

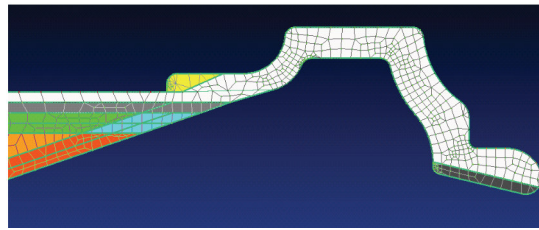
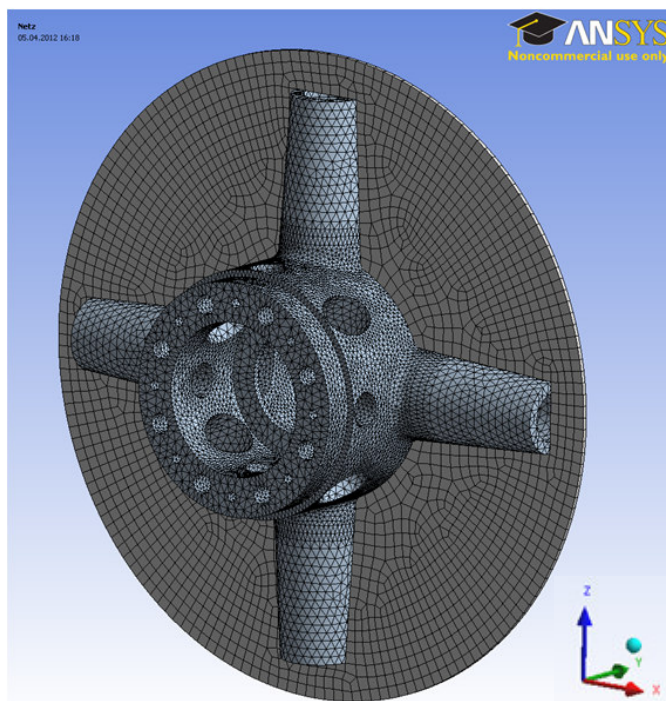
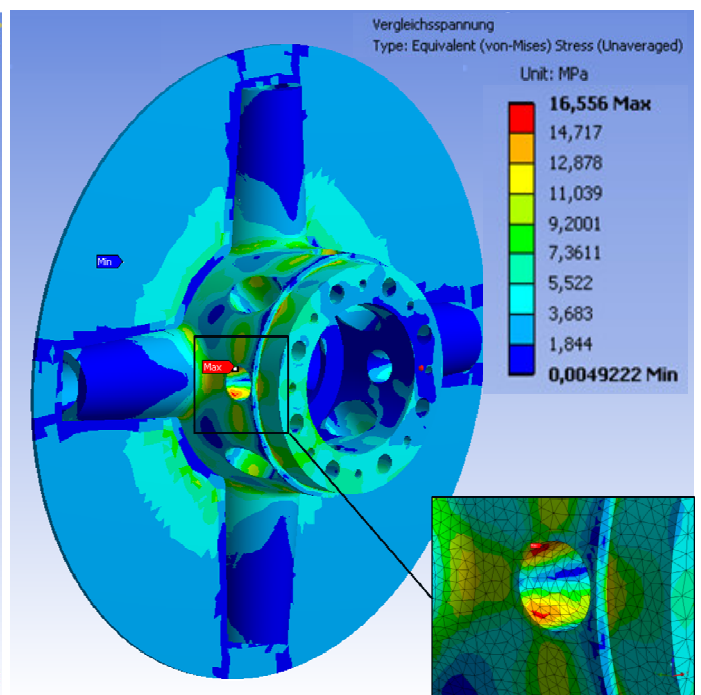


Abb. 5: Ausschnitt der von LYNX optimierten CKG Felge

Am **LKR** wurde die mechanische Auslegung des Stators aus einer Leichtmetall-Gusslegierung durchgeführt. Durch die Anwendung von strukturmechanischer FEA erhält man Aufschluss über Deformations- und Spannungsverteilungen im Stator unter Betriebslasten. Des Weiteren wurde die Verbindung zwischen Anschlussflansch und Teststand-Flansch dimensioniert, um eine sichere Drehmoment-Übertragung gewährleisten zu können. Per Übergabe von **DFM** erstellten CAD-Geometrien der Varianten 1-3 wurden FEA -unterstützte Festigkeits-Überprüfungen von LKR durchgeführt. Mit diesen wurde verifiziert in wie fern die konstruierten Radnaben-Geometrie des feststehenden, spulentragenden Stators den definierten Belastungen entspricht und statischen als auch dynamischen Festigkeiten des ausgewählten Werkstoffes (Mg) genügt. Auf Basis dieser Untersuchungen wurden als Werkstoffe für den Radnaben-Stator zwei Magnesium-Guss-Werkstoffe festgelegt, einmal die industriell bekannte Mg-Legierung AZ91 (G-MgAl9Zn1) und zum zweiten die LKR-eigene Mg-Legierung-Entwicklung auf Basis Mg-Zk-Zr. Letztere wird zusätzlich zur Anwendung gebracht werden, da diese durch sehr gute Gießeigenschaften charakterisiert ist. Unter anderem besitzt die Legierung im Niederdruckguss-Verfahren eine geringe Heißrissneigung, die wiederum zu erhöhten Festigkeiten sowohl bei Raum- als auch bei erhöhten Temperaturen führen soll.



Radnabe+Wicklungshalter



Spannungen an der Mg-Radnabe

Abb. 6: FEA-Modell

Parallel zur FEA-Analyse der Naben-Geometrie erfolgte auf eine Dimensionierung der Schraub-anbindung zwischen Mg-Radnabe und einem passenden, gegenüberliegenden Anschlussflansch aus Stahl, um eine sichere Anbindung zwischen Funktionsmodell und Prüfstand (=Fahrzeugkarosserie) zu gewährleisten. Aus dieser Auslegungsrechnung heraus ergaben sich Änderungen an der Dicke der Zylinderwand der Radnabe und der Verteilung/Positionierung der Flanschschrauben.

Nach Design-Freeze der Radnabengeometrie wurde mit der Software ProCAST numerisch analysiert in Bezug auf Füllung der Gießform mit flüssiger Mg-Schmelze und in Bezug auf lokale Wärme-/Kühlstapunkte im Bauteil während des Gießens, die potentielle Gefahrenzonen zur Lunkerbildung darstellen, analysiert. Damit konnten Anguss- und Steigerpositionierung derart gestaltet werden, dass die Radnabe eine gleichmäßige von außen nach innen ablaufenden Abkühlfronten erfährt.

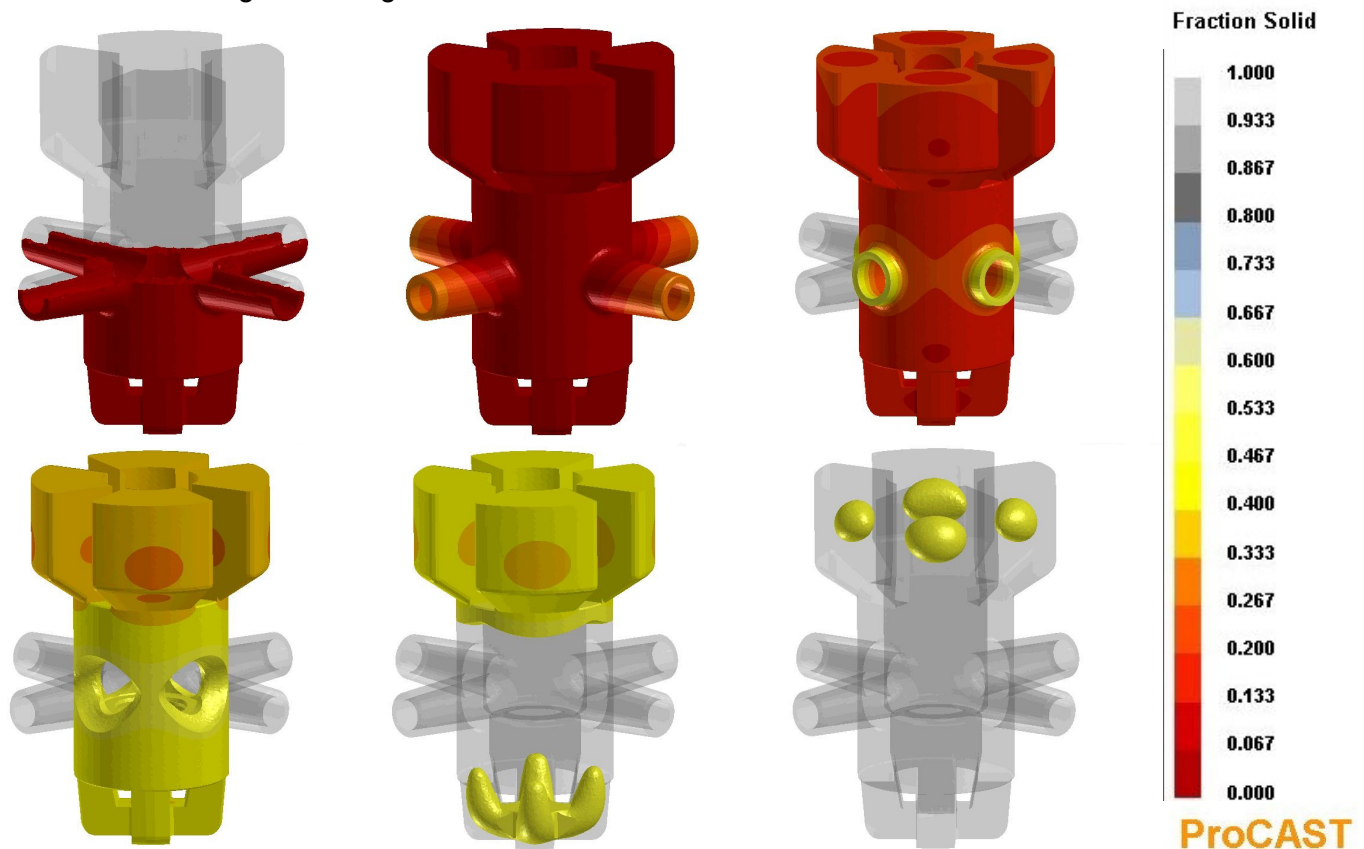


Abb. 7: Stadien der Formfüll- und Temperaturabkühlsimulation bei Abguss der Mg-Radnabe – rot=Schmelze, gelb = semi-solid Zustand, grau = Erstarrtes Metall

Die Untersuchung des Glasfaserlaminats und der Verbindung zwischen Nabe und Wicklung wurde von **DFM** in Auftrag gegeben. Die Modellierung erfolgte mit FEMAP und das Viertelmodell mit dem Interface zum inneren Wicklungskopf ist in Abb. 8 dargestellt.

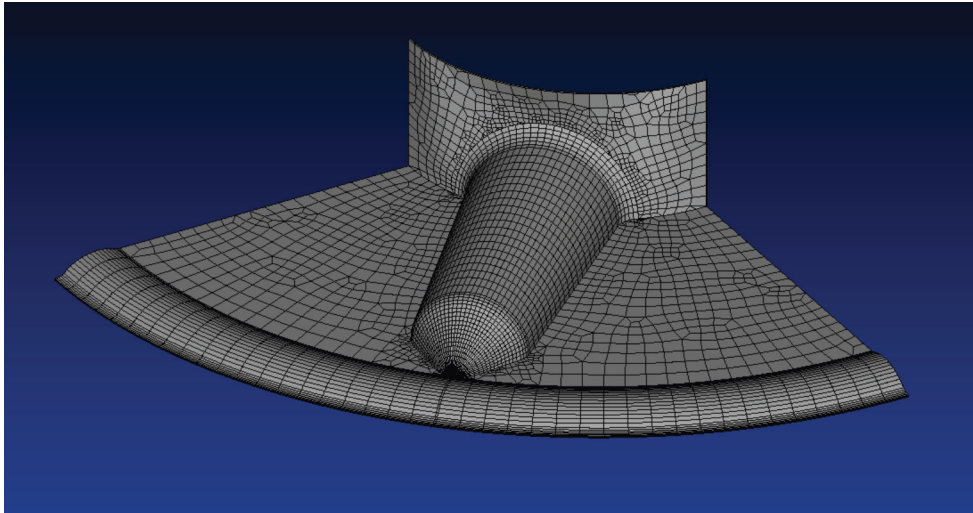


Abb. 8: Modell GFK Laminat

Mit entsprechenden Materialdefinitionen und Randbedingungen konnten die Spannungszustände innerhalb des Laminats berechnet werden. Da die maximal zulässige Spannung des Glaslaminat bei 76 N/mm² liegt, konnte die Festigkeit der geplanten Konstruktion mit großer Sicherheit bestätigt werden.

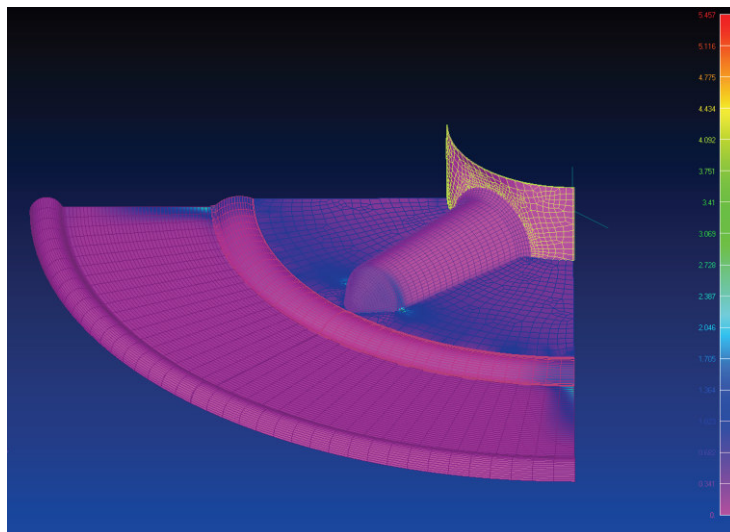


Abb. 9: Spannungsverteilung in GKF Laminat, Maximum 6,7 N/mm²

Zur Absicherung des Motordesigns wurden am **AIT** weitere elektromagnetische Berechnungen durchgeführt. Die gewählte Magnetform (dokumentiert in [6]) und erste Messungen wurden in Journal – Form gebracht und bei einer renommierten IEEE Society eingereicht **Fehler! Verweisquelle konnte nicht gefunden werden..** Die detaillierte Analyse der auftretenden Wirbelstromverluste in der Wicklung und den Magneten wurden ebenfalls in einer Publikation zusammengefasst und eingereicht **Fehler! Verweisquelle konnte nicht gefunden werden..**

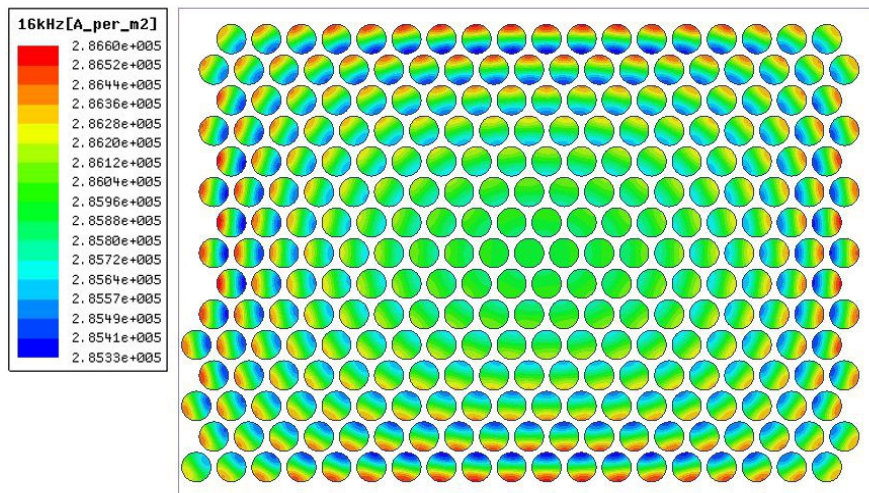


Abb. 10: Stromdichteverteilung bei sinusförmiger Erregung mit 16 kHz

Exemplarisch dafür ist in Abb. 10 die Stromdichteverteilung in Inneren des verwendeten Litzendrahts dargestellt. Die Skin- und Proximity-Effekte, d.h. Stromverdrängung durch hochfrequente Anteile und Interaktion zwischen einzelnen Leiter kann damit sichtbar gemacht werden. Durch diese Modelle können der Einfluss der Anzahl der Leiter und der Schaltfrequenz auf die Verluste in der Wicklung untersucht werden.

3.4 Herstellung des Funktionsmodells

Das Funktionsmodell besteht im wesentlichen aus der Nabe und der damit verbundenen Statorwicklung sowie den CFK Felgen und den damit verbundenen Halbach – Magnetarrays. Die Verfahren zur Herstellung der Mg-Guss-Nabe und der CFK Felgen sind hinlänglich bekannt und mussten lediglich auf die gegebenen Randbedingungen angepasst werden. Kenntnisse über die Herstellung von Permanentmagnetsystemen und im speziellen die Herstellung eines Halbacharrays aus Einzelmagneten war weder im Konsortium noch in der Literatur vorhanden und wurde durch den Aufbau mehrerer Arrays erarbeitet. Parallel zur analytischen Berechnung der Halbacharrays wurden Mustermagnete bestellt, um mit der Herstellung eines einfachen Linararrays zu beginnen. Da beim Zusammenbau nicht unwesentliche magnetische Kräfte wirken, musste eine geeignete Vorrichtung konstruiert und gebaut werden. Die Magnetarrays wurden mit einer Magnetfeldsonde unter Temperatureinfluss vermessen und die Ergebnisse im Oktober 2011 auf der ACUM präsentiert [1]. Für den Zusammenbau sind neben den Kräften im Materialverbund die Anziehungskräfte zwischen den

Magnetringen ein wesentlich Faktor für den Vorrichtungsbau. Um die berechneten Magnetkräfte zu validieren, wurde ein hydraulischer Prüfstand zur Kraftmessung der Magnetarray - Funktionsmuster adaptiert

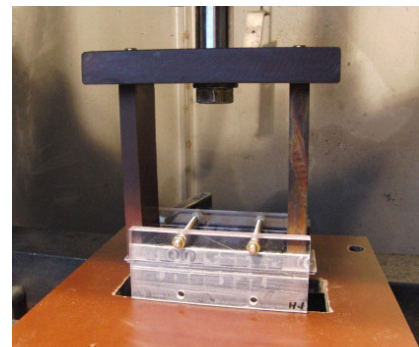
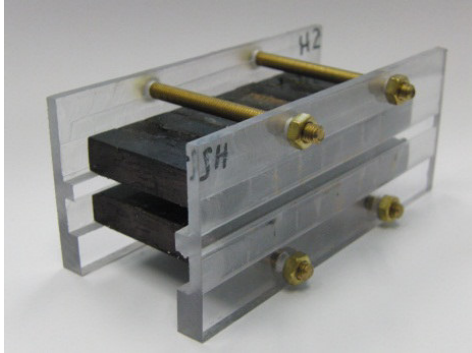


Abb. 11: Funktionsmuster doppelseitiges Halbacharray, Messaufbau zur Erfassung der Magnetkräfte beim Zusammenbau.

Aus ersten Musterbestellungen von rechteckigen Litzendrähten wurden Funktionsmuster gebaut, um die Wickelkopfgeometrie und die möglichen Biegeradien zu untersuchen. In weiterer Folge wurden drei Wicklungsfunktionsmuster mit unterschiedlichen Harzmischungen vergossen. Die Herstellung der Wicklung ohne kostenintensiven Formenbau wurde ebenfalls erfolgreich erprobt. Da die Wicklungsanschlüsse und Temperatursensorleitungen die unter Vakuum stehende Form verlassen müssen, um später die elektrische Verbindung herstellen zu können, wurden verschiedene Verfahren zur Abdichtung erprobt:

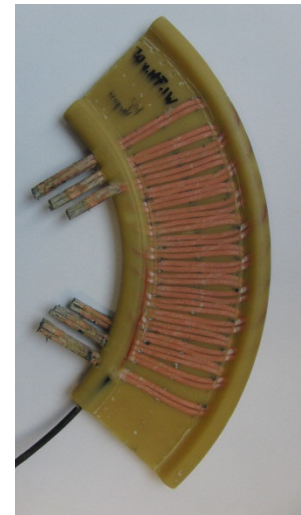
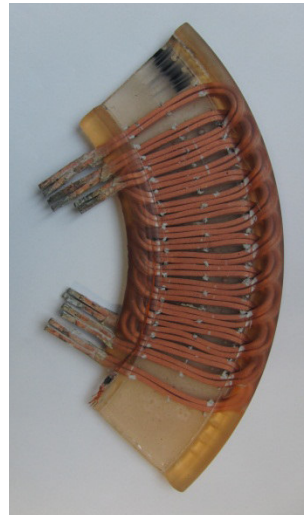
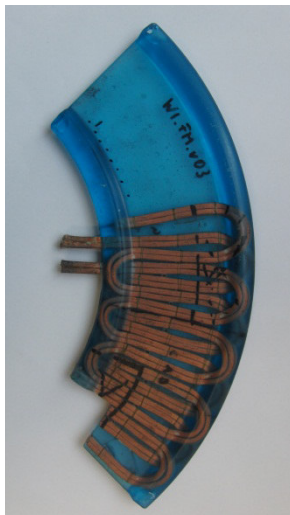


Abb. 12: Wicklungsfunktionsmuster mit unterschiedlichen Harzsystemen vergossen

Herstellung Statorwicklung

Basierend auf den Voruntersuchungen wurde zwei Statorwicklungen vom **AIT** gefertigt und mit Temperatursensoren bestückt, um später im Betrieb den Temperaturverlauf im Wicklungs – Harz Verbundsystem erfassen zu können: Die beim Projektpartner **DFM** durchgeführte Fertigung der Funktionsmuster ist im Folgenden dokumentiert.

Der Verguss der Statorwicklung erfolgte unter Vakuum in einer 2-teiligen CNC-gefräzten Gießform aus Blockmaterial. Die fertige Wicklung inklusive Wicklungsträger wurde in der Gießform positioniert, vorgewärmt und anschließend mit PU-Harz vergossen.

Im nächsten Schritt wurde die Statorwicklung und die MG Nabe in einer Laminiervorrichtung positioniert. Um der Konstruktion die nötige Festigkeit zu verleihen, wurden zwischen den Speichen Schaumkerne aus leichtem Blockmaterial eingepasst. Die Wicklungsenden und die Temperatursensorleitungen wurden entsprechend herausgeführt und befestigt, während mit mehreren Schichten GFK die Mg-Nabe mit dem Innenring der Statorwicklung fest verbunden wurde.

Magnetarray

Für die Herstellung des Magnetarrays wurde vorerst von **AIT** ein kleines Funktionsmuster gebaut und die Erkenntnisse daraus flossen in die Konstruktion einer Vorrichtung von **DFM**. Die gleiche Vorrichtung diente in weiterer Folge neben der Herstellung und zur Positionierung des Magnetarrays innerhalb der Rotorscheiben.

Herstellung Rotor Halbschalen

Einzelnen Schichten des CFK-Epoxy wurden auf der Gegenform angebracht und ausgehärtet. Zur Strukturverstärkung wurden Sandwich-Schaumkernen in die Speichen des Rades einbracht. Im Zentrum befindet sich ein Aluminiumring, der in weiter Folge die Bohrungen für die Befestigung der Lagerdruckringe und die Verbindung zum Prüfstand aufnimmt.



Abb. 13: Teilweise laminierte Schale aus CFK-Epoxy mit Sandwich-Schaumkernen auf Laminiervorrichtung

3.5 Regelelektronik und Prüfplan

Ein am AIT entwickelter Umrichter wurde entsprechend der Anforderung des HeAL Motors modifiziert. Der Schaltungsaufbau wurde geändert und die Herstellung und Bestückung der Leiterplatten in Auftrag gegeben. Mit der Bauteilbeschaffung und der finalen Assemblierung einiger nicht maschinell positionierbaren Bauteile konnte die Herstellung des Umrichters zeitgerecht abgeschlossen werden. Kleine Anpassungen der Betriebssoftwares ermöglichten die erfolgreiche Inbetriebnahme des HeAL Motors.

3.6 Elektrische, thermische und mechanische Prüfungen

Mechanische Prüfung Mg-Radnabe mittels DMS - statisch und in Betrieb, LKR

In diesem Arbeitspaket wurde die von LKR hergestellte Mg-Radnabe unterschiedlichen Belastungstests unterzogen wobei parallel dazu Dehnungsmessungen mittels Dehnmessstreifen (DMS) durchgeführt wurden. Die Tests liefen zum einen an der freistehenden Radnabe, zum anderen wurden die Messungen an der im HeAL-Motor eingebauten Mg-Nabe durchgeführt:

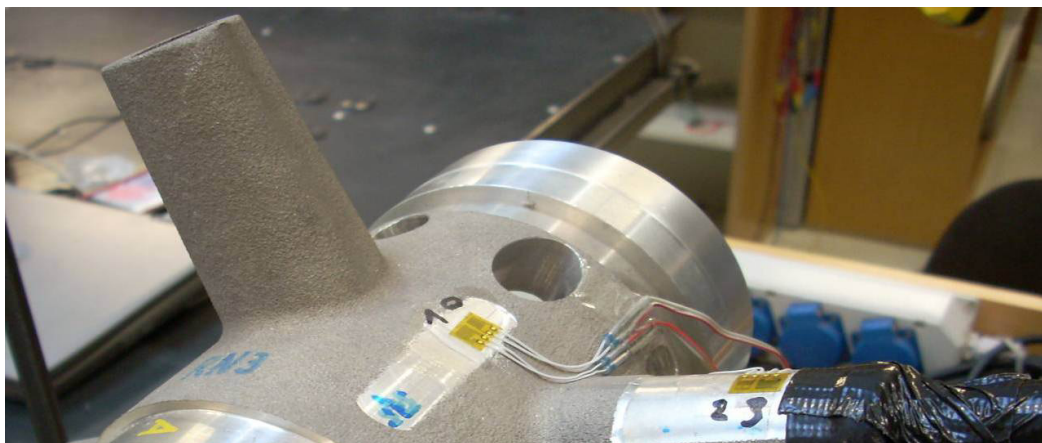


Abb. 14: Mg-Radnabe mit applizierten Dehnmessstreifen (DMS 0-3)

Dehnungsmessungen unter statischen Lasten (Messungen 2) LKR

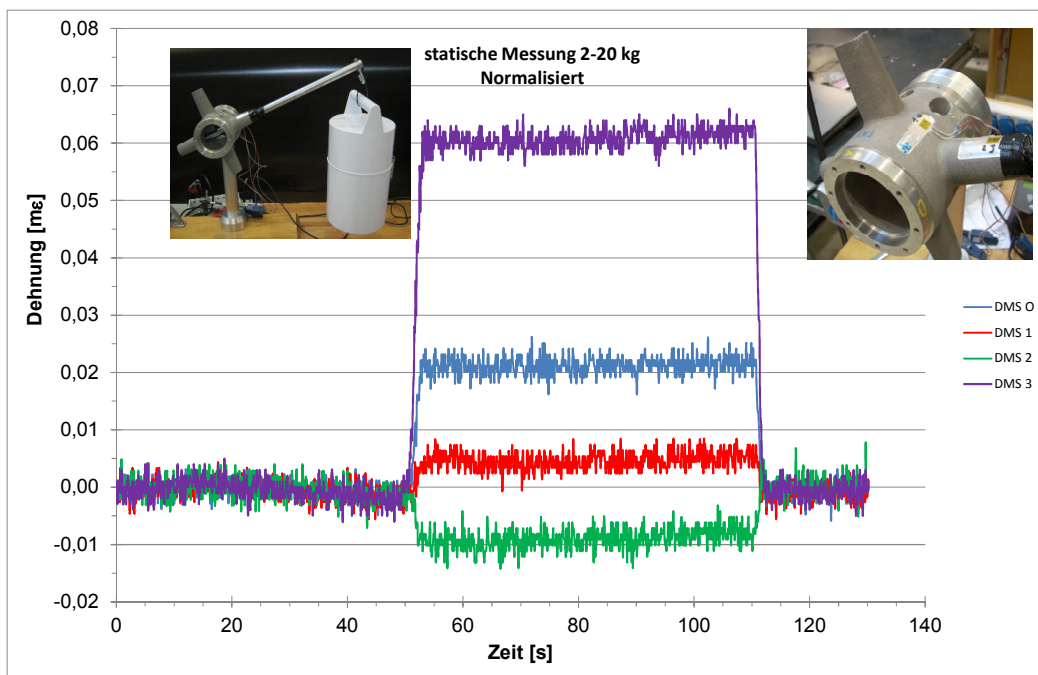


Abb. 15: Dehnungsmessung an der Mg-Nabe aufgetragen über die Zeit.

Messsignalplateaus in Abb. 18 repräsentieren unterschiedliche Dehnungen an den 4 DMS-Sensoren bei Aufbringen eines tangentialen Momentes über eine 20kg Last an die Mg-Nabe. Diese belegen die prinzipielle Messbarkeit der Dehnungen an der Mg-Nabe im ausgebauten Zustand.

Dehnungsmessungen der Nabe im Funktionsmodell im dynamischen Betrieb (Messungen 1a-d)

LKR

Die Dehnungssignale entwickeln sich kontinuierlich bis Erreichen eines Plateaus nach 140 bzw. 40 Sekunden. Das kontinuierlich steigende, rauschend-schwingende Messsignal mit abschließendem Plateau resultiert aus der kombinierten thermo-mechanischen Belastung der Mg-Nabe im Funktionsmodell und aus der zyklischen Magnetanregung durch den 3-phasigen Wechselstrom.

Die Messungen ergaben, dass die Mg-Naben für die definierten Norm- und Spitzenlasten während dynamischem Betrieb weit unterkritisch belastet werden.

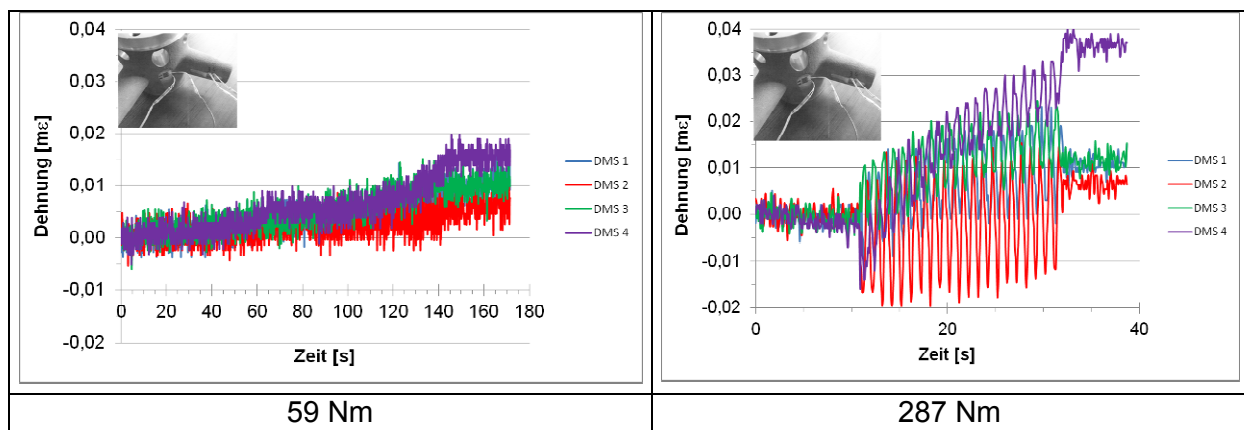


Abb. 16: Dehnungsmessungen bei unterschiedlichen Drehmomenten für DMS 1-4.

Abschließend wurden noch Messungen durchgeführt um den Einfluss von entstehender Wärme im Elektromotor auf die Mg-Radnabenstruktur zu bestimmen. Hierfür wurde der Elektromotor einer 5-minütigen Dauerlast bei 120 Nm unterzogen.

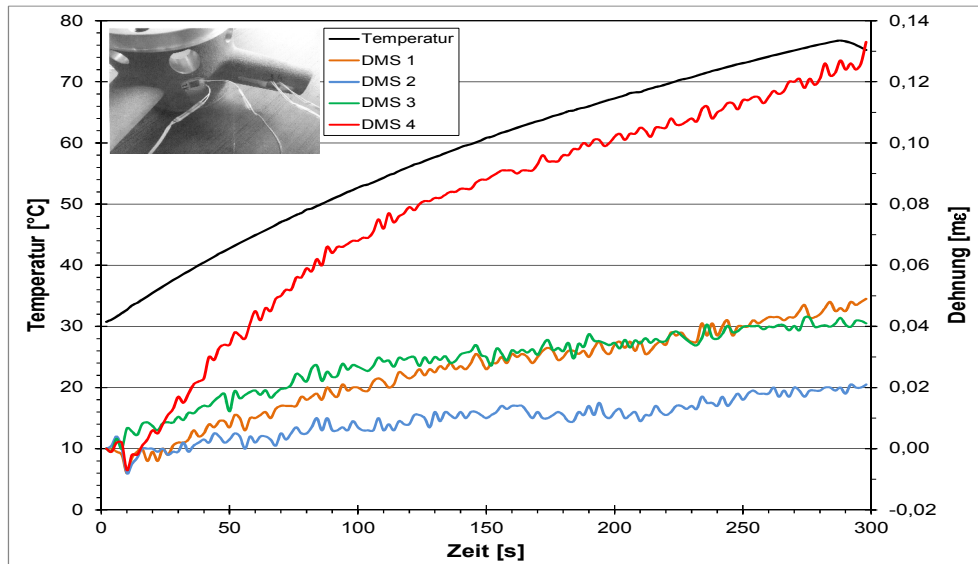


Abb. 17: : Temperaturentwicklung im HeAL-Motor und parallele Dehnungsentwicklung an den 4 DMS.

Aus diesen Messungen zeigt sich, dass auf Grund der Wärmeentwicklung im Funktionsmodell ein Temperaturanstieg zu messen ist und dass dies Einfluss auf die Dehnungen an der Nabe hat. Die Temperaturentwicklung im Motor war/ist ein nicht zu vernachlässigender Parameter für Materialauswahl und Geometriedesign der Mg-Nabe.

Die Messungen ergaben im dynamischen Dauerbetrieb eine nur unterkritische Belastung der Mg-Naben.

Vermessung des Antriebs AIT

Beide Funktionsmuster wurde im Antriebslabor des **AIT** mit einer hochdynamischen Lastmaschine über einen Drehmomentsensor mechanisch gekoppelt, dargestellt in Abb. 18. Am linken Bildrand erkennt man einen Lüfter, dessen Massenstrom über die Warte geregelt werden kann, um verschiedene Fahrzeuggeschwindigkeiten darstellen zu können

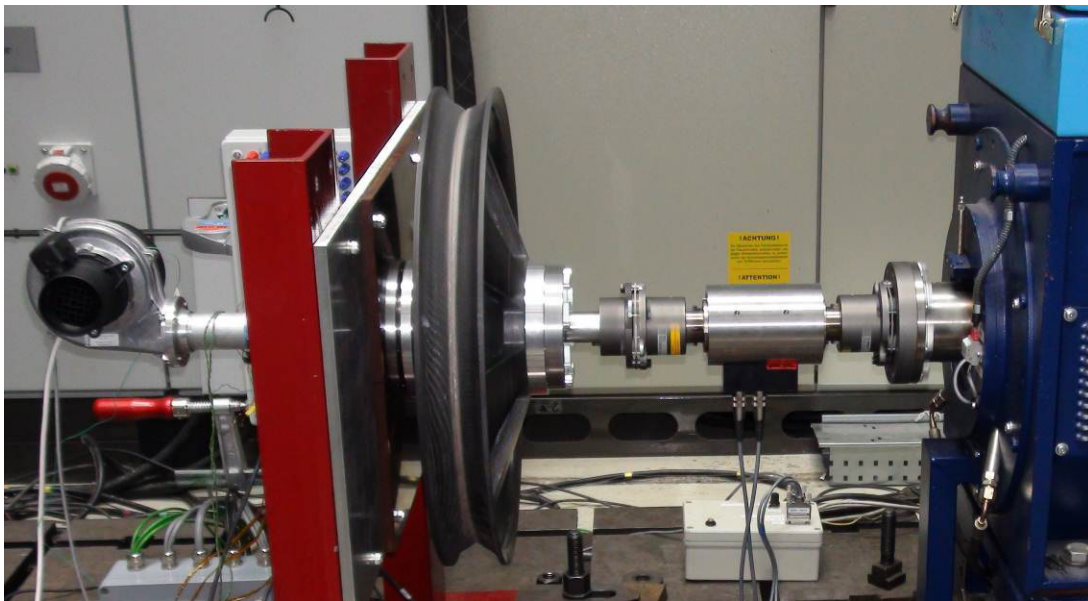


Abb. 18: Prüfstands Aufbau

Der Messaufbau besteht des Weiteren aus extern versorgten Stromsensoren, zwei Leistungsmessgeräten und dem Umrichter inkl. Versorgung. Wie in Abb. 19: Messaufbau **Fehler! Verweisquelle konnte nicht gefunden werden.** Abb. 19 dargestellt, konnten alle Messgeräte und Versorgungen von der Warte aus überwacht und gesteuert werden.

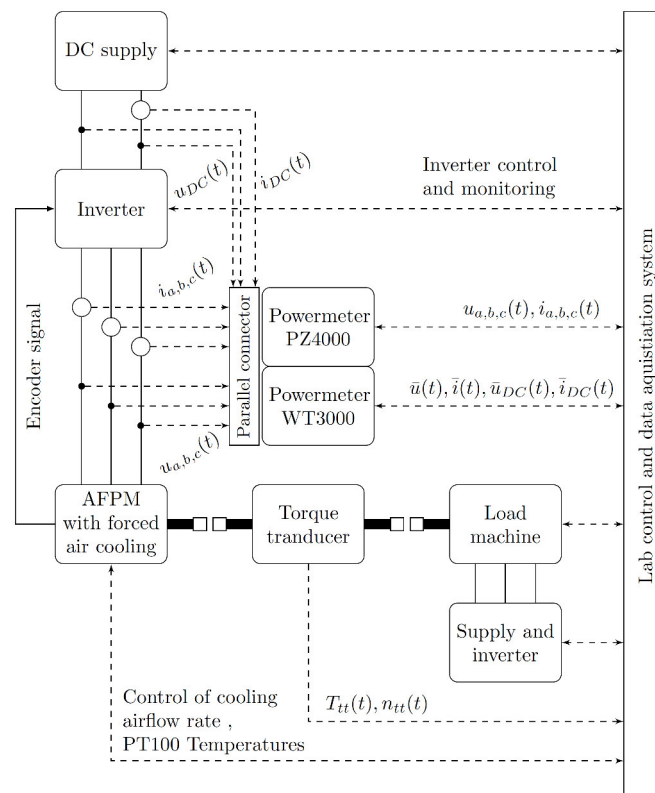


Abb. 19: Messaufbau **Fehler! Verweisquelle konnte nicht gefunden werden.**

Vermessung der Betriebskennlinien und Charakterisierung des thermischen Verhaltens AIT

Bei Funktionsmuster wurden umfangreichen Tests unterzogen:

- Erwärmungslauf bei Nennlast
- Kennlinienfeld bis Nennmoment Motorisch (10 x 18 Drehzahl/Drehmomentpunkte)
- Kennlinienfeld bis Nennmoment Generatorisch (10 x 18 Drehzahl/Drehmomentpunkte)
- Leerlaufversuch (Raumtemperatur + Betriebstemperatur)
- Kennfeld für den Überlastbereich Motorisch (5 x 4 Drehzahl/Drehmomentpunkte)
- Kennfeld für den Überlastbereich Generatorisch (5 x 4 Drehzahl/Drehmomentpunkte)
- Erwärmungslauf Nennmoment + Überlast(nur v02)
- Erwärmungslauf 2-faches Nennmoment (nur v02)
- Erwärmungslauf 5-faches Nennmoment (nur v02)

Die Präsentation und Diskussion aller Ergebnisse würden den Umfang dieses Berichtes sprengen, daher werden neben dem motorischen Wirkungsgradkennlinienfeld (siehe **Fehler! Verweisquelle konnte nicht gefunden werden.**) nur ein paar exemplarische Ergebnisse gezeigt. Das Wirkungsgradkennlinienfeld für den Überlastbereich (Abb. 20) zeigt, dass der Motor auch in diesem Bereich ein bemerkenswertes Betriebsverhalten aufweist.

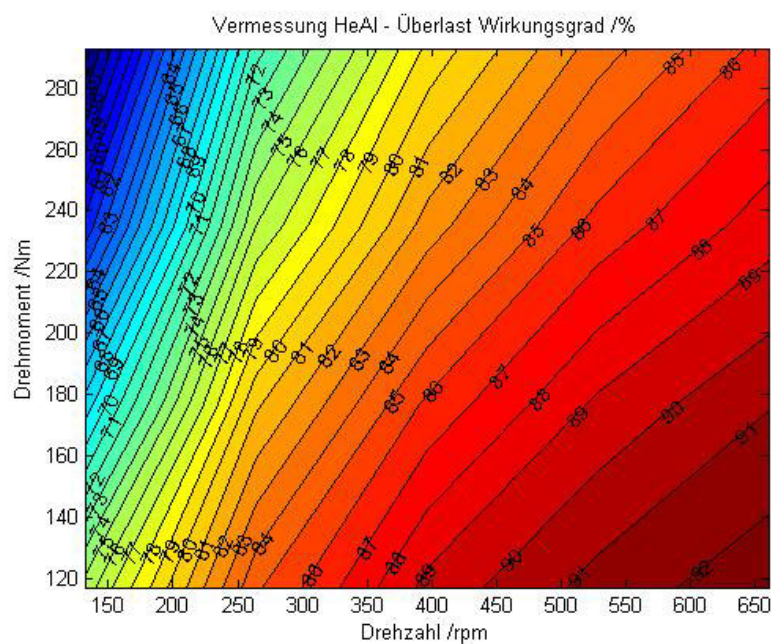


Abb. 20: Wirkungsgradkennlinienfeld Überlast HeAL v02

Erwärmungsläufe bieten grundsätzlich die Möglichkeit, das thermodynamische Verhalten des Motors zu charakterisieren. Durch die Verwendung eines Lüfters mit Massenstromregelung konnten unterschiedliche Motordrehzahlen mit unterschiedlichen Strömungsgeschwindigkeiten untersucht werden. Als Beispiel ist in Abb. 21 der Temperaturverlauf während eines Drehmomentsprungs von Nennmoment auf 5-faches Moment für 30 s gezeigt. Daraus können Rückschlüsse auf das thermische Betriebsverhalten gezogen werden.

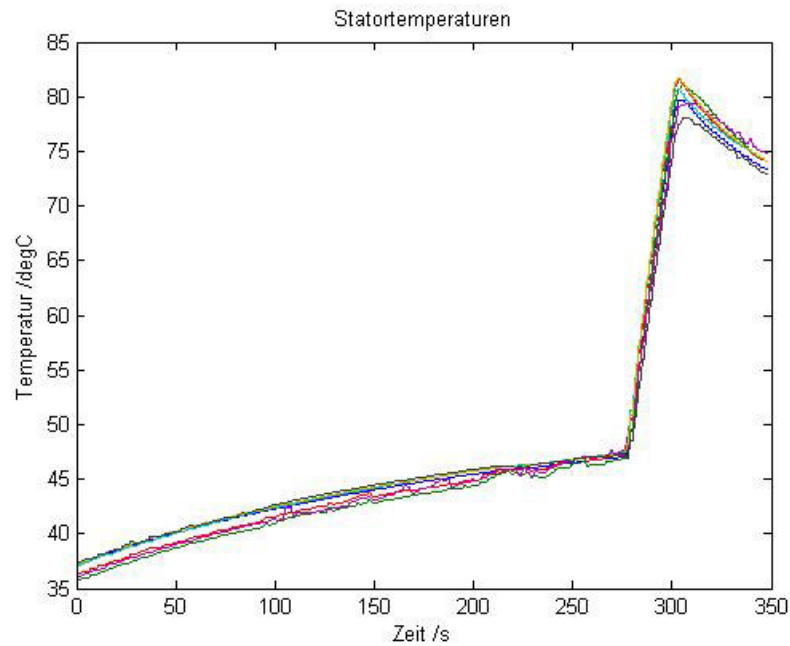


Abb. 21: Detail Temperaturverlauf – Drehmomentsprung von Nennmoment auf 5-fache Überlast für 30 s

4 Ergebnisse und Schlussfolgerungen

Die Berechnungsergebnisse und Fertigungsvorversuche mündeten in der Herstellung und Vermessung von 2 Funktionsmustern, Abb. 22 (links). Für zukünftige Verbreitungsmaßnahmen wurde ein Demonstrator hergestellt, um den Gesamtaufbau anschaulich präsentieren zu können, dargestellt in Abb. 22 (rechts):



Abb. 22(Links) HeAL Funktionsmuster, (Rechts) HeAL Demonstrator**Fehler! Verweisquelle konnte nicht gefunden werden.**

Die Messergebnisse bestätigen bzw. übertreffen die geplanten Leistungsdaten des Motors hinsichtlich Kenndaten und thermischer Überlastbarkeit. Durch das erzielte Nennmoment von 55 Nm erhöht sich die Wicklungstemperatur um rund 30°C. Dadurch konnte die Überlastfähigkeit (geplant 5-faches Nennmoment für 10s) mit 20s ausgehend vom Nennpunkt (stationäre Drehzahl) verdoppelt werden. Das Maximalmoment wurde nur durch den Messbereich der Drehmomentmesswelle begrenzt und kann nun mit 295 Nm angegeben werden. Das Ziel, Verhältnis des nominalen Drehmoment zu Gewicht (>2.5 Nm/kg), konnte mit 2.75 Nm/kg ebenfalls erfüllt werden. Das im Bereich der elektrischen Maschinen üblicherweise angegebene Verhältnis, Gewicht zu aktiver Masse (in diesem Fall nur die Wicklung + Magnete), liegt mit 4.8 Nm/kg im Bereich konventioneller Antriebe. Das Wirkungsgrad – Kennlinienfeld, dargestellt in Abb. 20 zeigt den wesentlichen Vorteil des eisenlosen Konzepts im Vergleich zu konventionellen E-Motoren. Während sich der Bereich des maximalen Wirkungsgrads normalerweise nur auf einen kleinen Bereich beschränkt, kann der HeAl Motor bereits mit kleinen Momenten im unteren Drehzahlbereich mit höchstmöglichem Wirkungsgrad betrieben werden. Beschleunigt man das Fahrzeug mit Nennmoment kann man das günstige Verhalten ebenfalls nutzen, d.h. auch im unteren Drehzahlbereich können Betriebspunkte mit vergleichsweise hohem Wirkungsgrad gefahren werden, um die zur Verfügung stehende Batteriekapazität optimal verwenden.

Die Verwendung von Selten-Erde Magneten stellt den wesentlichen Nachteil des Konzepts dar. Die geforderten Leistungsdaten können jedoch nicht anders erzielt werden. Besonders die unsichere Preisgestaltung der Magnete erschwert die Bewertung des Konzepts hinsichtlich der kommerziellen

Umsetzbarkeit. Alternative Rohstoffquellen werden in Zukunft jedoch zur Stabilisierung der Preise beitragen.

Da kleine Leichtbaufahrzeuge im Allgemeinen mit kleinen Reifen realisiert werden, lässt sich das Konzept mit rund 20“ Reifen nicht direkt anwenden. Für Anwendungen mit geschlossenem Radkasten oder bereits während des Fahrzeugdesign geplanten größere Reifen, könnte der HeAL Motor entsprechend der Leistungsvorgaben unter geringem Aufwand adaptiert werden

5 Ausblick und Empfehlungen

Die Forschung in Richtung hocheffizienter Antriebe wird sich in den nächsten Jahrzehnten bezahlt machen, da die Energiepreise entsprechend der Nachfrage steigen werden. Hat man zu diesem Zeitpunkt bereits funktionierende Konzepte ausgearbeitet, wird sich auch der kommerzielle Erfolg rasch einstellen.

Weiterführende Entwicklungsarbeiten auf dem Gebiet der Materialforschung bestehen in der Charakterisierung von neuartigen Mg-Zn-Zr-Guss-Legierungen unter zyklischen Belastungen sowohl in niedrigen als auch in höheren Temperaturbereichen. Durch die Ermittlung dieser Kenndaten kann eine weiterführende Geometrieoptimierung des feststehenden Mg-Statoren durchgeführt werden.

Zukünftige Entwicklungstrends streben vermehrt einen Materialmix in Leichtbaustrukturen an, wofür Verklebungs-technologien und deren Verbindungsfestigkeiten in unterschiedlichen – auch kombinierten – Lastfällen von großer Wichtigkeit sind. Weiterführende Entwicklungsarbeiten sind in Bezug Prozessentwicklung von Tests zur Ermittlung von repräsentativen Magnet-CFK-Verbindungskenndaten mit geringer Streuung wichtig.

Zur Erhöhung der Dauereinsatztemperatur sind vor allem Materialuntersuchungen im Kunststoffbereich für das Vergießen der Wicklung notwendig.

Die Simulation und Vermessung von realen Fahrzyklen am Fahrzeug sollen die Einsparungen dieser hocheffizienten Motortopologie belegen. Konkrete Projekte sind dazu in Planung.

Die Optimierung des Umrichters stellt eine weitere Herausforderung dar. Neben der Kosteneffizienz stellt die angestrebte reine Luftkühlung bei hohen Leistungsdichten eine große Hürde dar.

Die Forschungsarbeit an einer kleineren Radialflussversion wird von den Partnern als essentiell für die weitere Verwertung des Konzeptes gesehen. Durch die Verkleinerung des Durchmessers könnte der Motor universeller eingesetzt werden, d.h. für mehrere Fahrzeugklassen und Größen.

6 Literaturverzeichnis

- [1] S. Ucsnik, O. Winter, K. Anders, „Auslegung einer Magnesium-Radnabe für einen eisenlosen Radnabenmotor“, ANSYS Conference & 7. CADFEM Austria Users’Meeting 2012, 26. – 27. April 2012, Wien.
- [2] O. Winter, „Halbach – Magnetsysteme für Automotive Anwendungen“, ANSYS Conference & 29. CADFEM Users’ Meeting (ACUM) 2011, 19. - 21. Oktober 2011, Stuttgart
- [3] S. Ucsnik, O. Winter, K. Anders, „Auslegung einer Magnesium-Radnabe für einen eisenlosen Radnabenmotor“, ANSYS Conference & 7. CADFEM Austria Users’Meeting 2012, 26. – 27. April 2012, Wien.
- [4] O. Winter, C. Kral, E. Schmidt, “Augmented temperature degrading effect of rare earth magnets arranged in segmented Halbach arrays”, in Proceedings of the IEEE International Magnetism Conference, (INTERMAG’12),no, 4, May 2012
- [5] O. Winter, S. Ucsnik, M. Rudolph, C. Kral, and E. Schmidt, “Ironless in-wheel hub motor design by using multi-domain finite element analyses,” in Proceedings of the International Symposium on Power Electronics Electrical Drives, Automation and Motion (SPEEDAM’12), Jun. 2012
- [6] O. Winter, C. Kral, and E. Schmidt, “Design study of magnet shapes for axial Halbach arrays using 3D finite element analyses,” in Proceedings of the XX International Conference on Electrical Machines, (ICEM’12), p. 6, Sep. 2012
- [7] O. Winter, C. Kral, and E. Schmidt, “Augmented temperature degrading effect of rare earth magnets arranged in segmented Halbach arrays,” IEEE Transactions on Magnetism, vol. 48, no. 11, pp. 3335–3338, Nov. 2012.

7 Anhang – Literaturbeispiele [5] und [7]

Ironless In-Wheel Hub Motor Design by Using Multi-Domain Finite Element Analyses

Oliver Winter*, Stephan Ucsnik[§], Michael Rudolph*, Christian Kral*, Erich Schmidt[‡],

AIT Austrian Institute of Technology, Mobility Department,

*Electric Drive Technologies, [§]Light Metal Technologies, 1210 Vienna, Austria, Email: oliver.winter@ait.ac.at

[‡]Vienna University of Technology, Institute of Energy Systems and Electrical Drives, 1040 Vienna, Austria

Abstract—In this paper, a lightweight ironless axial flux permanent magnet drive concept is presented. The in-wheel hub motor has a high torque to weight ratio and achieves a high efficiency, which extends the operation range of battery powered vehicles. The steps from preliminary design to manufacturing of the components are described. The paper includes Finite Element Analyses in different physical domains.

NOMENCLATURE

CFD	Computational fluid dynamics.
CFRP	Carbon fibre reinforced plastic.
EM	Electromagnetic calculation.
FEA	Finite element analysis.
FVA	Finite volume analysis.
GRP	Glass fibre reinforced plastic.
ICE	Internal combustion engine.

I. INTRODUCTION

A mayor drawback of electric vehicles is nowadays their limited operation range. Consequently, various drive train concepts like many types of hybrid and near wheel electrical motors have been developed. Although various concept cars and even standard models were presented on the market, their limited range in comparison to ICE powered vehicles is still an unresolved problem. Mainly because of weight limitations, the energy-storage capacity of a battery is significantly smaller than that of a fuel tank. In-wheel hub motors improve this situation because they minimize the vehicle mass. The added unsprung mass does not impair driving comfort or safety [1], [2]. Among all types of electric machines, axial flux machines provide the highest torque to volume ratio if the radial diameter is not strictly limited [3], [4]. The most efficient, light weighted topology is the air cored axial flux machine equipped with magnets in Halbach arrangement [5], [6]. If both minimum mass and high efficiency are desired, this topology is preferred and it is therefore used in the proposed design.

The effect of flux concentration due to changing magnetization patterns in magnetic materials was discovered in 1973 [7]. Later, it was named after K. Halbach who worked on undulators for the production of synchrotron radiation [8]. Applied to rotating electric machines, Halbach magnet arrays produce higher torque as magnetically-backed rotors [9]. A 2D representation of a double sided Halbach magnet array is shown in Fig. 1.

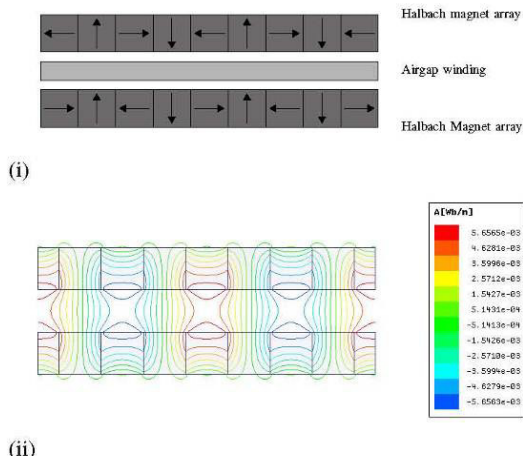


Fig. 1. Double sided Halbach magnet array arrangement without back iron, (i) magnetization pattern, (ii) resulting field pattern

II. SPECIFICATION AND PROJECT WORKFLOW

The main objective of most in-wheel concepts (e.g. Michelin "active wheel", Siemens VDO/Continental "e-corner", Volvo Protean "ReCharge", Mitsubishi "MiEV") is the direct substitution of the ICE and the gearbox. Such in-wheel concepts are used for vehicles from A-class up to transporters. The continuous power output for the given examples ranges from 20 to 64 kW per wheel. Assuming a nominal efficiency of $\eta = 92\%$, the nominal thermal losses of each electric machine are in the range from 1.6 kW to 5.12 kW. Due to limited space inside a standard rim, it is assumed that the heat transfer surface to the cooling medium (mostly liquid cooled)

TABLE I
VIRTUAL VEHICLE SPECIFICATION

Description	Symbol	Nominal value
Vehicle mass	m_{vv}	250 kg
Frontal area	A_{vv}	1.8 m ²
Aerodynamic coefficient	c_w	0.220
Rolling coefficient	c_r	0.008
Nominal speed	v_{nom}	80 km/h

TABLE II
MOTOR DESIGN SPECIFICATION

Description	Symbol	Nominal value
Continuous output power	P_{nom}	3500 W
Peak power (10 s)	P_{peak}	$5 P_{nom}$
Speed at 80 km/h	n_n	660 rpm
Continuous torque	T_{nom}	55 Nm
Peak torque (10 s)	T_{peak}	$5 T_{nom}$
Nominal torque/active weight		4.8 Nm/kg
Peak torque/active weight		24 Nm/kg

is not sufficient for reliable operation, especially in case of peak loads. Consequently, the aim of this paper is to present the development of an in-wheel hub motor with maximum efficiency and minimum mass added to the vehicle. High efficiency should maximize the operation range and prevent thermal overloads. The considered machine should drive a virtual vehicle with specifications listed in Table I. If in a different vehicle the mass exceeds these specifications, an additional hub motor may be added to achieve the desired performance. Based on the specifications of Table I, the required continuous power was calculated to reach the maximum speed. The rolling resistance of the tires F_r , the aerodynamic drag F_d , and the force F_{rise} required to overcome an assumed slope of an angle $\alpha = 20^\circ$ resulted in the motor design specification given in Table II. The required power P_{nom} was calculated according to

$$\begin{aligned} P_r &= F_r v_{nom} = c_r g m_{vv} v_{nom}, \\ P_d &= F_d v_{nom} = \frac{1}{2} c_w \rho A_{vv} v_{nom}^3, \\ P_{rise} &= F_{rise} v_{nom} = m_{vv} g \sin(\alpha) v_{nom}, \\ P_{nom} &= \frac{P_r + P_d + P_{rise}}{\eta} \end{aligned} \quad (1)$$

with an assumed drive train efficiency $\eta = 92\%$. The other parameters are the mass density of air $\rho = 1.25 \text{ kg/m}^3$ and the constant of gravity $g = 9.81 \text{ m/s}^2$. To reach comfortable acceleration but within tolerable temperature rise, the desired peak power was set to 5 times the continuous power for a period of 10 s. This overload case has to be verified by CFD and drive cycle analysis, which is partially covered in Subsection III-D.

The comparison of torque to weight ratios is common practice [10], but without taking the cooling system into account, it may be misleading. Nevertheless, the commercially available CSIRO motor with standard magnet arrangement [5] stands out by 97.5% efficiency and 1.95 Nm/kg (active parts). By adding forced air cooling, the continuous torque to weight ratio of was increased to 4.7 Nm/kg with unchanged efficiency. The CSIRO system serves as a benchmark for the motor to be developed in this paper. The goal is to achieve the increased torque to weight ratio not only theoretically but practically proven by a prototype. The design and validation workflow is shown in Fig. 2.

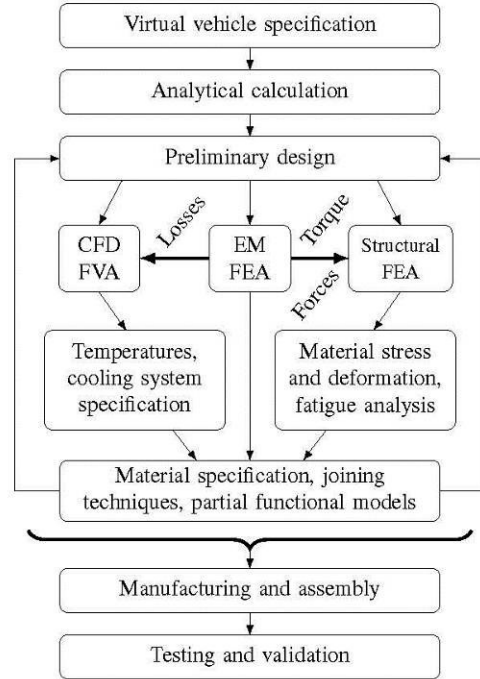


Fig. 2. Design and validation work flow

III. METHODS

A. Analytical calculation and mechanical design

Basic parameters like the feasible number of magnet segments per magnetic wavelength and the general size of the motor were calculated according to [11]. The peak magnetic flux density $\hat{B}$ for segmented Halbach arrays with the magnet height h_m and the number of magnets n_m per spatial period λ is given by

$$\hat{B} = B_r \left(1 - e^{-\frac{2\pi h_m}{\lambda}} \right) \text{si} \left(\frac{\pi}{n_m} \right). \quad (2)$$

B_r denotes the remanent magnetic flux density of the chosen magnet material. Under the assumption of sinusoidal current I_{rms} and magnetic flux ϕ derived by $\hat{B}$, the electromagnetic torque T is

$$T = \frac{m_1}{\sqrt{2}} p N \phi I_{rms}. \quad (3)$$

Here, m_1 is the number of phases, p is the number of pole pairs, and N is the number of turns per phase. The general design is shown in Fig. 3. The wheel hub is an important mechanical part for the motor design. The weight of the vehicle and the motor torque have to be transferred between the chassis and motor. Two symmetric CFRP half rims are mounted onto the hub with deep groove ball bearings and are

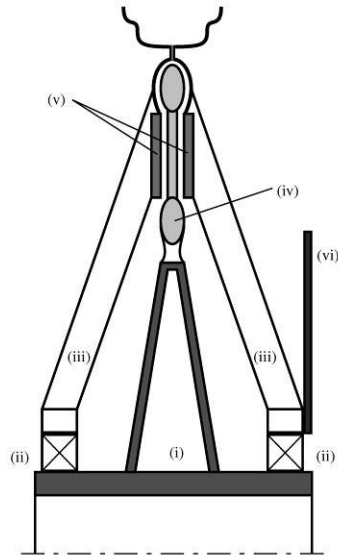


Fig. 3. Cross section of in-wheel hub motor: (i) light metal hub, (ii) bearings, (iii) two symmetric CFRP half rims, (iv) air cored winding with GRP connection to the hub, (v) two Halbach magnet array rings, (vi) brake disk

bolted together at their outer circumference (just inside the tyre). Two rim edges provide the support for a standard tyre. The inner surface of each half rim is connected to the magnet array ring to provide the magnetic field which interacts with the winding. The air cored winding consists of Litz wires to limit eddy current losses and is encapsulated by casted resin containing filler. The inner winding head is connected to the spoked hub using multiple layers of GRP and membranes between the four hub spokes.

B. Electromagnetic design and FEA

As indicated in Fig. 2, 3D electromagnetic FEA is used for determining the input data for the CFD and the structural analyses. A detailed winding and magnet array section model with approximately 120 000 second order tetrahedral elements was created and the geometry is shown in Fig. 4. The magnetostatic solver calculates the magnet attraction forces between the two CFRP rims, evolved torque, flux density distributions, and winding losses. A detailed design study of the magnet shapes and their effect on the evolved torque as well as the induced voltage characteristic are given in [12].

C. Structural FEA

Structural FEAs of the mayor parts have been carried out to analyse different load cases like acceleration during cornering. The considered loads are given in Table III. The half rims were modelled with quasi-isotropic CFRP laminat and combinations of the load cases like cornering with acceleration were applied. The result for the emergency brake load case result is shown in Fig. 5. The failure criterion according the theory of Puck was

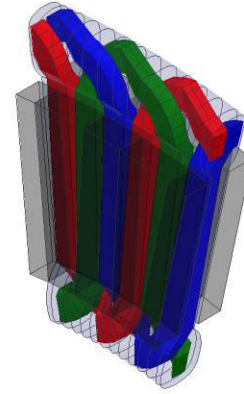


Fig. 4. 3D motor section for electromagnetic FEA

TABLE III
MECHANICAL LOAD CASES

Description	Symbol	Nominal value
Vehicle weight ($m_{vv} \cdot g$)	F_{vvm}	2450 N
Maximum torque	T_{peak}	275 Nm
Emergency mechanical braking torque	T_{emb}	260 Nm
Magnet attraction force	F_{mag}	12 kN
Cornering transverse force ($1.5 \cdot m_{vv} \cdot g$)	F_{ct}	3680 N
Curb contact (angle 30° , $2.5 \cdot m_{vv} \cdot g$)	F_{cc}	6130 N
Tire pressure	p_{tire}	5 bar

used for the judgement of critical fibre and inter-fibre failure. Consequently, the maximum stress has to be transformed into the fibre direction and perpendicular to the fibre at the volume of interest. The number of CFRP layers were increased until criterion was fulfilled.

The primary purpose of the wheel hub is to provide the

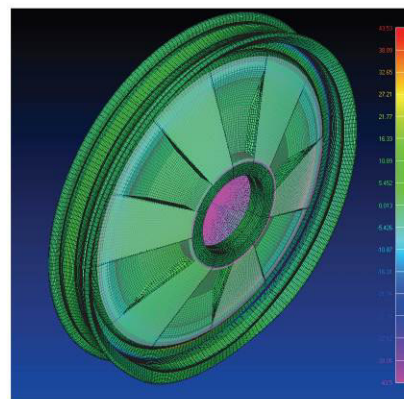


Fig. 5. CFRP structural FEA result, stress plot, scale: -43.5 – 43.5 MPa, applied load: braking torque, vehicle mass, tire pressure and cornering transverse force

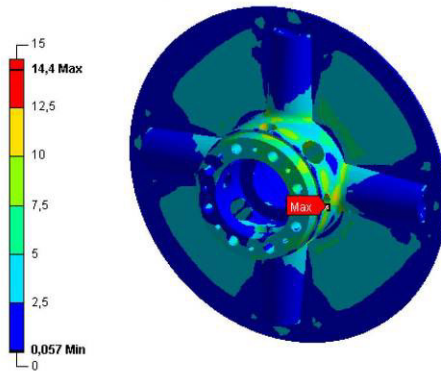


Fig. 6. Wheel hub structural FEA result, von Mises stress plot, scale: 0 – 15 MPa, applied load: maximum torque and vehicle weight, interior view



Fig. 7. Machined wheel hub equipped with strain gauge sensors and two half-cut views to prove the casting process

link between the motor and the chassis to transfer both the defined drive torque and the vehicle weight. In order to provide a stiff and reliable component, the magnesium alloy AZ91 (AlMg9Zn1) was selected for casting. This magnesium alloy is a well proven alloy system for casting and it features acceptable fatigue strengths at both low and high temperature. The manufacturing of the prototype hubs was done by sand casting. The design of the casting mould was supported by mould filling simulations in ProCAST to avoid erroneous solidification and shrinkage cavities. Structural FEA of the hub and the middle GRP were carried out using approximately 120 000 linear hexahedral elements and a linear-elastic material model for AZ91 and GRP. The vehicle weight and maximum torque load case resulted in a maximum vonMises stress of 14.4 MPa (cf. Fig. 6). Consideration of the Wöhler curve for AZ91 material leads to a minimum of 10^6 allowable load cycles for this case.

A preliminary series of wheel hubs was produced to prove the casting and manufacturing process. Fig. 7 shows a wheel hub equipped with strain gauge sensors and two half-cut views to prove the casting process. To verify the quality of the casted material, X-ray inspections and tensile specimen tests were carried out.

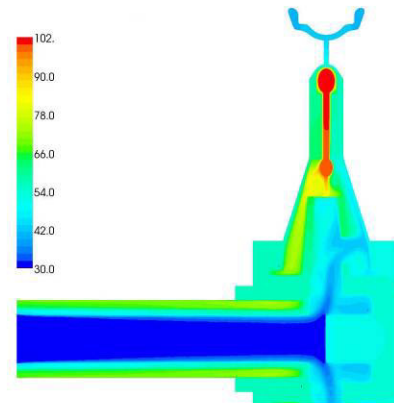


Fig. 8. CFD result, temperature distribution for winding losses averaged during a typical drive cycle, ambient temperature 30 °C, inlet air flow rate 1.63 g/s

D. CFD FVA

The preliminary 3D geometry was simplified for CFD FVA and a mesh consisting of approximately 1.6 million polyhedral elements was generated. Losses of 200 W were assumed to occur on average during a typical drive cycle. These losses were modelled as heat sources terms equally distributed over the winding and the effectiveness of forced air cooling was studied. The air flow rate was set to 1.63 g/s with an inlet temperature of 30°C. The resultant temperature distribution is shown in Fig. 8. The coolant enters the motor from the left side and is directed to the right via the centred duct of the hub. The air is radially distributed and passes the hot winding and the magnet through the air gap, first through the exterior air gap (right-hand side in Fig. 8), then through the interior air gap (left-hand side in Fig. 8). Finally, the warm air leaves the motor through vents connected to outside ring inside the hub. Under the defined operation condition, the maximum temperature for the winding is 101 °C and 63 °C for the magnets. Streamlines shown in Fig. 9 visualize the temperature conditions along the fluid flow. This analysis helped to avoid unnecessary turbulences and hot spots. Fig. 9 shows the flow path of the air. It first flows through the centered duct of the hub, passes the exterior and the interior air gap and leaves the wheel through eight vents (cf. Fig.6) to the outlet duct.

IV. REALIZATION

After the design freeze, the concept will result in manufacturing several prototypes. Final materials selection will be made based on the above FEAs. Considering all design aspects, data sheets usually provide only limited information. For instance, the minimum bending radius for custom-made Litz wire or the thermal characteristics of sintered rare-earth magnets below room temperature are usually not available. Therefore, these informations were gathered by experiments shown in Fig. 10. Different winding topologies were investigated to get realistic winding head dimensions. Different

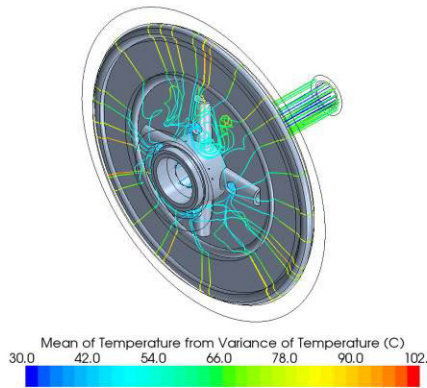


Fig. 9. CFD result, temperature distribution along the streamlines, averaged drive cycle winding losses, ambient temperature 30 °C, inlet air velocity 2 m/s, exterior view

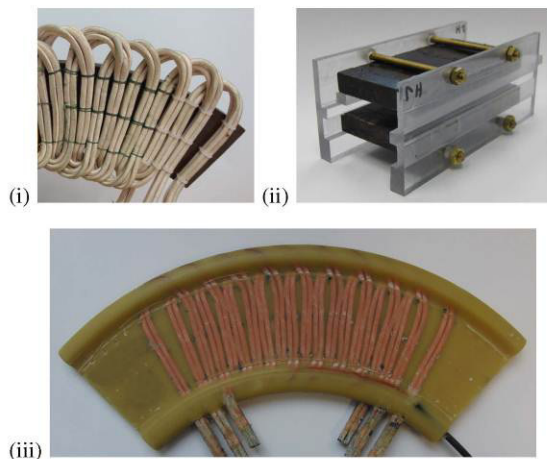


Fig. 10. Functional models, (i) Air gap winding, (ii) Double sided Halbach magnet array (9 pieces 10x10x45 mm each), (iii) Moulded air gap winding

resins were used for manufacturing quarter models of the molded air gap winding. Fig. 10 (iii) shows a design with polyurethane resin. Significant magnetic forces occur during the assembly of the Halbach arrays. Small scale linear arrays were manufactured in order to determine different assembly strategies. An example is shown in Fig. 10 (ii). Degrading effects ranging from -20 °C to the maximum operating temperature were measured and evaluated for different magnet material grades. Electromagnetic FEA and measurements showed an augmented temperature degrading effect within segmented Halbach arrays [13].

V. CONCLUSION

A concept for an ironless in-wheel hub motor and the work flow towards manufacturing and assembly were presented in

this paper. The virtual vehicle specification and analytical design variations lead to a preliminary design and the creation of 3D models. 3D EM FEAs demonstrated the functionality and provided source data for CFD FVA illustrating the temperature distribution and the heat flows of the cooling system. Structural FEAs yielded the performance and fatigue behavior of the used components. Moreover, several concepts for manufacturing the components were devised and experimentally tested. These concepts include joining and encapsulation techniques, winding arrangement, and magnet assembly.

VI. ACKNOWLEDGMENT

The authors gratefully acknowledge the support of the Austrian Research Promotion Agency (Oesterreichische Forschungsförderungsgesellschaft mbH, Klima- und Energiefonds, Neue Energien 2020) for the research project 829727 HeAL - High efficient ironless drive for lightweight vehicles and the project partner DFM technologies.

REFERENCES

- [1] M. Anderson and D. Harty, "Unsprung mass with in-wheel motors-myths and realities," in *10th International Symposium on Advanced Vehicle Control, (AVEC'10)*, Aug. 2010, pp. 261–266.
- [2] D. van Schalkwyk and M. Kamper, "Effect of hub motor mass on stability and comfort of electric vehicles," in *IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference, (VPPC'06)*, Sept. 2006, pp. 1–6.
- [3] Z. Zhang, F. Profumo, and A. Tonconi, "Axial flux interior PM synchronous motors for electric vehicle drives," *Symposium on Power Electronics Electrical Drives Automation and Advanced Electric Motors, (SPEEDAM'94)*, pp. 323–328, Jun. 1994.
- [4] F. Profumo, F. Eastham, A. Tenconi, and G. Gianolio, "'Plastic' electric motors: a viable solution for axial flux machines," in *Proceedings of the 2002 IEEE International Symposium on Industrial Electronics, (ISIE'02)*, vol. 1, 2002, pp. 1–10.
- [5] H. Lovatt, V. Ramsden, and B. Mecrow, "Design of an in-wheel motor for a solar-powered electric vehicle," *IEE Proceedings Electric Power Applications*, vol. 145, no. 5, pp. 402–408, Sept. 1998.
- [6] R. Al Zaher, S. de Groot, H. Polinder, and P. Wieringa, "Comparison of an axial flux and a radial flux permanent magnet motor for solar race cars," in *XIX International Conference on Electrical Machines, (ICEM'2010)*, Sept. 2010, pp. 1–6.
- [7] J. Mallinson, "One-sided fluxes – A magnetic curiosity?" *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 9, no. 4, pp. 678–682, Dec. 1973.
- [8] K. Halbach, "Design of permanent multipole magnets with oriented rare earth cobalt material," *Nuclear Instruments and Methods*, vol. 169, no. 1, pp. 1–10, 1980.
- [9] J. Ofori-Tenkorang and J. Lang, "A comparative analysis of torque production in Halbach and conventional surface-mounted permanent-magnet synchronous motors," in *Conference Record of the 1995 IEEE 30th IAS Annual Meeting Industry Applications Conference, (IAS'95)*, vol. 1, Oct. 1995, pp. 657–663.
- [10] H. Zelaya De La Parra, F. Magnussen, and S. Bosga, "Challenges for electric machines and power electronics in automotive applications," in *International Conference on Ecological Vehicles and Renewable Energies, (EVER'09)*, Nov. 2009, pp. 1–9.
- [11] J. F. Gieras, R.-J. Wang, and M. J. Kamper, *Axial Flux Permanent Magnet Brushless Machines*, 1st ed. Dordrecht, The Netherlands: Kluwer Academic Publishers, 2004.
- [12] O. Winter, C. Kral, and E. Schmidt, "Design study of magnet shapes for axial Halbach arrays using 3D finite element analyses," *Accepted for presentation at XX International Conference on Electrical Machines, (ICEM'12)*, p. 6, Sept. 2012.
- [13] O. Winter, C. Kral, and E. Schmidt, "Augmented temperature degrading effect of rare earth magnets arranged in segmented Halbach arrays," *Accepted for presentation at IEEE International Magnetics Conference, (INTERMAG'12)*, p. 4, May 2012.

Augmented Temperature Degrading Effect of Rare Earth Magnets Arranged in Segmented Halbach Arrays

Oliver Winter¹, Christian Kral¹, and Erich Schmidt²

¹AIT Austrian Institute of Technology, Mobility Department, Electric Drive Technologies, 1210 Vienna, Austria

²Vienna University of Technology, Institute of Energy Systems and Electrical Drives, 1040 Vienna, Austria

If rare earth magnets are arranged in a Halbach array, flux concentration occurs at one side of the array. This principle can be utilized in electric machines to augment the air-gap flux density or even to omit flux carrying iron parts. Highly utilized electric machines are operated at elevated temperatures requiring an appropriate selection of the material. However, the uncommon magnet orientation required in a Halbach array entails an augmented temperature degrading effect in the magnets. The effect is studied in three test cases with linear arrangements of Halbach arrays by means of 2-D and 3-D Finite Element Analysis and is validated through measurements.

Index Terms—Demagnetization, finite element methods, permanent magnets, rare earth metals, temperature degrading.

I. INTRODUCTION

A multitude of electrical machines and drive concepts were developed cater for the global demand on advanced electric vehicles. One of the most lightweight and efficient topologies was presented in [1]. This axial flux design with air cored stator winding is excited by two outer magnet rings. The application of Halbach arrays in lieu of iron back rings was proposed by [1], but today only the conventional design is commercially available. The effect of magnetic flux concentration caused by an alternating magnetization pattern was discovered by Mallinson [2] in 1973 who worked in the field of magnetic recording techniques. The physicist K. Halbach found another practical application for this effect: synchrotron undulators and multipoles [3]. Since then, usually radial flux machines [4] were equipped with Halbach arrays but it is shown that air cored axial flux machines are the better choices, in particular if efficiency and weight are important [5]. In the current paper, we adopt the suggestion of using Halbach arrays in an air cored axial flux motor to reach both highest possible efficiency and minimum added mass.

The nexus between the temperature and torque production using rare earth magnets has already been discussed in [6]. Moreover, the use of Halbach arrays in synchronous machines has been analyzed in [7]. The combination of both topics and their influence on torque production under real operational conditions is of great interest for our ongoing research project, where we will first focus on a prototype machine. The essential objective of this paper is the analysis of the temperature dependent behavior of Halbach arrays. The flux distribution within the magnets and in the air-gap is analyzed in detail by means of Finite Element Analysis (FEA). An example of the resulting magnetization pattern and the magnetic flux line distribution is shown in Fig. 1(i) and (ii), respectively.

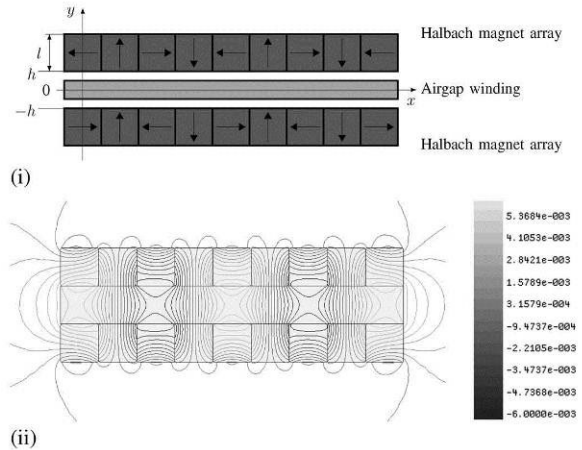


Fig. 1. Double sided Halbach magnet array arrangement without back iron, (i) magnetization pattern, (ii) magnetic flux lines.

II. ANALYTICAL MODEL OF THE AIR-GAP FIELD

Considering a wide planar structure with respect to a Cartesian coordinate system as indicated in Fig. 1(i), the magnetic flux density and the magnetic vector potential $\mathbf{A}$ fulfils

$$\mathbf{B} = \nabla \times \mathbf{A} \quad \text{and} \quad \Delta \mathbf{A} = \mathbf{0}. \quad (1)$$

With respect to the period length λ we have $\mathbf{A}(x + \lambda) = \mathbf{A}(x)$. Applying the method of separation of variables with $k = 2\pi/\lambda$, the tangential and normal component of the magnetic flux density are

$$B_x(x, y) = \sum_{n=1}^{\infty} B_{y0n} \cos(nkx) \frac{\sinh(nky)}{\cosh(nkh)} \quad (2a)$$

$$B_y(x, y) = \sum_{n=1}^{\infty} B_{y0n} \sin(nkx) \frac{\cosh(nky)}{\cosh(nkh)} \quad (2b)$$

where a boundary condition

$$B_y(x, h) = B_{y0} = \sum_{n=1}^{\infty} B_{y0n} \sin(nkx) \quad (3)$$

Manuscript received March 02, 2012; revised April 23, 2012; accepted May 10, 2012. Date of current version October 19, 2012. Corresponding author: O. Winter (e-mail: oliver.winter@ait.ac.at).
Digital Object Identifier 10.1109/TMAG.2012.2199850

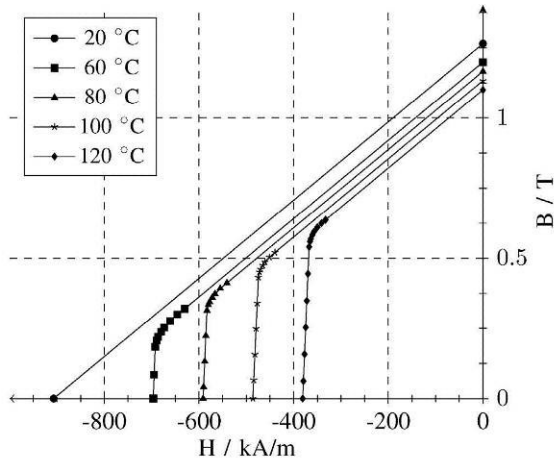


Fig. 2. Typical second quadrant demagnetization data, material grade N40, maximum operation temperature 80 °C.

at the magnet surface is assumed. An alternative approach originally published by Mallinson [2] is described in [8]. There, the magnetization pattern is approximated by the superposition of two sinusoids in quadrature, i.e.,

$$M_x = M_0 \sin(kx), \quad M_y = M_0 \cos(kx), \quad M_z = 0. \quad (4)$$

M_0 is the magnetization magnitude. This formulation includes only the fundamental harmonic. The potential inside the magnet array satisfies Poisson's equation and yields the resulting peak value

$$\hat{B} = B_r(1 - e^{-kl})\text{si}\left(\frac{\pi}{n_m}\right), \quad (5)$$

at the surface. Here, B_r denotes the remanent flux density, l is the magnet height and n_m is the number of magnet blocks per period [9]. However, the magnetization pattern shown in Fig. 1(i) is not adequately captured by (4). In order to include the higher harmonics and the finite length of the Halbach array, FEA is applied in the following.

III. MATERIAL DEFINITION AND DETAILED FINITE ELEMENT ANALYSES

The temperature-dependent decrease of the coercive field strength and the remanent flux density is usually modeled by linear or second-order characteristics. In this paper, a linear temperature dependency of the characteristic magnetic properties is considered. In standard applications, magnets are usually used in easy axis directions. In 90° Halbach arrays, only in the gap magnets, i.e. those with horizontal flux lines in Fig. 1(ii), carry the flux along the easy axis direction. However, the flux in the pole magnets (vertical flux lines) mainly crosses the lateral boundaries of the magnet block. This leads to a unbalanced flux density distribution within the magnet block itself. We study this effect using both 2-D and 3-D FEA. Our analysis is based on typical manufacture's data such as non-linear, temperature-dependent demagnetization characteristics shown in Fig. 2. The magnet material is modelled with an

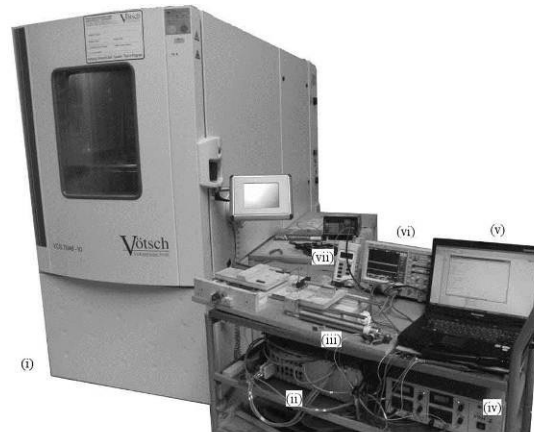


Fig. 3. Measurement setup, (i) climate cabinet, (ii) Cronos PL measurement system with temperature and voltage input channels, (iii) linear position sensor attached to the test carriage, (iv) DC supply, (v) notebook, (vi) digital oscilloscope, (vii) Gauss meter with axial hall probe attached to the test carriage.

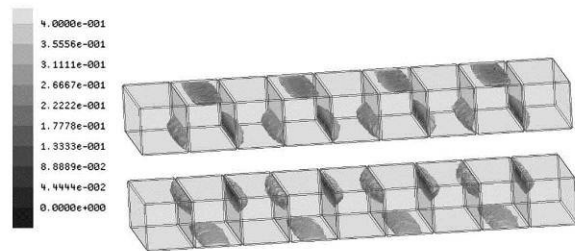


Fig. 4. Three-dimensional FEA result, magnetic flux density magnitude plot from 0 to 0.4 T to indicate the demagnetized regions within the specimen, the magnetization pattern is shown in Fig. 1(i), pole magnets are affected on the outer side and the gap magnets at the inner side corners, material grade N40, operation temperature 80 °C.

isotropic relative permeability. In order to verify these characteristic curves, the magnetic flux density between two magnets arranged along their easy axis direction was measured for different temperatures. The setup consists of an axial Hall probe and a climate cabinet, as shown in Fig. 3. It was found that the measured air-gap flux density degrades due to temperature rise by $-0.13\%/^{\circ}\text{C}$. This value is in reasonable accordance with the value reported in the literature value ($-0.12\%/^{\circ}\text{C}$ for grade N40, [10]). If the load line for a given magnetic circuit intersects the relevant characteristic curve in Fig. 2 above its the knee, only reversible demagnetization takes place. This is the desired standard case. In Halbach array magnets however, local flux concentrations may cause local irreversible demagnetization already at the maximum operational temperature or even below. Explaining and analyzing this undesirable demagnetization effect of Halbach arrays is the main contribution of the current paper. To illustrate the effect, the 3-D magnetic flux density plot is shown in Fig. 4 for the range 0 to 0.4 T (lowest value of the linear characteristic for 80 °C for N40 material, cf. Fig. 2). The underlying magnetostatic FEA model consists of approximately 170000 second-order tetrahedral elements. In Fig. 4, 3% of the total magnet volume is affected

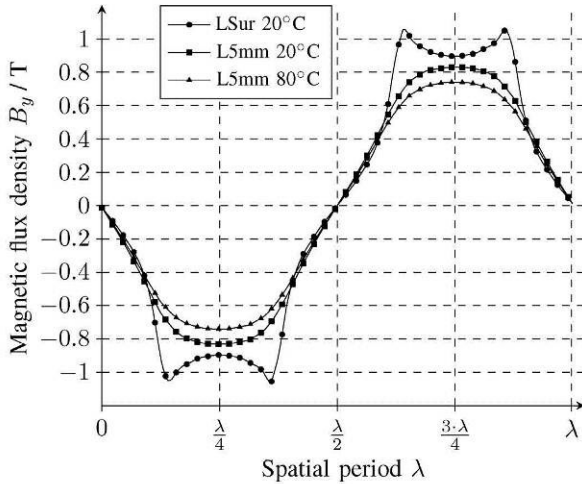


Fig. 5. Two-dimensional FEA result, double sided Halbach array, flux density B_y for two different operation temperatures (20 °C and 80 °C) at 5 mm distance and 20 °C at the surface, air-gap 10 mm, N40 magnet material.

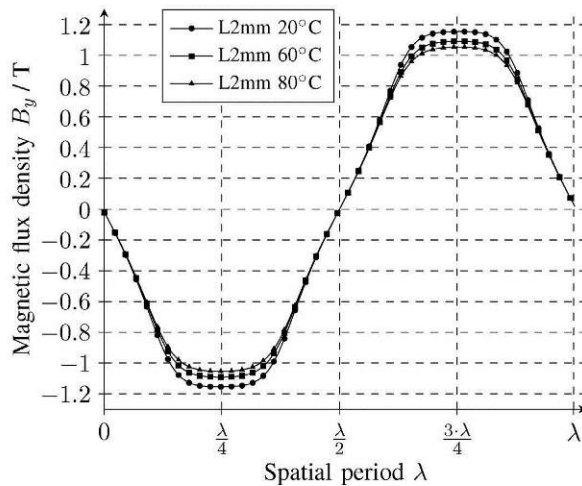


Fig. 6. Two-dimensional FEA result, double sided Halbach array, flux density B_y for different operation temperatures (20 °C, 60 °C, and 80 °C) at 2 mm distance and 20 °C at the surface, air-gap 5 mm, N40 magnet material.

by local irreversible demagnetization at 80 °C. These volumes are located at the pole magnet outer side and at the gap magnets inner side corners. Even if the operating temperature decreases, the affected volumes remain demagnetized. To study the impact of the described augmented temperature degrading phenomenon on the operation of linear electric machines, three test cases were modeled with FEA (N40 double array with air-gap $\delta = 5$ mm, N40 double array with air-gap $\delta = 10$ mm, N35 single array). The normal flux density component B_y on the surface of the array is shown Fig. 5. This clearly shows that neither the assumption of sinusoidal boundary condition (3) nor the first harmonic approach (4) is tenable. Hence, FEA is our preferred analysis tool. The magnetic flux density was evaluated at 2 mm and 5 mm distance, denoted by L2 mm and

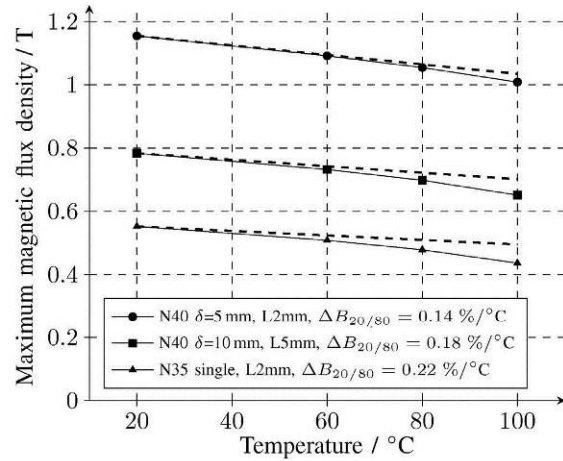


Fig. 7. Two-dimensional FEA result for three different 9 pieces Halbach arrangements and materials, (N40 double with air-gap 5 mm, N40 double with air-gap 10 mm, N35 single), Lymm represents the evaluation distance, dashed line indicates $-0.13\%/^{\circ}\text{C}$ theoretical decrease, $\Delta B_{20/80}$ is the linear interpolated slope from 20 °C to 80 °C.

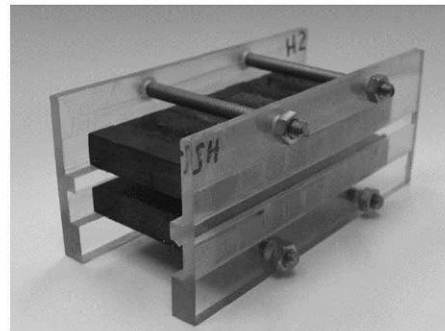


Fig. 8. Functional model, double sided N40 Halbach magnet arrays (2 x 9 pieces 10 x 10 x 45 mm each), air-gap $\delta = 5$ mm.

L5 mm respectively. As shown in Fig. 5, the spatial distribution at L5 mm is not affected by the temperature difference. The same assumption holds for L2 mm (cf. Fig. 6). Therefore, the maximum value was used to compare different operating temperatures. The results for the three test cases are shown in Fig. 7. While the literature and our measurements using the two magnet configuration predict the remanence flux density reduces by $0.13\%/^{\circ}\text{C}$ (dashed line in Fig. 7), the FEA result shows that the degrading is significantly increased in Halbach arrays, especially with increased air-gaps.

IV. EXPERIMENTAL VALIDATION

The three test scenarios described in the previous section have been verified in an experimental analysis. The N40 double array with an air-gap of $\delta = 5$ mm is shown in Fig. 8. The respective test specimen was placed in a climate cabinet to establish various operating temperatures. The overall test setup is shown in Fig. 3. After reaching the thermal equilibrium, the Halbach array was placed on the measurement device. The configuration

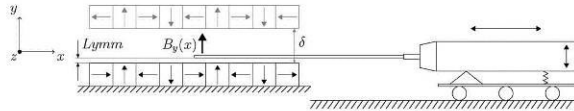


Fig. 9. Measurement principle, axial hall probe attached to the test carriage.

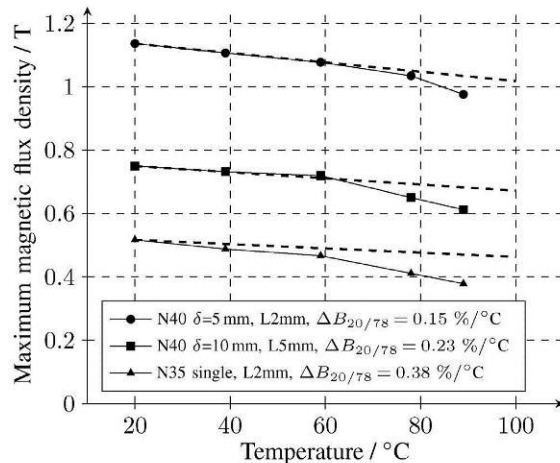


Fig. 10. Measurement result for three different Halbach arrangements (consisting of 9 magnet pieces) and materials, (N40 double with air-gap 5 mm, N40 double with air-gap 10 mm, N35 single), L_y mm represents the evaluation distance, dashed line indicates $-0.13\%/^{\circ}\text{C}$ theoretical decrease, $\Delta B_{20/78}$ is the linear interpolated slope from 20°C to 78°C .

is shown in Fig. 9. The axial Hall sensor is attached to a test carriage traveling along the direction x . While moving said carriage, the flux density measured by the Hall sensor was recorded together with the respective position. Various calibrated PT100 thermocouples for monitoring the ambient temperature, the climate chamber air temperature and the magnet array temperature of an additional array which remained inside the chamber. The Hall sensor temperature rise due to heat radiation during the measurement period of around 10 s per sample is negligible. Representative measurements result are shown in Fig. 10. The value L_y describes again the perpendicular distance between the inner magnet surface and the probe. It is assumed, that the difference between the measurements and the FEA is caused by uncertain magnet material parameters (e.g. different permeability characteristics along and perpendicular to the easy axis) and the adhesive gap between the magnets.

V. CONCLUSION

This paper discusses the effect of augmented temperature degrading of rare earth magnets arranged in 90° Halbach arrays. Both 2-D and 3-D nonlinear magnetostatic FEA provided new insights into the effect of local demagnetization in Halbach arrays. Moreover, three different Halbach magnet arrangements with N35 and N40 magnet material were fabricated. A Hall probe was moved through the functional models at various magnet temperatures. In this way, the magnetic flux density distribution was measured. Both numerical analyses as well as measurements confirm the occurrence of the augmented temperature degrading effect.

ACKNOWLEDGMENT

The authors would like to thank the Austrian Research Promotion Agency (Oesterreichische Forschungsförderungsgesellschaft mbH, Klima- und Energiefonds, Neue Energien 2020) for the research project 829727 *HeAL—High efficient ironless drive for lightweight vehicles*.

REFERENCES

- [1] H. Lovatt, V. Ramsden, and B. Meerow, "Design of an in-wheel motor for a solar-powered electric vehicle," *IEE Proc. Elect. Power Appl.*, vol. 145, no. 5, pp. 402–408, Sep. 1998.
- [2] J. Mallinson, "One-sided fluxes—A magnetic curiosity?," *IEEE Trans. Magn.*, vol. 9, no. 4, pp. 678–682, Dec. 1973.
- [3] K. Halbach, "Design of permanent multipole magnets with oriented rare earth cobalt material," *Nucl. Instrum. Meth.*, vol. 169, no. 1, pp. 1–10, 1980.
- [4] Z. Zhu, Z. Xia, Y. Shi, D. Howe, A. Pride, and X. Chen, "Performance of halbach magnetized brushless ac motors," *IEEE Trans. Magn.*, vol. 39, no. 5, pp. 2992–2994, Sep. 2003.
- [5] J. F. Gieras, R.-J. Wang, and M. J. Kamper, *Axial Flux Permanent Magnet Brushless Machines*, 1st ed. Dordrecht, The Netherlands: Kluwer Academic, 2004.
- [6] T. Sebastian, "Temperature effects on torque production and efficiency of pm motors using ndfeb magnets," in *Proc. Conf. Rec. IEEE Industry Applications Soc. Annu. Meet.*, Oct. 1993, pp. 78–83.
- [7] D. Trumper, M. Williams, and T. Nguyen, "Magnet arrays for synchronous machines," in *Proc. Conf. Rec. IEEE Industry Applications Soc. Annu. Meet.*, Oct. 1993, pp. 9–18.
- [8] H. Shute, J. Mallinson, D. Wilton, and D. Mapps, "One-sided fluxes in planar, cylindrical, and spherical magnetized structures," *IEEE Trans. Magn.*, vol. 36, no. 2, pp. 440–451, Mar. 2000.
- [9] K. Halbach, "Physical and optical properties of rare earth cobalt magnets," *Nucl. Instrum. Meth. Phys. Res.*, vol. 187, no. 1, pp. 109–117, 1981.
- [10] M. Thompson, "Practical issues in the use of ndfeb permanent magnets in maglev, motors, bearings, and eddy current brakes," *Proc. IEEE*, vol. 97, no. 11, pp. 1758–1767, Nov. 2009, (invited).

8 Kontaktdaten

DI OLIVER Winter

Mobility Department

Electric Drive Technologies

AIT Austrian Institute of Technology GmbH

Giefinggasse 2 | 1210 Vienna | Austria

T +43(0) 50550-6559 | F +43(0) 50550-6595

oliver.winter@ait.ac.at | <http://www.ait.ac.at>



DFM Technologies GmbH

<http://www.dfm.at>



LKR Leichtmetallkompetenzzentrum

Ranshofen GmbH

<http://www.ait.ac.at>



IMPRESSUM

Verfasser

AIT Austrian Institute of Technology GmbH
TECHbase Vienna
Giefinggasse 2
1210 Wien
Tel: +43(0) 50550-6559
Fax: +43(0) 50550-6595
Web: www.ait.ac.at

AutorInnen

Oliver Winter / AIT
Robert Rentz / DFM
Stephan Ucsnik / LKR

Eigentümer, Herausgeber und Medieninhaber

Klima- und Energiefonds
Gumpendorfer Straße 5/22
1060 Wien
E-Mail: office@klimafonds.gv.at
Web: www.klimafonds.gv.at

Disclaimer

Die Autoren tragen die alleinige Verantwortung für den Inhalt dieses Berichts. Er spiegelt nicht notwendigerweise die Meinung des Klima- und Energiefonds wider.

Weder der Klima- und Energiefonds noch die Forschungsförderungsgesellschaft (FFG) sind für die Weiternutzung der hier enthaltenen Informationen verantwortlich.

Gestaltung des Deckblattes

ZS communication + art GmbH