

ANALYSE EINER NEUARTIGEN ELEKTRISCHEN KONVERTERARCHITEKTUR ZUR INTEGRATION VON BRENNSTOFFZELLEN AUF GESAMTSYSTEMEBENE

A. Lücken¹, H. Lüdders³, T. Kut², S. Dickmann², F. Thielecke³, D. Schulz¹

^{1,2}Helmut-Schmidt-Universität, Universität der Bundeswehr Hamburg,

¹Professur für Elektrische Energiesysteme, ²Professur für Grundlagen der Elektrotechnik,

^{1,2}Holstenhofweg 85, 22043 Hamburg, Deutschland

³Technische Universität Hamburg-Harburg

³Institut für Flugzeug-Systemtechnik, Neßpriel 5, 21129 Hamburg, Deutschland

ZUSAMMENFASSUNG

Die Reduzierung des CO₂ Ausstoßes und die damit verbundene Steigerung der Systemeffizienz zukünftiger Verkehrsflugzeuge ist ein wichtiges Ziel der Luftfahrtindustrie. Die Umsetzung des More-Electric-Aircraft Konzepts kann eine Variante sein, dieses Ziel zu erreichen. Eine Idee in diesem Zusammenhang ist die Substituierung der herkömmlichen, kerosinbetriebenen Gasturbine durch ein multifunktionales Brennstoffzellensystem. Dazu ist es notwendig, die lastabhängige Ausgangsspannung der Brennstoffzelle an das zukünftige elektrische Bordnetz anzupassen. Ein möglicher Ansatz ist es, die Brennstoffzellenspannung mit DC/DC Wandlern auf das geforderte Spannungsniveau zu transformieren. Dafür wurde ein Simulationsmodell erstellt, welches speziell auf die Anforderungen eines Brennstoffzellensystems in Verkehrsflugzeugen ausgerichtet ist. Je nach Systemanforderung liefert das erstellte Modell als Ergebnis eine optimale elektrische DC/DC Wandlerarchitektur. Abschließend werden die Auswirkungen der optimierten elektrischen Architektur auf Brennstoffzellensystemebene analysiert und miteinander verglichen.

SCHLAGWORTE

DC/DC Wandler, Brennstoffzelle, More-Electric-Aircraft

1 Einleitung

Die Verknappung der Rohstoffe und die damit einhergehende weitere Erhöhung der Kerosinpreise fordert mehr denn je eine gewichtsoptimierte Entwicklung neuer Flugzeugsysteme. Seit 2012 müssen zudem alle Fluggesellschaften, die innerhalb Europas bzw. von oder nach Europa fliegen, Zertifikate für den Ausstoß von Emissionen erwerben. Dies führt zu einem verstärkten Bestreben der Effizienzsteigerung neuer Flugzeugmodelle. Ein Ansatz ist die Einführung des More-Electric-Aircraft Konzepts, bei der hydraulische und pneumatische Systeme durch elektrische substituiert werden [1]. Zur Steigerung der Effizienz könnte u.a. ein Wasserstoff-Brennstoffzellensystem anstelle der ineffizienten und lauten kerosinbetriebenen Gasturbine (eng. Auxiliary Power Unit, APU), als unabhängige Energiequelle für die elektrische Bodenstromversorgung der Verkehrsflugzeuge dienen [2]. Im Leuchtturmprojekt „Kabinentechnologie und multifunktionale Brennstoffzelle“ beschäftigen sich die Professuren „Elektrische Energiesysteme“ und „Grundlagen der Elektrotechnik“ der Helmut-Schmidt-Universität gemeinsam mit dem Institut für „Flugzeug-Systemtechnik“ der Technischen Universität Hamburg-Harburg mit der Integration von hocheffizienten Brennstoffzellensystemen in modernen Verkehrsflugzeugen. Die Substituierung zahlreicher hydraulischer und pneumatischer Systeme durch elektrische führt zu einer Steigerung der Systemeffizienz. Des Weiteren können eine bessere Diagnostizierfähigkeit der elektrischen Netze sowie ein reduziertes Systemgewicht im Vergleich zu schweren und großen Rohrleitungssystemen als weitere Vorteile genannt werden. Dieser Trend steigert den Bedarf an elektrischer Energie in zukünftigen Verkehrsflugzeugen. Bild 1 veranschaulicht schematisch die möglichen Einsatzszenarien eines multifunktionalen Brennstoffzellensystems in einem modernen Mittelstreckenverkehrsflugzeug.

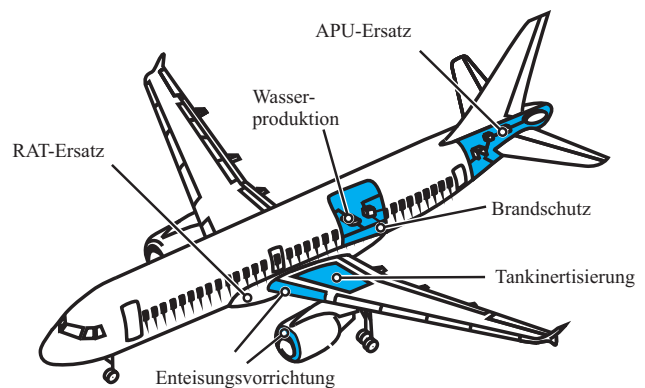


Bild 1: Schematische Darstellung der Anwendungsgebiete eines multifunktionalen Brennstoffzellensystems in einem modernen Verkehrsflugzeug [11].

Das Brennstoffzellensystem könnte wie die herkömmliche, kerosinbetriebene APU im Heck des Flugzeugs integriert werden. Die Erhöhung der elektrischen Leistung hat zur Folge, dass das Gewicht bzw. die Verlustleistung der Übertragungssysteme steigt. Die gestiegene Leistungsnachfrage moderner Verkehrsflugzeuge bewirkt bei gleichbleibender Spannung eine Erhöhung des elektrischen Stromflusses. Der größere elektrische Stromfluss hat zur Folge, dass zum einen eine erhöhte Verlustleistung im Übertragungssystem auftritt und zum anderen eine Temperaturerhöhung der elektrischen Leiter entsteht. Zur Begrenzung beider negativer Faktoren kann der Durchmesser des Leiterquerschnitts vergrößert werden. Aufgrund dieser Nachteile wird überlegt, das bestehende Spannungsniveau zur Übertragung der elektrischen Leistung anzuheben. Heute sind vor allem elektrische Übertragungssysteme mit 115 V_{ac}

und $230 V_{ac}$ (neuere Modelle) in den Verkehrsflugzeugen installiert. Um Gewicht zu sparen, könnten zukünftig serienmäßig Gleichspannungsübertragungen mit höheren Nennspannungen eingesetzt werden. Diese Gleichspannungsübertragungen werden in der Luftfahrtliteratur als High Voltage DC (HVDC) Netze beschrieben und haben ein Spannungsniveau von $\pm 270 V_{dc}$ [3, 4].

2 Elektrische Integration der Brennstoffzelle

Zur elektrischen Integration von dezentralen Brennstoffzellensystemen an das HVDC Netz von Verkehrsflugzeugen ergeben sich gute Möglichkeiten. Brennstoffzellensysteme liefern als Ausgangsspannung eine Gleichspannung. Die elektrische Leistung muss vom Heck über das HVDC Netz zum Primary-Electrical-Power-Distribution-Center (PEPDC), dem Verteilsystem des Verkehrsflugzeugs, geführt werden. Allerdings ist die Brennstoffzellenausgangsspannung lastabhängig und demzufolge nicht konstant. Herkömmliche elektrische Architekturen sehen vor, diese lastabhängige Ausgangsspannung über den gesamten Arbeitsbereich der Brennstoffzelle mithilfe von DC/DC Wandlern auf das HVDC Spannungsniveau zu transformieren. Vorteilhaft für die Spannungstransformation in Verkehrsflugzeugen könnte eine Hochsetzsteller- bzw. Tiefsetzstellerarchitektur sein. Eine Brennstoffzellenspannung, die im gesamten Arbeitsbereich oberhalb des HVDC Spannungsniveaus ($270 V_{dc}$) liegt, könnte durch eine elektrische Tiefsetzstellerarchitektur heruntertransformiert werden. Für eine Brennstoffzellenspannung, die im gesamten Arbeitsbereich unterhalb der HVDC Spannung liegt, ist eine Hochsetzstellerarchitektur zu verwenden. Unbedingt vermieden werden sollten Brennstoffzellenspannungen, die innerhalb des Arbeitsbereichs sowohl oberhalb als auch unterhalb der HVDC Spannung liegen. Dies führt aufgrund der doppelten Auslegung der DC/DC Wandler zu einem höheren Systemgewicht. Eine weitere Möglichkeit ist die Verwendung von Transformatoren. Diese werden allerdings aufgrund vergleichsweise hoher Systemgewichte innerhalb dieser Arbeit nicht weiter betrachtet.

2.1 Das HVDC Flugzeugbordnetz

Das elektrische Netz besitzt ein erlaubtes Spannungstoleranzband, das in der Norm Mil-STD.704F spezifiziert ist. Bild 2 zeigt einen Auszug für $270 V_{dc}$ Netze. Die Spannung darf zwischen $250 V_{dc}$ und $280 V_{dc}$ variieren. Die Spannungsdifferenz kann auf den negativen Pfad ($-270 V_{dc}$) übertragen werden.

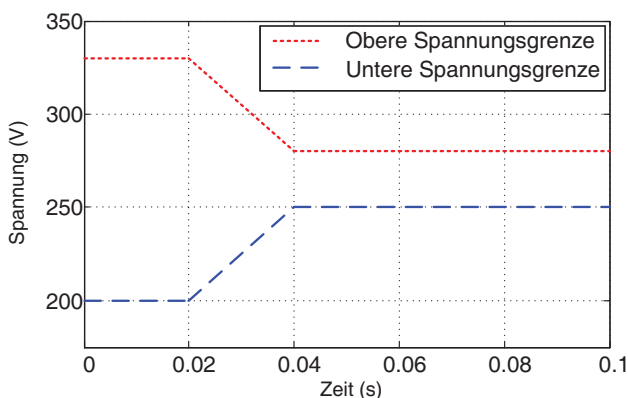


Bild 2: Auszug der Mil-STD.704F für $270 V_{dc}$ Netze.

Alle angeschlossenen elektrischen Verbraucher müssen innerhalb des oben gezeigten Spannungstoleranzbandes fehlerfrei arbeiten. Wie zu Beginn von Kapitel 2 beschrieben, sehen herkömmliche elektrische DC/DC Wandlerarchitekturen vor, die lastabhängige Brennstoffzellenspannung auf exakt das nominale Spannungsniveau von $270 V_{dc}$ zu transformieren. Innerhalb dieses Artikels werden die Auswirkungen auf Gesamtsystemebene von elektrischen DC/DC Wandlerarchitekturen untersucht, die das hier skizzierte Spannungstoleranzband ausnutzen. Bild 3 zeigt eine typische stationäre Polarisationskennlinie einer Brennstoffzelle, die im erlaubten Spannungstoleranzband liegt. Die gezeigte Kurve soll eine optimierte Polarisationskennlinie (verringertem Innenwiderstand im linearen Arbeitsbereich) in Anlehnung an die Ergebnisstudie des AURORA Programms für zukünftige Brennstoffzellensysteme darstellen [5].

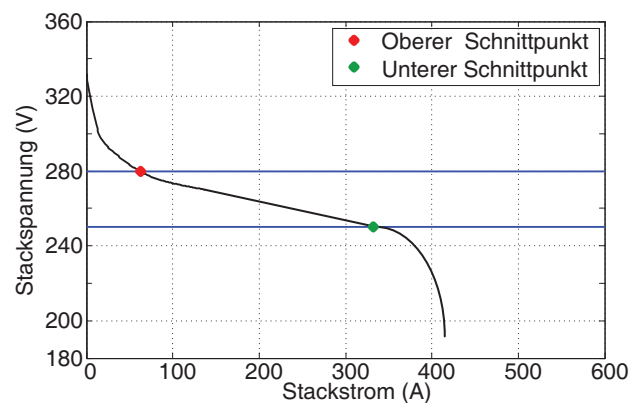


Bild 3: Typische Polarisationskurve im Spannungstoleranzband.

Der untere Schnittpunkt mit der Polarisationskennlinie zeigt den Arbeitspunkt der niedrigsten Spannung bei $250 V_{dc}$ bzw. der maximalen elektrischen Leistung des Brennstoffzellenstacks. Der obere Schnittpunkt zeigt den Arbeitspunkt der höchsten erlaubten Brennstoffzellenspannung bei $280 V_{dc}$ bzw. der minimalen elektrischen Leistung. Es ist zu erkennen, dass wenn die Brennstoffzellenspannung innerhalb des erlaubten Spannungstoleranzbandes liegt, diese nicht mit einem DC/DC Wandler transformiert werden muss.

2.2 Brennstoffzellensystemauslegung

Die Auslegung multifunktionaler Brennstoffzellensysteme für Flugzeuganwendungen stellt eine große Herausforderung dar. Ein wesentlicher Grund dafür ist die erst geringe Erfahrung mit der Anwendung solcher Systeme in der Luftfahrt. Allein die Auslegung eines Brennstoffzellensystems an sich ist komplex, da es sich hierbei um eine implizite Dimensionierungsaufgabe handelt. Implizit bedeutet in diesem Zusammenhang, dass es für die Auslegung des Systems keinen definierten Anfangspunkt gibt. Deutlich wird der Vorgang bereits bei der Betrachtung eines sehr vereinfachten Brennstoffzellensystems. Dieses System wird in Bild 4 veranschaulicht und besteht aus einem Brennstoffzellenstack, einem Wärmeübertrager, einer Kühlpumpe und einem Kühlluft-Ventilator. Es wird angenommen, dass bereits eine konsistente Systemlösung für das System vorliegt, die aber weiter verbessert werden soll. Auf den ersten Blick kann es sinnvoll erscheinen, die Größe des Ventilators zu reduzieren, um somit ein leichteres Systemgewicht zu erzielen. Durch diese Änderung wird aber wahrscheinlich die benötigte Leistung des Ventilators steigen, da ein

kleiner Ventilator in der Regel weniger effizient im gleichen Operationspunkt arbeitet. Die somit erhöhte Leistungsanforderung führt dazu, dass der Brennstoffzellenstack vergrößert werden muss. Da zusätzlich mehr Abwärme entstehen wird, muss auch der Wärmeübertrager und die Kühlpumpe vergrößert werden. Am Ende kann es sein, dass der Ventilator wieder vergrößert werden muss, da mehr Abwärme an die Umgebung abgegeben werden muss. Aus diesem kleinen Beispiel wird deutlich, dass die Dimensionierung eines Brennstoffzellensystems mit seinen vielen internen Abhängigkeiten keine einfache Aufgabe darstellt.

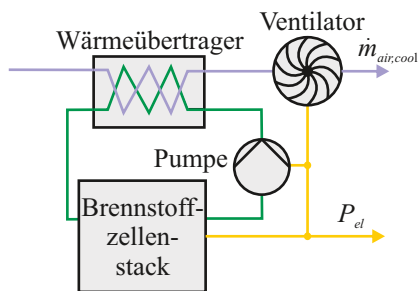


Bild 4: Vereinfachtes Brennstoffzellensystem [11].

Leistungsdimensionierung: Das Brennstoffzellensystem wird auf eine maximale elektrische Leistung ausgelegt, die ausreicht, um auch unter schwierigsten äußeren klimatischen Bedingungen (ISA Hot Day ($T_{amb} = 311,15 \text{ K}$)) die angeschlossenen Verbraucher zu versorgen. In modernen Verkehrsflugzeugen wird verstärkt der Einsatz von elektrischen Klimaanlage (ECS) vorangetrieben. Aus Sicht des Brennstoffzellensystems stellt dieser elektrische Verbraucher eine der zukünftigen Hauptlasten dar. Bild 5 veranschaulicht die prozentuale Aufteilung der wesentlichen elektrischen Hauptverbraucher, die vom Brennstoffzellensystem während des Szenarios „ISA Hot Day“ versorgt werden. Neben der Klimaanlage zählt ein potentielles Taxiing System zu den größten elektrischen Verbrauchern [6]. Im Vergleich zur Klimaanlage wird allerdings das Taxiing System nur für eine begrenzte Zeit betrieben.

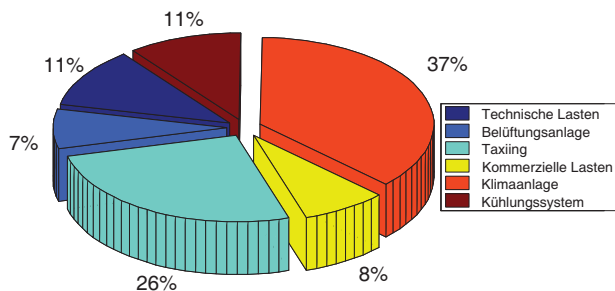


Bild 5: Prozentuale Aufteilung der elektrischen Hauptverbraucher bezogen auf 100% Nennleistung am „ISA Hot Day“.

Darüber hinaus soll das Brennstoffzellensystem die Notenergieversorgung des Flugzeuges sicherstellen, wenn die klassische elektrische Energieversorgung ausfällt. Hieraus ergeben sich die folgenden Anforderungen für das hier dargestellte Beispielsystem:

- Das System muss in der Lage sein, 35 kW elektrische Leistung bei $\pm 270 \text{ V}_{dc}$ an das Flugzeug bereit zu stellen.
- Bei der Einspeisung von elektrischer Leistung ist der MIL-STD.704F Standard einzuhalten.

- Die Notenergieversorgung muss selbst bei extrem heißen Umgebungsbedingungen sichergestellt sein (am Boden: $T_{amb} = 328,15 \text{ K}$).
- Die Versorgung ist für mindestens 30 min sicher zu stellen.
- Die Ausfallwahrscheinlichkeit der Notenergieversorgungsfunktion soll kleiner als $10^{-3}/FH$ (FH = Flight Hour) sein.

Bild 6 zeigt den Unterschied zwischen einem typischen elektrischen Lastprofil im Szenario „ISA Hot Day“ und dem Szenario „ISA Normal Day“ ($T_{amb} = 288,15 \text{ K}$). Es wird deutlich, dass die Höhe der geforderten elektrischen Leistung stark abhängig ist vom jeweiligen Szenario. Der Unterschied besteht im Wesentlichen durch den elektrischen Verbrauch der Klimaanlage, der beim Szenario „ISA Hot Day“ bei 37% der gesamten elektrischen Brennstoffzellenleistung liegt. Die Betrachtung der unterschiedlichen Szenarien ist wichtig zur Bestimmung des tatsächlichen Wasserstoffverbrauchs der Brennstoffzellen. Im späteren realen Flugbetrieb wird sich das Brennstoffzellensystem die meiste Zeit im Teillastbetrieb befinden.

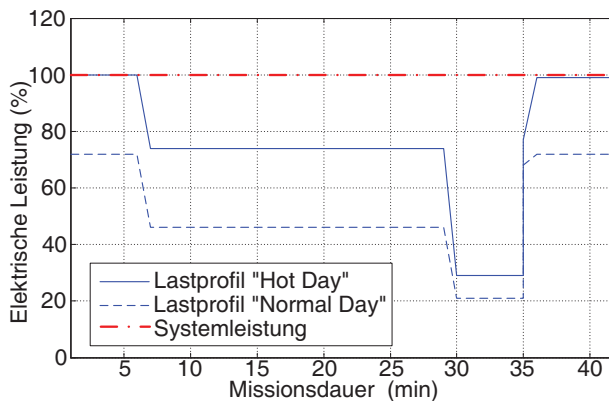


Bild 6: Elektrisches Lastprofil über der kompletten Ground Phase für den „ISA Hot Day“ und „ISA Normal Day“.

Die erhöhte Effizienz des DC/DC Wandlersystems bewirkt gleich eine Reihe von positiven Effekten auf der Brennstoffzellengesamtsystemebene. Durch die Steigerung der Effizienz wird die von den Brennstoffzellen angeforderte elektrische Leistung verringert. Dies wiederum verschiebt den Arbeitspunkt der Brennstoffzelle weiter in Richtung Teillastbereich, was auch hier zu einer höheren Effizienz der Brennstoffzelle führt. Dadurch wird der Wasserstoffverbrauch reduziert und die Reichweite des Wasserstofftanks wird vergrößert. Es wird deutlich, dass die Erhöhung der DC/DC Wandlereffizienz und ebenfalls die Reduzierung des Gewichts einen großen Einfluss auf die Gesamtsystemebene darstellt. Das Brennstoffzellensystem besteht wegen der erforderlichen Redundanz aus zwei separaten Systemen, die sich in eine linke und eine rechte Seite aufteilen. Es wird angenommen, dass beide Seiten elektrisch gleich aufgebaut sind. Bild 7 zeigt eine Seite des gesamten Brennstoffzellensystems. Die Brennstoffzelle selbst besteht in den hier beschriebenen elektrischen Architekturen aus einer seriellen Verschaltung zweier Stacks (engl. Twin-Stack). Dabei soll die Mittelanzapfung der Brennstoffzellen auf Masse gelegt sein. Die obere Brennstoffzelle liefert eine positive Ausgangsspannung und die untere eine negative. Beispielhaft sind in der Architektur aus Bild 7 jeweils zwei DC/DC Konvertermodule zur Erzeugung der positiven HVDC Spannung

(+270 V_{dc}) sowie der negativen HVDC Spannung (-270 V_{dc}) dargestellt.

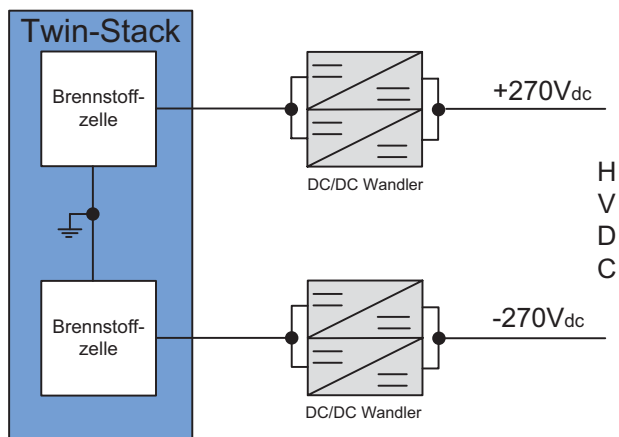


Bild 7: Mögliche elektrische Anschlussarchitektur einer Seite des Brennstoffzellensystems.

2.3 DC/DC Wandlerarchitekturen

Hochsetzsteller: Bei der Verwendung einer Hochsetzstellerarchitektur (HSS) wird der Arbeitspunkt der Brennstoffzelle bei höchster Spannung (engl. Open Cell Voltage, OCV) auf den Schnittpunkt mit dem höchsten Spannungswert des erlaubten Toleranzbandes gelegt (280 V_{dc}). Der Hochsetzsteller muss dann erst unterhalb des unteren Schnittpunktes der Polarisationskurve mit dem Spannungstoleranzband (250 V_{dc}) anfangen, die Brennstoffzellenspannung zu transformieren. Der Zusammenhang und dessen Auswirkungen auf die Gesamtsystemebene des Brennstoffzellensystems werden im Folgenden näher erläutert. Bild 8 zeigt das elektrische Ersatzschaltbild eines herkömmlichen Hochsetzstellers.

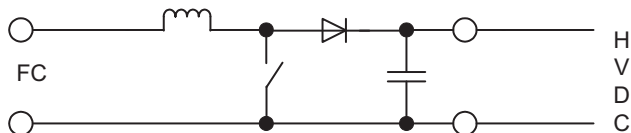


Bild 8: Elektrisches Ersatzschaltbild für die Hochsetzstellerarchitektur.

Tiefsetzsteller: Bei der Verwendung einer Tiefsetzstellerarchitektur (TSS) wird der maximale Arbeitspunkt des Brennstoffzellensystems auf den Schnittpunkt mit dem unteren Spannungswert des erlaubten Toleranzbandes gelegt (siehe Bild 3 unterer Schnittpunkt). Daraus ergibt sich der Vorteil, dass der Halbleiterschalter des Tiefsetzstellers im Arbeitsbereich vom oberen Schnittpunkt (280 V_{dc}) bis zum unteren Schnittpunkt ((250 V_{dc}) maximale angeforderte elektrische Leistung) nicht mehr schalten muss. Bild 9 zeigt das elektrische Ersatzschaltbild einer herkömmlichen Tiefsetzstellerarchitektur.

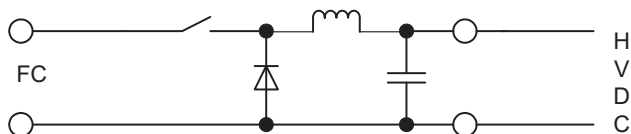


Bild 9: Elektrisches Ersatzschaltbild für die Tiefsetzstellerarchitektur.

Die Effizienzsteigerung des Systems, deren Zusammenhang und Auswirkungen auf Gesamtsystemebene werden im Folgenden näher beschrieben. Legt man die Polarisationskurve aus Bild 3 zugrunde, gibt Gleichung 1 die maximale elektrische Leistung an, auf die eine Tiefsetzstellerarchitektur ausgelegt ist.

$$\begin{aligned}
 P_{TSS \max} &= U_{\text{untere Grenze}} \cdot I_{\text{untere Grenze}} & (1) \\
 P_{TSS \max} &= 250 \text{ V} \cdot 333 \text{ A} \\
 P_{TSS \max} &= 83.25 \text{ kW}
 \end{aligned}$$

Bypass: Bei der Bypassarchitektur handelt es sich um eine Tiefsetzstellerarchitektur, die um einen zusätzlichen Schalter S₁ erweitert wird. Dieser Schalter wird geschlossen, wenn die Eingangsspannung des Tiefsetzstellers einen Spannungswert innerhalb des Spannungstoleranzbands von HVDC Netzen besitzt. Der Tiefsetzsteller wird demzufolge in diesem Bereich kurzgeschlossen. Dabei liegt der wesentliche Vorteil im Vergleich zur normalen Tiefsetzstellerarchitektur darin, dass die Bypassarchitektur lediglich auf die elektrische Leistung des oberen Schnittpunktes (Bild 3) des erlaubten Spannungstoleranzbandes mit der Polarisationskennlinie auszuliegen ist. Daraus ergibt sich eine Effizienzsteigerung und ebenfalls eine Gewichtsreduzierung der DC/DC Wandler [7].

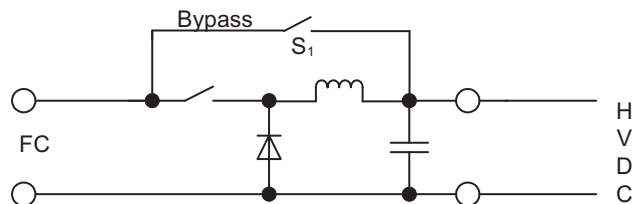


Bild 10: Elektrisches Ersatzschaltbild für die Bypassarchitektur.

Bild 10 zeigt das elektrische Ersatzschaltbild der neuartigen Bypassarchitektur. Mit dem Schalter S₁ wird der DC/DC Wandler überbrückt.

$$\begin{aligned}
 P_{By \max} &= U_{\text{obere Grenze}} \cdot I_{\text{obere Grenze}} & (2) \\
 P_{By \max} &= 280 \text{ V} \cdot 80 \text{ A} \\
 P_{By \max} &= 22.4 \text{ kW}
 \end{aligned}$$

Legt man die Polarisationskurve aus Bild 3 zugrunde, gibt Gleichung 2 die maximale elektrische Leistung an, auf die eine Bypassarchitektur ausgelegt werden kann. Im Vergleich zu einer herkömmlichen Tiefsetzstellerarchitektur reduziert sich die maximale zu transformierende elektrische Leistung auf 27%.

3 Modellierung der Konverterarchitekturen

Im Kapitel 2 wurden die drei betrachteten Konverterarchitekturen (Hochsetzsteller, Tiefsetzsteller, Bypass) in ihrem prinzipiellen Aufbau beschrieben. Um den Konverter möglichst effizient und leicht zu konzipieren, ist es sinnvoll, mehrere Module parallel anzuschließen, da der Strom quadratisch in die Berechnung der Verlustleistung eingeht. Dazu wurde in MATLAB für jede elektrische Konverterarchitektur ein Modell erstellt, das in Abhängigkeit der geforderten Gesamtleistung die optimale Anzahl x an parallelen Konverterstufen

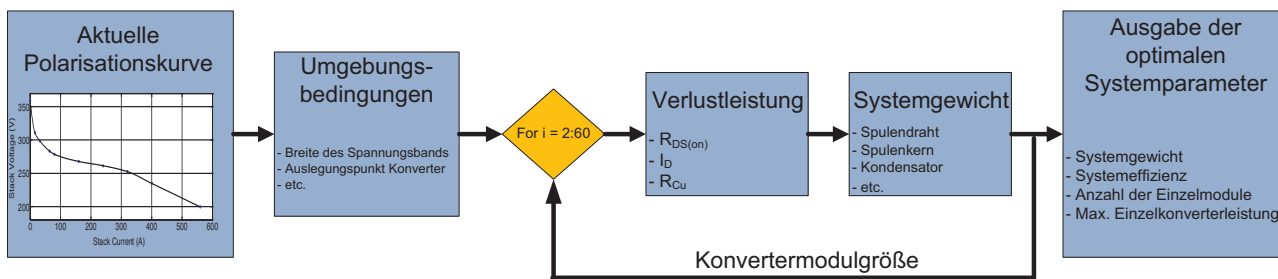


Bild 11: Ablaufdiagramm zur Bestimmung der Konverterarchitektur.

bestimmt. Bild 11 zeigt das Ablaufdiagramm zur Bestimmung der bestmöglichen Anzahl und Dimensionierung der elektrischen Konverterarchitektur, bezogen auf die benötigte angeforderte elektrische Leistung des Verkehrsflugzeugs. Mithilfe dieses Modellansatzes ist es möglich, eine automatische Auslegung einer optimalen Konverterarchitektur für jede Leistungsgröße zu erstellen. Dabei unterteilt sich das Modell in den unten aufgelisteten Schritten.

Einlesen der Polarisationskurve: Im ersten Schritt wird die aktuelle Brennstoffzellenpolarisationskurve und die maximal vom Flugzeug angeforderte elektrische Leistung eingelesen.

Umgebungsbedingungen: Im zweiten Schritt werden die Umgebungsparameter festgesetzt. Dazu zählen u.a die Systemtemperatur, die Grenzen des HVDC Spannungstoleranzbands und weitere zur Auslegung signifikante Parameter. Abhängig von der gewählten Konverterarchitektur wird jetzt der Designpunkt ausgelegt.

Modulanzahl: Als nächstes wird innerhalb einer Schleife die optimale Anzahl an parallelen Konverterstufen berechnet. Die Größe eines Converters reicht von 2kW bis 60kW (Schrittweite 2kW). Um eine hohe Redundanz zu erlangen, ist die maximale elektrische Leistung eines Converters auf 60kW begrenzt. Allerdings gibt es keine Einschränkungen in der oberen Gesamtsystemleistung. Innerhalb der Schleife wird zum einen die Systemeffizienz und zum anderen das Konvertersystemgewicht für die unterschiedlichen Convertergrößen berechnet. Der Inhalt der einzelnen Schritte wird in den folgenden beiden Punkten beschrieben.

Konvertergewicht: In diesem Schritt der Schleife wird das Gesamtgewicht der jeweiligen Konverterarchitektur berechnet. Die ausführliche Berechnung ist in Kapitel 3.1 beschrieben.

Verlustleistung: In diesem Schritt wird die Gesamtverlustleistung der einzelnen Variationen vom ausgeschalteten Zustand (0% Leistung) über den Teillastbetrieb hin zum Vollastbetrieb (100% Leistung) ermittelt. Die ausführliche Berechnung ist in Kapitel 3.2 beschrieben.

Ausgabe der Parameter: Im letzten Schritt erfolgt die Ausgabe aller relevanten Systemparameter. Zu diesen Systemparametern zählen:

- Gesamtes Konvertergewicht

- Effizienz der gewählten Konverterarchitektur (vom Teillastbereich bis zum Vollastbereich)
- Anzahl der einzelnen Convertermodule
- Gewählte Größe der Convertermodule

3.1 Berechnung des Convertergewichts

In diesem Abschnitt wird die Berechnung des Gesamtkonvertergewichts beschrieben. Beispielhaft wird hier die Berechnung der grundlegenden Elemente eines Tiefsetzstellers dargestellt. Dabei ist zu beachten, dass jeder Rechenschritt in 2kW Leistungsschritten durchgeführt wird. Durch Gleichung 3 wird die Größe der notwendigen Gesamtinduktivität L bestimmt [8].

$$L = \frac{U_a \cdot (1 - U_a/U_e)}{I_{max}/100 \cdot I_{Rippel} \cdot f} \tag{3}$$

Die Eingangsspannung U_e und die Ausgangsspannung U_a lassen sich anhand der Polarisationskurve bzw. je nach Konverterarchitektur durch die HVDC Spannungsgrenzen bestimmen. I_{Rippel} gibt den erlaubten Stromrippel in Prozent des maximalen Stroms I_{max} an und kann je nach Anforderung, genau wie die Schaltfrequenz f , variiert werden. Anschließend wird die Anzahl der benötigten Spulenwindungen n durch Gleichung 4 bestimmt.

$$n = \sqrt{\frac{L}{A_L}} \tag{4}$$

Dabei steht A_L für die Induktivitätskonstante des gewählten Spulenkerns. Mithilfe des Induktivitätswerts wird jetzt ein entsprechender Spulenkern der Masse m_{Kern} ausgewählt. Durch die Anzahl der Windungen und der geometrischen Abmessung (Durchmesser d) des gewählten Kerns berechnet sich näherungsweise die Länge des Spulendrahts durch Gleichung 5.

$$l_{Draht} = 2 \cdot \pi \cdot (d/2) \cdot n \tag{5}$$

Der Querschnitt des Spulendrahts ist abhängig vom Strom I und berechnet sich mit der elektrischen Leitfähigkeit σ , der Länge l und dem erlaubten Spannungsabfall U_{Draht} durch Gleichung 6.

$$A_{Draht} = \frac{I \cdot l}{\sigma \cdot U_{Draht}} \tag{6}$$

Die elektrische Leitfähigkeit σ berechnet sich durch den temperaturabhängigen spezifischen Widerstand ρ mit dem linearen Widerstandstemperaturkoeffizienten α wie in den Gleichungen 7 und 8 beschrieben.

$$\rho(T) = \rho(T_0) \cdot (1 + \alpha(T - T_0)) \quad (7)$$

$$\sigma(T) = \frac{1}{\rho(T)} \quad (8)$$

Damit berechnet sich das Gewicht für 1 m Spulendraht durch die Multiplikation der Dichte ρ_0 vom gewählten Material mit der Fläche A_{Draht} nach Gleichung 9.

$$m_{\text{Draht}} = \rho_0 \cdot A_{\text{Draht}} \quad (9)$$

Zur Berechnung des Ausgangskondensators kann die Gleichung 10 verwendet werden. Allerdings ist zu beachten, dass diese Gleichung für einen idealen Kondensator ausgelegt ist. Das elektrische Ersatzschaltbild einer Kapazität besteht zusätzlich aus einem Ersatz-Serien-Widerstand (ESR) und einer seriellen parasitären Induktivität (ESL). Als erste Näherung ist die beschriebene idealisierte Gleichung ausreichend. U_{WSS} beschreibt den erlaubten Wechselspannungsanteil der Ausgangsspannung des Tiefsetzstellers und ist den spezifischen Anforderungen zu entnehmen.

$$C = \frac{I_{\text{Rippel}}}{8 \cdot U_{\text{WSS}} \cdot f} \quad (10)$$

Mithilfe des Kapazitätswerts wird jetzt ein entsprechender Kondensator der Masse $m_{\text{Kondensator}}$ ausgewählt. Der gewählte Halbleiter ist ein Metal-Oxid-Semikonduktorfeldefekt-Transistor (MOSFET) aus der 600V Klasse mit der Masse $m_{\text{Halbleiter}}$. Die Ansteuerung der Halbleiter erfolgt über einen FPGA (engl. Field Programmable Gate Array), der auf einer separaten Platine untergebracht ist. Diese Ansteuerungsplatine besitzt die Masse $m_{\text{Ansteuerung}}$. Die Dimensionierung der Kühlkörper ist durch eine passive Kühlung mit einem Aluminiumkühlkörper realisiert. Dabei wurden im Vorfeld verschiedene Größen an Kühlkörperoberflächen im realen Betrieb getestet. Für die Erstellung des Modells wurde auf einen Standardkühlkörper mit einer definierten Kühlkörperoberfläche zurückgegriffen, der bei maximaler Strombelastung des Halbleiters immer unterhalb der Grenztemperatur liegt. Jeder Halbleiter besitzt seinen eigenen Kühlkörper der Masse $m_{\text{Kuehlkoerper}}$. Die Masse m_{Platine} der Trägerplatine für den Tiefsetzsteller wurde im Vorfeld ebenfalls experimentell durch unterschiedliche Aufbauvarianten ermittelt. Abschließend wird für zusätzliche Komponenten wie EMV Filter, Anschlussklemmen etc. ein Masseaufschlag von 1/3 berechnet. Dazu gehören im Einzelnen X- und Y- Kondensatoren sowie Längs- und Gleichtaktrosseln. Dieser prozentuale Aufschlag hat sich durch verschiedene Labortests aufgrund des hohen Stroms und damit erhöhter Bauteilgewichte zur Gleich- und Gegenaktfilterung als gute Näherung erwiesen. Das Gesamtgewicht des Konvertermoduls berechnet sich mit Gleichung 11 durch Aufsummierung aller Einzelmassen zu m_{Gesamt} . Dabei steht x für die Anzahl der einzelnen Konverterstufen.

$$m_{\text{Gesamt}} = 1.33 \cdot x \cdot (m_{\text{Kern}} + m_{\text{Draht}} + m_{\text{Kondensator}} + m_{\text{Ansteuerung}} + m_{\text{Kuehlkoerper}} + m_{\text{Platine}} + m_{\text{Halbleiter}}) \quad (11)$$

Bild 12 zeigt ein Ausgabefenster mit einem möglichen Ergebnis des erstellten Konvertermodells. Die berechneten Werte beziehen sich auf die Auslegung einer Tiefsetzstellerarchitektur mit der Polarisationskennlinie aus Bild 3. Die untere Kurve zeigt das Gesamtgewicht der Tiefsetzstellerarchitektur im Verhältnis zur Konverterleistung. Analog dazu, zeigt die obere Kurve die Leistungsdichte der Tiefsetzstellerarchitektur bezogen auf die Konverterleistung. Das entwickelte mathematische Modell hat ergeben, dass die optimale Tiefsetzstellerarchitektur für den Auslegungspunkt 250 V und 333 A, zwei einzelne Konvertermodule mit jeweils 42 kW Leistung beträgt. Im Bild 12 wird das Ergebnis durch die beiden Punkte markiert. Sobald das Modell das Optimum gefunden hat, tritt das Abbruchkriterium ein. Dabei werden alle Konvertermodule größer als das Optimum (42 kW) bis zur maximalen Konverterleistung (60 kW) mit den gleichen Werten beschrieben und sind damit als Ergebnis irrelevant. Das Gesamtgewicht beträgt hierbei 14.3 kg (unterer Punkt) was einer Leistungsdichte von 5.87 kW/kg (oberer Punkt) entspricht.

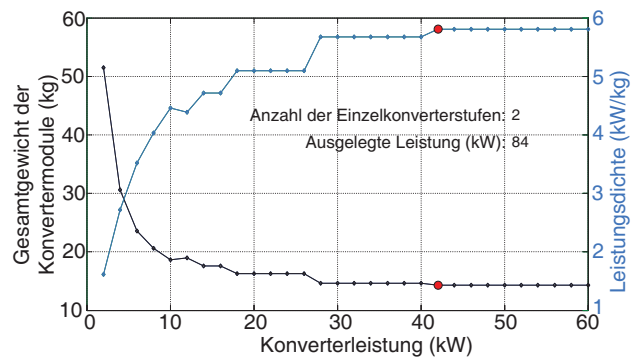


Bild 12: Ausgabediagramm des Konvertermodells.

3.2 Berechnung der Systemeffizienz

Die Berechnung der Systemeffizienz ist der zweite wesentliche Bestandteil des entwickelten mathematischen Modells zur optimalen Konverterauslegung für multifunktionale Brennstoffzellensysteme in modernen Verkehrsflugzeugen. Die Gesamtverluste setzen sich zusammen aus:

- Schaltverluste
- Durchlassverluste
- Spulen- und Leitungsverluste

Die exakte Berechnung der Effizienz von DC/DC Wandlern, gerade im Teillastbetrieb ist äußerst komplex und von sehr vielen Faktoren abhängig. Zur ersten Auslegung und Dimensionierung reicht allerdings eine einfache Näherungsformel [9] aus.

$$P_{\text{Schalt}} = (P_{\text{ein}} + P_{\text{aus}}) \cdot f \cdot x \quad (12)$$

Mithilfe von Gleichung 12 erhält man eine gute Abschätzung über die Größe der Schaltverluste des Halbleiters. Das x in Gleichung 12 steht für die Anzahl der parallelen Konverterstufen. Über die mathematische Beziehung des Tastgrades $d = \frac{\tau}{T}$ und der Schaltfrequenz $f = \frac{1}{T}$ lassen sich die Schaltverluste in den verschiedenen Teillastbereichen berechnen. P_{ein} kennzeichnet die Einschaltverluste und P_{aus} die Ausschaltverluste des Halbleiterschalters, die sich mit den Gleichungen 13 und 14 bestimmen lassen.

$$P_{\text{ein}} = \frac{1}{2} \cdot U_e \cdot I_{\text{max}} \cdot (t_{\text{ri}} + t_{\text{fv}}) \quad (13)$$

$$P_{\text{aus}} = \frac{1}{2} \cdot U_e \cdot I_{\text{max}} \cdot (t_{\text{rv}} + t_{\text{fi}}) \quad (14)$$

Die Anstiegs- und Abfallzeiten ($t_{\text{ri}}, t_{\text{fv}}, t_{\text{rv}}, t_{\text{fi}}$) lassen sich, wie auch der maximale Drainstrom I_{Drain} des MOSFETs, direkt aus dem Datenblatt des eingesetzten Halbleiterschalters ablesen.

Die Durchlassverluste des Halbleiters P_{Schalter} lassen sich mit dem Drain-Source Widerstand des MOSFETs ($R_{\text{ds(on)}}$) in Gleichung 15 beschreiben. Der Widerstand $R_{\text{ds(on)}}$ ist ebenfalls dem Datenblatt des Halbleiters zu entnehmen.

$$P_{\text{Schalter}} = x \cdot R_{\text{ds(on)}} \cdot I_{\text{Drain}}^2 \quad (15)$$

Für die Berechnung der Spulen- und Leitungsverluste P_{Spule} wird zunächst der Widerstand des Spulendrahts R_{Spule} unter Einbeziehung von Gleichung 7 zu Gleichung 16 zusammengefasst.

$$R_{\text{Spule}} = \rho(T) \cdot \frac{l_{\text{Draht}}}{A_{\text{Draht}}} \quad (16)$$

Jetzt lassen sich durch Einsetzen der Gleichung 16 die Spulen- und Leitungsverluste P_{Spule} durch Gleichung 17 beschreiben.

$$P_{\text{Spule}} = R_{\text{Spule}} \cdot I_{\text{max}}^2 \quad (17)$$

Abschließend kann man die Gesamtverluste P_{ges} durch Addition der oben beschriebenen Einzelverluste durch Gleichung 18 berechnen.

$$P_{\text{ges}} = P_{\text{Spule}} + P_{\text{Schalter}} + P_{\text{Schalt}} \quad (18)$$

4 Betrachtung auf Gesamtsystemebene

Im Folgenden wird die Dimensionierungs- und Optimierungsumgebung verkürzt vorgestellt, die zur Berechnung der Ergebnisse dieses Artikels verwendet wurde.

4.1 Dimensionierungs- und Optimierungsumgebung

Die entwickelte Optimierungsumgebung beruht auf einem modellbasierten Optimierungsansatz, der die Aufgabe besitzt, ein bestmöglich dimensioniertes System für die gegebenen Systemanforderungen zu finden. Dazu wird jede Komponente des Systems so dimensioniert, dass auf Gesamtsystemebene ein Optimum gefunden werden kann. Der hier verwendete Optimierungsansatz verwendet eine spezielle Modellbibliothek (Stage-1-Modellbibliothek), deren Modelle mit sogenannten Verhaltensparametern parametrisiert werden. Ein Verhaltensparameter ist ein dimensionsloser oder zumindest ein von der Geometrie unabhängiger Parameter, der unabhängig von der Dimension der Komponente, die Veränderungen des physikalischen Potentials der Komponente beschreibt. Diese Verhaltensparameter bringen den wesentlichen Vorteil mit sich, dass die Komponentenmodelle in gewisser Weise selbstdimensionierend sind [10, 11]. Die so genannte Stage-1-Modellbibliothek stellt ein Schlüsselement der entwickelten Optimierungsumgebung dar, die im Programm SoFIS (Sizing of implicit System) umgesetzt wurde [10].

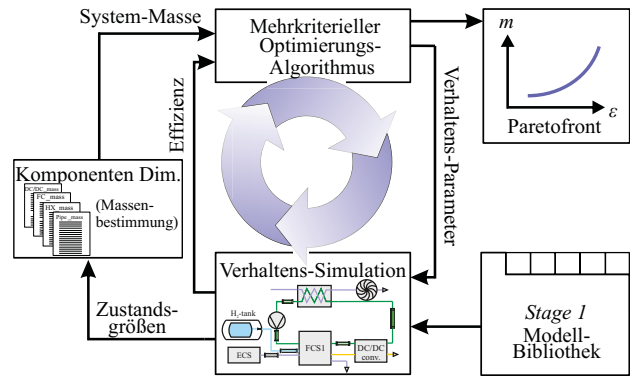


Bild 13: Optimierungsumgebung [10].

Wie in Bild 13 gezeigt, wird ein Gesamtsystemmodell aus den Komponentenmodellen der Stage-1-Modellbibliothek aufgebaut. Dieses Systemmodell wird verwendet, um den zuvor definierten Auslegungspunkt des Systems zu simulieren. Hierfür wird zuerst ein zufälliger Satz an Verhaltensparametern verwendet. Als Ergebnis dieser Simulation sind für alle Komponenten die Masse- und Energieströme mit den dazugehörigen Potentialen bekannt. Dieses bedeutet zum Beispiel, dass der Kühlmediumstrom durch den Brennstoffzellenstapel mit seinem Druck- und Temperaturniveau am Ein- und Ausgang bekannt ist. Somit sind die Zustandsgrößen des Systems im Auslegungspunkt bereits bekannt. Das bedeutet, dass bereits die Systemeffizienz ϵ_{sys} bestimmt werden kann:

$$\epsilon_{\text{sys}} = \frac{P_{\text{el,out}}}{H_{1,\text{H}_2} \cdot \dot{m}_{\text{H}_2}} \quad (19)$$

In der Gleichung 19 stellt $P_{\text{el,out}}$ die elektrische Leistung des Brennstoffzellensystems dar, die von dem elektrischen Netz des Flugzeugs angefordert wird. Darin ist \dot{m}_{H_2} der benötigte Wasserstoff-Massenstrom des Systems und H_{1,H_2} ist der untere Heizwert (maximal nutzbare Wärmemenge) von Wasserstoff. Im nächsten Schritt werden die einzelnen Komponenten des Systems so dimensioniert, dass das bereits vorweg definierte und simulierte Verhalten eingehalten wird. Für jede Komponente des Systems wird ein entsprechendes Dimensionierungsskript gestartet. Als Eingangsgrößen dienen die bereits bekannten Zustandsgrößen der Systemsimulation. Nach diesem Schritt sind die genauen Geometrien der einzelnen Komponenten und somit auch die einzelnen Komponentengewichte bekannt. Die Gesamtsystemmasse ergibt sich nach Gleichung 20 aus der Summe aller einzelnen Komponentengewichte.

$$m_{\text{sys}} = \sum m_{\text{comp},i} \quad (20)$$

Das Systemgewicht m_{sys} und die Systemeffizienz ϵ_{sys} werden dem mehrkriteriellen Optimierungsalgorithmus übergeben. Dieser variiert die Verhaltensparameter der Systemsimulation, um somit die ParetoFront des Systems zu bestimmen. Der Systemingenieur kann anschließend aus der ParetoFront die System-Konfiguration auswählen, die nach seiner Abschätzung den besten Kompromiss zwischen Systemgewicht und Systemeffizienz darstellt.

Die vorgestellte Optimierungsumgebung bringt entscheidende Vorteile mit sich, die in [10, 11] ausführlich diskutiert

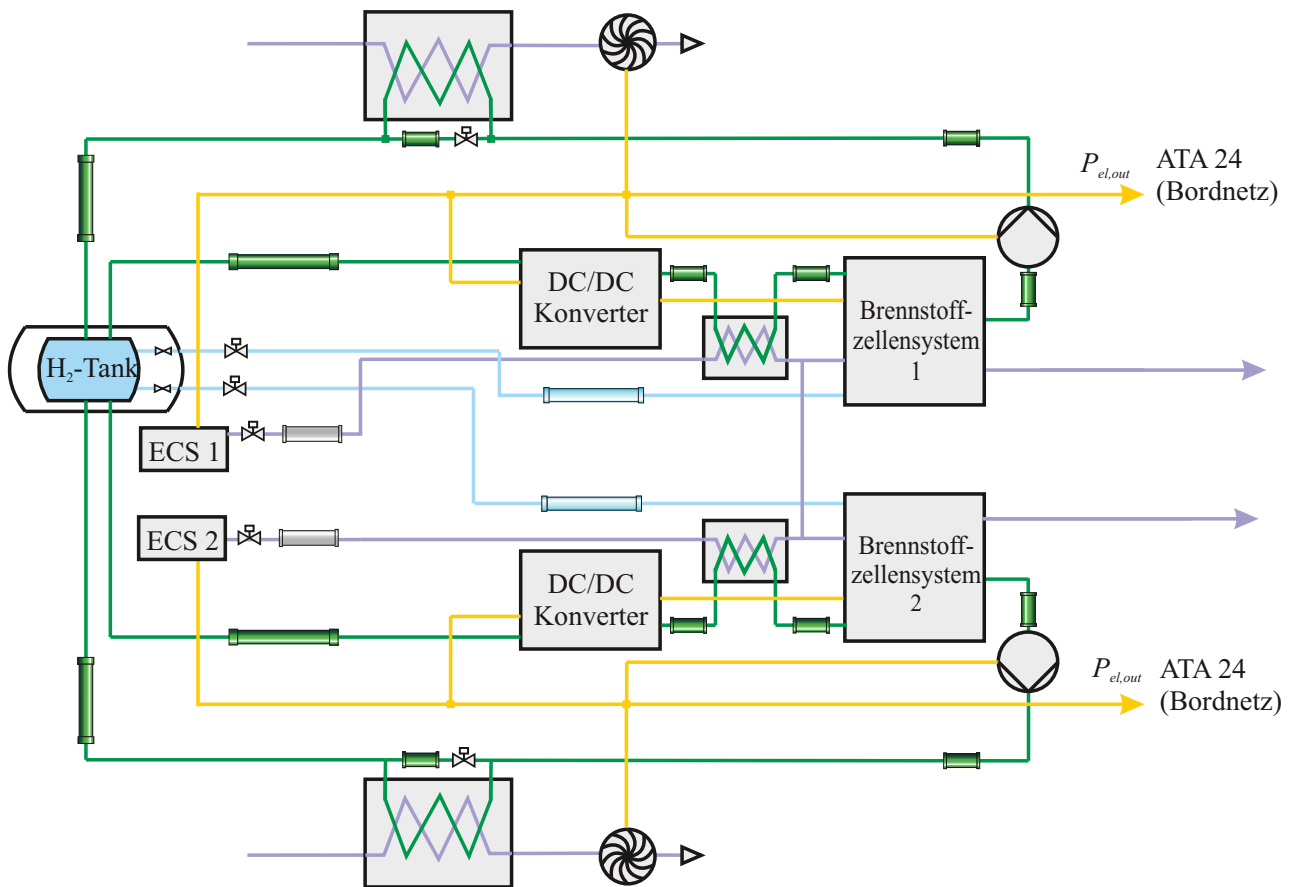


Bild 14: Analysiertes Brennstoffzellensystem.

sind. Ein wesentlicher Vorteil ist, dass der Berechnungsaufwand, der im Wesentlichen in den Dimensionierungsskripten steckt, in handhabbare Teile aufgeteilt wird. Diese Aufteilung wird möglich, da die im Vorfeld durchgeführte Verhaltenssimulation konsistente Zustandsgrößen für das gesamte System liefert, die dann in jedem Dimensionierungsskript verwendet werden kann. Somit können diese Skripte unabhängig voneinander berechnet werden, wodurch die numerische Robustheit der Aufgabenstellung erhöht und eine Parallelisierung ermöglicht wird.

4.2 Betrachtetes Brennstoffzellensystem

Die im vorherigen Abschnitt vorgestellte Optimierungsumgebung wird im Folgenden verwendet, um die Auswirkungen verschiedener DC/DC-Wandler-Architekturen auf Gesamtsystemebene zu analysieren. Hierfür wird exemplarisch die im Bild 14 gezeigte Systemarchitektur analysiert. Das im Bild 14 gezeigte Brennstoffzellensystem soll die Hilfsgasturbine im betrachteten Flugzeug ersetzen. Hieraus ergeben sich die folgenden Anforderungen:

- Das System muss in der Lage sein, 300 kW elektrische Leistung mit einer Spannung von $\pm 270 V_{dc}$ bei schwierigen Umgebungsbedingungen (ISA Hot Day) dem Flugzeugbordnetz zur Verfügung zu stellen.
- Das System muss in der Lage sein, 225 kW elektrische Leistung mit einer Spannung von $\pm 270 V_{dc}$ bei normalen Umgebungsbedingungen (ISA Normal Day) dem Flugzeugbordnetz zur Verfügung zu stellen.

- Bei der Einspeisung von elektrischer Leistung ist die MIL-STD.704F einzuhalten.

Wie im Bild 14 gezeigt, besteht das Brennstoffzellensystem aus zwei Systemhälften, die symmetrisch zueinander sind. Auf diese Weise wird die von der Norm geforderte Sicherheit und Zuverlässigkeit erreicht. Lediglich der Flüssigwasserstofftank ist nur einfach vorhanden, dieser ist allerdings intern redundant ausgelegt. Die Luftversorgung der beiden Brennstoffzellenstacks wird durch das Luftversorgungssystem des Flugzeugs (ECS-Packs) sichergestellt. Jeder Brennstoffzellenstack besitzt seinen eigenen Flüssigkühlkreislauf, mit der Aufgabe die Abwärme des jeweiligen Stacks und des DC/DC Wandlers abzuführen. Des Weiteren soll die Luft vom ECS-Pack auf die Brennstoffzellenstacktemperatur angenähert und die Wärme für die Verdampfung von Wasserstoff im LH₂-Tank bereit gestellt werden. Die überflüssige Abwärme des Systems wird über einen Wärmeübertrager durch den Luftventilator an die Umgebung abgegeben. Der jeweilige Kühlstrom wird durch eine Kühlpumpe angetrieben. Die vom jeweiligen Stack bereitgestellte elektrische Leistung wird durch den DC/DC Wandler auf das geforderte Spannungslevel gewandelt. Mit dieser Leistung werden die internen Verbraucher des Systems versorgt und das elektrische Flugzeugbordnetz gespeist. Das bedeutet, dass das Brennstoffzellensystem eine Gesamtleistung aus angeforderter Leistung und Eigenbedarf liefern muss, die je nach Systemwirkungsgrad oberhalb von 300 kW liegt. Der betrachtete Brennstoffzellenstack soll eine Polarisati-

onkurve wie in Bild 3 dargestellt besitzen. Durch Variation der Zellfläche sowie der Zellenanzahl lässt sich die maximale Ausgangsspannung und der maximale Ausgangsstrom der Brennstoffzelle durch das Gesamtsimulationsmodell verändern. Alle Architekturen werden unter Einbeziehung des in Bild 2 vorgestellten Spannungstoleranzbands sowie des „ISA Hot Day“ Lastprofilszenarios aus Bild 6 berechnet. Für die im Folgenden vorgestellte Studie zur Analyse verschiedener elektrischer Konverter-Architekturen wurden die unten aufgelisteten Komponenten des Brennstoffzellensystems, die einen wesentlichen Einfluss auf die Effizienz und das Gewicht des Systems haben, analysiert. Hierzu zählen:

- Brennstoffzellenstack
- DC/DC Wandler
- Wärmeübertrager
- Luftventilatoren
- Kühlwasserpumpen
- LH_2 -Tank
- Rohrleitungssystem

Die ECS-Packs werden nicht berücksichtigt, da diese nicht Teil des Brennstoffzellensystems sind.

5 Ergebnis der Gesamtsystemanalyse

In diesem Kapitel werden die Ergebnisse der Optimierungsumgebung bzw. die Einflüsse der verschiedenen Konverterarchitekturen auf die Brennstoffzellengesamtsystemebene vorgestellt.

5.1 Ergebnis Hochsetzstellerarchitektur

Bild 15 zeigt das Ergebnis des Gesamtsimulationsmodells. Dabei wird eine Paretofront erzeugt, die das Gesamtsystemgewicht bezogen auf die Gesamtsystemeffizienz darstellt. Es ist zu erkennen, dass ein Gewichtsoptimum gefunden worden ist. Dabei beträgt die Gesamtsystemeffizienz ca. 47%. Um einen aussagekräftigen Vergleich zu den weiteren Architekturen zu erhalten, wird aus der jeweiligen Paretofront immer das System mit dem minimalen Gewicht ausgewählt.

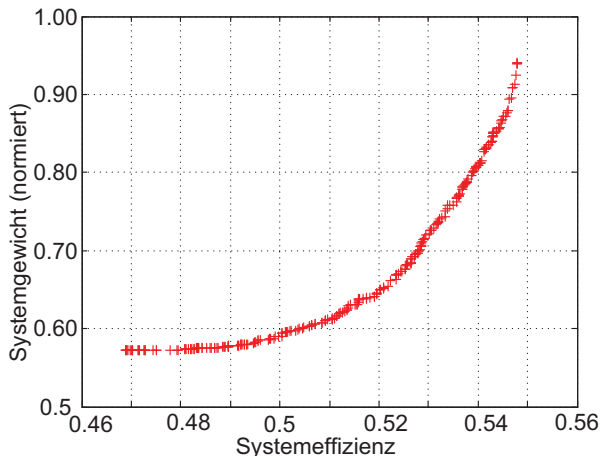


Bild 15: Paretofront der Simulationsergebnisse für den Hochsetzsteller (normierte Darstellung).

Um die geforderten 300 kW elektrische Leistung an das PEPDC zu übertragen, ist für dieses Szenario eine installierte Brennstoffzellenleistung von 344 kW notwendig. Die Differenz von 44 kW wird zur Eigenversorgung des Brennstoff-

zellensystems benötigt bzw. wird als Verlustleistung in thermische Energie umgewandelt. Die Höhe der Verlustleistung ist auch abhängig vom Systemwirkungsgrad des Hochsetzstellermoduls, der im maximalen Arbeitspunkt mit ca. 92% berechnet wurde. Ausgehend vom Wirkungsgrad des Hochsetzstellermoduls ist der Anteil des Wandlers an der Eigenbedarfsleistung ca. 27.55 kW. Deutlich ist zu erkennen, dass der Wandler mit ca. 63% den größten Anteil an der Eigenbedarfsanforderung stellt. Das Simulationsmodell zur Auslegung einer optimalen Hochsetzstellerarchitektur hat ergeben, dass für dieses Szenario 2 x 4 Einzelmodule vorteilhaft erscheinen. Die prozentuale Gewichtszerlegung der einzelnen Systemkomponenten eines optimierten Gesamtsystems wird in Bild 16 veranschaulicht.

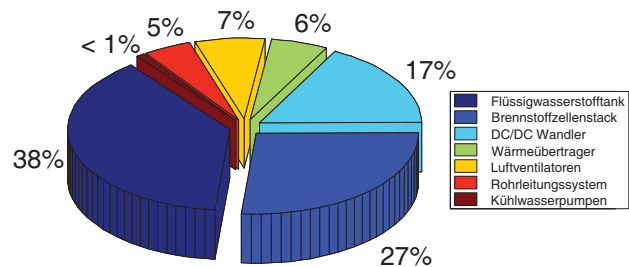


Bild 16: Prozentuale Gewichtsverteilung der betrachteten Einzelsystemkomponenten.

Für die Beurteilung der weiteren Konverterarchitekturen wird die Hochsetzstellervariante als Referenzsystem (100% Systemgewicht) angenommen.

5.2 Ergebnis Tiefsetzstellerarchitektur

Bei der Tiefsetzstellerarchitektur wird eine installierte Brennstoffzellenleistung von insgesamt ca. 322 kW benötigt. Der Eigenbedarfsanteil konnte um 50% reduziert werden. Ein wesentlicher Grund dafür ist die gestiegene Systemeffizienz der Tiefsetzstellermodule. Diese besitzen in dem optimierten Auslegungspunkt eine Systemeffizienz von ca. 97%. Das bedeutet, dass die Verlustleistung im Vollastbetrieb (Dimensionierungspunkt) der Wandlermodule ca. 9.66 kW beträgt. Durch die Verringerung der Verlustleistung konnte der Beitrag des DC/DC Wandlers am Eigenbedarf auf ca. 35% reduziert werden. Ebenfalls konnte das Gewicht des Wandlers um ca. 40% im Vergleich zur Hochsetzstellerarchitektur verringert werden.

Das Ergebnis der Gesamtsystemoptimierung wird in Bild 17 dargestellt. Dabei wird die Systemeffizienz des gesamten Brennstoffzellensystems auf der Abzisse im Verhältnis zum Systemgewicht auf der Ordinate aufgetragen. Die Auswahl des optimalen Systems aus der Paretofront fällt auch hier auf das Gewichtsminimum. Das ausgelegte Brennstoffzellensystem besitzt eine Gesamtsystemeffizienz von ca. 51%. Damit ergibt sich eine Effizienzsteigerung im Vergleich zur Hochsetzstellerarchitektur um 4%. Das Gewicht des gesamten Brennstoffzellensystems konnte, nur durch die Umstellung der elektrischen Architektur, um ca. 12% verringert werden.

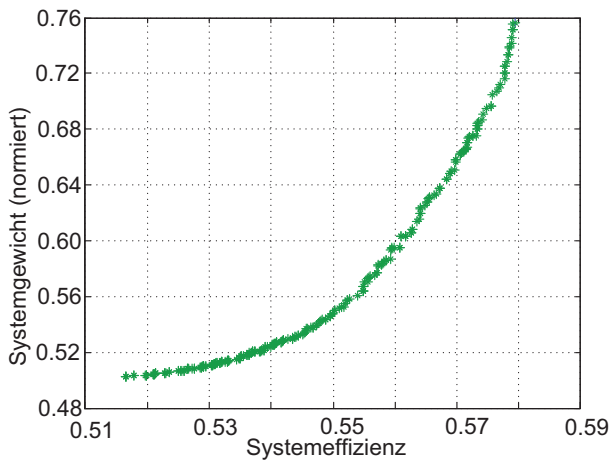


Bild 17: Paretofront der Simulationsergebnisse für den Tiefsetzsteller (normierte Darstellung).

Durch den reduzierten maximalen Brennstoffzellenstrom verkleinert sich die aktive Zellfläche der ausgelegten Brennstoffzelle um ca. 25% im Vergleich zur Hochsetzstellerarchitektur. Allerdings muss gleichzeitig, zur Erhöhung der Brennstoffzellenausgangsspannung, die Anzahl der Einzelzellen für jeden Stack um ca. 25% erweitert werden.

5.3 Ergebnis Bypassarchitektur

Abschließend wird der Einfluss einer elektrischen Bypassarchitektur auf die Gesamtsystemebene analysiert. Um eine elektrische Leistung von 300 kW an das PEPDC zu übertragen, muß in diesem Fall lediglich 313 kW an Brennstoffzellenleistung installiert werden. Durch den Vorteil der Bypassarchitektur, die im Auslegungspunkt einen Wirkungsgrad von annähernd 100% besitzt, kann die Eigenbedarfsleistung stark reduziert werden. Bild 18 zeigt das Ergebnis der Bypassarchitektur als Paretofront. Zur besseren Veranschaulichung sind zusätzlich die Paretofronten der vorher betrachteten Systeme (HSS, TSS) aufgetragen. Deutlich ist zu erkennen, dass durch die Bypassarchitektur zum einen das Gesamtsystemgewicht verringert und zum anderen die Gesamtsystemeffizienz auf ca 53% erhöht werden konnte.

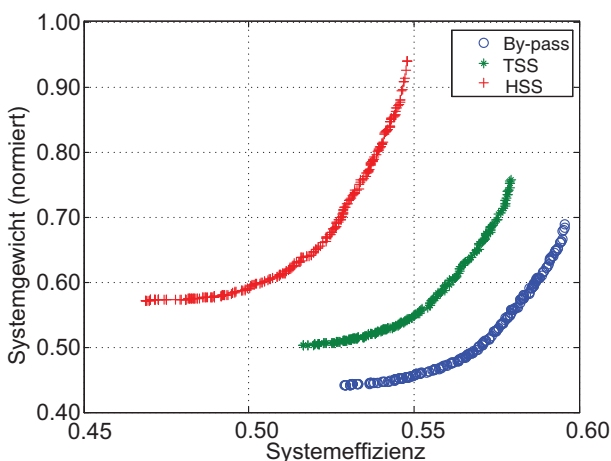


Bild 18: Vergleich der Ergebnisse mit Hilfe der jeweiligen Paretofront (normierte Darstellung).

Das Gesamtsystemgewicht kann um ca. 23% im Vergleich zur Hochsetzstellerarchitektur verringert werden. Die eingesparten 23% Systemgewicht werden vor allem durch die

Reduzierung der benötigten Konverterleistung erzielt (15%). Der reduzierte Strom einer Tiefsetzstellerarchitektur im Vergleich zur Hochsetzstellerarchitektur (bei konstanter Wandlerleistung) hat in diesem Szenario einen maßgeblichen Einfluss auf die gewichtsreduzierte Konverterauslegung. Durch die Anwendung der Spannungstoleranzgrenzen kann zudem die zu transformierende elektrische Brennstoffzellenleistung um ca. 75% reduziert werden. Bild 19 zeigt das Einzelergebnis für jede betrachtete Systemkomponente bezogen auf die jeweilig verwendete elektrische Architektur. Wie beschrieben, erfolgt die Auslegung der Systeme bei 100% Leistung. Betrachtet man Bild 6 wird allerdings deutlich, dass das System die meiste Zeit im Teillastbetrieb betrieben werden kann.

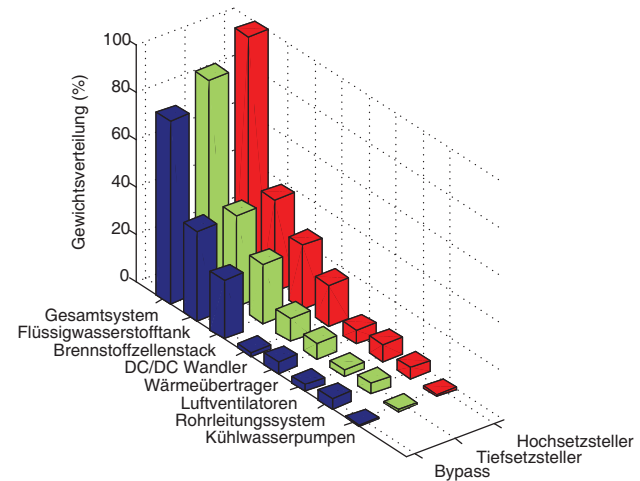


Bild 19: Vergleich der Teilsystemgewichte bei den unterschiedlichen elektrischen Architekturen.

Durch die hohe Konvertereffizienz der Bypassarchitektur macht sich hier ein weiterer Vorteil bemerkbar. Die optimierte Bypassarchitektur besitzt einen Wirkungsgrad von ca. 100% bis hinunter in den Teillastbetrieb (ca. 25%). Legt man jetzt die beiden Lastprofile aus Bild 6 zugrunde, wird ersichtlich, dass eine solche Architektur immer im Wirkungsgradbereich von ca. 100% arbeiten könnte. Die Simulationsergebnisse aller elektrischen Konverterarchitekturen haben gezeigt, dass die Hochsetzstellerarchitektur das schlechteste Ergebnis liefert. Ein wesentlicher Grund für das hohe Gewicht ist der relativ große Eingangsstrom der Hochsetzstellermodule, der in dieser hier betrachteten Variante ca. 464 A beträgt.

6 Zusammenfassung

Die Auswahl der elektrischen Brennstoffzellenarchitektur hat große Auswirkungen auf die Gesamtsystemebene. Im Vorfeld geleistete Arbeiten haben bereits gezeigt, dass eine reine Tiefsetzstellerarchitektur bzw. in Kombination mit einem Bypass Vorteile in Bezug auf das Konvertergewicht und die Konvertereffizienz im Vergleich zur einfachen Hochsetzstellerarchitektur besitzt. Innerhalb dieser Arbeit wurde jetzt der nächste Schritt zur Betrachtung dieser Einflüsse auf die Brennstoffzellengesamtsystemebene vorgenommen. Dazu wurde ein mathematisches Berechnungsmodell zur Auslegung einer optimalen Konverterarchitektur bei gegebenen Systemparametern in MATLAB entwickelt. Anschließend wurde das entwickelte Konverterauslegungsmodell in eine bestehende Gesamtoptimierungsumgebung integriert. Als

Basis wurde eine Reihenschaltung von jeweils zwei Brennstoffzellenstacks vorgesehen (Twin-Stack Architektur). Das Ergebnis der Gesamtoptimierung des Brennstoffzellensystems hat gezeigt, dass die Tiefsetzstellerarchitektur mit Bypass auch auf Gesamtsystemebene vorteilhaft erscheint. Im Vergleich zur Hochsetzstellerarchitektur konnte das Gesamtsystemgewicht auf ca. 77% reduziert und zusätzlich die Gesamtsystemeffizienz um ca. 6% auf ca. 53% erhöht werden. Die Gewichtersparnisse resultieren im Wesentlichen durch die stark verringerte Konverterleistung, die durch den Einsatz der Bypassarchitektur zusammen mit der Ausweitung der festen HVDC Spannung auf eine variable HVDC Spannung entsteht. Dabei wurden die Werte des Spannungstoleranzbands auf die bestehenden Spannungsgrenzen der bekannten Mil-STD.704F gelegt. Die passende Auslegung der Brennstoffzelle hat ergeben, dass für die beiden betrachteten Tiefsetzstellerarchitekturen größere Spannungen und damit eine höhere Anzahl an Einzelzellen pro Stack benötigt wird. Das Design der Brennstoffzelle verändert sich von kurzen Stacks mit großer aktiver Zellfläche hin zu kleineren, längeren Stacks mit reduzierter aktiver Zellfläche. Der Vorteil dieser neuartigen Tiefsetzstellerarchitektur ist stark abhängig vom Innenwiderstand der Brennstoffzelle. Um so flacher die Steigung der Polarisationskennlinie im Arbeitsbereich verläuft, desto größer ist die Gewichtseinsparung. Durch die stetige Weiterentwicklung der Brennstoffzelle wird der Innenwiderstand auch in den nächsten Jahren weiter reduziert werden. Dadurch kann zukünftig das Potenzial einer solchen elektrischen Bypassarchitektur, wie sie innerhalb dieser Arbeit analysiert wurde, weiter ansteigen.

Danksagung

Diese Arbeit, als Teil des Projekts „Kabinentechnologie und multifunktionale Brennstoffzelle“ wurde unterstützt durch die Airbus Operations GmbH und das Bundesministerium für Bildung und Forschung (Förderkennzeichen: 03CL03A).

LITERATUR

- [1] I.MOIR, A.SEABRIDGE, „Aircraft Systems“ 3. Auflage, Seite 227 - 229
- [2] K.A.FRIEDRICH, J.KALLO, J.SCHIRMER, G.SCHMITTHALS, S.SENTURIA, „Fuel Cell Systems for Aircraft Application“, *ECS Transactions*, 25, 2009, Seite 193 - 202
- [3] K.HEUCK, K.D.DETTMANN, D.SCHULZ, „Elektrische Energieversorgung“, 8.Auflage, Seite 95 - 98
- [4] I.PURELLKU, A.LÜCKEN, J.BROMBACH, D.SCHULZ, „Optimization of the Energy-Supply-Structure of Modern Aircraft by Using Conventional Power System Technologies“, *CIREC, Frankfurt*, 2011
- [5] J.C.CROSS, A.CONTI, „Transport Studies Enabling Efficiency Optimization of Cost-Competitive Fuel Cell Stacks“, *AURORA Program Project ID FC028*
- [6] N.DZIKUS, J.FUCHTE, A.LAU, V.GOLLNICK, „Potential of Fuel Reduction through Electric Taxiing“, *American Institute of Aeronautics and Astronautics (Hg.) 2011 - ATIO 2011, Virginia, USA*, 2011
- [7] A.LÜCKEN, T.KUT, S.DICKMANN, D.SCHULZ, „Architecture Proposal for the Overall Efficiency Improvement of Multifunctional Fuel Cell Systems in Modern Aircraft“, *In review process for IEEE Transactions on Aerospace and Electronics Systems*
- [8] U.SCHLIENZ, „Schaltnetzteile und ihre Peripherie“, 3.Auflage Seite 13 - 16
- [9] A.AVERBERG, „Gleichspannungswandler für Brennstoffzellensysteme“, *VDI Fortschritt-Berichte, Reihe 21, Nr. 389, Seite 66 - 69*
- [10] H.P.LÜDDERS, H.STRUMMEL, F.THIELECKE, „Model-Based Development of Multifunctional Fuel Cell Systems for More-Electric-Aircraft“, *In review process for CEAS Aeronautical Journal*
- [11] T.GIESE, B.OEHLER, M.SIELEMANN, „A systematic approach to optimise conventional environmental control architectures“, *In Deutscher Luft- und Raumfahrt Kongress 2010 (Hamburg, 2010)*
- [12] H.P.LÜDDERS, J.GRYMLAS, E.VREDENBORG, F.THIELECKE, „A methodology for rapid evaluation and sizing of fuel cell system architectures for commercial aircraft“, *In SAE International Journal of Aerospace, SAE International, Ed. SAE International, Warrendale and PA*, 2011.