



Diplomarbeit

Simulation von PEM-Brennstoffzellensystemen für Verkehrsflugzeuge

ausgeführt zum Zwecke der Erlangung des akademischen Grades eines Diplom-Ingenieur (Dipl.-Ing oder DI), eingereicht an der Technischen Universität Wien,
Fakultät für Maschinenwesen und Betriebswissenschaften, von

Matthias Ronovsky-Bodisch

Mat. Nr.: 11771192

unter Leitung von

Univ. Prof. Dipl.-Ing. Dr. techn. Martin Berens

Institut für Konstruktionswissenschaften und Produktentwicklung

Lehargasse 6, 1060 Wien, Österreich

Wien, 12.09.2023

Unterschrift

Ich nehme zur Kenntnis, dass ich zur Drucklegung dieser Arbeit nur mit Bewilligung der Prüfungskommission berechtigt bin.

Eidesstattliche Erklärung

Ich erkläre an Eides statt, dass die vorliegende Arbeit nach den anerkannten Grundsätzen für wissenschaftliche Abhandlungen von mir selbstständig erstellt wurde. Alle verwendeten Hilfsmittel, insbesondere die zugrunde gelegte Literatur, sind in dieser Arbeit genannt und aufgelistet. Die aus den Quellen wörtlich entnommenen Stellen, sind als solche kenntlich gemacht.

Das Thema dieser Arbeit wurde von mir bisher weder im In- noch Ausland einem_r Beurteiler_in zur Begutachtung in irgendeiner Form als Prüfungsarbeit vorgelegt. Diese Arbeit stimmt mit der von den Begutachter_innen beurteilten Arbeit überein.

Ich nehme zur Kenntnis, dass die vorgelegte Arbeit mit geeigneten und dem derzeitigen Stand der Technik entsprechenden Mitteln (Plagiat-Erkennungssoftware) elektronisch-technisch überprüft wird. Dies stellt einerseits sicher, dass bei der Erstellung der vorgelegten Arbeit die hohen Qualitätsvorgaben im Rahmen der geltenden Regeln zur Sicherung guter wissenschaftlicher Praxis „Code of Conduct“ an der TU Wien eingehalten wurden. Zum anderen werden durch einen Abgleich mit anderen studentischen Abschlussarbeiten Verletzungen meines persönlichen Urheberrechts vermieden.

Wien, 12.09.2023



Danksagung

Zunächst möchte ich mich für die großartige Zusammenarbeit bei meinem Betreuer Univ.Prof. Dr.-Ing. Martin Berens MSc herzlich bedanken, der mich während meines gesamten Arbeitsprozesses stets tatkräftig unterstützt und motiviert hat.

Ebenso möchte ich meinen Eltern danken, die mir mein Studium durch ihre Unterstützung ermöglicht haben und mir in allen Lebenslagen zur Seite stehen.

Weiterer Dank gebührt meinem besten Freund und Studienkollegen Dominik, auf dessen Ratschläge und Hilfsbereitschaft ich mich seit dem ersten Volksschultag verlassen kann.

Abschließend möchte ich meiner Partnerin Caroline für ihren stetigen emotionalen Rückhalt danken.

Abstract

The system efficiency of hydrogen-powered PEMFC (polymer electrolyte membrane fuel cell) depends on the operating parameters and environmental conditions. This thesis focuses on the behavior of a fuel cell system in the context of aviation applications due to changes on the operating conditions. In particular, the focus is on the use of PEMFC for the propulsion of commercial aircrafts in regional and short-haul operations.

For the investigation of the system efficiency and the determination of operating limits, a 1D-flow-balance-model for fuel cells is implemented in "Simscape" assuming moist air. In addition to the fuel cell, this model also includes parts of the hydrogen supply and all steps required to provide oxygen from ambient air with correct operating parameters. The steps of compression, temperature regulation and humidification take place. Due to low ambient pressure during cruising flight, the compression power is very high; therefore, the oxygen system includes a turbine, in order to partially recover the compression energy.

The implemented model is used to investigate the influence of the operating pressure on the system efficiency using a reference aircraft. The results show that with increasing altitude the system efficiency decreases under constant operating pressure due to growing compression effort. The efficiency improves for lower operating pressures but is limited to a minimum in order to maintain a positive water balance. Furthermore, it is shown that the consideration of dynamic pressure significantly reduces the compression effort and thus increase the overall efficiency.

The model created as part of this thesis can be used for the preliminary design of fuel-cell-powered aircrafts. Due to its flexible implementation, parameters can be easily exchanged, or new system components can be added.

Kurzfassung

Der Systemwirkungsgrad von wasserstoffbetriebenen PEMFC (Polymer Electrolyte Membrane Fuel Cell) ist abhängig von den Betriebsparametern, sowie den Umgebungsbedingungen. In der vorliegenden Arbeit wird das Verhalten des Systems bei Veränderung dieser Parameter im Kontext von Luftfahrtanwendungen betrachtet. Insbesondere steht die Verwendung von PEMFC für den Antrieb von Verkehrsflugzeugen im Regional- und Kurzstreckenbetrieb im Fokus.

Für die Untersuchung des Systemwirkungsgrades sowie die Ermittlung von Betriebsgrenzen wird im Rahmen der Arbeit ein 1D-Strömungsbilanzmodell für Brennstoffzellen unter der Annahme von feuchter Luft in „Simscape“ implementiert. Dieses Modell umfasst neben der Brennstoffzelle auch Teile der Wasserstoffversorgung, sowie alle benötigten Schritte, um Sauerstoff aus der Umgebungsluft mit den richtigen Betriebsparametern bereitzustellen. Dabei erfolgen die Schritte der Verdichtung, Temperaturregulierung und Befeuchtung. Da sich im Reiseflug aufgrund des geringen Umgebungsdrucks ein sehr hoher Verdichtungsaufwand ergibt, wird das Sauerstoffsystem um eine Turbine erweitert, mit welcher ein Teil der Verdichtungsenergie, die auch für inerte Gase (vor allem Stickstoff und Argon) aufgewendet werden muss, zurückgewonnen wird.

Das implementierte Modell wird verwendet, um anhand eines Referenzflugzeuges den Einfluss des Betriebsdrucks auf den Systemwirkungsgrad zu untersuchen. Aufgrund des zunehmenden Verdichtungsaufwands ergibt sich, dass der Systemwirkungsgrad bei konstantem Betriebsdruck des Brennstoffzellensystems mit steigender Flughöhe abnimmt. Der Wirkungsgrad verbessert sich bei geringeren Betriebsdrücken, ist aber für die Erhaltung der Wasserbilanz nach unten hin begrenzt. Weiters zeigt sich, dass die Berücksichtigung des Staudrucks des Flugzeuges den Verdichtungsaufwand deutlich reduziert und den Gesamtwirkungsgrad dadurch verbessert.

Das im Rahmen der Diplomarbeit erstellte Modell eignet sich für die Vorauslegung von mit Brennstoffzellen betriebenen Flugzeugen. Durch seine flexible Implementierung können Parameter schnell ausgetauscht oder neue Systembausteine hinzugefügt werden.

Nomenklatur

Mathematische Symbole

Symbol	Bedeutung	Gängige Einheit
A	Flächeninhalt	m^2
a	Aktivität	dimensionslos
ASR	Spezifischer Flächenwiderstand	$\Omega \cdot cm^2$
c	Konzentration	mol/m^3
D	Diffusionsfähigkeit	cm^2/s
D_{eff}	Diffusionsfähigkeit von Sauerstoff in der GDL	cm^2/s
E_T	Temperaturabhängige thermodynamische Spannung	V
E_{thermo}	Thermodynamisch ideale Spannung	V
E_0	Standardpotential	V
F	Faraday Konstante	C/mol
G_{H_2O}	Gibbs Energie	J/mol
HHV_{H_2}	Oberer Heizwert	J/mol
h	Spezifische Enthalpie	J/kg
h_{vap}	Spezifische Verdampfungsenthalpie von Wasser	J/kg
i	Stromstärke	A
J	Molarer Fluss	$mol/cm^2 \cdot s$
j	Stromdichte	A/cm^2
j_{gross}	Stromdichte abzüglich Kriechstromdichte	A/cm^2
j_L	Limitierende Stromdichte	A/cm^2
j_{leak}	Kriechstromdichte	A/cm^2
j_0	Austauschstromdichte im Gleichgewicht	A/cm^2
M	Molare Masse	kg/mol
M_{dry}	Äquivalentes Gewicht der trockenen Membran	kg/mol
\dot{m}	Massenstrom	kg/s
n	Anzahl	dimensionslos
n_{drag}	Anzahl der begleitenden Wassermoleküle pro Proton	dimensionslos
n_{e^-}	Anzahl der übertragenen Elektronen	dimensionslos
n_p	Polytrophenexponent	dimensionslos
P	Leistung	W
p	Druck	bar
R	Universelle Gaskonstante	$J/mol \cdot K$
R_S	Spezifische Gaskonstante	$J/kg \cdot K$
s	Spezifische Entropie	$J/mol \cdot K$
T	Temperatur	K
t	Dicke	μm
V	Elektrische Spannung	V
v	Geschwindigkeit	m/s
x	Massenanteil	dimensionslos
y	Molanteil	dimensionslos

Griechische Buchstaben

Symbol	Bedeutung	Gängige Einheit
α	Ladungsübertragungskoeffizient	dimensionslos
Δ	Mengenänderung	dimensionslos
ε	Porosität	dimensionslos
η_{act}	Aktivierungsverlust	V
η_{ohm}	Ohmscher Verlust	V
η_{conc}	Konzentrationsverlust	V
λ	Wassergehalt	dimensionslos
ν	Stöchiometrische Zahl	dimensionslos
ρ	Dichte	kg/m^3
ρ_{dry}	Dichte der trockenen Membran	kg/m^3
ϱ	Absolute Luftfeuchtigkeit	dimensionslos
σ	Leitfähigkeit	$S/cm; 1/\Omega \cdot cm$
Φ	Energieflussrate	W
φ	Relative Luftfeuchtigkeit	dimensionslos

Indizes

Symbol	Bedeutung
A	Anodenseitig
C	Kathodenseitig
cell	Brennstoffzelle
cl	Katalysatorschicht
con	Verbraucht
Cond	Kondensation
cross	Durch die Membran
D	Dampf
drag	Drag
diff	Diffusion
Exp	Expansion
GDL	Gasdiffusionsschicht
memb	Membran
ref	Referenz
rxn	Änderung in der Reaktion
s	Sättigungspunkt
0	Standardbedingung

Abkürzungen

Symbol	Bedeutung
AFC	Alkaline Fuel Cell
BZ	Brennstoffzelle
DMFC	Direct Methanol Fuel Cell
FC	Fuel Cell
FL	Fuel Load
GDL	Gas Diffusion Layer
GH ₂	Gaseous Hydrogen
GUI	Graphical User Interface
HOR	Hydrogen Oxidation Reaction
ISA	International Standard Atmosphere
LH ₂	Liquid Hydrogen
MAL	Moist Air Library
MCFC	Molten Carbonate Fuel Cell
MEA	Membrane Electrode Assembly
MTOM	Maximum Take-off Mass
ODE	Ordinary Differential Equation
OEI	One Engine Inoperative
OEM	Operating Empty Mass
ORR	Oxygen Reduction Reaction
PAFC	Phosphoric Acid Fuel Cell
PEMFC	Polymer Electrolyte Membrane Fuel Cell
PL	Payload
RH	Relative Humidity
SAF	Sustainable Aviation Fuel
SEP	Specific Excess Power
SET	Specific Excess Thrust
SOFC	Solid Oxide Fuel Cell
TAS	True Airspeed
UAV	Unmanned Aerial Vehicle

Inhaltsverzeichnis

1.	Einleitung	1
2.	Technologieübersicht.....	4
2.1.	Vor- und Nachteile von Brennstoffzellen	4
2.2.	Funktionsprinzip von Brennstoffzellen.....	6
2.3.	Arten von Brennstoffzellen	9
2.3.1.	Alkalische Brennstoffzelle (AFC).....	10
2.3.2.	Oxid-Keramik Brennstoffzelle (SOFC)	11
2.3.3.	Phosphorsäurebrennstoffzelle (PAFC).....	12
2.3.4.	Polymerelektrolytbrennstoffzelle (PEMFC).....	13
2.3.5.	Schmelzkarbonatbrennstoffzelle (MCFC)	15
2.4.	Gegenüberstellung der Brennstoffzelltypen	16
3.	Allgemeine und luftfahrtspezifische Anforderungen.....	19
3.1.	Grundlegende Betriebsparameter	19
3.1.1.	Auswirkungen der Zelltemperatur	21
3.1.2.	Auswirkungen des Betriebsdrucks	24
3.1.3.	Auswirkungen der relativen Feuchte	25
3.1.4.	Auswirkungen der Sauerstoffstöchiometrie	25
3.2.	Luftfahrtspezifische Anforderungen.....	26
3.2.1.	Sauerstoffversorgung	26
3.2.2.	Wasserstoffversorgung	30
3.2.3.	Möglichkeiten zur Nutzung der Abwärme.....	32
4.	Bestimmung der Referenzparameter	34
4.1.	Referenzflugzeug	35
4.2.	Referenzwetterdaten	39
5.	Simulationsmodell	42
5.1.	Überblick allgemeiner Modellansätze.....	42
5.2.	Beschreibung des Simulationsprogramms	44
5.3.	Modellaufbau.....	45
5.3.1.	Membrane Electrode Assembly	48
5.3.2.	Sauerstoffversorgung	55
5.3.3.	Wasserstoffversorgung	63
5.3.4.	Kühlsystem.....	65

5.3.5.	Elektrik	66
5.3.6.	Randbedingungen und Solver	67
6.	Modellvalidierung und Einfluss der Brennstoffzellenparameter	69
6.1.	Validierung des Modells	69
6.1.1.	Validierung des Brennstoffzellenverhaltens	69
6.1.2.	Validierung des Gesamtsystemverhaltens	76
6.2.	Einfluss der Brennstoffzellenparameter	78
7.	Parameterstudien.....	82
7.1.	Modellparameter der Parameterstudie	82
7.2.	Ergebnisse der Parameterstudie	87
7.2.1.	Bestimmung der Betriebsdruckgrenzen	90
7.2.2.	Einfluss der Umgebungsbedingungen auf die Wasserbilanz	93
7.2.3.	Einfluss des Staudrucks auf den Systemwirkungsgrad	97
7.2.4.	Temperatur bei Austritt aus der Turbine	98
8.	Zusammenfassung und Ausblick.....	101
I.	Literaturverzeichnis	103
II.	Abbildungsverzeichnis.....	107
III.	Tabellenverzeichnis	110

1. Einleitung

Seit dem ersten motorisierten Flug der Brüder Wright bis zur heutigen kommerziellen Luftfahrt wurden bereits viele Herausforderungen erfolgreich gemeistert. Das größte Ziel der Gegenwart ist, die Klimaneutralität der Luftfahrt möglichst schnell zu erreichen. Konventionellen, Kerosin als Treibstoff nutzende Konzepte müssen, um die Zukunft einer emissionsfreien Luftfahrt zu ermöglichen, durch neue Antriebsmöglichkeiten ersetzt werden. Der Einsatz von Brennstoffzellen (engl. „Fuel Cells“), insbesondere sogenannter Polymerelektrolytmembran-Brennstoffzellen (PEMFC), stellt in diesem Zusammenhang eine vielversprechende Möglichkeit dar. PEMFCs generieren durch den Verbrauch von Wasserstoff und Sauerstoff elektrische Energie und erzeugen dabei lediglich Wasser als Nebenprodukt. Die elektrische Energie der Brennstoffzelle wird genutzt, um mit Hilfe von Elektromotoren Flugzeuge anzutreiben. In der Fahrzeugtechnik werden PEMFCs bereits für den Antrieb von PKWs, LKWs und Bussen eingesetzt und serienmäßig PKWs mit Brennstoffzellen produziert. Ein Beispiel dafür ist der Toyota Mirai (2016), der durch eine PEMFC mit Wasserstoff betrieben wird [1]. Obwohl es zwischen den Brennstoffzellensystemen in der Fahrzeug- und Luftfahrttechnik eine Reihe von Gemeinsamkeiten gibt es; ist die Balance of Plant von Flugzeugen aufgrund der höheren Systemanforderungen deutlich komplexer. So wird der Toyota Mirai nicht mit flüssigem Wasserstoff, sondern mit gasförmigem, bedrucktem Wasserstoff betankt, wodurch die Komplexität der benötigten Infrastruktur reduziert wird [2]. Eine Gemeinsamkeit in der Balance of Plant der beiden Anwendungsgebiete ist, dass im Brennstoffzellensystem neben den Tanks und den Brennstoffzellen auch Verdichter und Befeuchter enthalten sind. Da in der Luftfahrt die Umgebungsbedingungen mit der Flughöhe stark variieren, muss das System imstande sein, in allen Flugphasen konstante Betriebsparameter sicherzustellen. Im Vergleich zu Kraftfahrzeugen müssen deutlich größere Druckunterschiede überwunden werden, wofür wiederum komplexere und effizientere Verdichter benötigt werden. Um einen Teil der Verdichtungsenergie, die auch für nicht an der Reaktion beteiligte Luftbestandteile aufgewendet werden muss, rückzugewinnen zu können, sehen neue Luftfahrtkonzepte die Verwendung einer Turbine vor. Im Bereich des Fahrzeugbaus ist dies nicht erforderlich, da die für die Verdichtung benötigte Leistung deutlich geringer ist [2].

Im Gegensatz zur Fahrzeugtechnik bedarf es noch etlicher Optimierungen, bevor Brennstoffzellenkonzepte in der Luftfahrt in die Realität umgesetzt werden können. Damit diese mit den etablierten Flugzeugantrieben konkurrieren können, müssen gängige Flugzeugkonzepte neu durchdacht werden. Die größten Herausforderungen dabei sind:

- Lagerung von Wasserstoff: Wasserstoff hat eine sehr geringe volumetrische Energiedichte und benötigt vergleichsweise schwere Tanks aufgrund der Bedruckung bzw. Isolierung [3].
- Sicherheitsfaktoren: Die Umstellung des Treibstoffes von Kerosin auf Wasserstoff erfordert die Entwicklung neuer Sicherheitskonzepte und Infrastruktur in Flugzeugen und Flughäfen für Lagerung und Betankung [3].
- Wasserstoffproduktion: Die Produktionskosten für Wasserstoff (gasförmig und flüssig) sind höher als für Kerosin, dies stellt aus wirtschaftlicher Sicht einen Nachteil darstellt. Hinzukommt der sehr hohe Energieaufwand für die Verflüssigung von Wasserstoff [3].
- Effizienz von Brennstoffzellen: Der Wirkungsgrad muss durch weitere Verbesserungen der Brennstoffzelltechnologie und Nutzung der Abwärme weiter gesteigert werden [3].
- Realisierbarkeit in Mittel- und Langstreckenfliegern: Zum heutigen Stand der Technik sind Brennstoffzellen aufgrund der oben angeführten Punkte auf den Einsatz in Regional- und Kurzstreckenfliegern beschränkt [3].

Da für den Einsatz von Brennstoffzellen in der Luftfahrt noch etliche Verbesserungen der Technologie notwendig sind, wird im Zuge der vorliegenden Arbeit ein Brennstoffzellenmodell mit der von MathWorks entwickelten Anwendung Simscape erstellt, anhand dessen die Einflüsse verschiedener Betriebsparameter auf den Systemwirkungsgrad untersucht werden können. Bei der Modellerstellung ist der Einfluss der Umgebungsparameter in Abhängigkeit der Flughöhe von besonderem Interesse. Damit das Modell die Auswirkungen der Betriebs- und Umgebungsbedingungen möglichst akkurat abbilden kann, umfasst dieses neben den Brennstoffzellen auch Teile der Wasserstoffversorgung, sowie alle benötigten Komponenten zur Versorgung der Zellen mit Sauerstoff. Genauer betrachtet wird dabei die Kombination von Luftverdichter und Turbine. Durch die teilweise

Rückgewinnung der Verdichtungsenergie soll der Systemwirkungsgrad der Brennstoffzelle verbessert werden.

Das erstellte Modell wird abschließend angewandt, um das Systemverhalten eines mit Wasserstoff betriebenen Referenzflugzeuges zu untersuchen. Verglichen werden dabei die Auswirkungen verschiedener Betriebs- und Umgebungsparameter während des Start-, Steig- und Anfangsreiseflugs. Im Zuge dessen werden die Betriebsgrenzen ermittelt und die Veränderungen des Systemwirkungsgrades in Abhängigkeit der Höhe analysiert. Dadurch soll die Funktionalität des erstellten Modells veranschaulicht und neue Erkenntnisse gewonnen werden.

2. Technologieübersicht

Das Funktionsprinzip der Brennstoffzelle, um aus chemischer Energie direkt elektrische Energie zu gewinnen, wurde von C. F. Schönbein im Jahr 1838 entdeckt [1]. Darauf basierend baute Sir W. R. Grove bereits im folgenden Jahr die erste Brennstoffzelle. Somit ist die Brennstoffzelle älter als der Verbrennungsmotor, konnte sich aber gegen diesen in vielen praktisch relevanten Einsatzbereichen in der Folgezeit nicht durchsetzen. Erst durch das Raumfahrtprogramm der NASA in den 1960er-Jahren rückte die Brennstoffzelle wieder als Alternative in den Fokus [1, 4].

2.1. Vor- und Nachteile von Brennstoffzellen

Die Möglichkeit, Brennstoffzellen in vielen Bereichen (z.B. Fahrzeug- und Luftfahrzeugantriebe, Kraftwerke, Batterieersatz) zu verwenden, führte in den letzten Jahrzehnten zu neuen Forschungs- und Entwicklungsbestrebungen. Im Vergleich zu etablierten Verbrennungsmotoren zeichnen sich Brennstoffzellen vor allem dadurch aus, dass bei der Verwendung von Wasserstoff als Treibstoff weder CO_2 , NO_x , SO_x noch Feinstoffe freigesetzt werden, siehe Abbildung 2.1. Da fossile Brennstoffe nicht zwingend für den Betrieb benötigt werden, stellen Brennstoffzellen eine umweltfreundliche Antriebsmöglichkeit dar.

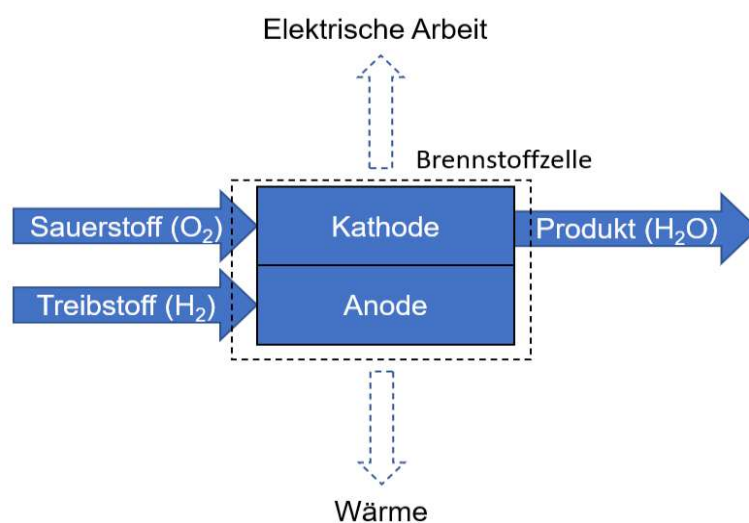


Abbildung 2.1: Input und Output einer Brennstoffzelle bei hypothetisch vollständigem Verbrauch der Reaktanten.

Auch hinsichtlich der Wirkungsgrade sind Fuel Cells den Verbrennungsmotoren potenziell überlegen. Bezogen auf die elektrische Leistung besitzen Fuel Cells einen Wirkungsgrad von 40 – 50%; wird jedoch auch die Abwärme genutzt – dies ist vor allem bei MCFCs (engl. „Molten Carbonate Fuel Cells“) und SOFCs (engl. „Solid Oxide Fuel Cells“) aufgrund der hohen Betriebstemperatur gut umsetzbar – kann der Wirkungsgrad auf bis zu 90% gesteigert werden. Verbrenner wandeln chemische Energie erst in thermische und anschließend in mechanische Energie um, die wiederum in Form von elektrischer Leistung genutzt werden kann. Fuel Cells umgehen diese verlustreichen Umwandlungen und konvertieren chemische direkt in elektrische Arbeit [5].

Aufgrund des Wegfalls bewegter Teile zeichnen sich Brennstoffzellen durch hohe Zuverlässigkeit, lange Systemlebensdauer und geräuscharmen Betrieb aus. Auch Batterien oder Akkumulatoren weisen einige dieser Vorteile als Energiebereitsteller auf. Fuel Cell Systeme kombinieren jedoch einige der vorteilhaften Eigenschaften von Batterien und Verbrennungsmotoren. Solange Brennstoffzellen mit Treibstoff versorgt werden, können diese kontinuierlich Energie bereitstellen und müssen im Gegensatz zu Batterien nicht entsorgt und anders als Akkus nicht durch lange Ladezeiten in einen funktionsfähigen Zustand gebracht werden. Außerdem lassen sich Brennstoffzellensysteme verglichen mit Batterien besser an den Energiebedarf der Anwendung anpassen und können für Systemanforderungen mit wenigen Watt bis in den Megawattbereich skaliert werden [5].

Diese Eigenschaften machen Fuel Cells zu einem attraktiven Energiebereitsteller für Luftfahrzeuge. Neben den diversen Vorteilen, müssen aber auch die Nachteile und technischen Limitationen berücksichtigt werden.

Nachteilig sind vor allem die hohen Kosten von Brennstoffzellen, wodurch deren Einsatz in vielen Bereichen ökonomisch unvorteilhaft wird. Ebenso ist Wasserstoff in der Produktion kostenintensiver als fossile Treibstoffe. Besonders die Verflüssigung von Wasserstoff ist mit einem hohen Energieaufwand (20 – 30% des Heizwertes) verbunden, weshalb flüssiger Wasserstoff deutlich teurer ist als Kerosin [1].

Aus Sicht der Luftfahrtingenieure stellt die schlechte volumetrische Energiedichte die größte Herausforderung dar. Wasserstoff hat sowohl in flüssigem als auch gasförmigem Zustand eine geringere Energiedichte pro Volumeneinheit als Kerosin und benötigt im Vergleich ein deutlich größeres Speichervolumen. In den meisten Flugzeugkonzepten für Fuel Cells wird flüssiger Wasserstoff verwendet, welcher mit

einem möglichen Kühlaufwand (Treibstofftemperatur bei 20 K) für das Treibstofflager verbunden ist. Daher muss die gängige Unterbringung des Treibstofftanks in Flugzeugen ebenfalls neu durchdacht und konzipiert werden. Ziel dabei ist, die Tankoberfläche zu minimieren, um eine Best mögliche Isolation zu gewährleisten. Die Unterbringung von Treibstoff in den Tragflächen ist somit nicht mehr praktikabel. Neue Konzepte sehen für die Kryotanks austauschbare „Treibstoffpods“ oder die Unterbringung in der Flugzeugzelle vor. Zwei Beispiele von Airbus sind in Abbildung 2.1 zu sehen. Diese zeigen einen Tank, der in die Flugzeugzelle integriert ist, bzw. eine Konfiguration mit Pods an der Unterseite der Tragflächen, welche Tanks, Motor und Brennstoffzellen enthalten [6, 7].

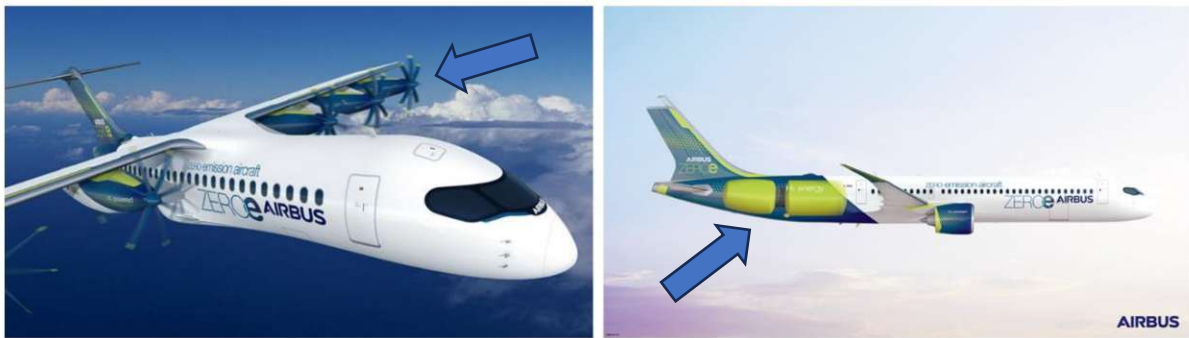
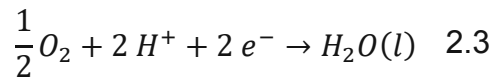
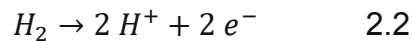
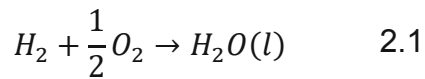


Abbildung 2.2: Airbus Konzepte für die Unterbringung von Wasserstofftanks als Pods (links) [6] (modifiziert) und in der Flugzeugzelle (rechts) [7] (modifiziert).

Die Aufstellung von gängigen Brennstoffzellarten in Kapitel 2.3 zeigt, dass neben Wasserstoff auch andere Treibstoffe verwendet werden können; dies ist allerdings immer mit spezifischen Vor- und Nachteilen behaftet.

2.2. Funktionsprinzip von Brennstoffzellen

Allen Typen von Fuel Cells liegt das gleiche Funktionsprinzip zugrunde: die Gesamtreaktion wird in zwei elektrochemische Halbreaktionen geteilt. Für Wasserstoff bedeutet dies eine Spaltung der Gesamtreaktion (Formel 2.1) in die Oxidationsreaktion (HOR: „hydrogen oxidation reaction“; Formel 2.2) an der Anodenseite und die Reduktionsreaktion (ORR: „oxygen reduction reaction“; Formel 2.3) an der Kathodenseite. Im folgenden Kapitel wird das Funktionsprinzip von Brennstoffzellen am Beispiel einer Polymerelektrolytmembranbrennstoffzelle (PEMFC) erläutert.



Durch die Aufteilung in die beiden Halbreaktionen (HOR und ORR) werden Elektronen gezwungen von der Anode zur Kathode zu wandern. Da aber eine dazwischenliegende Elektrolytmembran nur für positive Ladungen permeabel ist und somit den Seitenwechsel von negativen Ladungen verhindert, sind die Elektronen gezwungen durch einen externen Stromkreis zu fließen, wodurch elektrischer Strom entsteht. Die elektrochemischen Reaktionen laufen an den Elektroden ab, welche für einen effizienten Ablauf hohe Anforderungen erfüllen müssen. Die Geschwindigkeit der Reaktion hat einen direkten Einfluss auf die erzeugte Stromstärke und sollte daher möglichst hoch sein. Deswegen werden Katalysatoren verwendet, die ebenfalls elektronenleitfähig sein müssen. Die Geschwindigkeit der Gesamtreaktion ist durch den langsamsten Schritt begrenzt. Im Fall der Brennstoffzellreaktion stellt die ORR den geschwindigkeitsbegrenzenden Schritt dar. Neben Elektronen muss die Elektrode auch Ionen leiten können; dies wird durch die Verwendung von Ionomeren ermöglicht. Die Ionisationsreaktion kann nur dort stattfinden, wo der Gasraum (Reaktanten), der Katalysator (Elektronenleitung und höhere Reaktionsgeschwindigkeit) und das Ionomer (Ionenleitung) aufeinandertreffen. Da eine möglichst hohe Anzahl dieser Dreiphasengrenzen von Vorteil ist, sollten die Elektroden eine hohe Porosität aufweisen. Die Elektroden, bestehend aus Gasdiffusionsschicht und Katalysator, grenzen direkt an den Elektrolyten. Der Verbund aus Elektroden und Membran stellt das Herzstück der Brennstoffzelle dar und wird als MEA (engl. „Membrane Electrode Assembly“) bezeichnet. Abbildung 2.3 zeigt dies schematisch für eine PEMFC [1, 5]. Neben der MEA besteht die PEMFC aus Strömungskanälen, welche die gleichmäßige Verteilung der Reaktanten sicherstellen sollen. Der Verbund von MEA und Strömungskanälen wird abgedichtet und üblicherweise von Endplatten zusammengehalten. Je nachdem wie viel Leistung erforderlich ist, werden einzelne Brennstoffzellen zusammengefasst, was als Brennstoffzellenstack bezeichnet wird, siehe Abbildung 2.4. Die mechanische Auslegung von Brennstoffzellen übersteigt jedoch den Rahmen dieser Arbeit, weshalb auf weiterführende Literatur verwiesen wird.

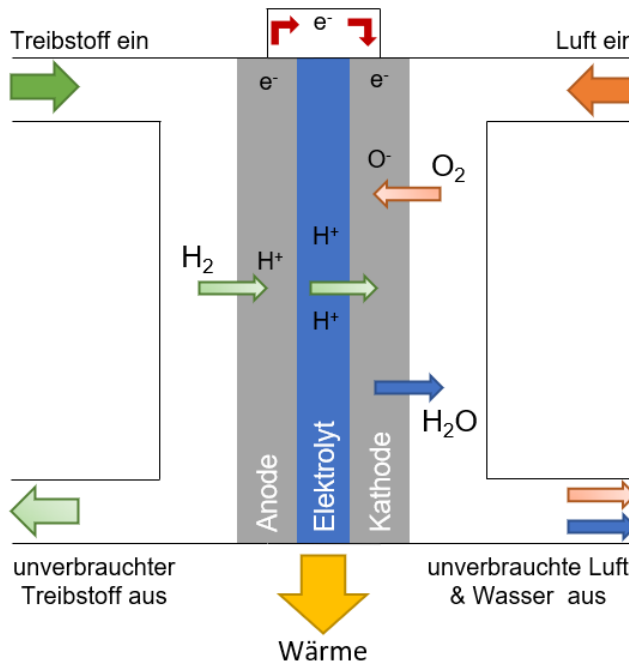


Abbildung 2.3: Schematische Darstellung einer PEMFC.

Damit die Brennstoffzelle kontinuierlich Output in Form von elektrischer Arbeit liefert, müssen der Fuel Cell Reaktanten zur Verfügung gestellt werden. Im Fall einer PEMFC bedeutet das, die Anode mit Wasserstoff und die Kathode mit Sauerstoff zu versorgen. In den meisten Fällen werden PEMFCs direkt mit dem Sauerstoff aus der Umgebungsluft betrieben, da diese nicht bzw. kaum durch die Bestandteile der Luft beschädigt werden, und eine Versorgung mit reinem Sauerstoff kosten- und energieaufwändiger ist. Neben den zuführenden Massenströmen muss auch auf den Abtransport des Produktes (hier Wasser) geachtet werden, da ein Produktstau an der Kathodenseite die Zelle „ersticken“ (engl. „strangle“) würde.

Brennstoffzellen können die zugeführte Energie nicht vollständig in elektrische Energie umwandeln. Ebenso werden nicht alle zugeführten Reaktanten in der Fuel Cell verbraucht und müssen wieder abgeführt werden; der Treibstoff wird dabei idealerweise rezirkuliert. Bei der elektrochemischen Reaktion wird nicht nur elektrische Energie, sondern auch Wärme freigesetzt. Diese muss ebenfalls von der Brennstoffzelle abgeführt werden, um die ideale Zelltemperatur zu gewährleisten und ein Überhitzen der Zelle zu verhindern [1, 5].

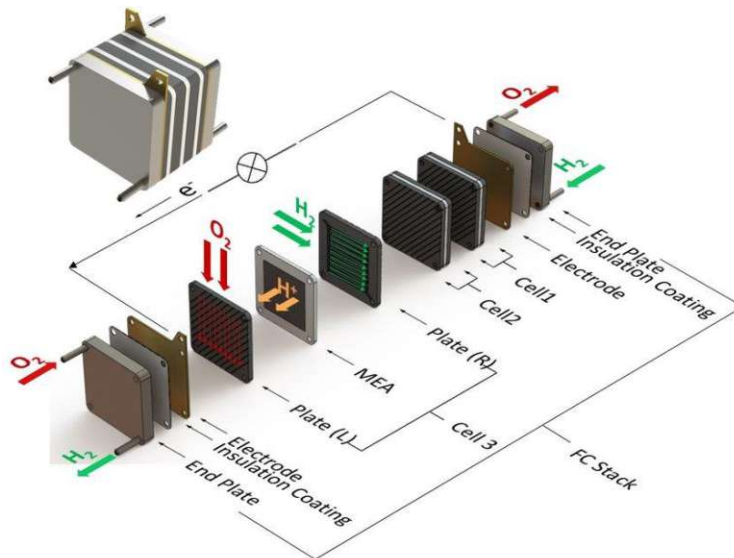


Abbildung 2.4: Schematischer Aufbau von Brennstoffzellenstacks [8].

Für das optimale Funktionieren von Brennstoffzellen bedarf es daher Subsysteme, welche zu- und abführende Massenströme regulieren, Wärme abführen und elektrische Arbeit für den jeweiligen Verwendungszweck anpassen. Die Komplexität und Leistungsfähigkeit dieser Subsysteme hängen vom verwendeten Zelltyp und den spezifischen Anforderungen ab.

2.3. Arten von Brennstoffzellen

Verschiedene Brennstoffzelltypen unterscheiden sich hinsichtlich ihrer Teilreaktionen und ihrer Eignung für verschiedene Aufgabenfelder. Die Charakterisierung der Fuel Cell erfolgt einerseits nach dem verwendeten Elektrolyten für die Teilung der Halbreaktionen und andererseits nach dem Treibstoff. Weiters variiert die Betriebstemperatur der Systeme stark, was sich auf ihre Eignung für mobile Anwendungen auswirkt [9]. In diesem Kapitel werden die gängigsten Brennstoffzellarten kurz vorgestellt und anschließend wird in Kapitel 2.4 ihre Eignung für Luftfahrtanwendungen diskutiert. Für weitere Fuel Cell Beispiele wird auf weiterführende Literatur verwiesen, z.B. [5].

2.3.1. Alkalische Brennstoffzelle (AFC)

Alkalische Brennstoffzellen, abgekürzt AFC (engl. „Alkaline Fuel Cell“), verwenden Wasserstoff als Treibstoff. Im Gegensatz zu den in Kapitel 2.2 vorgestellten Halbreaktionen der PEMFCs wird Wasser nicht an der Kathoden-, sondern an der Anodenseite gebildet, siehe Formel 2.4. OH⁻-Ionen wandern dafür durch eine Kaliumhydroxid-Lösung (KOH-Lösung), welche als Elektrolyt verwendet wird. Die KOH-Lösung wird dabei entweder von einer saugfähigen Matrix aufgenommen oder durch ein Kreislaufsystem umgewälzt. Zu beachten ist, dass die KOH-Lösung toxisch ist und daher eine ausreichende Dichtheit der Zellen und Subsysteme sichergestellt werden muss.

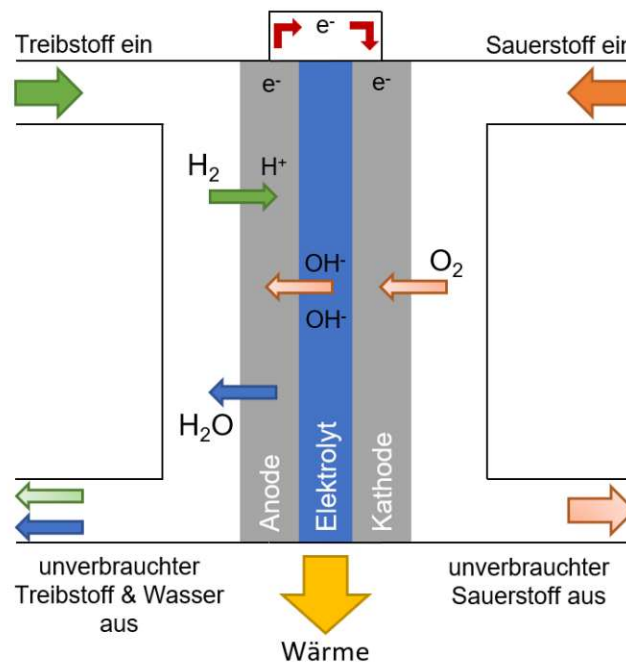
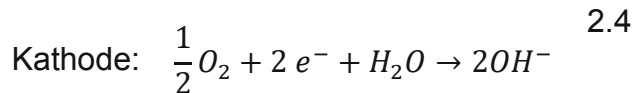
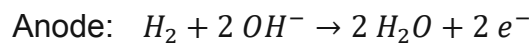


Abbildung 2.5: Funktionsprinzip einer AFC.



Dieser Brennstoffzelltyp reagiert sehr empfindlich auf Karbonatbildung. Die Verwendung der Umgebungsluft als Sauerstoffquelle ist aufgrund des zu hohen CO₂-Gehalts nicht möglich. Somit dürfen nur reiner Sauer- und Wasserstoff verwendet werden. Die Lebensdauer der Brennstoffzelle ist stark begrenzt, und muss durch

kostenintensive und aufwendige Zusatzsysteme verbessert werden. Der Vorteil der AFC liegt darin, dass die ORR-Kinetik in basischen Umgebungen deutlich schneller abläuft als in säurehaltigen. Daher können unedlere und damit kostengünstigere Katalysatoren verwendet werden. AFCs eignen sich aufgrund ihres weiten Betriebstemperaturbereichs von 60 – 250 °C für mobile Anwendungen in Fahrzeugen und Flugzeugen [1, 5].

2.3.2. Oxid-Keramik Brennstoffzelle (SOFC)

Oxid-Keramik Brennstoffzellen, abgekürzt SOFC (engl. „Solid Oxide Fuel Cell“), verwenden eine feste Keramikmembran als Elektrolyt. Dabei kommen verschiedene Werkstoffe in Frage; am etabliertesten ist jedoch yttriumdotiertes Zirkonium. Sauerstoffionen (O^{2-}) wandern durch die Keramikschicht von der Kathoden- zur Anodenseite, wo Wasser als Produkt entsteht, siehe Abbildung 2.6. Formel 2.5 zeigt die Halbreaktionen für Wasserstoff als Brennstoff.

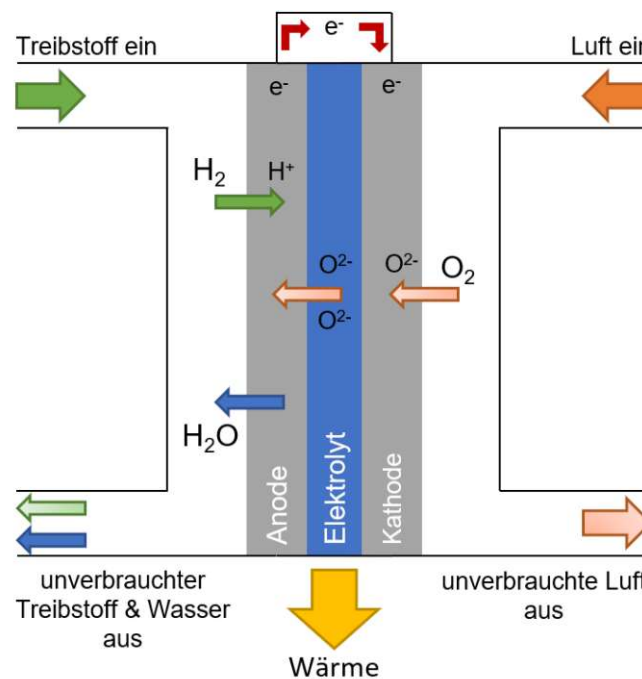
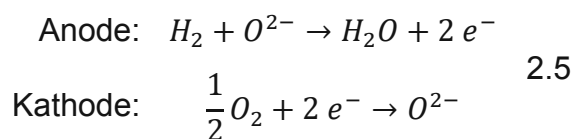


Abbildung 2.6: Funktionsprinzip einer SOFC.



Der hohe Betriebstemperaturbereich von SOFCs (650 – 1000 °C) ermöglicht sowohl die Verwendung von Wasserstoff als auch anderen Brennstoffen (meist Kohlenwasserstoffen). In der hohen Betriebstemperatur liegt die Stärke aber auch die Schwäche dieses Brennstoffzelltyps. Einerseits ist die Abwärme qualitativ hochwertig und lässt sich für die Energiegewinnung nutzen, wodurch ein Wirkungsgrad von bis zu 90% erreichbar ist. Andererseits müssen temperatur- und oxidationsbeständige Werkstoffe verbaut werden, um den hohen Temperaturen standhalten zu können [1, 5].

2.3.3. Phosphorsäurebrennstoffzelle (PAFC)

Phosphorsäurebrennstoffzellen, abgekürzt PAFC (engl. „Phosphoric Acid Fuel Cell“), zählen zu den am weitesten entwickelten Fuel Cells. Als Elektrolyt wird Phosphorsäure (H₃PO₄) verwendet, welche in einer Siliziumkarbid-Matrix (SiC) gebunden ist. Die Wasserstoffionen können durch diese von der Anode zur Kathode wandern, wobei Wasser als Produkt gebildet wird, siehe Abbildung 2.7 und Formel 2.6.

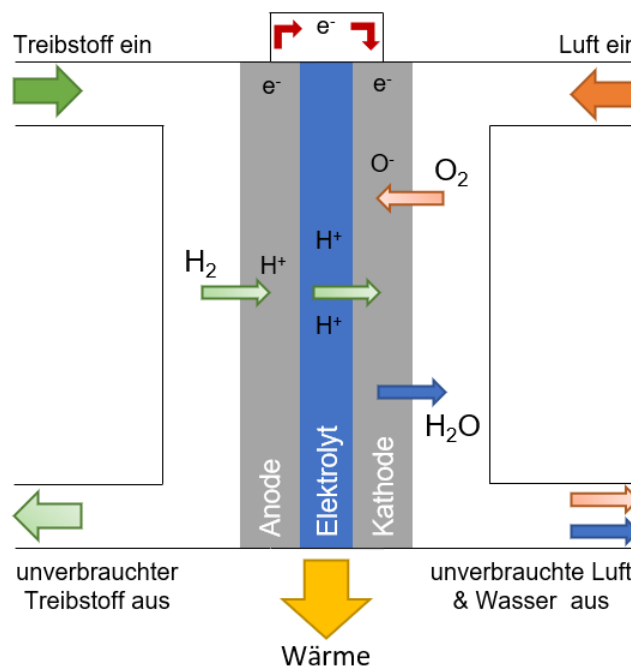
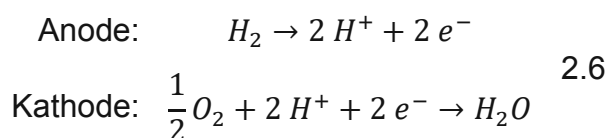


Abbildung 2.7: Funktionsprinzip einer PAFC.

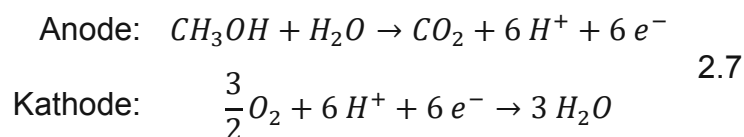


Die Einsatztemperatur liegt zwischen 180 °C und 210 °C; darüber findet ein Phasenübergang der Phosphorsäure statt, wodurch diese als Elektrolyt unbrauchbar wird. PAFCs zeichnen sich durch ihre gute Verträglichkeit mit CO und CO₂ aus. Trotz ihres ausgereiften Prinzips verursachen PAFCs hohe Kosten, mit geringem Potential zur Einsparung, und haben eine geringe Leistungsdichte. Das Potential für zukünftige Verbesserungen gilt als limitiert, wodurch dieser Brennstoffzelltyp nicht im Fokus neuer Forschung liegt [1, 5].

2.3.4. Polymerelektrolytbrennstoffzelle (PEMFC)

Polymerelektrolytbrennstoffzellen werden entweder mit PEFC (engl. „Proton Exchange Fuel Cell“) oder mit PEMFC (engl. „Polymer Electrolyte Membrane Fuel Cell“) abgekürzt. Die Funktionsweise von Wasserstoff als Brennstoff wurde bereits in Kapitel 2.2 erläutert. PEMFCs lassen sich in drei Subgruppen einteilen, deren gemeinsames Merkmal ein Polymer als Elektrolytmembran ist. Basierend auf ihrer Einsatztemperatur werden PEMFCs in Hochtemperatur-PEMFCs (HT-PEMFCs) und Niedertemperatur-PEMFCs (NT-PEMFCs, engl. „LT-PEMFCs“) unterteilt. Wird statt Wasserstoff als Energielieferant Methanol verwendet, spricht man von DMFCs (engl. „Direct Methanol Fuel Cells“) [1].

Einerseits sind DMFCs durch die Verwendung von Methanol einfach zu handhaben und benötigen nur wenig aufwendige Subsysteme. Andererseits sind sie deutlich ineffizienter als andere Brennstoffzelltypen. Neben den für die Stromerzeugung benötigten Reaktionen, siehe Formel 2.7, kommt es zur unerwünschten Methanoxidation, wodurch die Leistungsfähigkeit beeinträchtigt wird. DMFCs eignen sich daher am besten für den portablen Einsatz als Alternative zu Akkumulatoren in elektrischen Geräten wie beispielsweise Laptops [1].



Der Niedertemperatur-Subtyp ist hinsichtlich der Einsatztemperatur auf maximal 90°C beschränkt, da die Elektrolytmembran konstant mit flüssigem Wasser befeuchtet werden muss. Allerdings bedeutet eine geringe Betriebstemperatur eine langsamere

Reaktionskinetik, weshalb hoch edle Metalle als Katalysator benötigt werden. Nach derzeitigem Stand der Technik stellt Platin die einzige Möglichkeit für PEMFCs dar. Der Nachteil von Platin als Katalysatormaterial liegt in den hohen Kosten, sowie in der geringen Kohlenmonoxid- und Schwefeltoleranz. CO und S setzen die Katalysatorfähigkeit dauerhaft herab. Dennoch kann der Sauerstoff direkt aus der Umgebungsluft bezogen werden. Die hohen Kosten von NT-PEMFCs setzen sich somit aus dem komplexen Befeuchtungssystem, dem teuren Katalysatormaterial und den hohen Reinheitsanforderungen an den Treibstoff zusammen. Für die Anwendung im mobilen Bereich rechtfertigen die PEMFCs ihre hohen Kosten durch einfache Start- und Stoppmöglichkeiten und geringen Kühlaufwand. Herausragend sind NT-PEMFCs durch ihre hohe Leistungsdichte; diesbezüglich übertreffen sie alle anderen Brennstoffzelltypen [1, 5].

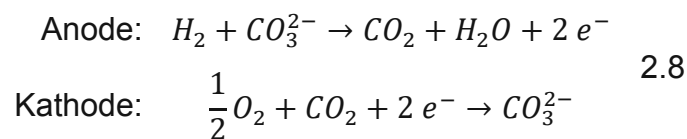
Um die Limitationen der NT-PEMFCs zu überwinden, wird intensiv an HT-PEMFCs geforscht. Bei letzteren liegt die Betriebstemperatur mit 100 - 200°C in einem ähnlichen Bereich wie bei PAFCs. Die bei HT-PEMFCs im Vergleich zu NT-PEMFCs höhere Temperatur hat das Ziel, die Reaktionskinetik an der Elektrode zu beschleunigen, die CO-Toleranz zu verbessern, das Wärme- und Wassermanagement zu erleichtern, sowie den Einsatz alternativer Katalysatormaterialien zu ermöglichen. Die höhere Einsatztemperatur beschleunigt die Reaktionsgeschwindigkeit dadurch, dass die ORR, als langsamster und damit geschwindigkeitsbegrenzender Schritt, schneller abläuft. Damit können neben Platin auch kostengünstigere Katalysatoren in Betracht gezogen werden. Das einfacher umzusetzende Wärmemanagement beruht auf dem höheren Temperaturgradienten. Die höhere Temperaturdifferenz zwischen Brennstoffzelle und Umgebung erhöht die Effizienz der Wärmeabfuhr und erlaubt die Verwendung bereits etablierter Kühlsysteme von Verbrennungsmotoren aus der Fahrzeugtechnik. NT-PEMFCs benötigen dafür, aufgrund ihres geringeren Temperaturgradienten, meist speziell entwickelte Systeme. Die höhere Abwärmemenge bei HT-PEMFCs kann außerdem für weitere Energiegewinnung genutzt werden, wodurch der Gesamtwirkungsgrad erhöht werden kann.

Um die Einsatztemperatur von bis zu 200°C zu ermöglichen müssen bei HT-PEMFCs andere Materialien für die Elektrolytmembran verwendet werden als bei NT-PEMFCs. Die erst vor kurzem entwickelten phosphorsäuredotierten Polybenzimidazol-Membranen beispielsweise, bedürfen keiner permanenten Befeuchtung und sind somit nicht mehr vom Siedepunkt des Wassers begrenzt. Der Betrieb oberhalb des

Wassersiedepunktes bedeutet auch, dass mit Gasgemischen statt mit zwei Aggregatzuständen gearbeitet werden kann, wodurch die Systemkomplexität sinkt. Allerdings führt die säurehaltige Umgebung zusammen mit hohen Temperaturen und hoher Feuchtigkeit zum starken Abbau der Zelle. Im Betrieb wird die Katalysatorschicht langsam abgebaut, wodurch sich die Brennstoffzelleistung mit der Zeit verschlechtert. Schlussendlich kann das Material der Brennstoffzelle so weit zerfallen, dass es zur Undichtheit und zum Auslaufen von Phosphorsäure kommt. Dieses Phänomen stellt derzeit die größte Herausforderung bei HT-PEMFCs dar. Nach heutigem Stand der Technik, sind NT-PEMFCs wegen ihrer Erprobtheit und ihrer hohen Energiedichte überlegen. Mit zunehmendem Fortschritt in der Forschung an HT-PEMFCs könnten diese aber zu einer exzellenten Alternative werden und die Stärken der NT-PEMFCs durch einen höheren Temperaturbereich weiter ausschöpfen. Da HT-PEMFCs zum derzeitigen Stand der Technik noch keine praktikable Alternative darstellen, wird, wenn im Folgenden von PEMFCs gesprochen wird, stets von NT-PEMFCs ausgegangen [1, 11].

2.3.5. Schmelzkarbonatbrennstoffzelle (MCFC)

Wie die SOFCs gehört die Schmelzkarbonatbrennstoffzelle, abgekürzt MCFC (engl. „Molten Carbonate Fuel Cell“) zu den Hochtemperaturbrennstoffzellen. Ihre Einsatztemperatur liegt bei 650 °C, was die Verwendung von temperaturbeständigen Materialien voraussetzt. Als Elektrolytmembran wird in MCFCs eine Mischung aus Alkalikarbonaten (Li_2CO_3 und K_2CO_3) eingebettet in einer Matrix aus Lithiumaluminat (LiO-AlO_2) verwendet. Das Funktionsprinzip ist in Abbildung 2.8 dargestellt. Als Treibstoff wird Wasserstoff verwendet, welcher auch Verunreinigungen wie Kohlenmonoxid enthalten darf. Eine Besonderheit ist, dass auf der Kathodenseite Kohlendioxid verbraucht und auf der Anodenseite gebildet wird (siehe Formel 2.8), wodurch eine Rezirkulierung von CO_2 möglich ist.



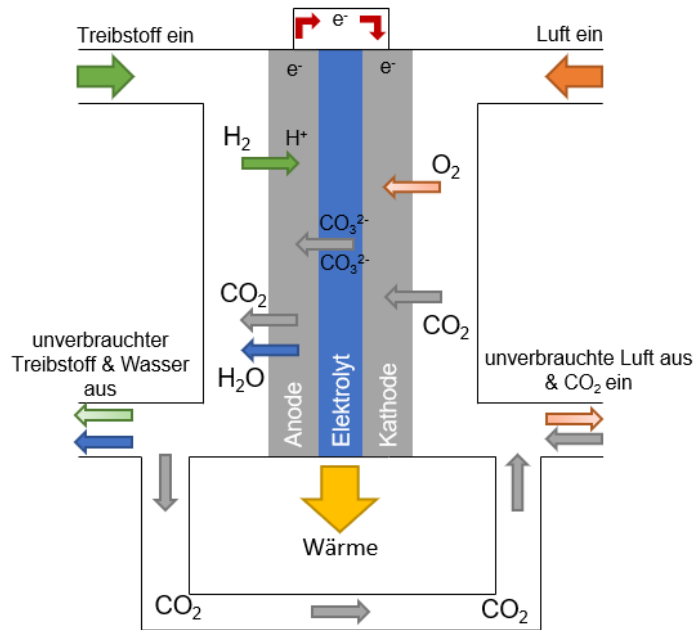


Abbildung 2.8: Funktionsprinzip einer MCFC.

MCFCs erreichen einen elektrischen Wirkungsgrad von 50%; durch die hohe Betriebstemperatur kann, die Abwärme gut für die Stromgewinnung verwendet werden, wodurch laut [5] im stationären Betrieb ein Gesamtwirkungsgrad von bis zu 90% möglich ist. Die hohe Betriebstemperatur und die damit einhergehenden Anforderungen an das Kühlsystem machen diesen Brennstoffzelltyp ungeeignet für mobile Anwendungen. Weiters benötigen MCFCs einen komplizierten Anfahrvorgang und eignen sich daher am besten für den Dauerbetrieb in Kraftwerken [1, 5].

2.4. Gegenüberstellung der Brennstoffzelltypen

Ausgehend von ihren Eigenschaften eignen sich verschiedene Brennstoffzelltypen für verschiedene Aufgabenfelder. Anhand ihrer spezifischen Vor- und Nachteile werden die in Kapitel 2.3 vorgestellten Brennstoffzellarten einander bezüglich ihrer Eignung für Luftfahrzeuganwendungen gegenübergestellt. Die wichtigsten Eigenschaften der angeführten Brennstoffzelltypen in Tabelle 2.1 und Tabelle 2.2 noch einmal zusammengefasst.

Tabelle 2.1: Gängige Typen von Brennstoffzellen [1, 5, 9].

Typ	Temperaturbereich (°C)	Elektrolyt	Brennstoff	Anwendung
AFC	60 – 250	wässrige Kalilauge	H ₂	Fahrzeuge, Flugzeuge, Raumfahrt
DMFC	25 – 90	protonenleitende Membran	CH ₃ OH	Kleingeräte
SOFC	650 – 1000	dotiertes Zirconiumoxid	H ₂ , CO	Kraftwerke
PAFC	180 – 210	Phosphorsäure	H ₂	Kraftwerke
PEMFC	60 – 90	protonenleitende Membran	H ₂	Fahrzeuge, Flugzeuge, Raumfahrt
MCFC	600 – 650	Karbonat-Schmelze	H ₂ , CO	Kraftwerke

Die hohe Betriebstemperatur stellt für MCFCs und SOFCs in mobilen Anwendungen eine große Herausforderung dar, weshalb sie sich am besten für den stationären Betrieb (z.B. Kraftwerke) eignen [1, 5]. Aufgrund der hohen Leistungsdichte von SOFCs wird dennoch ihre Eignung für Luftfahrtanwendungen diskutiert. Vor allem die Anwendung in UAVs (engl. „Unmanned Aerial Vehicle“) ist von besonderem Interesse, siehe dazu [10]. Durch weitere Forschung könnte dieser Brennstoffzelltyp für die Luftfahrt zunehmend bedeutend werden. Da SOFCs zum Starten eine externe Heizung benötigen und eine vergleichsweise lange Anfahrzeit haben, eignen sich PEMFCs besser für Kraftfahrzeuge und Flugzeuge. PEMFCs haben kurze Anfahrzeiten und eine sehr hohe Leistungsdichte, was sie ideal für mobile Anwendungen macht. Besonders in der Luftfahrt ist das ausgezeichnete Verhältnis von Leistung zu Gewicht von besonderer Bedeutung. Von AFCs heben sich PEMFCs dadurch ab, dass diese direkt mit Sauerstoff aus der Umgebungsluft versorgt werden können und somit zusätzliche Sauerstofftanks entfallen. PAFCs haben den Nachteil, dass der Elektrolyt stetig aufgefüllt werden muss und das Verbesserungspotential bereits als erschöpft gilt [1, 5].

PEMFCs mit Wasserstoff als Treibstoff eignen sich ideal für den Einsatz in Kraftfahrzeugen oder Flugzeugen. Erste PKWs mit PEMFCs (z.B. Toyota Mira [2]) werden bereits in Serie produziert. Ihre hohe Leistungsdichte und Zuverlässigkeit rechtfertigen die hohen Kosten und das aufwendige Befeuchtungssystem. PEMFCs haben somit ein hohes Potential als emissionsfreie Antriebsmöglichkeit in der Luftfahrt.

Tabelle 2.2: Überblick über die Vor- und Nachteile verschiedener Brennstoffzelltypen [5].

Typ	Vorteile	Nachteile
AFC	<ul style="list-style-type: none"> • Kostengünstige Materialien • Gute Katalysatoren 	<ul style="list-style-type: none"> • Reiner Sauer- und Wasserstoff • Toxisches KOH • Geringe Lebensdauer
SOFC	<ul style="list-style-type: none"> • Verschiedene Treibstoffe • Fester Elektrolyt • Hohe Leistungsdichte • Qualitativ hohe Abwärme • Kostengünstige Katalysatoren 	<ul style="list-style-type: none"> • Temperaturbeständige Werkstoffe • Undichtheit • Teure Herstellung
PAFC	<ul style="list-style-type: none"> • Ausgereifte Technologie • Hohe Verlässlichkeit • Kostengünstiger Elektrolyt 	<ul style="list-style-type: none"> • Teure Platin-Katalysatoren • Anfällig für S und CO • Auffüllung des Elektrolyten
PEMFC	<ul style="list-style-type: none"> • Höchste Leistungsdichte • Schnelles Starten und Stoppen • Geringer Kühlbedarf 	<ul style="list-style-type: none"> • Teure Platin-Katalysatoren • Aufwendige Subsysteme • Anfällig für S und CO
MCFC	<ul style="list-style-type: none"> • Verschiedene Treibstoffe • Fester Elektrolyt • Qualitativ hohe Abwärme • Kostengünstige Katalysatoren 	<ul style="list-style-type: none"> • Teure Materialien • Geringe Lebensdauer • Korrosiver, geschmolzener Elektrolyt • CO₂-Rückführung erforderlich

3. Allgemeine und luftfahrtspezifische Anforderungen

Der effiziente Einsatz von wasserstoffbasierten PEMFCs setzt eine optimale Einstellung der Betriebsparameter voraus, welche vorwiegend durch die Subsysteme gesteuert werden. Daher sollten nicht nur die Brennstoffzellen alleine sondern die gesamte sogenannte Balance of Plant betrachtet werden. Zentral dafür sind die Zu- und Abfuhr von Sauerstoff und Wasserstoff, sowie die Kühlung der Brennstoffzellenstapel. Für die luftfahrtspezifische Anwendung besteht zudem die Herausforderung von stark veränderlichen Umgebungsbedingungen. Die Versorgungssysteme müssen Druck, Temperatur und Feuchtigkeit der Brennstoffzellen unabhängig von der Flughöhe konstant halten, um einen optimalen Betrieb zu ermöglichen.

3.1. Grundlegende Betriebsparameter

Die Betriebsparameter der Brennstoffzelle sollten so ausgewählt werden, dass der Leistungsoutput optimiert wird. Da die Gesamtleistung von Fuel Cell Stacks von der Anzahl der Zellen abhängt, muss berücksichtigt werden, wie sich die Parameter auf die elektrische Leistung einer einzelnen Zelle auswirken. Die elektrische Leistung errechnet sich als Produkt von Spannung und Stromstärke. Für Brennstoffzellen wird allerdings nicht die Stromstärke, sondern die Stromdichte zur Berechnung herangezogen, da die Stromstärke vom Flächeninhalt der Zelle abhängig ist, siehe Formel 3.1. Dadurch wird der Vergleich von Brennstoffzellen hinsichtlich ihrer elektrischen Leistung vereinfacht.

$$j = \frac{i}{A_{\text{cell}}} \quad 3.1$$

Für eine verlustfreie, thermodynamisch ideale Brennstoffzelle wäre die Spannung konstant und von der Stromstärke unabhängig. In der Realität nehmen die Verluste mit steigender Stromdichte jedoch zu. Der Zusammenhang zwischen Spannung und Stromdichte ist in Abbildung 3.1 dargestellt. Je höher die Stromstärke ist, desto geringer ist die resultierende Spannung. In Abbildung 3.1 ist ebenfalls die

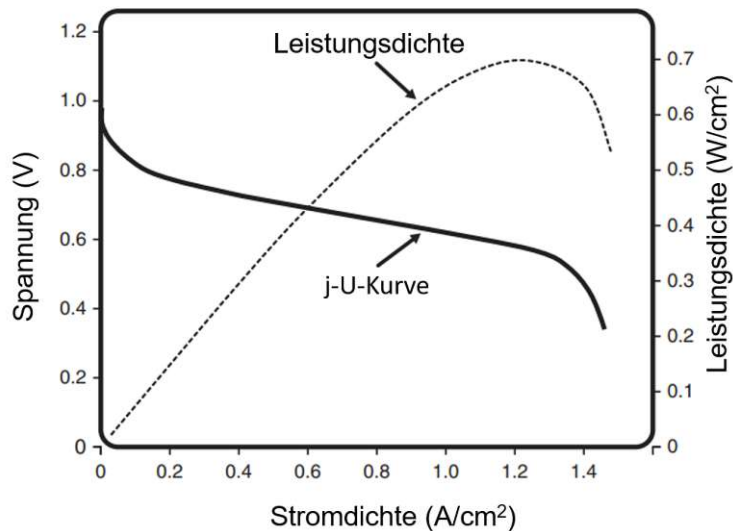


Abbildung 3.1: Kombination von Stromdichte-Spannungs-Kurve und Leistungsdichte-Kurve [5] (modifiziert).

Durch die Wahl der Betriebsparameter können der Verlauf und die Lage der Kurven in Abbildung 3.1 verändert werden. Ziel dabei ist, die Verluste zu minimieren und dadurch höhere Spannungen bei gleicher Stromdichte zu ermöglichen, wodurch die nutzbare Leistung steigt. Zu berücksichtigen sind die Aktivierungs- und Konzentrationsverluste sowie die ohmschen Verluste; diese Verluste werden der thermodynamisch maximal möglichen Spannung abgezogen, siehe Formel 3.2 [5].

$$V = E_{\text{thermo}} - \eta_{\text{act}} - \eta_{\text{ohm}} - \eta_{\text{conc}} \quad 3.2$$

Die Werte der in Formel 3.2 genannten Variablen sind von verschiedenen Parametern abhängig, welche wiederum durch die Konstruktion und Fertigung (z.B. Materialkennzahlen) der Zelle bestimmt werden, oder im Betrieb variiert werden können. Die genaue Berechnung des Brennstoffzellenverhaltens kann der Modellbeschreibung in Kapitel 5 entnommen werden. In diesem Abschnitt werden nur die Auswirkungen folgender Parameter diskutiert:

- Stromstärke
- Temperatur
- Druck
- Relative Feuchte
- Stöchiometrie

3.1.1. Auswirkungen der Zelltemperatur

Im folgenden Kapitel wird beschrieben, wie die Zelltemperatur die verschiedenen Variablen aus Formel 3.2 beeinflusst. Durch eine höhere Betriebstemperatur sinkt die reversible Spannung und steigen die Aktivierungs- und Konzentrationsverluste, woraus sich ein negativer Einfluss auf die Lage der Polarisationskurve und damit die resultierende Leistung ergibt.

Die thermodynamische Spannung errechnet sich anhand der Formeln 5.2 und 5.3 und ist jeweils temperaturabhängig. Die spezifische Entropie in Formel 5.3 ist negativ, weshalb eine höhere Temperatur auch hier die Spannung verringert. Die Auswirkungen der Temperatur auf die reversible Spannung sind gegenüber den Verlusten allerdings zu vernachlässigen [5].

Die Temperatur steht in der Formel für die Aktivierungs- (Formel 5.4) bzw. für die Konzentrationsverluste (Formel 5.10) im Zähler, weshalb die jeweiligen Verluste mit steigender Temperatur größer werden. Die Temperatur beeinflusst die Aktivierungs- und Konzentrationsverluste ebenfalls über die Austauschstromdichte und die limitierende Stromdichte. Beide Stromdichten sind von der mit steigender Temperatur abnehmenden Sauerstoffkonzentration im zuführenden Massenstrom abhängig. Eine geringere Sauerstoffkonzentration senkt die Austausch- und limitierende Stromdichte, vgl. Formeln 5.5 und 5.11. In Formel 5.11 für die limitierende Stromdichte wird die Diffusionsfähigkeit berücksichtigt, welche mit steigender Temperatur zunimmt. Abhängig davon wie Konzentration oder Diffusionsfähigkeit beeinflusst werden und die Modellparameter gesetzt werden, steigt die limitierende Stromdichte mit der Temperatur.

Einen positiven Einfluss hat die Temperatur auf die ohmschen Verluste, da die Ionenleitfähigkeit mit steigender Temperatur zunimmt, siehe Formel 5.7. Nicht zu vernachlässigen ist der Einfluss der Temperatur auf die Membranbefeuchtung. In Kombination mit der relativen Feuchte der zugeführten Massenströme kann die Membran austrocknen oder es sammelt sich flüssiges Wasser an der Membran und blockiert dadurch die Zufuhr von Reaktanten. Die Modellierung dieser Effekte übersteigt allerdings den Rahmen der Modellgenauigkeit und wird daher nicht weiter behandelt. Für ein besseres Verständnis dieser Effekte wird auf vertiefende Literatur verwiesen (z.B. [12] oder [13]).

Im Folgenden werden drei Beispiele für die Auswirkung der Temperatur auf die Polarisationskurve und damit das Brennstoffzellverhalten erläutert. Die Ergebnisse

einer experimentellen Untersuchung von Wang et al. [14] für den Temperaturbereich von 50 – 80 °C bei einem Druck von 3 atm sind in Abbildung 3.2 aufgetragen. Die Temperatur der Massenströme entspricht dabei der Zelltemperatur. Erkennbar ist, dass bei Stromdichten größer als 0,4 A/cm² die erreichte Spannung mit der Temperatur steigt. Dies ist dadurch zu erklären, dass bei geringeren Stromdichten der Einfluss der Aktivierungsverluste überwiegt und erst bei höheren Stromdichten der Verlauf der Kurve von den ohmschen Verlusten dominiert wird. Letztgenannte sinken bei höheren Temperaturen [5].

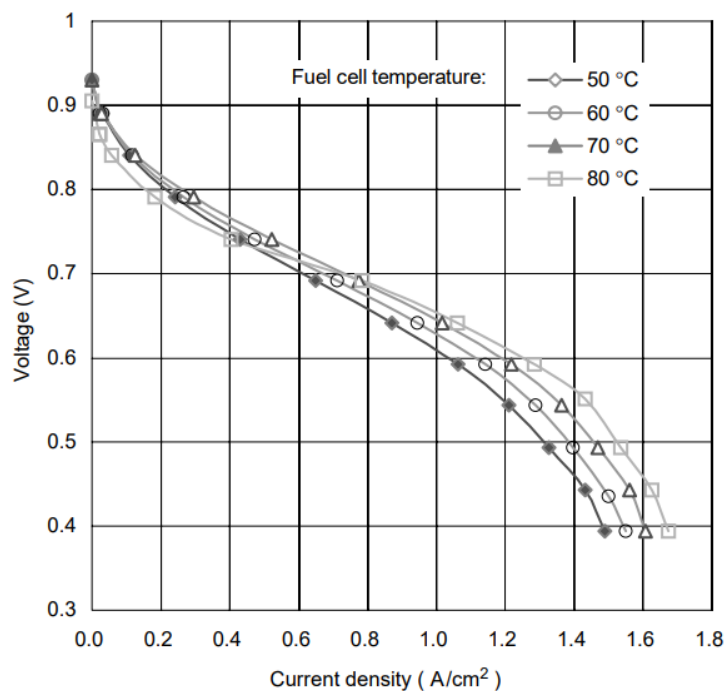


Abbildung 3.2: Experimentell ermittelte Spannungs-Stromdichte-Kurve bei verschiedenen Temperaturen [14].

Wang et al. [14] stellen ebenfalls fest, dass mit steigender Temperatur die limitierende Stromdichte zunimmt, weil neben der Ionenleitfähigkeit der Membran auch die Diffusionsfähigkeit des Sauerstoffs hin zur Katalysatorschicht zunimmt.

Eine weitere mögliche Auswirkung der Temperatur auf die Polarisationskurve zeigt das Modell von Boettner et al. [15]. Abbildung 3.3 zeigt, wie sich der Spannungsausgang der Brennstoffzelle bei steigender Temperatur erhöht, die limitierende Stromdichte allerdings sinkt. Dies beruht darauf, dass die ohmschen Verluste abnehmen, wodurch sich die erzeugte Spannung erhöht. Gleichzeitig sinkt die Sauerstoffkonzentration in der Brennstoffzelle und die limitierende Stromdichte sinkt. Die verbesserte Diffusionsfähigkeit kann in diesem Fall den Konzentrationsabfall nicht kompensieren.

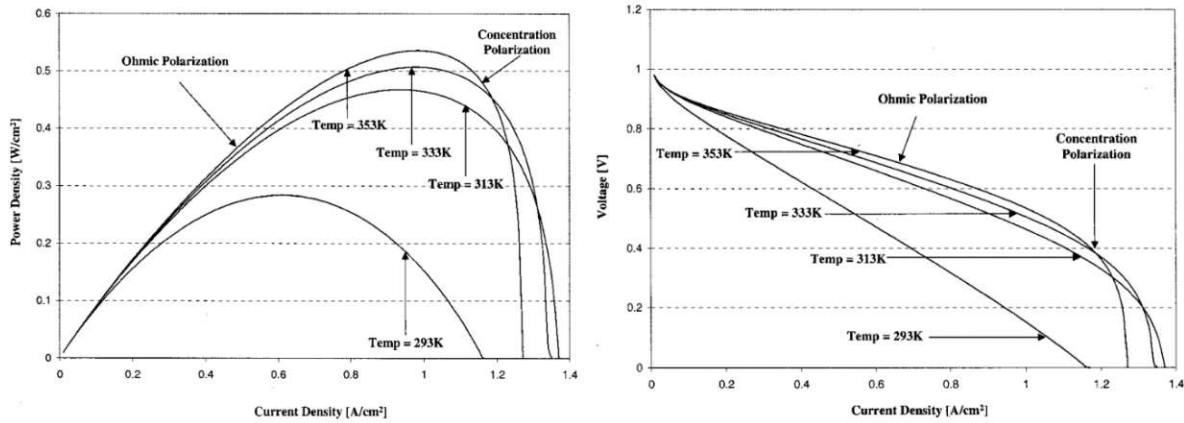


Abbildung 3.3: Leistungsdichte (links) bzw. Spannung (rechts) über der Stromdichte bei unterschiedlichen Temperaturen [15].

Salva et al. [16] zeigen sowohl in experimentellen Untersuchungen an Brennstoffzellenstapeln als auch an einem Brennstoffzellenmodell, dass es bei einer Erhöhung der Temperatur auch zu einer Verschlechterung der Leistung kommen kann. Die Ergebnisse der Versuchsreihe sind für die Betriebstemperaturen von 50°C bzw. 60°C in Abbildung 3.4 angeführt. Als Begründung für die verschlechterte Leistung nennen Salva et al. mögliche Probleme mit der Befeuchtung der Zellmembran bei höheren Temperaturen. Eine weitere mögliche Erklärung stellt die Dominanz der Aktivierungsverluste dar, weil die Brennstoffzelle nur bei sehr geringen Stromdichten (bis 0,24 A/cm²) betrieben wird.

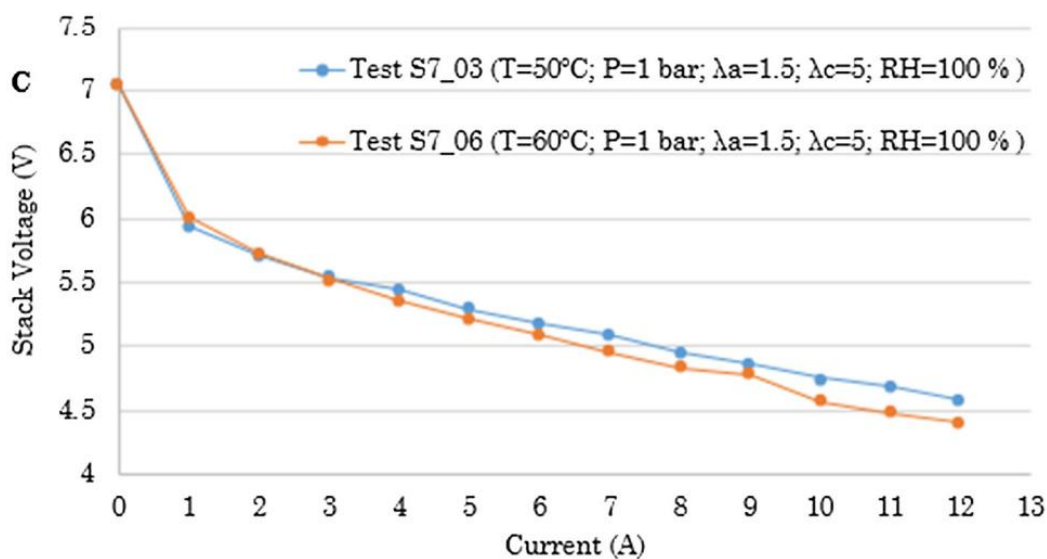


Abbildung 3.4: Auswirkungen der Temperatur auf einen Stack von 7 Zellen (Zellfläche: 50 cm²) [16].

Der Gesamteinfluss der Temperatur ist abhängig von den übrigen Betriebsparametern und sollte somit für die gewählten Betriebsparameter überprüft werden. Bei passender Einstellung der Membranbefeuchtung zeigen [14] und [15], dass es bei Erhöhung der Zelltemperatur zu einer Verbesserung der Zelleistung kommt.

3.1.2. Auswirkungen des Betriebsdrucks

Der Betriebsdruck der Brennstoffzelle beeinflusst die Spannungs-Stromdichte-Kurve der Brennstoffzelle folgendermaßen: mit steigendem Betriebsdruck werden sowohl der Spannungsausgang je Stromdichte als auch die limitierende Stromdichte erhöht. Wang et al. [14] zeigen dieses Verhalten experimentell. Abbildung 3.5 veranschaulicht die positive Verschiebung der Spannungs-Stromdichte-Kurve mit steigendem Druck. Da sich der Effekt pro Druckinkrement verringert, nimmt die Verbesserung der Zelleistung mit steigendem Druck ab.

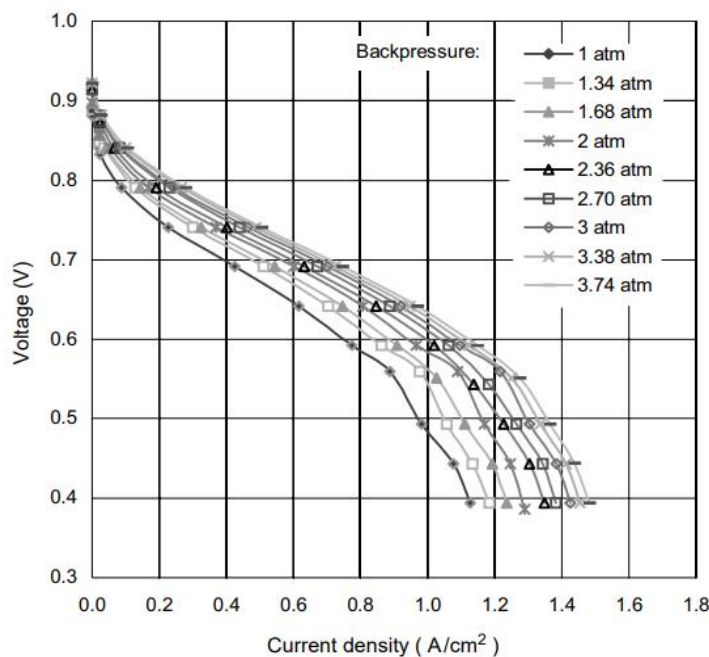


Abbildung 3.5: Experimentell ermittelte Spannungs-Stromdichte-Kurve bei verschiedenen Betriebsdrücken [14].

Die Verbesserung der Brennstoffzellenleistung bei höheren Betriebsdrücken ist damit zu erklären, dass die Partialdrücke der Reaktanten ansteigen, wodurch wiederum die Aktivität zunimmt. Folglich laufen die Reaktionen und der Ladungstransport schneller ab, die thermodynamische Spannung steigt und die Verluste nehmen ab. Da die Sauerstoffkonzentration bei höherem Druck zunimmt, steigt die limitierende Stromstärke, wodurch höhere Stromdichten möglich werden.

3.1.3. Auswirkungen der relativen Feuchte

Damit der Ladungstransport durch die Polymerelektrolytmembran mit möglichst geringen Verlusten funktioniert, muss die Membran ausreichend befeuchtet werden. Die Auswirkung des Wassergehaltes der Membran ist in Formeln 5.7 und 5.8 beschrieben. Wird zu viel Wasser mit den Massenströmen in die Zelle transportiert, kann es zum Flooding der Zelle kommen. Dies tritt ein, wenn das produzierte Wasser nicht abtransportiert werden kann. Die Ansammlung flüssigen Wassers verhindert infolge, dass neue Reaktanten die Katalysatorschicht erreichen. Die richtige Einstellung der Membranbefeuchtung ist ein wichtiger Teil der Festlegung der Betriebsparameter und steht in engem Zusammenhang mit Temperatur und Druck. Diese beeinflussen den Transport von Wasser in der Zelle, aber auch wie viel Wasser von den zu- und abführenden Massenströmen in gasförmigem Zustand transportiert werden kann.

3.1.4. Auswirkungen der Sauerstoffstöchiometrie

PEMFCs können direkt mit Sauerstoff aus der Umgebungsluft versorgt werden. Trockene Umgebungsluft besteht aber nur zu 21 Vol.-% aus Sauerstoff, weshalb ein großer Teil des kathodenseitigen Massenstroms die Brennstoffzelle ohne Beteiligung an der Reaktion passiert. Da die Stromstärke und folglich auch die erzeugte Leistung den Sauerstoffverbrauch bestimmen, wird dieser in Beziehung zum zugeführten Massenstrom gestellt. So wird die Unter- bzw. Überversorgung der Brennstoffzelle mit Reaktanten vermieden. Im Falle der Luftfahrtanwendung bedeutet eine Überversorgung der Brennstoffzelle einen großen Verdichtungsaufwand, was sich besonders in großen Flughöhen negativ auf den Systemwirkungsgrad auswirkt. Trotzdem sollte die Brennstoffzelle mit mehr Sauerstoff versorgt werden, als für die Reaktion theoretisch notwendig ist, da die kathodenseitige ORR der langsamste Schritt in der Gesamtreaktion ist, und auf eine angemessene Reaktionskinetik geachtet werden muss [5].

Damit bei variablem Massenstrom sichergestellt ist, dass genügend Sauerstoff zur Kathodenseite gelangt, wird für die Sauerstoffstöchiometrie ein Wert von ca. zwei verwendet. Eine Stöchiometrie von eins bedeutet, dass 100% des zugeführten Sauerstoffs verbraucht werden. Die höhere Stöchiometrie führt zu einer höheren

möglichen Stromdichte, aber auch zu einem höheren Energieaufwand für die Verdichtung des Luftmassenstroms [17].

3.2. Luftfahrtspezifische Anforderungen

Basierend auf dem Verständnis der grundlegenden Betriebsparameter und ihrem jeweiligen Einfluss auf die Brennstoffzelle, können die Herausforderungen der Brennstoffzellentechnologie für die Luftfahrt erörtert werden. Wie bereits erwähnt, liegt der größte Energie- und Regelungsaufwand in der gleichmäßigen Bereitstellung der Reaktanten bei verschiedenen Flughöhen und Wetterbedingungen. Damit gehen neue Anforderungen an die Flugzeugkonzeptionierung einher, welche die Abkehr von etablierten Designkonzepten bedeuten könnten. Beispielsweise kann Wasserstoff, egal ob flüssig oder gasförmig, nicht wie Kerosin in den Tragflächen gelagert werden. Die designtechnischen Herausforderungen liegen allerdings nicht im Fokus dieser Arbeit und werden lediglich hinsichtlich ihrer Relevanz für die Sauerstoff- und Wasserstoffversorgung behandelt.

3.2.1. Sauerstoffversorgung

Die Hauptaufgabe der Sauerstoffversorgung ist, der Brennstoffzelle kathodenseitig kontinuierlich Sauerstoff für die Reduktionsreaktion zur Verfügung zu stellen. Gängige Konzepte für Luftfahrtanwendungen sehen dabei die Versorgung der Brennstoffzelle mit Umgebungsluft vor. Im Gegensatz zu Fahrzeuganwendungen sind die Eigenschaften der Zuluft stark veränderlich. Besonders während des Steig- und Sinkflugs verändern sich Umgebungstemperatur und -druck stark. Für einen sicheren und effizienten Betrieb muss die Umgebungsluft vor dem Eintritt in die Brennstoffzelle auf die eingestellten Betriebsparameter gebracht werden. Die angesaugte Luft wird verdichtet, gegebenenfalls auf die Betriebstemperatur erwärmt oder gekühlt (abhängig von Umgebungstemperatur und Druckverhältnis) und im Anschluss befeuchtet. Der Energiebedarf der dafür benötigten Vorgänge beeinflusst den Gesamtwirkungsgrad des Systems und damit die Wirtschaftlichkeit von Brennstoffzellkonzepten.

Verdichtungsleistung und Energierückgewinnung

Um Brennstoffzellen in der Luftfahrt effizient nutzen zu können, ist die teilweise Rückgewinnung der benötigten Verdichtungsarbeit mit Hilfe einer Turbine von zentralem Interesse. Der Betriebsdruck von PEMFCs liegt in mobilen Anwendungen bei 1,5 bis 2 bar, wohingegen der Umgebungsdruck in Abhängigkeit der Reiseflughöhe deutlich geringer ist. Der daraus resultierende Druckunterschied muss mit Hilfe von Kompressoren überwunden werden, wofür ein hoher Energieaufwand erforderlich ist. Neue Konzepte behandeln daher die Kombination von Kompressoren mit einer Turbine, um einen Teil der Verdichtungsenergie zurückzugewinnen. Wittmann et al. [17] untersuchen die Möglichkeit der Energierückgewinnung durch Turbinen in Abhängigkeit der Flughöhe mit dem Ergebnis, dass die Verwendung einer Turbine einen positiven Effekt auf den Gesamtwirkungsgrad des Systems hat. In ihrem Modell, welches für den Antrieb von Flugzeugen und UAVs konzipiert ist, werden bei einer Flughöhe von 20 km 52% der FC-Leistung für die Verdichtung benötigt, während im Bodenbetrieb nur 10% der Leistung erforderlich sind. Wird allerdings ein Teil der Verdichtungsarbeit durch die Expansion des Abstroms zurückgewonnen, steht ein größerer Teil der FC-Leistung für die Energieversorgung des Flugzeuges zur Verfügung. Wittmann et al. kommen zu dem Ergebnis, dass mit einer Turbine in 20 km Flughöhe nur noch 27% der FC-Leistung bzw. 2% im Bodenbetrieb für die Verdichtung aufgewendet werden müssen. Somit zeigt sich, dass der Einsatz einer Turbine den Gesamtwirkungsgrad des Brennstoffzellensystems deutlich verbessert. Die Rückgewinnung der Verdichtungsenergie ist daher ein wichtiger Bestandteil des im Zuge dieser Arbeit erstellten Modells.

Einfluss feuchter Luft auf die Turbinenaustrittstemperatur

Bei Verwendung einer Turbine für die Rückgewinnung der Verdichtungsenergie kühlt die Luft durch die Expansion ab. In großer Flughöhe, wo niedrige Umgebungstemperatur und großes Druckverhältnis herrschen, kann die Problematik der Eisbildung am Luftauslass auftreten. Wittmann et al. [17] untersuchen daher, neben der Leistungsverbesserung, auch den Einfluss feuchter Luft auf die Austrittstemperatur der Turbine. Anders als unter Annahme von trockenen Luftbedingungen kann unter Annahme von feuchten Luftbedingungen der Einfluss der latenten Wärme bei der Berechnung des Modells berücksichtigt werden. Durch diesen

Einfluss kommt es schließlich zur Erwärmung des Luftstroms in der Turbine. Abbildung 3.6 zeigt die Ergebnisse von Wittmann et al. für voll gesättigte Luft bzw. trockene Luft bei einem Betriebsdruck von 2,75 bar und einer Eintrittstemperatur von 85°C. Basierend auf diesen Annahmen könnte es somit schon im Bodenbetrieb zur Eisbildung kommen, wenn die trockene Luft das System verlässt. Bei der Berechnung von PEMFCs sollte aber mindestens die Annahme feuchter Luft getroffen werden, da die angesaugte Umgebungsluft selten trocken ist, die verdichtete Zuluft für die Membransättigung befeuchtet werden muss und Wasser als Produkt in der Zelle gebildet wird. Die Abluft einer Brennstoffzelle besitzt somit stets eine hohe relative Feuchtigkeit; Wittmann et al. gehen deshalb von einem vollgesättigten Luftstrom am Turbineneinlass aus. In Abbildung 3.6 ist zu erkennen, dass für den Fall der vollständig gesättigten Luft die Austrittstemperatur den Nullpunkt erst bei 20 km Höhe erreicht. Der Effekt der latenten Wärme kann ausreichen, um Eisbildung zu verhindern.

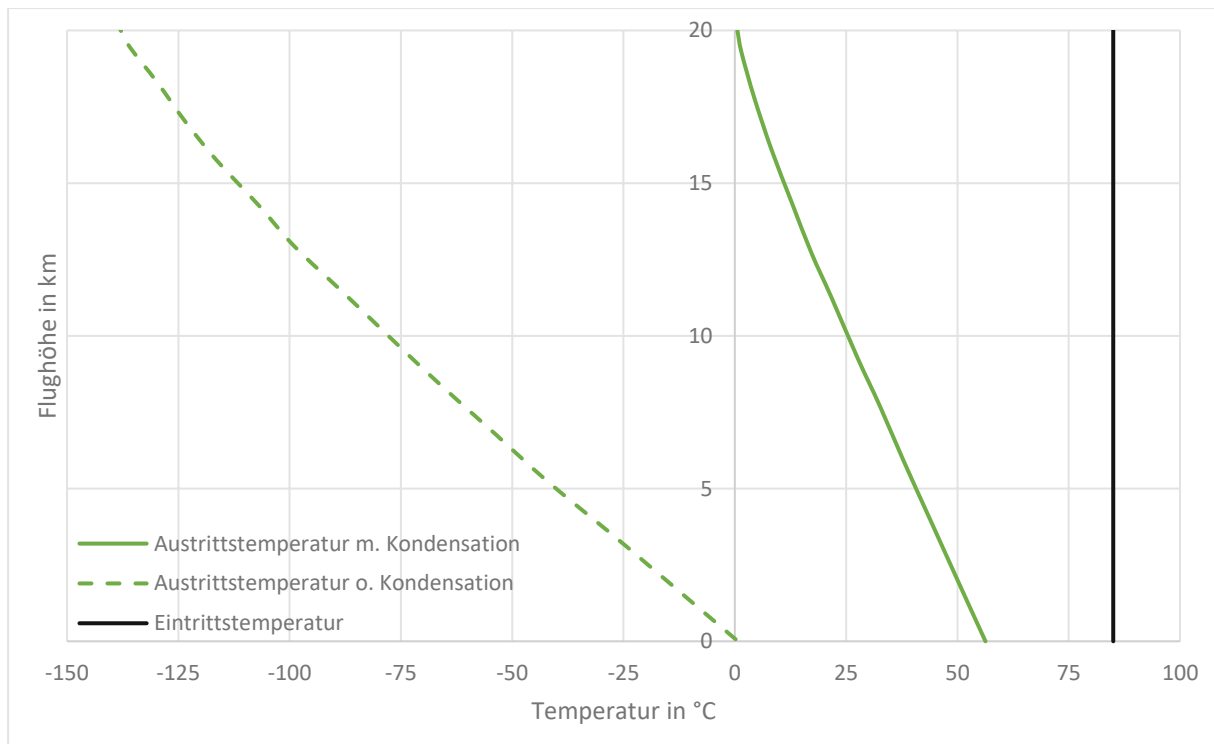


Abbildung 3.6: Einfluss der Kondensation auf die Turbinenausstrittstemperatur (2,75 bar Betriebsdruck, 85°C Betriebstemperatur, vollgesättigte bzw. trockene Luft) [17].

Die Austrittstemperatur der Turbine ist abhängig vom Druckverhältnis, der relativen Feuchte des Luftstroms und der Eintrittstemperatur. Ob der Gefrierpunkt von Wasser unterschritten wird, ist somit von den Betriebsbedingungen der Brennstoffzelle und den Umgebungsbedingungen abhängig. Wittmann et al. [17] zeigen allerdings, dass

es theoretisch möglich ist, bis zu der oberen Grenze der ISA [32] (engl. „International Standard Atmosphere“) Eisbildung am Luftauslass zu verhindern. Ist dies mit den gewählten Brennstoffzellparametern nicht möglich, sollte die Bildung von Eis durch zusätzliche Maßnahmen verhindert werden.

Befeuchtung und Wasserrückgewinnung

In vorangehenden Kapiteln wurde bereits die Notwendigkeit beschrieben, die Elektrolytmembran der Zellen ausreichend zu befeuchten. Dafür ist die Feuchtigkeit der Umgebungsluft, vor allem in großer Flughöhe, nicht ausreichend. Theoretisch können Brennstoffzellen intern befeuchtet werden, was bedeutet, dass die Menge an produziertem Wasser für die Membranbefeuchtung allein ausreicht. Interne Befeuchtung kann aber nur bei bestimmten Betriebsbedingungen stattfinden und eignet sich nicht für die Anwendung in größeren Systemen wie für Fahrzeuge oder Flugzeuge [18].

Die zuführenden Massenströme an Wasserstoff und Luft müssen daher zusätzlich befeuchtet werden. Das dafür benötigte Wasser kann entweder aus der Redoxreaktion in der Brennstoffzelle stammen oder muss in zusätzlichen Tanks mitgeführt werden. Letzteres führt zu einer Erhöhung des Flugzeuggewichts. Daher ist es sinnvoll, das die Brennstoffzelle verlassende Wasser aufzufangen, um dieses wieder für die Befeuchtung nutzen zu können. Wan et al. [18] zeigen, dass es möglich ist, durch Kondensation des in der Abluft enthaltenen Wasserdampfs, den Bedarf für die Membranbefeuchtung zu decken.

In der Sauerstoffversorgung bietet sich an, das in der Brennstoffzelle und der Turbine anfallende Kondenswasser zu speichern und für die Befeuchtung der Zuluft zu nutzen. Für den Wasserstoffkreislauf können Wasserabscheider bei der Rezirkulierung des in der Reaktion nicht verbrauchten Wasserstoffs vorgesehen werden.

Ist es nicht möglich, den Wasserbedarf des Brennstoffzellensystems mit der Menge an produziertem Wasser zu decken, sollte die zusätzlich benötigte Wassermenge minimiert werden. Dabei sind die Massen an zusätzlichem Equipment der Masse an mitzuführendem Wasser gegenüberzustellen.

3.2.2. Wasserstoffversorgung

Der Wasserstoffkreislauf ist für die anodenseitige Versorgung der PEM-Brennstoffzelle zuständig. Wasserstoff kann sowohl in flüssiger als auch gasförmiger Form getankt werden, tritt in der Regel aber in gasförmigem Zustand in die Brennstoffzelle ein. Bevor der Wasserstoff die Brennstoffzelle erreicht, werden Temperatur, Druck und Feuchtigkeit geregelt.

Unabhängig vom Aggregatzustand geht die Lagerung von Wasserstoff mit größeren Herausforderungen einher als bei herkömmlichen Treibstoffen. Aktuelle Konzepte, wie beispielsweise das ZEROe-Projekt von Airbus [19], planen die Verwendung von flüssigem Wasserstoff (LH2) ein, der eine höhere volumetrische Energiedichte als gasförmiger Wasserstoff (GH2) besitzt. Der Vergleich der Energiedichte pro Volumen in Abhängigkeit des Aggregatzustandes ist in Abbildung 3.7 zu sehen, als Referenz wird zudem Kerosin angeführt. Bei Betrachtung der geringeren volumetrischen Energiedichte von LH2 gegenüber Kerosin wird deutlich, dass unter Annahme identer benötigter Energiemenge für den Flugbetrieb die Tanks für Wasserstoff vier bis sieben Mal größer sein müssten. Positiv anzumerken ist die deutlich günstigere gravimetrische Energiedichte (Kerosin: 9,5 kWh/kg, LH2: 33,3 kWh/kg), womit das Treibstoffgewicht eines Wasserstoffflugzeuges geringer ist.

Da der Platzbedarf ein wichtiger Faktor für die Flugzeugauslegung ist, wird der größere Aufwand sowie die höheren Kosten von LH2 gegenüber gasförmigem Wasserstoff in Kauf genommen.

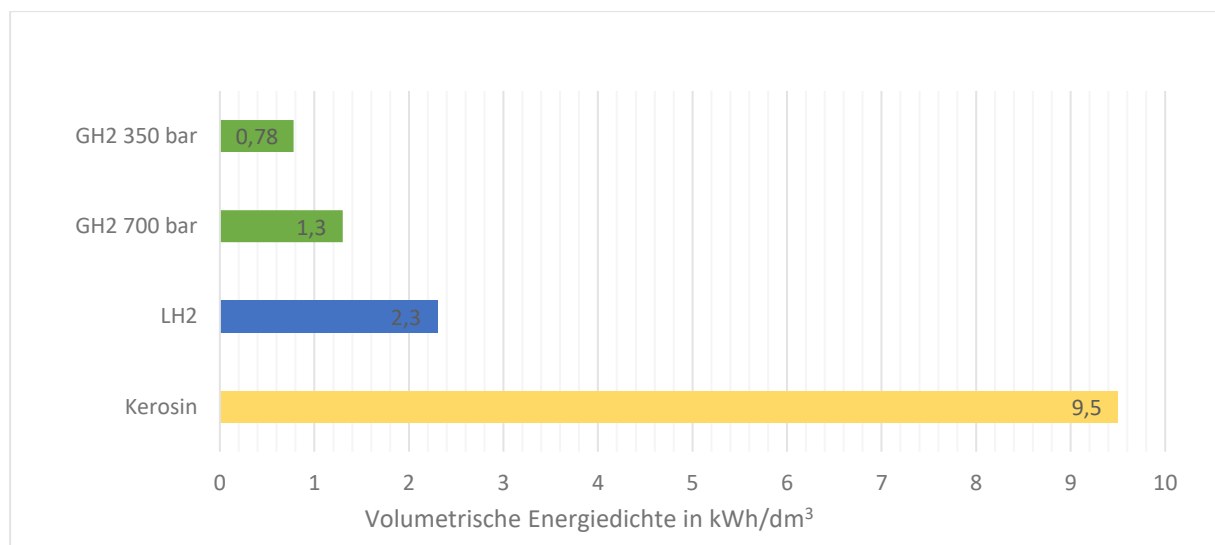


Abbildung 3.7: Vergleich der volumetrischen Energiedichte von gasförmigem und flüssigem Wasserstoff mit Kerosin [1].

Damit Wasserstoff in flüssiger Form gelagert und transportiert werden kann, ist eine Kühlung auf eine Temperatur von -253 °C (20 K) bei einem Druck von 1 bis 2 bar erforderlich. Für die Erhaltung der Kühltemperatur wird der Tank entweder für die Flugdauer ausreichend isoliert oder zusätzliche Kühlsysteme werden benötigt. Kryotanks für Luftfahrtanwendungen befinden sich derzeit noch in der Entwicklung und bedürfen weiterer Optimierung. Gängige Konzepte, wie beispielsweise für die Raumfahrt beruhen lediglich auf einer guten Isolierung. Dabei werden sehr hohe Verdampfungsverluste (bis zu 1,6% der LH₂-Masse pro Stunde) zu Gunsten einer sehr geringen Tankmasse in Kauf genommen. Dies ist möglich, da ein Raketenstart nur wenige Minuten dauert. Für Luftfahrtanwendungen werden deutlich geringere Verdampfungsverluste (ca. 0,1% der LH₂-Masse pro Stunde) und höhere Sicherheitsfaktoren benötigt [20]. Ob eine Isolierung allein ausreicht, um die Treibstofftanks auf einer bestimmten Temperatur zu halten, oder ob eine aktive Kühlung durch die Abgabe von Verdampfungsenthalpie an die Umgebung benötigt wird, wird derzeit noch erforscht. Ein Beispiel eines doppelwandigen Kryotanks von Airbus ist in Abbildung 3.8 zu sehen.

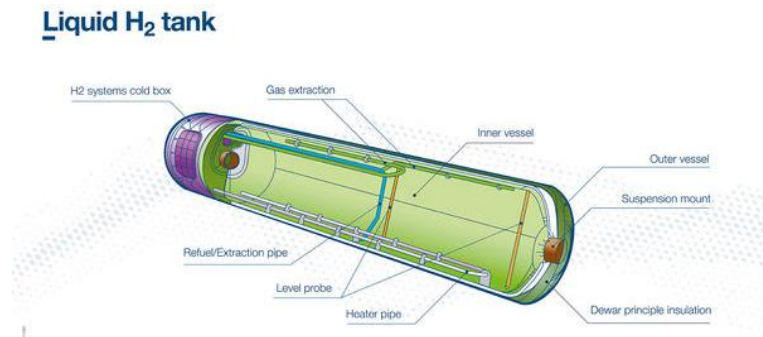


Abbildung 3.8: Konzept eines LH₂-Kryotanks für die Anwendung in der Luftfahrt [7].

Kommt es zur Erwärmung des Treibstoffs und dadurch zum Druckanstieg im Behälter, entweicht Treibstoff, um einen Überdruck zu verhindern. Diese Verdampfungsverluste liegen in der Größenordnung von 0,3 bis 3% pro Tag. Im Bodenbetrieb und an heißen Standorten mit starker Sonneneinstrahlung kann dies Auswirkungen auf die Menge an mitzuführendem Treibstoff haben [1].

Der Wasserstoff wird in flüssiger Form gelagert, aber in gasförmigem Zustand als Reaktant in der Brennstoffzelle genutzt. Nach dem Ausströmen aus dem Tank wird der Wasserstoff auf Betriebstemperatur erwärmt, wobei er seinen Aggregatzustand ändert. Anschließend erfolgt die Verdichtung und Befeuchtung des Wasserstoffs.

3.2.3. Möglichkeiten zur Nutzung der Abwärme

Ein großer Teil der Energie, welche einer Polymerelektrolytmembran-Brennstoffzelle zugeführt wird, geht in Form von Wärme verloren, da der Wirkungsgrad im Bereich von 40 - 50% liegt. Die freiwerdende Wärme wird mit Hilfe von Wärmetauschern an die Umgebung abgegeben. Obwohl eine detaillierte Modellierung des Kühlsystems nicht Bestandteil der Modellbildung dieser Arbeit ist, werden die Wärmeströme der Brennstoffzelle und des Wärmetauschers für die Kühlung der Kompressorluft ermittelt. Anhand der Information über die Wärmemenge, die pro Zeiteinheit abgeführt werden muss, können in weiterführenden Arbeiten mögliche Verwendungszwecke untersucht werden. Durch die Nutzung des Wärmestroms kann der Gesamtwirkungsgrad des Systems deutlich verbessert werden. Weiters kann der Wärmestrom z.B. für Enteisung verwendet werden.

Dieser kurze Exkurs soll das Potential zur Nutzung der Abwärme verdeutlichen. Analog zur Kühlung von Kolbenmotoren muss die Abwärme der Brennstoffzellen durch Wärmetauscher abgeführt werden. Dabei kann ein Konzept für die Schuberzeugung verwendet werden, welches ursprünglich bei flüssiggekühlten Kolbenmotoren in den 1930- und 40er Jahren eingesetzt wurde [22].

Die Luftkanäle, welche die Wärmetauscher mit Frischluft versorgen, sind so konzipiert, dass sie den Widerstand durch den Wärmetauscher minimieren und einen Schub generierenden Abluftstrahl erzeugen. Dies wird als Meredith Effekt bezeichnet und entspricht physikalisch dem Staustahlprinzip (engl. „Ram Jet Effect“) [21]. Die Funktionsweise ist in Abbildung 3.9 veranschaulicht. Um zu verhindern, dass übermäßig viel kalte Luft den Wärmetauscher durchströmt, ist der Durchmesser des Auslasses des Strömungskanals kleiner als der des Einlasses. Folglich kommt es zur Druckerhöhung hinter dem Radiator, wodurch ein Druckstrahl entsteht, welcher den vom Wärmetauscher indizierten Widerstand verringert. Zusätzlich kommt es durch die abgegebene Wärme zur Expansion der Luft, wodurch der Druck weiter ansteigt und den Luftstrahl verstärkt. Die Größe des Auslasses des Strömungskanals kann durch Klappen gesteuert werden, welche wie eine Düse wirken. Dadurch kann Wärme in kinetische Energie für den Flugzeugantrieb umgewandelt werden [22].

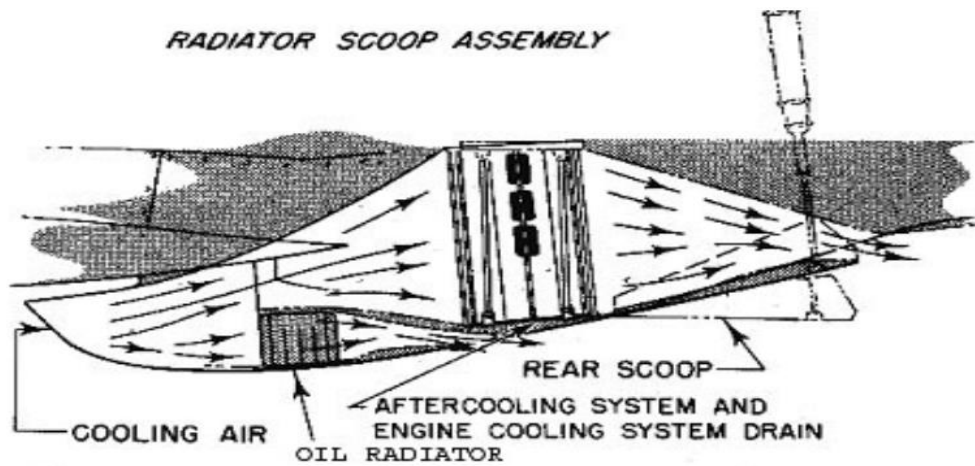


Abbildung 3.9: Luftkanal einer P51D zur Nutzung des Meredith Effektes [22].

Bekannte Flugzeuge, welche den Meredith Effekt nutzen, sind die amerikanische North American P-51 Mustang und die deutsche Messerschmitt Bf 109. Die Unterbringung und die Ausführung der Luftkanäle unterscheidet sich zwischen den beiden Flugzeugen; während der Luftkanal bei der P-51 Bestandteil des Rumpfes ist, befindet sich dieser der Bf 109 ist er in den Flügeln. Abbildung 3.10 zeigt die Position des Luftkanals einer A-36, einer Variante der P-51 Mustang und einer Bf 109.



Abbildung 3.10: Luftkanal einer A-36 (oben) [23] (modifiziert) und einer Bf 109 (unten) [24] (modifiziert).

4. Bestimmung der Referenzparameter

Die Ambition, klimaneutrales Fliegen zu ermöglichen, motiviert eine Reihe verschiedener Entwicklungs- und Entwurfsprojekte, welche an neuen Treibstoffen bzw. Antriebsmöglichkeiten für Luftfahrzeuge forschen. Konzepte hybrider Antriebsmöglichkeiten versuchen die Vorteile von Verbrennungsmotoren und Brennstoffzellen zu kombinieren. Ein Beispiel dafür ist das Konzept für einen hybriden Turboprop-Flugzeug von Airbus. Dieser soll vollständig mit Wasserstoff betrieben werden [19].

Ein ähnliches Forschungsprojekt namens EXACT (Exploration of Electric Aircraft Concepts and Technologies) wird vom Deutschen Zentrum für Luft- und Raumfahrt (DLR) durchgeführt. EXACT beschäftigt sich mit Antriebskonzepten für Regional-, Kurz-, Mittelstrecken- und Transportflugzeugen, wobei der Fokus vor allem auf SAF (engl. „Sustainable Aviation Fuel“) und Wasserstoff als Energieträger liegt [25]. Obwohl noch unklar ist, wie das nachhaltige Flugzeug der Zukunft aussehen wird, ob mit hybridem Antrieb oder vollständig elektrisch, ob mit oder ohne Wasserstoff als Treibstoff, ist die Idee, Flugzeuge mit Brennstoffzellen anzutreiben, kein rein theoretisches Konzept. Universal Hydrogen führte 2023 bereits erste Flugversuche mit einer modifizierten Dash 8Q-300 durch, wobei einer der beiden Propellerantriebe nur mit Hilfe von Brennstoffzellen angetrieben wurde. Regulär können 50 Passagiere von einer Dash 8Q-300 transportiert werden [26].



Abbildung 4.1: Modifizierte Dash 8Q-300 mit einem durch Brennstoffzellen betriebenen Triebwerk [26].

Im Rahmen dieser Arbeit liegt der Fokus auf rein elektrischen Flugzeugen mit Wasserstoffbrennstoffzellen als Energielieferant. Solche Konzepte befinden sich in den meisten Fällen erst im Entwurfs- oder Entwicklungsstadium, weshalb detaillierte Daten noch nicht veröffentlicht sind. Die Lehrveranstaltungen Flugzeugentwurf 1 und 2 beschäftigen sich mit der Vorauslegung von Flugzeugen. Über den Zeitraum des Wintersemesters 2021 und des Sommersemesters 2022 wurde im Rahmen dieser Lehrveranstaltungen ein mit Wasserstoffbrennstoffzellen betriebenes Regionalflugzeug für 70 Passagiere mit Turbopropantrieb entworfen. Flugzeuge wie die ATR 72 und die Dash 8Q-400 (größere Variante der Dash 8Q-300) dienten dabei als Designvorlage, sollten aber mit Wasserstoff und einer PEMFC betrieben werden [27]. Die bereits diskutierten Entwurfsprojekte und Entwicklungen (Universal Hydrogen [26], DLR [25], Airbus [19]) beschäftigen sich mit Regionalflugzeugen, weshalb sich dieser Flugzeugtyp gut als Referenz für die durchgeführten Simulationen eignet. Aus diesem Grund werden die Ergebnisse des Entwurfsprojektes, welches im Rahmen der oben angeführten Lehrveranstaltung durchgeführt worden ist, als Referenzstudie herangezogen.

4.1. Referenzflugzeug

Die Auslegung des Referenzflugzeugs basiert auf Vorentwurfsabschätzungen. Zunächst werden die Rahmenparameter durch eine Massenabschätzung und Antriebsdimensionierung definiert. Anschließend erfolgt eine detailliertere Abschätzung der Masse, der Leistungen und des Widerstandes. Basierend darauf wurden Schwerpunktlage, Flügelprofile, Hochauftriebshilfen und Steigverhalten abgeschätzt. Dabei handelt es sich aber keineswegs um ein detailliertes Flugzeugkonzept, sondern lediglich um ein Vorentwurfskonzept. Die wichtigsten Vorgaben dabei sind [27]:

- Elektrischer Antrieb mit Brennstoffzellen für LH2
- Reise-Machzahl: 0,55
- Dienstgipfelhöhe: 27000 ft
- Auslegungsnutzlast: 70 Passagiere (max. Nutzlast 7500 kg)
- Operationelle Reichweite: 1000 NM

Diese Vorgaben ähneln den Eigenschaften der Dash 8Q-400 (Abbildung 4.2), welche als Designvorlage verwendet wurde. Für das entworfene Wasserstoffflugzeug sind, wie bei der Dash 8Q-400 zwei Propellerantriebe vorgesehen.

Für die Simulation des Referenzszenarios sind die Leistungen und Geschwindigkeiten in Abhängigkeit der Flughöhe während der drei betrachteten Phasen (Start-, Steig- und Reiseflug) von Interesse. Diese Leistungen muss das Brennstoffzellensystem im Referenzszenario erbringen [28, 29]:

- Leistung beim Start: 5552 kW
- Leistung Steigflug: 4410 kW
- Leistung Reiseflug: 4335 kW

Um das Brennstoffzellensystem an den Leistungsbedarf des Referenzflugzeuges anzupassen, muss das System nicht nur die drei oben genannten Leistungen erbringen, sondern auch im ausgelegten Extremfall funktionieren. Für das Referenzflugzeug ergibt sich der kritische Leistungsbedarf von 6370 kW beim Ausfall eines Triebwerkes (OEI) im Reiseflug (reduzierte Flughöhe). Auch wenn in der Referenzstudie keine OEI-Fälle simuliert werden, soll das System bei 100% Systemleistung diesen Betriebsfall abdecken können [28, 29].



Abbildung 4.2: Dash 8Q-400 von Austrian Airlines [30].

Weiters wird in der Simulation des Brennstoffzellensystems die Geschwindigkeit des Flugzeuges berücksichtigt. Die Geschwindigkeiten des Entwurfsflugzeuges bei unterschiedlichen Steigbedingungen sind in Abbildung 4.3 graphisch dargestellt. Wichtig anzumerken ist, dass für die Vorauslegung des Referenzflugzeuges angenommen wurde, dass die Leistung des Brennstoffzellensystems höhenunabhängig ist. Basierend auf dieser Annahme errechnet sich eine theoretische Dienstgipfelhöhe von 13 km, welche damit deutlich über der angenommenen Reiseflughöhe von 8 km liegt. Im späteren Verlauf der Arbeit wird jedoch gezeigt, dass die Systemleistung mit steigender Flughöhe abnimmt. Während des Steigfluges werden die Geschwindigkeiten entsprechend des Betriebspunktes mit dem maximalen spezifischen Leistungsüberschuss (SEP) simuliert. Dadurch wird jener Betriebsfall mit der maximalen Steiggeschwindigkeit beschrieben. Die Steigzeit beträgt dabei 19,94 min (1196 s) [29].

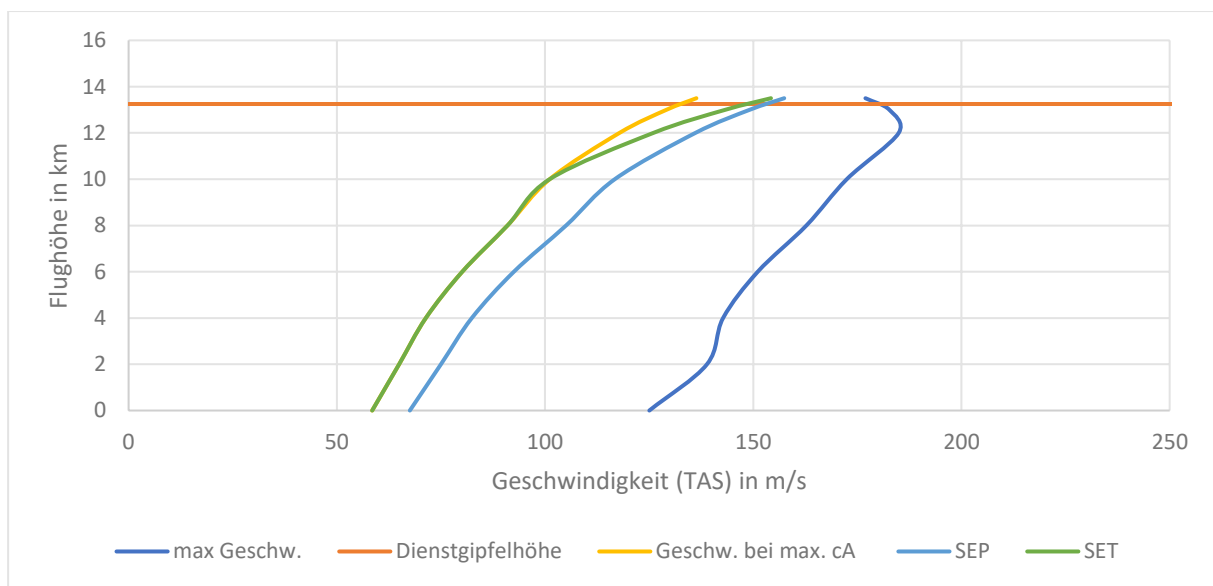


Abbildung 4.3: Flugbereichsdiagramm des Referenzflugzeuges [29].

Eine Dreiseitenansicht des Referenzflugzeuges ist in Abbildung 4.4 zu sehen; weitere Parameter des Flugzeuges sind in Tabelle 4.1 angeführt.

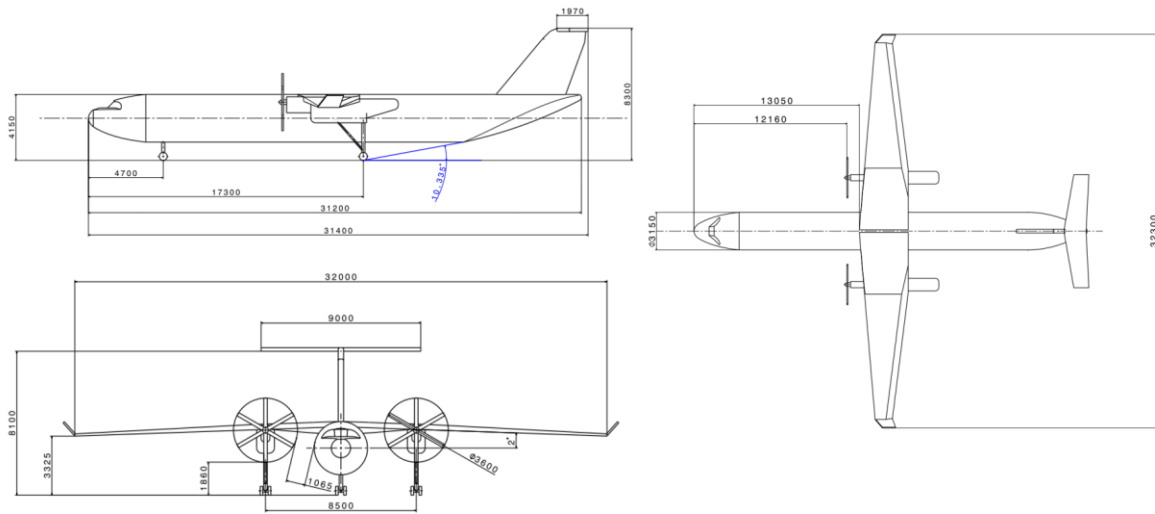


Abbildung 4.4: Dreiseitenansicht des Referenzflugzeuges [28, 29].

Tabelle 4.1: Allgemeine Parameter des Referenzflugzeuges [28, 29].

Dimensionen	
Länge	31,2 m
Maximale Höhe	8,3 m
Spannweite	32 m
Sitze	70
Flugbegleiter	2
Masse	
Maximale Abflugmasse (MTOM)	27395 kg
Betriebsleermasse (OEM)	18890 kg
Nutzlast (PL)	7500 kg
Treibstoffmasse LH2 (FL)	1005 kg
Leistungen	
Anzahl der Triebwerke	2
Maximale Leistung	6370 kW
Reisemachzahl	M 0,55
Maximale Reichweite	2221 km

4.2. Referenzwetterdaten

Für die Referenzstudie wird nicht nur der Einfluss verschiedener Betriebsparameter untersucht, sondern auch der Einfluss der Umgebungsbedingungen. Dabei sind vor allem die Auswirkungen extremer Temperaturwerte sowie der herrschenden Luftfeuchtigkeit von Bedeutung. Bei Wetterdaten wird üblicherweise die relative Luftfeuchtigkeit φ angegeben. Diese beschreibt das Verhältnis von momentanem Partialdruck des Wasserdampfs zum Dampf-Sättigungspartialdruck $p_{D,s}$, siehe Formel 4.1. Die relative Feuchtigkeit wird damit von der absoluten Feuchtigkeit q_D („Partialdichte“, Formel 4.2) sowie der Temperatur bestimmt. Da der Sättigungspartialdruck ebenfalls temperaturabhängig ist, gibt die relative Feuchtigkeit keine adäquate Auskunft über die Menge des tatsächlich in der Luft enthaltenen Wassers; für diese Information ist daher die absolute Luftfeuchtigkeit besser geeignet [31].

$$\varphi = \frac{p_D(T, q_D)}{p_{D,s}(T)} \quad 4.1$$

$$q_D = \frac{m_D}{V} = \frac{p_D}{R_D T} \quad 4.2$$

Solange der Wasserdampf-Partialdruck kleiner gleich dem Sättigungspartialdruck ist ($p_D \leq p_{D,s}$), liegen alle Komponenten der feuchten Luft in gasförmigem Aggregatzustand vor. Dies wird als ungesättigte feuchte ($p_D < p_{D,s}$) bzw. gesättigte feuchte Luft ($p_D = p_{D,s}$) bezeichnet. Der Zustand von gesättigter feuchter Luft mit Kondensat bzw. Sublimat wird im Rahmen der Arbeit nicht behandelt, weshalb darauf nicht genauer eingegangen wird. Aus Formel 4.1 und Formel 4.2 gehen drei Möglichkeiten hervor, den gesättigten Zustand zu erreichen [31]:

- Temperatur sinkt (Druck und Zusammensetzung konstant)
- Druck steigt (Temperatur und Zusammensetzung konstant)
- Partialdruck des Dampfs steigt durch Veränderung der Zusammensetzung (Druck und Temperatur konstant)

Eine gebräuchliche Möglichkeit den thermodynamischen Zustand feuchter Luft graphisch dazustellen ist das sogenannte Mollier-Diagramm. Dieses gilt aber immer nur für einen bestimmten Druck und zeigt somit lediglich die Abhängigkeit von Partialdruck und Temperatur.

Für die Untersuchung, wie die Luftfeuchtigkeit das Systemverhalten beeinflusst, wird die Parameterstudie unter verschiedenen Umgebungsbedingungen durchgeführt. Verglichen wird dabei, wie sich das Modellverhalten ändert, wenn die vorherrschenden Bedingungen von der Normatmosphäre [32] (engl. „International Standard Atmosphere“, ISA) abweichen. Die gewählten Umgebungsbedingungen basieren auf realen Klimadaten und repräsentieren den Betrieb unter sehr hohen sommerlichen und sehr tiefen winterlichen Temperaturen. Als Referenzbeispiel für hohe Temperaturen dienen Daten des Wüstenstaates Katar (Doha). Wie das Klimadiagramm (Abbildung 4.5) zeigt, sind in den Sommermonaten Temperaturen über 40 °C möglich. Das gegenteilige Extrem repräsentieren die Wintermonate am Flughafen von Minneapolis (USA). Die durchschnittlichen Tiefsttemperaturen liegen bei ca. –15 °C, siehe Abbildung 4.6.

Dadurch werden realistische Betriebsbedingungen simuliert, denen ein Flugzeug im Regelbetrieb ausgesetzt sein kann. Auch wenn es sich dabei um gemittelte Werte handelt und in der Realität extremere Wetterbedingungen auftreten können, wird der Betriebsbereich von Verkehrsflugzeugen größtenteils abgedeckt.

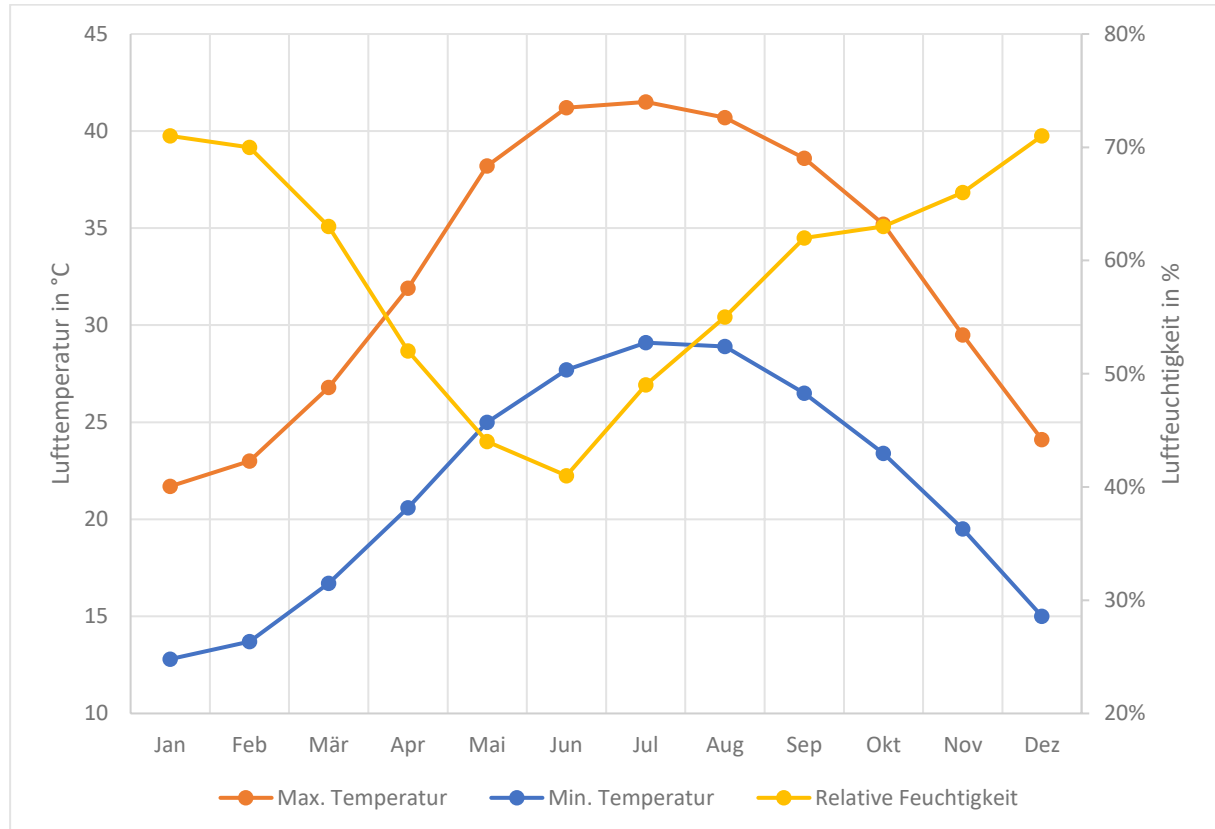


Abbildung 4.5: Klimadiagramm von Doha (Katar) [33].

Abbildung 4.5 und Abbildung 4.6 zeigen die Klimadiagramme der ausgewählten Orte. Darin sind die durchschnittlichen maximalen und minimalen Lufttemperaturen des jeweiligen Monats, sowie die durchschnittliche relative Luftfeuchtigkeit dargestellt. Für die Untersuchung werden die jeweiligen Extremwerte verwendet. Die durchschnittliche absolute Luftfeuchtigkeit wird von der verwendeten Quelle [33] nicht angeführt. Daher wird diese im Rahmen der Parameterstudie für die ausgewählten Umgebungsbedingungen berechnet, siehe Tabelle 7.3.

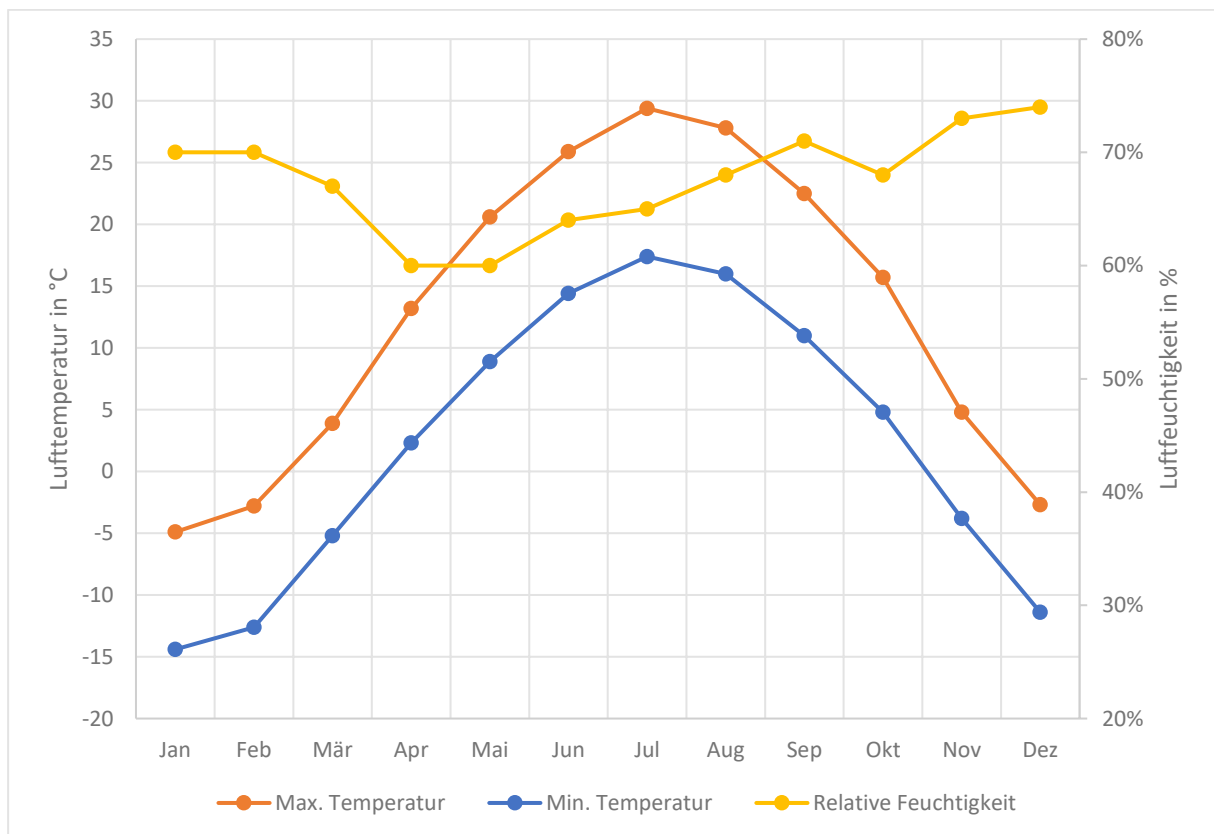


Abbildung 4.6: Klimadiagramm von Minneapolis (USA) [33].

5. Simulationsmodell

Um den Einfluss verschiedener Parameter auf das Brennstoffzellensystem zu untersuchen, können mit Hilfe eines Simulationsmodells Parameterstudien durchgeführt werden. Hierbei stehen die Anwendung in der Luftfahrt und der Einfluss variierender Umgebungsbedingungen auf den Systemwirkungsgrad im Fokus. Das Modell ist in Simscape implementiert und umfasst neben den Brennstoffzellen eine Reihe von benötigten Subsystemen (z.B. Kompressor, Befeuchter, Wärmetauscher).

5.1. Überblick allgemeiner Modellansätze

Die Hauptaufgabe von Brennstoffzellmodellen ist das schnelle und kostengünstige Generieren von Informationen. Dadurch wird die Entwicklung neuer und effizienter Konzepte erleichtert, bevor diese unter hohem Zeit- und Kostenaufwand experimentell validiert werden. Bereits einfache Modelle können einen großen Nutzen erzielen, wenn sie im richtigen Kontext verwendet werden. Brennstoffzellmodelle unterscheiden sich in ihrer Aussagekraft und Genauigkeit, wobei eine höhere Genauigkeit des Modells in der Regel mit einem höheren Rechenaufwand einhergeht. Die Modellgenauigkeit muss daher dem benötigten Informationsgehalt angepasst werden, um unnötig hohen Rechen- und Modellierungsaufwand zu vermeiden. Ein gutes Modell sollte so genau wie nötig und so einfach wie möglich sein [4].

Neben der Bestimmung der angemessenen Genauigkeit ist die Festlegung der Modellgrenzen von Bedeutung. Modelle können dabei auf die Vorgänge in der Brennstoffzelle begrenzt sein oder den Fokus auch auf die benötigten Subsysteme wie Druckregulierung, Kühlung, Treibstoffversorgung usw. legen. Der erste Schritt der Modellerstellung sollte daher stets die Festlegung der Modellgrenzen und des benötigten Detailgrades sein.

Um verschiedene Brennstoffzellmodelle miteinander zu vergleichen, schlägt [4] die Einteilung nach folgenden Kriterien vor, siehe Tabelle 5.1. Die darin angeführten Kriterien sind nach steigender Genauigkeit angeordnet und beschreiben unterschiedliche Modellierungsaspekte. Im Fall von PEMFCs stellt das Auftreten von flüssigem Wasser einen wichtigen Aspekt dar. Aufgrund des großen Aufwands für Berechnung und Modellerstellung wird in zahlreichen Modellen die Vereinfachung für rein gasförmige Aggregatzustände getroffen. Weiters unterscheiden sich

verschiedene Modelle dadurch, welche Massenströme berücksichtigt und wie genau diese modelliert werden. Wichtig für die Betrachtung von PEMFCs ist die getroffene Annahme für die Wassersättigung der Membran, wobei man diese in Abhängigkeit der Parameter betrachten oder als konstant annehmen kann. Die Berechnung der Modelle erfolgt entweder anhand empirisch ermittelter und/ oder thermodynamischer Gleichungen [4].

Tabelle 5.1: Vergleichskriterien für Brennstoffzellmodelle [4].

Dimensionen	Kinetik	Massentransport (Anode/Kathode)	Membranzustand
<ul style="list-style-type: none"> ▪ Eindimensional ▪ Zweidimensional ▪ Dreidimensional 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Tafel-Gleichung ▪ Butler-Volmer-Gleichung 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Ficks Diffusion ▪ Nernst-Plank ▪ Nernst-Plank + Schlogl ▪ Maxwell-Stefan 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Empirisches Modell ▪ Thermodyn. Modell
Aggregatzustand	Zeitdarstellung	Massentransport (Elektrolyt)	Energiebilanzierung
<ul style="list-style-type: none"> ▪ Rein gasförmig ▪ Rein flüssig ▪ Betrachtung beider 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Statisch ▪ Dynamisch 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Ficks Diffusion ▪ Nernst-Plank + Schlogl ▪ Nernst-Plank + Widerstandsbeiwert ▪ Maxwell-Stefan 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Isotherm ▪ Energiebilanz

Weiters können Brennstoffzellenmodelle nach [34] eingeteilt werden. Darin werden Modelle nach Rechenmodell und Aussagekraft in die Gruppen „analytisch“, „semiempirisch“ und „mechanistisch“ eingeteilt. Analytische Modelle gelten als einfachste dieser Gruppen, da sie auf Schätzungen und simplen Annahmen basieren. Somit sind sie in ihrem Informationsgehalt stark limitiert und eignen sich vor allem für schnelle Abschätzungen. Die Gruppe der semiempirischen Modelle verbindet theoretisch abgeleitete und algebraische Gleichungen mit empirisch ermittelten Beziehungen. Zu dieser Gruppe gehört auch das Modell [35], welches in der vorliegenden Arbeit für die Bestimmung des Wassergehalts in der Elektrolytmembran verwendet wird. Die dritte Gruppe bilden die mechanistischen Modelle. Diesen liegen algebraische Gleichungen oder Differentialgleichungen zu Grunde, welche auf physikalischen oder elektrochemischen Gegebenheiten basieren. Die Berechnung dieser Modelle erfolgt nach Aufstellung der Gleichungen wegen des hohen Rechenaufwandes computergestützt [34].

5.2. Beschreibung des Simulationsprogramms

Simulink, ein Programm für Model-Based Systems Engineering, gehört zur MathWorks Produktfamilie und wird in dieser Arbeit für die Modellerstellung verwendet. Die standardmäßige Simulink-Umgebung wird mit der ebenfalls von MathWorks entwickelten Erweiterung Simscape ergänzt, mit deren Hilfe die Erstellung physikalischer Modelle erleichtert wird.

Die Simscape-Umgebung bietet eine Reihe von Block-Bibliotheken, deren Blöcke miteinander verbunden werden können, um physikalische Modelle zu erstellen. Für das folgende Modell werden vorwiegend die vorgefertigten Simulink- und Simscape-Blöcke der „Moist Air Library“ (MAL) verwendet. Da nicht für alle benötigten Modellkomponenten vorgefertigte Blöcke existieren, werden im Rahmen der Modellerstellung benutzerdefinierte Blöcke programmiert und im Modell implementiert. Simulink-Blöcke ermöglichen die Durchführung von mathematischen Operationen, berücksichtigen dabei aber nicht die physikalische Einheit bzw. Dimension. Die Blöcke der Simscape-Gruppe hingegen tauschen untereinander Informationen über physikalische Einheiten aus und berücksichtigen diese in der Berechnung. Dabei erfolgen Umrechnungen und Dimensionskontrollen automatisch. Da das Modell die Blöcke der MAL verwendet, beruht es auf der Annahme feuchter Luft. Die Simulation feuchter Luft basiert in MathWorks auf einem Gemisch aus zwei oder drei halbidealen Gasen. Die Bildung von flüssigem Wasser wird im Rahmen der MAL berechnet und somit auch der Effekt latenter Wärme; allerdings verlässt das Kondensat das System sofort. Die Massenströme der MAL gehen somit immer von einem gasförmigen Aggregatzustand aus. Die Eigenschaften und Parameter sind im Programm für ein Gemisch aus trockener Luft und gasförmigem Wasser vordefiniert, können aber auch frei gewählt werden. In beiden Fällen werden die drei Komponenten des Gemisches als „Dry Air“, und „Trace Gas“ bezeichnet. Für die Komponenten „Water Vapor“ und „Trace Gas“ existieren spezifische Blöcke, um deren Anteile am Gasgemisch zu erhöhen oder zu verringern. Anhand dieser Blöcke wird in Folge der Verbrauch der als „trace gas“ definierten Reaktanten simuliert. Gleichzeitig kann den Massenströmen in der Brennstoffzelle das produzierte Wasser als „Water Vapor“ zugeführt werden. Im Zuge der Modellerstellung werden zwei Gasgemische definiert, die das Verhalten von feuchter Luft in der Sauerstoffversorgung bzw. das Verhalten von gasförmigem Wasserstoff in der Wasserstoffversorgung beschreiben.

Für die Versorgung der Brennstoffzelle mit feuchter Luft wird die Umgebungsluft als Gemisch aus Stickstoff („Dry Air“), Wasser („Water Vapor“) und Sauerstoff („Trace Gas“) definiert. Weitere Bestandteile der Luft (z.B. CO₂, Edelgase) werden wegen ihres geringen Anteils vernachlässigt. Den Treibstoff bildet ein Gemisch aus Stickstoff („Dry Air“), Wasserdampf („Water Vapor“) und Wasserstoff („Trace Gas“).

Die Berechnung der Veränderung von Druck, Temperatur und Dichte erfolgt in Simscape anhand des idealen Gasgesetzes; alle anderen Parameter werden in Abhängigkeit der Temperatur aus den vordefinierten Werten interpoliert. Für eine genaue Beschreibung der MAL wird auf die Dokumentation von MathWorks [37] verwiesen. Die MAL dient der Modellierung und Kontrolle der Feuchtigkeit im System. Neben der bereits beschriebenen Blockbibliothek für feuchte Luft werden auch Blöcke für die Modellierung von Wärmeströmen (Kühlsysteme, Wärmeaustausch zwischen Systemkomponenten) und elektrischem Strom (Spannung, Stromstärke) verwendet. Die genaue Modellierung wird in den entsprechenden Kapiteln beschrieben. Für die von MathWorks getroffenen Annahmen wird auf die Dokumentation für thermische Blöcke [38] und elektrische Blöcke [39] verwiesen.

5.3. Modellaufbau

Neben Systembausteinen für die Modellbildung stellt Simscape ein Beispielmodell zur Verfügung, welches eine Wasserstoffbrennstoffzelle mit „proton exchange membrane“ sowie weitere Subsysteme enthält [36]. Dieses Beispielmodell ist jedoch unflexibel und nicht an Luftfahrtanwendungen angepasst. Aufbauend auf dem Simscape-Brennstoffzellenmodell sowie auf ergänzender Literatur wird im Zuge dieser Arbeit ein PEMFC-Modell erstellt, welches den Anforderungen an Luftfahrzeuge entspricht und bei verschiedenen Umgebungsbedingungen (z.B. Flughöhe, Umgebungstemperatur, Flugmachzahl) realistische Ergebnisse liefert.

Das Brennstoffzellenmodell gliedert sich in fünf Systembereiche mit jeweils spezifischer Funktion. Abbildung 5.1 zeigt das mit Simscape erstellte Modell und die Einteilung in die Systemabschnitte. Obwohl die Gaskanäle Bestandteil einer Brennstoffzelle sind, werden diese zur Sauerstoff- bzw. Wasserstoffversorgung gezählt. Dies ermöglicht eine durchgehende Betrachtung der jeweiligen Massenströme. Die Festlegung des Systemverhaltens und der Parameter erfolgt in der GUI (engl. „Graphical User Interface“), siehe Abbildung 5.2.

Die Anwenderin bzw. der Anwender kann darin die Dimensionierung des Brennstoffzellensystems modifizieren und die Umgebungsbedingungen anpassen. In der GUI kann festgelegt werden, dass bestimmte Systemparameter zeitabhängig variiert werden (z.B. Stromdichte, Flughöhe, Betriebsdruck). Im Modell besteht ebenfalls die Möglichkeit, einen Signalverlauf für Geschwindigkeit, Leistungsanforderung und Flughöhe vorzugeben, um die Reaktion des Brennstoffzellensystems in verschiedenen Flugphasen zu simulieren.

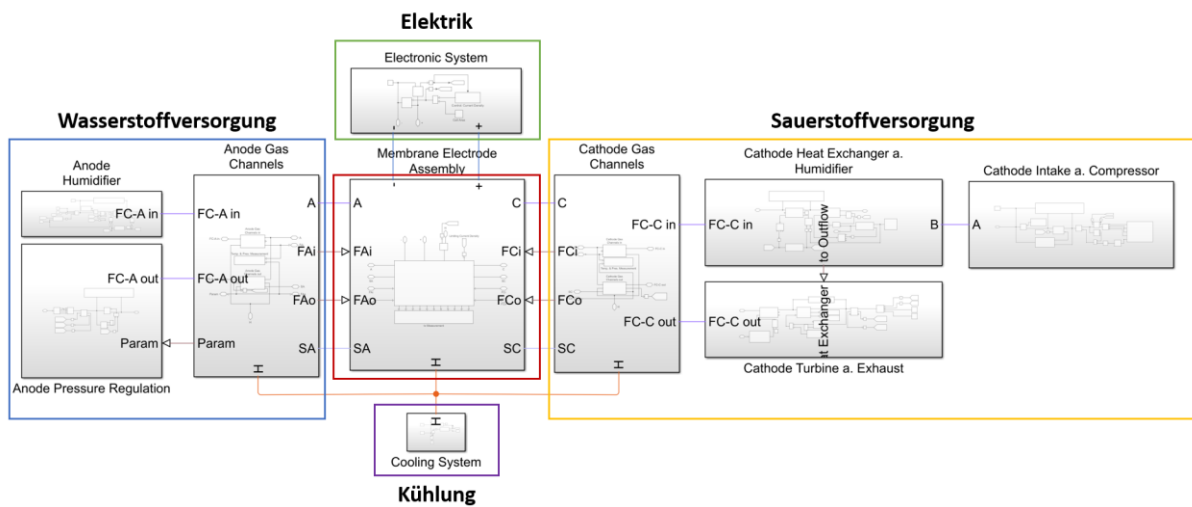


Abbildung 5.1: Überblick über die fünf Systembereiche des Brennstoffzellenmodells.

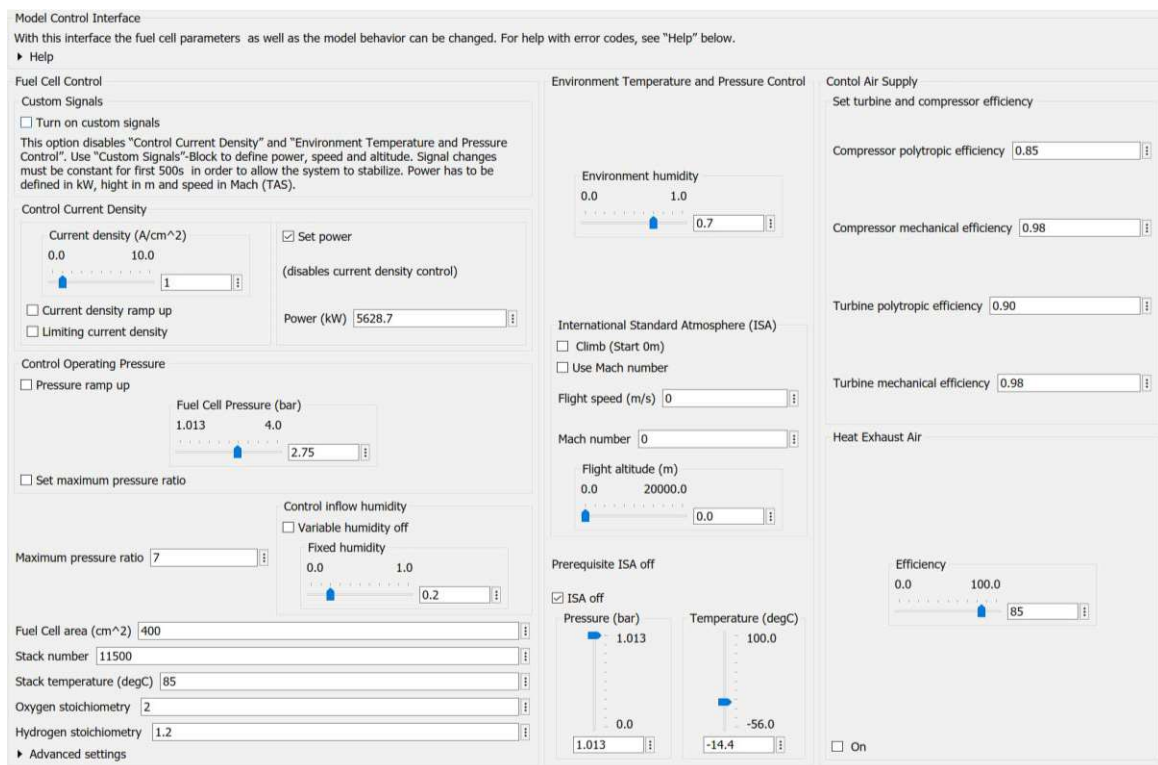


Abbildung 5.2: Graphische Benutzeroberfläche (GUI) für die Einstellung aller relevanten Modellparameter.

Für die Beschreibung der Brennstoffzelle wird ein eindimensionales Strömungsbilanzmodell nach [5] verwendet, wobei alle zuführenden und abführenden Massenströme der Brennstoffzelle bilanziert werden. Die Massenströme werden abhängig von der Stromdichte betrachtet, unter Einbeziehung der Faraday-Konstante und der Anzahl der an der Reaktion beteiligten Elektronen. Somit werden der Verbrauch der Reaktanten und die Bildung von Wasser in Abhängigkeit von der Stromdichte bilanziert. Weiters wird der Austausch von Wasser zwischen Anoden- und Kathodenseite berücksichtigt. Um den Rechenaufwand bei der Modellierung der Fuel Cell zu vereinfachen, werden die im folgenden beschriebenen Annahmen getroffen. Trotz Vereinfachung soll eine ausreichende Aussagegenauigkeit gewährleistet werden.

- Obwohl in PEMFCs Wasser in flüssiger und gasförmiger Form auftritt, wird flüssiges Wasser (und folglich auch das Flooding) im vorliegenden Modell nicht berücksichtigt, da die Simulation von Strömen in zwei verschiedenen Aggregatzuständen sehr kompliziert ist. Im Modell wird flüssiges Wasser sofort nach Bildung als Kondensat abgeführt. Daher sind, besonders bei hohen Stromdichten, bei denen viel flüssiges Wasser gebildet wird, Abweichungen vom realen Verhalten zu erwarten. Dennoch wird diese vereinfachende Annahme getroffen, da der Modell- und Rechenaufwand erheblich reduziert wird und die Verwendung der Simscape-Bibliothek für feuchte Luft ermöglicht wird [5].
- Da die Reduktion des Sauerstoffs deutlich schwerfälliger abläuft als die Oxidation des Wasserstoffs, wird angenommen, dass die Reaktionsgeschwindigkeit vorwiegend durch den langsamsten Schritt bestimmt wird. Somit wird die Reaktionskinetik an der Anode gegenüber der Kathode vernachlässigt [5].
- Ohmsche Verluste treten nur in der Elektrolytmembran und der Gasdiffusionsschicht, abgekürzt GDL (engl. „Gas Diffusion Layer“), auf. Der ohmsche Widerstand durch die Ionenleitung wird in Abhängigkeit des Wassergehalts und der Temperatur für die Membran modelliert. Der Widerstand durch die GDL wird als konstanter Wert angenommen und alle anderen ohmschen Verluste werden als zu vernachlässigend klein betrachtet.
- Die Katalysatorschicht wird in Bezug auf Konvektion, Diffusion und Leitfähigkeit nicht berücksichtigt. Diese Annahme ist für die Modellierung der PEMFC

hinreichend, da die Dicke der Katalysatorschicht in der Regel nur ein Zehntel der Membrandicke beträgt [5].

- Die Konvektion entlang der Strömungskanäle wird vernachlässigt. Da Konvektion schwer durch analytische Formeln abzubilden ist, wird diese im Rahmen des 1D-Modells nicht berücksichtigt.
- Die Diffusion entlang der Strömungskanäle wird vernachlässigt, nicht jedoch die Diffusion durch die Elektroden und die Membran. Diese Vernachlässigung ist zulässig, da Diffusion entlang der Strömungskanäle einen geringeren Stellenwert hat als Konvektion.

5.3.1. Membrane Electrode Assembly

Das Kernstück für die mathematische Beschreibung des Modells bildet ein eigens erstellter Modellblock für die Vorgänge in der MEA. Mit diesem Block wird simuliert, wie durch den Verbrauch von Wasserstoff und Sauerstoff in der Reaktion zu Wasser elektrische Leistung und ein Wärmestrom freigesetzt werden. Der Block enthält alle für die Berechnung notwendigen Formeln, allerdings müssen weitere benötigte Variablen und Parameter hinzugefügt werden. Die Parameter, welche die Brennstoffzelle charakterisieren, werden größtenteils in der Modellmaske, siehe Abbildung 5.2, von der Anwenderin bzw. dem Anwender selbst definiert und verändert werden während der laufenden Berechnung nicht. In Tabelle 5.2 und Tabelle 5.3 sind die verwendeten Parameter angeführt.

Tabelle 5.2: Im MEA-Block von der Anwenderin bzw. dem Anwender definierbare Parameter.

Formelzeichen	Bedeutung	Wert
definierbare Parameter		
A_{cell}	Zellfläche	variabel
n_{cell}	Anzahl der Zellen	variabel
t_{memb}	Dicke der Membran	variabel
$j_{0,ref}$	Referenz Austauschstromdichte	variabel
j_{leak}	Kriechstromdichte	variabel
$j_{L,ref}$	Referenz limitierende Stromdichte	variabel
α	Ladungsübertragungskoeffizient	variabel
ASR_{GDL}	spezifischer Flächenwiderstand der GDL	variabel
t_{GDL}	Dicke der GDL	variabel
ε_{GDL}	Porosität der GDL	variabel

Tabelle 5.3: Im MEA-Block von der Anwenderin bzw. dem Anwender nicht definierbare Parameter.

Formelzeichen	Bedeutung	Wert
vorgegebene Parameter		
ρ_{dry}	Dichte der trockenen Membran	2000 kg/m ³
M_{dry}	Äquivalentes Gewicht der trockenen Membran	1,1 kg/mol
ΔS_{rxn}	Standardzustandsentropie	-163,25 J/(K mol)
D_{GDL,H_2O}	Diffusionsfähigkeit von Wasserdampf in der GDL	0,07 cm ² /s
G_{H_2O}	Gibbs Energie	-273,14 kJ/mol
HHV_{H_2}	Oberer Heizwert	285,8 kJ/mol
T_0	Standardtemperatur	25°C
p_0	Standarddruck	1 bar

Neben den konstanten Parametern muss der Block Informationen über Variablen mit anderen Systemteilen austauschen. Zu diesem Zweck ist der Modellblock über Signalpfade mit der Sauerstoff- und Wasserstoffversorgung, dem elektrischen Schaltkreis, der Kühlung und den Messblöcken für die Signalaufzeichnung verbunden.

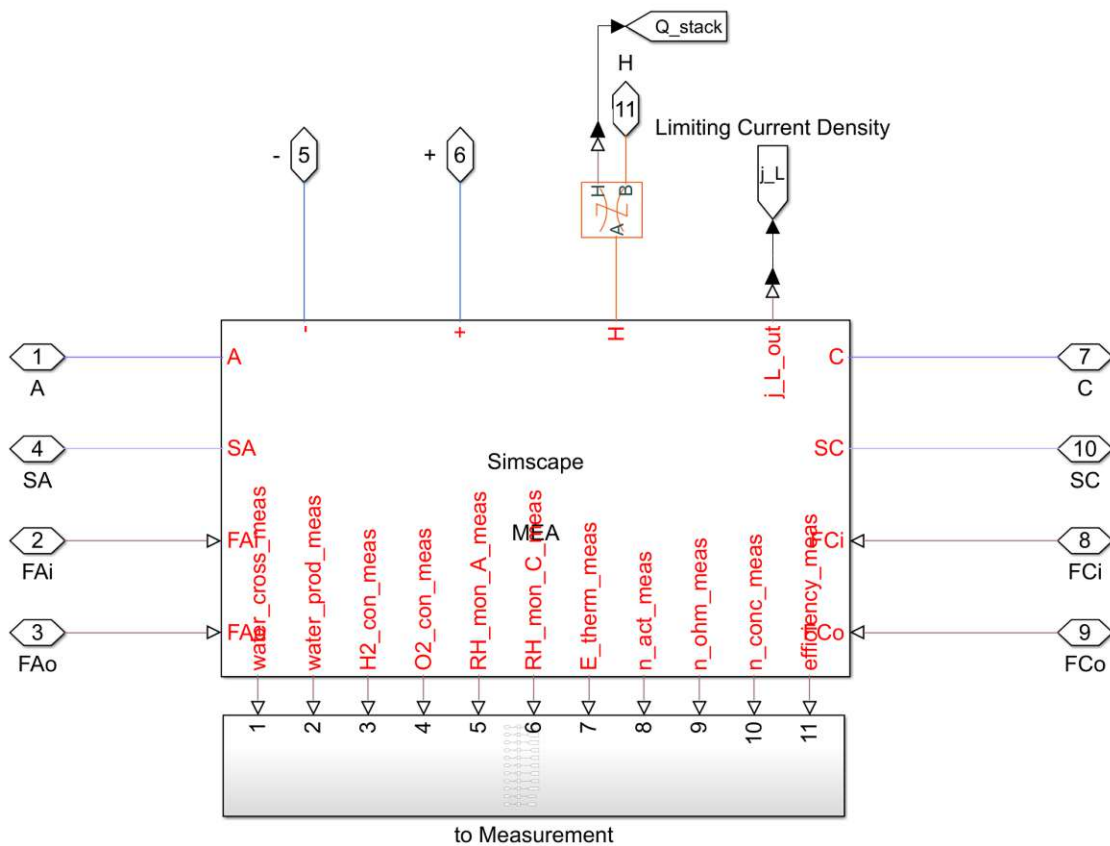


Abbildung 5.3: Benutzerdefinierter Systemblock der MEA mit allen verbundenen Signalpfaden.

Die in Abbildung 5.3 dargestellten Signalpfade enthalten folgende Informationen:

- „+“- und „-“-Port: Stromstärke und Spannung am Plus- bzw. Minuspol.
- „H“-Port: Signalpfad für den Wärmestrom.
- „A“- und „C“-Port: Definition der Parameter für die Gasgemische an Anoden- (A) und Kathodenseite (C).
- j_L -Port: Verbindung der limitierenden Stromdichte mit anderen Systemteilen.
- „SA“- und „SC“-Port: Menge der verbrauchten Reaktanten und des produzierten Wassers sowie des Wassers, das zwischen Kathoden- und Anodenseite wechselt.
- „FAi“- und „FCi“-Port: Temperatur, Druck, relative und spezifische Feuchte sowie Massen- und Molanteil von Wasser und Sauerstoff (Kathode) bzw. Wasserstoff (Anode) beim Eintritt in die Brennstoffzelle.
- „FAo“- und „FCo“-Port: Temperatur, Druck, relative und spezifische Feuchte sowie Massen- und Molanteil von Wasser und Sauerstoff (Kathode) bzw. Wasserstoff (Anode) beim Austritt aus der Brennstoffzelle.
- 1 – 11 Port: Verbindung der Parameter mit Blöcken für die Datenaufzeichnung.

Berechnung der elektrischen Spannung

Die Berechnung der erzeugten Spannung in Abhängigkeit von der Stromdichte, den gewählten Betriebsparametern und der Zelldimensionierung erfolgt mittels Formel 5.1. Diese besteht aus der thermodynamisch möglichen Spannung abzüglich der Verluste durch die Überwindung der Aktivierungsenergie sowie der ohmschen und konzentrationsbedingten Verluste.

$$V = E_{\text{thermo}} - \eta_{\text{act}} - \eta_{\text{ohm}} - \eta_{\text{conc}} \quad 5.1$$

Die Berechnung der thermodynamisch möglichen Spannung erfolgt mit Hilfe der Nernst-Gleichung. Diese beschreibt die elektrische Spannung in Abhängigkeit der Konzentrationen von Reaktanten und Produkten, welche vom Betriebsdruck abhängig sind, siehe Formel 5.2. Weiters wird die Temperaturabhängigkeit der reversiblen Spannung berücksichtigt, siehe Formel 5.3. Der Parameter E_T repräsentiert dabei die Veränderung der reversiblen Spannung in Abhängigkeit der Temperatur und der spezifischen Entropieänderung ausgehend vom Standardzustand E_0 .

Die Temperaturabhängigkeit der Entropie Δs wird nicht berücksichtigt, da diese vernachlässigbar klein ist und somit für die Berechnung als konstant angenommen werden kann. Da die Betriebstemperatur der simulierten PEMFC stets unter 100 °C liegt, ist zu erwarten, dass in der Zelle flüssiges Wasser als Produkt entsteht. Die spezifische Entropie wird daher für Wasser im flüssigen (und nicht im gasförmigen) Zustand bestimmt ($\Delta s = -163,23 \text{ J}/(\text{mol} \cdot \text{K})$). Die Spannung im Standardzustand E_0 ist konstant und errechnet sich aus der Änderung der freien Energie der Reaktion unter Standardbedingungen (298,15 K; 1 bar), siehe Tabelle 5.3. Somit ist die reversible Spannung von Druck und Temperatur abhängig [5].

$$E_{\text{thermo}} = E_T - \frac{RT}{2F} \cdot \ln \left(\frac{a_{\text{H}_2\text{O}}}{a_{\text{H}_2} \cdot a_{\text{O}_2}^{0.5}} \right) \quad 5.2$$

$$E_T = E_0 + \frac{\Delta s}{2F} \cdot (T - T_0) \quad 5.3$$

Damit aus der reversiblen Spannung der reale Spannungsausput berechnet werden kann, müssen die Verluste abgezogen werden, siehe Formel 5.1. Der Aktivierungsverlust bezeichnet dabei die zum Überwinden der Aktivierungsenergie benötigte Spannung, welche aufgebracht wird, um die Aktivierungsbarriere zu überwinden. Da gegeben ist, dass die Stromdichte viel größer als die Austauschstromdichte ist ($j \gg j_0$), wird die Tafel-Gleichung für die Berechnung der Aktivierungsverluste verwendet, siehe Formel 5.4 [5].

$$\eta_{\text{act}} = \frac{RT}{2\alpha F} \cdot \ln \left(\frac{j_{\text{gross}}}{j_0} \right) \quad 5.4$$

$$j_0 = j_{0,\text{ref}} \frac{c_{\text{O}_2}}{c_{\text{O}_2,\text{ref}}} \quad 5.5$$

Aus Formel 5.4 geht hervor, dass für einen geringeren Aktivierungsverlust eine schnellere Reaktionskinetik benötigt wird, d.h. ein hoher Ladungsübertragungskoeffizient α und eine hohe Austauschstromdichte j_0 . Mit steigender Stromdichte und Temperatur nehmen die Aktivierungsverluste zu.

Ebenfalls führen die intrinsischen Widerstände der Brennstoffzellenleiter während des Ladungstransports zu Verlusten. Diese folgen dem ohmschen Gesetz und werden deshalb als ohmsche Verluste η_{ohm} bezeichnet. Verluste treten sowohl durch den

Transport von Ionen als auch von Elektronen auf, jedoch werden die Verluste durch den Transport von Elektronen vernachlässigt, da diese in Relation zu den Verlusten durch den Transport von Ionen sehr gering sind. Mit Formel 5.6 lassen sich die Verluste beim Ladungstransport durch die Membran und die Gasdiffusionsschicht berechnen [5].

$$\eta_{\text{ohm}} = j \cdot \left(\frac{t_{\text{memb}}}{\sigma} + ASR_{\text{GDL}} \right) = j \cdot (ASR_{\text{memb}} + ASR_{\text{GDL}}) \quad 5.6$$

Der Flächenwiderstand der Membran ASR_{memb} hängt, wie Formel 5.6 zeigt, von der Dicke der Membran sowie der Leitfähigkeit σ ab. Die Dicke der Membran ist konstant und sollte möglichst gering sein, um die Verluste zu minimieren. Die Grenze stellt dabei die Herstellbarkeit der Membran dar. Die Leitfähigkeit der Membran ist abhängig von den Systemparametern, insbesondere vom Wassergehalt der Membran λ . Ein hoher Wassergehalt verbessert die Leitfähigkeit, weshalb stets auf eine ausreichende Befeuchtung der Membran zu achten ist. Formel 5.8 zeigt den linearen Zusammenhang zwischen Wassergehalt und Membranleitfähigkeit. Aus Formel 5.7 kann entnommen werden, dass sich die Leitfähigkeit der Membran mit steigender Temperatur exponentiell verbessert [5].

$$\sigma = \sigma_{303\text{K}}(\lambda) \cdot \exp\left(1268 \cdot \left(\frac{1}{303.15} - \frac{1}{T}\right)\right) \quad 5.7$$

$$\sigma_{303\text{K}} = 0.005193 \cdot \lambda - 0.00326 \quad 5.8$$

Die Abhängigkeit der Membranleitfähigkeit von der Aktivität des Wassers ist in Formel 5.9 dargestellt. Die Wasseraktivität a ist ein Maß für die Verfügbarkeit von Wasser in einem Stoff. Sie berechnet sich aus dem Verhältnis von Partialdruck des Wassers zum Sättigungsdampfdruck und entspricht somit der relativen Feuchtigkeit der Zellmembran und wird für Anoden- und Kathodenseite separat berechnet [35, 40].

$$\lambda = \begin{cases} 0.043 + 17.81a - 39.85a^2 + 36.0a^3; & 0 < a \leq 1 \\ 14 + 1.4 \cdot (a - 1); & 1 \leq a \leq 3 \end{cases} \quad 5.9$$

Weiters müssen Konzentrationsverluste berücksichtigt werden, welche auf dem Konzentrationsunterschied der Reaktanten bzw. Produkte zwischen Strömungskanal und Katalysatorschicht basieren. Der Verbrauch bzw. der Aufstau der Reaktanten bzw.

Produkte beeinflusst die Leistung der Fuel Cell. In Formel 5.10 werden diese Verluste anhand des Zusammenhangs zwischen aktuell eingestellter Stromdichte und der limitierenden Stromdichte berechnet. Die limitierende Stromdichte bezeichnet jene Stromdichte, bei der alle der Reaktion zugeführten Reaktanten aufgebraucht werden. Diese ist abhängig von der Konzentration der Reaktanten in der Brennstoffzelle. Da die ORR der langsamste Teil der Gesamtreaktion ist und die Reaktionsgeschwindigkeit maßgeblich beeinflusst, wird nur die Konzentration von Sauerstoff für die Berechnung der limitierenden Stromdichte verwendet. Im Modell wird die limitierende Stromdichte in Abhängigkeit des Sauerstoffs im Strömungskanal und der Diffusionsfähigkeit des Sauerstoffs hin zur Membran mit Formel 5.11 berechnet. Dadurch kann der Einfluss von unterschiedlichen Betriebsparametern (z.B. Druck, Sauerstoffstöchiometrie) auf die maximal mögliche Stromdichte simuliert werden [5].

$$\eta_{\text{conc}} = \frac{RT}{4F} \cdot \left(1 + \frac{1}{\alpha}\right) \cdot \ln\left(\frac{j_L}{j_L - j_{\text{gross}}}\right) \quad 5.10$$

$$j_L = j_{L,\text{ref}} \frac{c_{\text{O}_2}}{c_{\text{O}_2,\text{ref}}} \frac{D_{\text{eff}}}{D_{\text{eff,ref}}} \quad 5.11$$

$$c_{\text{O}_2} = \frac{y_{\text{O}_2} \cdot p}{R \cdot T} \quad 5.12$$

$$D_{\text{eff}} = \varepsilon_{\text{GDL}}^{1,5} \cdot \left(\frac{1 \cdot 10^{-3} \cdot T^{1,75} \left(1/M_{\text{O}_2} + 1/M_{\text{N}_2}\right)^{1/2}}{p \cdot \left(16,6^{1/3} + 17,9^{1/3}\right)^2} \right) \quad 5.13$$

Die vom Referenzwert ausgehende Berechnung der limitierenden Stromdichte und der Austauschstromdichte (Formel 5.5 bzw. 5.11) basiert auf dem in [41] beschriebenen FC-Modell. Der Diffusionskoeffizient (Formel 5.13) wird anhand von [42] für die binäre Gasphase von Sauerstoff in Stickstoff berechnet.

Bei der Berechnung der Aktivierungs- und Konzentrationsverluste wird die gewählte Stromdichte um die Kriechstromdichte j_{leak} verringert, siehe Formel 5.14. Damit werden Blindverluste durch Kriechströme, Gasdurchtritt durch die Membran und unerwünschte Nebenreaktionen berücksichtigt [5].

$$j_{\text{gross}} = j + j_{\text{leak}} \quad 5.14$$

Berechnung der Massenströme

Neben der elektrischen Spannung muss die Massenbilanz der zuführenden und abführenden Massenströme im erstellten Modellblock berechnet werden. Dadurch wird der Verbrauch der Reaktanten (Wasserstoff und Sauerstoff) und die Bildung von Produkten (Wasser) ermittelt. Da die Elektrolytmembran einer PEMFC für Wasser permeabel ist, werden die Massenströme für den Wasseraustausch zwischen der Anoden- und Kathodenseite bestimmt. Die Durchtrittsrichtung ist von Druck- und Konzentrationsunterschieden abhängig; somit können sich die Massenströme in beide Richtungen bewegen.

Für die Simulation werden im Modellblock vordefinierte Simscape-Blöcke im Code verwendet. Diese Blockcodes sind vom Typ „Moisture Source (MA)“ (für Wasser) bzw. „Trace Gas Source (MA)“ (für Wasserstoff und Sauerstoff) und dienen als Quellen bzw. Senken der Massenströme. Einerseits werden die negativen Massenströme der Reaktanten in die Senken abgeführt, andererseits werden die positiven Massenströme der Produkte dem System aus den Quellen zugeführt. Die Berechnung der Massenströme aus dem Reaktionsvorgang erfolgt mit Formel 5.15, welche für Wasserstoff, Sauerstoff und Wasser unter Berücksichtigung der jeweiligen molaren Masse und Anzahl der beteiligten Elektronen gilt [5].

$$\dot{m}_i = n_{\text{cell}} \cdot M_i \cdot A_{\text{cell}} \cdot \frac{j}{n_{e^-,i} \cdot F} \quad 5.15$$

Der Modellaufbau für den Durchtritt des Wassers durch die Membran basiert auf dem gleichen Prinzip (Quellen und Senken). Stets wird ein Massenstrom auf einer Seite abgeführt und ein äquivalenter Massenstrom auf der gegenüberliegenden Seite zugeführt, wodurch die Massenbilanz zu jedem Zeitpunkt ausgeglichen ist. Mit Formel 5.16 wird der Massenstrom berechnet, wobei Diffusionseffekte, ausgelöst durch Konzentrationsunterschiede an der Katalysatorschicht (siehe Formel 5.18), und das Mitwandern der Wassermoleküle mit den Wasserstoffionen (siehe Formel 5.17) berücksichtigt werden.

$$\dot{m}_{\text{H}_2\text{O,cross}} = n_{\text{cell}} \cdot M_{\text{H}_2\text{O}} \cdot A_{\text{cell}} \cdot (J_{\text{drag}} + J_{\text{diff}}) \quad 5.16$$

$$J_{\text{drag}} = n_{\text{drag}} \cdot \frac{j}{F} \quad 5.17$$

$$J_{\text{diff}} = D_{\text{memb;H}_2\text{O}} \cdot \frac{c_{\text{A,cl,H}_2\text{O}} - c_{\text{C,cl,H}_2\text{O}}}{t_{\text{memb}}} \quad 5.18$$

Anhand der gewonnenen elektrischen Leistung und den berechneten Massenströmen wird der Wärmestrom aus der Energiebilanz der Brennstoffzellstacks berechnet. Hierbei werden die Energieflussraten der zu- und abführenden Massenströme sowie Einflüsse von Temperaturänderungen berücksichtigt.

5.3.2. Sauerstoffversorgung

Das Modell der Sauerstoffversorgung beschreibt den für die Bereitstellung von Sauerstoff benötigten Luftmassenstrom. Abbildung 5.1 veranschaulicht die vier Subsysteme der Sauerstoffversorgung. Diese umfassen die Festlegung der Umgebungsbedingungen, die Anpassung des Luftmassenstroms an die geforderten Betriebsparameter, die Veränderung des Massenstroms aufgrund der Brennstoffzellreaktion und die Expansion am Auslass. In den folgenden Unterpunkten wird das Modell für die Sauerstoffversorgung beginnend am Einlass beschrieben.

Umgebungsbedingungen und Verdichtung

Bei der Modellierung der Sauerstoffversorgung erfolgt zunächst die Festlegung der Umgebungsbedingungen über die erstellte GUI. Definiert werden die Umgebungsbedingungen durch die Parameter Druck, Temperatur, relative Feuchtigkeit der Luft und Molanteil von Sauerstoff. Der Molanteil ist als einziger Parameter nicht durch die Anwenderin bzw. den Anwender modifizierbar und beträgt stets 21%. Die relative Feuchte der Umgebungsluft kann frei gewählt werden, bleibt aber während der laufenden Simulation konstant. Die Definition von Druck und Temperatur durch die Anwenderin bzw. den Anwender kann auf zwei Arten erfolgen. In Abhängigkeit von der vorgegebenen Flughöhe können die entsprechenden Werte der Normatmosphäre (ISA) eingesetzt werden. Da die Flughöhe im Modell eine zeitlich veränderliche Variable ist, können abhängig von dieser Druck und Temperatur zeitlich variieren. Sollen von der ISA abweichende Umgebungsbedingungen untersucht werden, können Druck und Temperatur auch unabhängig voneinander definiert

werden. Anzumerken ist, dass die ISA von trockener Luft ausgeht; die relative Feuchtigkeit der Umgebungsluft, muss somit von der Anwenderin bzw. dem Anwender definiert werden. Die Steuerung der Betriebsparameter ist im Subsystemblock „Environment“ (Abbildung 5.4) enthalten. Abbildung 5.2 zeigt unter anderem den Abschnitt der GUI, welcher für die Regulierung der Umgebungsbedingungen verwendet wird.

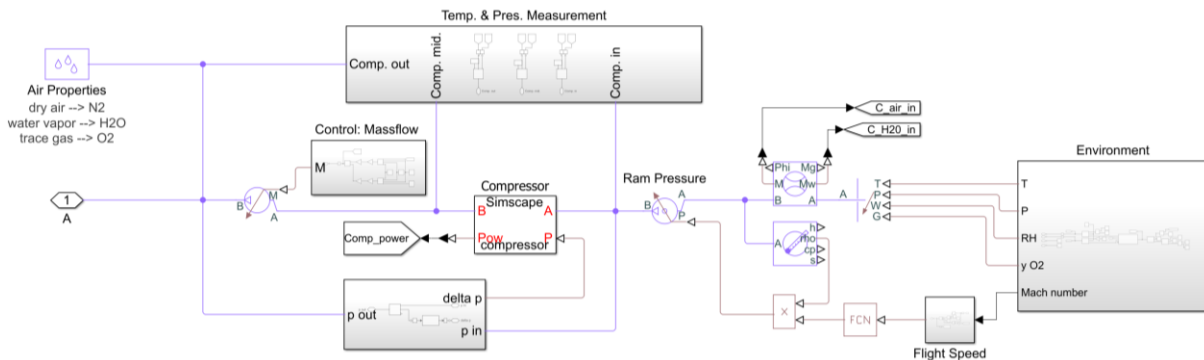


Abbildung 5.4: Subsystem für die Regulierung der Umgebungsbedingungen und der Verdichtung.

Die Informationen über die festgelegten Umgebungsparameter werden dem „Controlled Reservoir (MA)“-Block übermittelt, wo sie mit den Signalpfaden der MAL (siehe violette Linien in Abbildung 5.4) verbunden werden. Der eben erwähnte Reservoir-Block für die Modellierung der Umgebungsluft wird mit einem Block für die kontrollierte Druckerhöhung gekoppelt. Dadurch werden Staudruckeffekte, welche vor dem Kompressoreinlass auftreten, berücksichtigt. Die durch den Stau effekt verursachte Druckerhöhung errechnet sich mit Formel 5.19. Die Dichte wird dabei in Abhängigkeit der herrschenden Umgebungsbedingungen vom Modell bestimmt. Für die Geschwindigkeit kann die Anwenderin bzw. der Anwender wählen, ob diese als Machzahl (TAS) oder in Meter pro Sekunde definiert wird. Nur bei der Definition als Machzahl wird der Einfluss der Flughöhe unter Einbeziehung der ISA berücksichtigt.

$$\Delta p = \frac{\rho}{2} \cdot v^2 \quad 5.19$$

Im nächsten Schritt erfolgt die Verdichtung der Umgebungsluft im Kompressor. Der dafür verwendete Block wird im Rahmen dieser Arbeit selbst programmiert und ist im nächsten Unterpunkt detailliert beschrieben.

Zum betrachteten Subsystem gehört auch die Regulierung des Massenstroms. Dabei reguliert eine „Controlled Mass Flow Rate Source (MA)“ die Durchflussmenge. Die Berechnung der Durchflussmenge basiert auf dem Sauerstoffverbrauch in der Brennstoffzelle (siehe Formel 5.15) dividiert durch den Massenanteil von Sauerstoff in der Luft und multipliziert mit der Sauerstoffstöchiometrie.

$$\dot{m}_{\text{air}} = \dot{m}_{\text{O}_2, \text{con}} \cdot \frac{\nu_{\text{O}_2}}{x_{\text{O}_2}} \quad 5.20$$

Ein Absinken des Massenstroms auf Null ist trotz der Abhängigkeit von der Stromdichte nicht möglich. Der minimale Massenstrom ist auf eine Stromdichte von $0,1 \text{ A/cm}^2$ nach unten hin begrenzt.

Kompressor

Die Berechnung der Verdichtungsenergie erfolgt über den im Zuge der Modellbildung eigens erstellten Kompressor-Block, welcher die Zustandsänderung der angesaugten Luft während der Verdichtung beschreibt. Angepasst an die Genauigkeit des vorliegenden Systems wird die Annahme einer polytropen Zustandsänderung getroffen. Formel 5.21 definiert dabei das Verhältnis von Druck zur Änderung der spezifischen Entropie, welche von der Temperatur abhängig ist [31, 43].

$$(s_{\text{out}} - s_{\text{in}}) \cdot n_p = R_S \cdot \ln\left(\frac{p_{\text{out}}}{p_{\text{in}}}\right) \quad 5.21$$

Weiters müssen während der Berechnung die Massen- (Formel 5.22) und Energiebilanz (Formel 5.23) eingehalten werden. Dafür benötigte Parameter werden dem Block über Signalpfade übermittelt, oder mit Hilfe der „Moist Air Domain“ berechnet. Die von MathWorks getroffenen Annahmen sind in Kapitel 5.2 beschrieben. Spezifische Entropie und spezifische Enthalpie werden für die Gaskomponenten in Abhängigkeit der Temperatur aus Wertetabellen interpoliert. Somit werden Werte für das Gasgemisch unter Berücksichtigung von Temperatur, Druck und Mischungsverhältnissen errechnet.

$$\dot{m}_{\text{in}} + \dot{m}_{\text{out}} = 0 \quad 5.22$$

$$\Phi_{\text{in}} + \Phi_{\text{out}} + P = 0 \quad 5.23$$

mit

$$P = \dot{m}_{\text{in}} \cdot (h_{\text{tot,out}} - h_{\text{tot,in}})$$

Für die Berechnung werden dem Kompressor-Block der polytrope und mechanische Wirkungsgrad als Konstanten übermittelt. Mit Hilfe eines Messblocks wird die Druckdifferenz zwischen Einlass und Auslass des Kompressors bestimmt und an den Kompressor-Block weitergegeben. Weiters liefert der Block, unter Berücksichtigung des mechanischen Wirkungsgrades, die für die Verdichtung benötigte Leistung.

Regulation von Temperatur und Feuchtigkeit

Nachdem die Umgebungsluft verdichtet und die Durchflussmenge reguliert wurden, müssen Temperatur und relative Feuchtigkeit eingestellt werden; das zugehörige Subsystem ist in Abbildung 5.5 dargestellt. Die aufgrund der Verdichtung erwärmte Luft durchströmt im nächsten Schritt den Wärmetauscher, welcher durch ein Rohrelement modelliert wird. Der Wärmestrom kann dem Wärmetauscher zu- oder abgeführt werden, je nachdem ob die Luft nach dem Kompressor über oder unter der Betriebstemperatur liegt. Ein Regelkreis misst die Temperatur im Wärmetauscher und bestimmt den abzuführenden Wärmestrom damit die Luft die Betriebstemperatur erreicht. Während der meisten Flugphasen ist der Druckunterschied, den der Verdichter überwindet, so groß, dass der Luftstrom gekühlt werden muss. Im Bodenbetrieb und bei geringem Betriebsdruck hingegen kann es bei tiefen Temperaturen notwendig sein, die Zuluft zu erwärmen. Diese Umgebungsbedingungen können in der Realität während eines Startvorgangs bei winterlichen Bedingungen auftreten und werden daher in der Modellerstellung berücksichtigt.

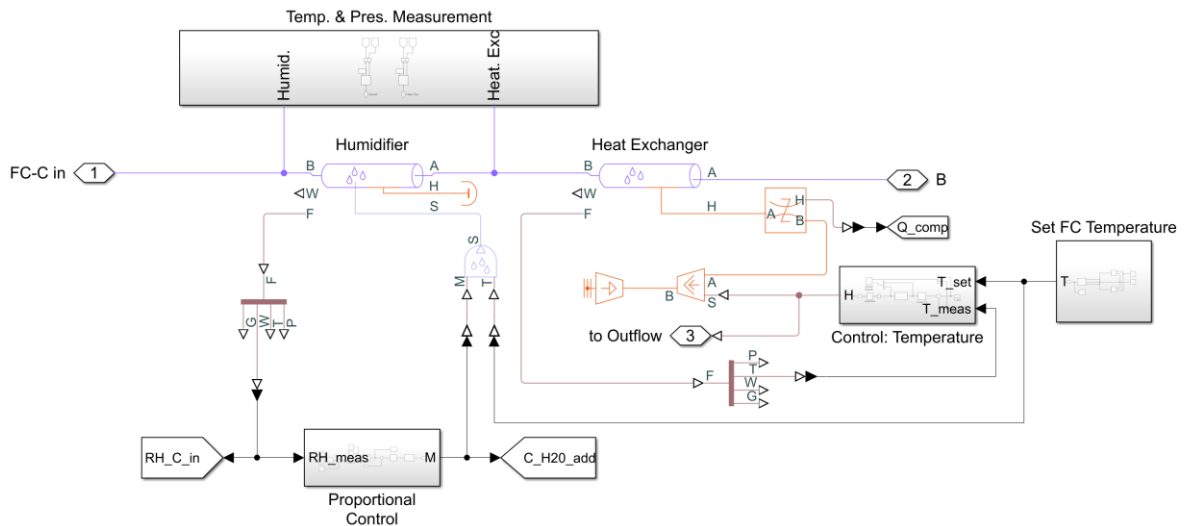


Abbildung 5.5: Subsystem für Temperatur- und Feuchtigkeitsregulierung.

Nachdem der Luftstrom die Betriebstemperatur erreicht hat, wird er durch Zugabe von Wasserdampf befeuchtet. Der Wasserdampf hat dabei stets die gewählte Betriebstemperatur. Die zugeführte Wassermenge wird durch einen Regelkreis eingestellt. Die Anwenderin bzw. der Anwender kann festlegen, ob die Zuluft eine konstante relative Feuchtigkeit hat, oder ob die relative Feuchtigkeit der Zuluft abhängig von der Membranfeuchtigkeit eingestellt werden soll. Der Sollwert für die relative Feuchte der kathodenseitigen Zellmembran beträgt 120%. Dadurch wird in allen Betriebszuständen eine ausreichende Befeuchtung der Elektrolytmembran gewährleistet.

Kathodenseitiger Gaskanal

Im Kathodengaskanal wird dem Zuluftstrom Sauerstoff als Reaktant entnommen und Wasser als Produkt zugeführt. Modelliert wird der Gaskanal durch zwei Rohrelemente, welche mit dem MEA-Block verbunden sind, sodass Informationen über den Luftstrom ausgetauscht werden können. Die Signalpfade auf der rechten Seite der Abbildung 5.6 sind direkt mit den in Abbildung 5.3 veranschaulichten Signalen verbunden. Durch den Signalpfad „SC“ (dargestellt in hellblau) wird dem Luftstrom der in der Reaktion verbrauchte Sauerstoff abgezogen und das gebildete Wasser zugefügt. Weiters enthält der Signalpfad die Information, ob Wasser vom kathodenseitigen zum anodenseitigen Massenstrom wandert oder umgekehrt. Kommt es zur Bildung von flüssigem Wasser, kann dieses von den Blöcken der MAL nur als Kondensat berücksichtigt werden, das anschließend in den Rohrelementen abgeschieden wird.

Die Anschlüsse mit der Bezeichnung „W“, siehe Abbildung 5.6, enthalten die Information über die Menge des abgeschiedenen Wassers. Der Wechsel von Zuluft auf Abluft erfolgt im Block „Cathode Gas Channels out“.

Der in orange abgebildete Signalpfad ist mit dem Abwärmestrom der Brennstoffzelle verbunden. Dadurch wird mitberücksichtigt, dass die Abwärme der Brennstoffzelle teilweise über den Abluftstrom abgeführt wird, wodurch es zur Erwärmung des Luftstroms kommt.

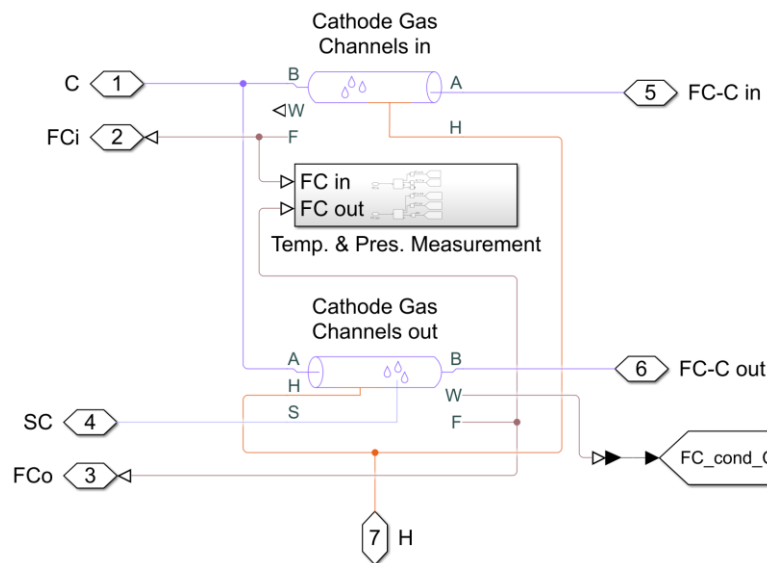


Abbildung 5.6: Subsystem für die Modellierung der kathodenseitigen Gaskanäle.

Expansion und Sauerstoffauslass

Der letzte Schritt in der Sauerstoffversorgung ist die teilweise Rückgewinnung der Verdichtungsenergie, siehe Abbildung 5.7. Da MathWorks keinen Block für eine Turbine unter der Annahme von feuchter Luft zur Verfügung stellt, wurde analog zum Kompressor ein eigener Block erstellt. Die genaue Funktionsweise der Turbine ist im nachfolgenden Kapitel erläutert. Nachdem die feuchte Luft den Gaskanal verlassen hat, durchströmt sie vor der Turbine ein weiteres Rohrelement. Optional kann die Anwenderin bzw. der Anwender festlegen, dass der Wärmestrom, welcher durch die Kühlung der Zuluft nach dem Kompressor entsteht, dem Luftstrom wieder zugeführt wird. Der Prozentsatz der übertragenen Wärme kann von der Anwenderin bzw. dem Anwender bestimmt werden, wodurch die Nutzung der Abwärme für die Enteisung untersucht werden kann.

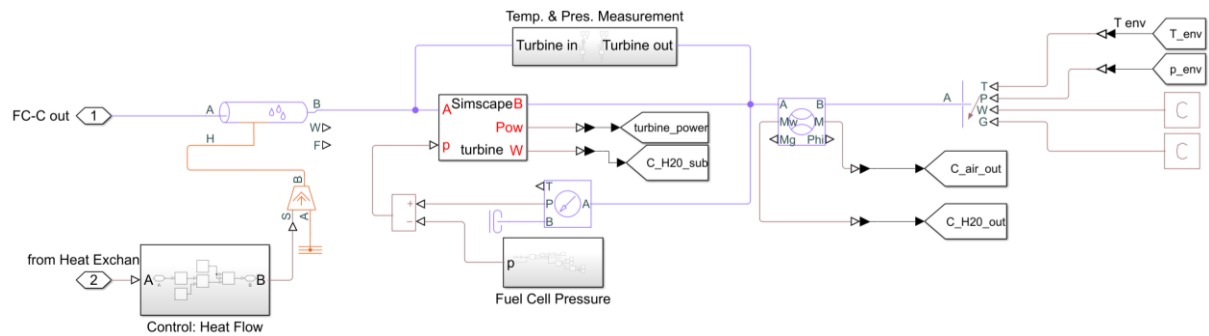


Abbildung 5.7: Subsystem mit Turbinenblock und Luftauslass.

Abgeschlossen wird die Sauerstoffversorgung mit einem weiteren Reservoir-Block, welcher die Umgebungsluft simuliert. In diesem Reservoir herrschen die gewählten Umgebungsbedingungen.

Turbine

Die Hauptaufgabe der Turbine ist, einen Teil der Kompressionsleistung zurückzugewinnen und die Gesamteffizienz des Systems zu verbessern. In der Turbine findet die Expansion der Abluft der Brennstoffzelle vom Betriebsdruck auf den Umgebungsdruck statt. Das Druckverhältnis ergibt sich somit aus dem gewählten Betriebsdruck und den Umgebungsbedingungen. Der Turbinenblock berechnet weiters den Effekt der latenten Wärme, welcher durch die Kondensation der feuchten Abluft verursacht wird.

Die Effekte der Expansion und der latenten Wärme werden bei der Modellerstellung als zwei nacheinander stattfindende Prozesse betrachtet. Zunächst kommt es zu einer polytropen Expansion des Gasgemisches bei gleichbleibenden Massenanteilen. Dieser Schritt läuft somit analog zum Verdichtungsvorgang ab. Um die Luft nach der Expansion mathematisch zu beschreiben, wird ein dritter Betriebszustand definiert. Dessen Parameter erhalten zur Kennzeichnung den Index „exp“ (engl. „expansion“) und beschreiben das System nach der Expansion sowie vor der Kondensation. Die Formeln 5.24 bis 5.26 beschreiben, ob bestimmte Zustandsgrößen der Luft im Einlass und Auslass der Turbine sowie nach der Expansion konstant bleiben oder variieren.

$$T_{in} \neq T_{exp} \neq T_{out} \quad 5.24$$

$$x_{in} = x_{exp} \neq x_{out} \quad 5.25$$

$$p_{in} \neq p_{exp} = p_{out} \quad 5.26$$

Für eine realistischere Darstellung des Expansionsvorganges in der Turbine werden polytrope Zustandsgleichungen nach [31] verwendet. Unter Anwendung von Formel 5.27 werden im Modellblock die Systemparameter für den Expansionsvorgang berechnet. Die spezifische Entropie ist von Temperatur und Massenverhältnissen im Gasgemisch abhängig.

$$(s_{\text{exp}} - s_{\text{in}}) \cdot n_p = R_S \ln \left(\frac{p_{\text{exp}}}{p_{\text{in}}} \right) \quad 5.27$$

Nach der Expansion wird die Kondensation unter Annahme von konstantem Druck berechnet. Zwischen dem Zustand nach der Expansion und dem Zustand beim Austritt aus der Turbine kommt es somit nur zu einer Veränderung der Massenverhältnisse und der Temperatur (vgl. Formeln 5.24 bis 5.26).

Die Kondensatmenge wird berechnet, indem die Differenz zwischen spezifischer Feuchtigkeit am Turbineneinlass und spezifischer Feuchtigkeit im Sättigungszustand gebildet wird. Die spezifische Feuchte im Sättigungspunkt ist eine Funktion der Austrittstemperatur und der Massenanteile am Turbinenauslass. Basierend auf der Kondensatmenge, den spezifischen Enthalpien und der Enthalpiebilanz wird die Zustandsänderung definiert, siehe Formel 5.28. Da sich durch die Kondensation die Mengenanteile im Gasgemisch ändern, werden die totalen Werte für die spezifische Enthalpie verwendet (Index „tot“).

$$h_{\text{tot,exp}} - x_{\text{w,cond}} \cdot (h_{\text{w,out}} - h_{\text{vap}}) = h_{\text{tot,out}} \cdot (1 - x_{\text{w,cond}}) \quad 5.28$$

Sowohl für die Berechnung des Expansions- als auch des Kondensationsvorganges müssen (neben Formel 5.27 und Formel 5.28) die Massenbilanz (Formel 5.29) und die Energiebilanz (Formel 5.30) stets erfüllt sein.

$$\dot{m}_{\text{in}} + \dot{m}_{\text{out}} - \dot{m}_{\text{cond}} = 0 \quad 5.29$$

$$\Phi_{\text{in}} + \Phi_{\text{out}} - P_{\text{exp}} - \Phi_{\text{cond}} = 0 \quad 5.30$$

mit

$$P = \dot{m}_{\text{in}} \cdot (h_{\text{tot,exp}} - h_{\text{tot,in}})$$

Dem Block werden alle benötigten Zustandsgrößen sowie die Parameter der Gaskomponenten übermittelt. Als zusätzliche Information müssen dem Block auch der polytrope und mechanische Wirkungsgrad zur Verfügung gestellt werden. Der mechanische Wirkungsgrad vermindert die während der Expansion zurückgewonnene Leistung.

Als Output liefert der Turbinenblock neben den für die Simulation notwendigen Systemparametern die gewonnene Turbinenleistung und den Massenstrom des kondensierten Wassers.

Eine weitere Aufgabe dieses Systembestandteils ist die Druckregulierung der Fuel Cell. Über die GUI kann die Druckdifferenz zwischen Turbineneinlass und -auslass vorgegeben werden, sodass am Einlass der Turbine stets der definierte Betriebsdruck herrscht. Optional kann in der GUI ein maximales Druckverhältnis eingestellt werden. Übersteigt das Verhältnis von Umgebungsdruck zu Betriebsdruck das festgelegte Maximum, sinkt der Betriebsdruck. Dadurch kann das Systemverhalten für den Fall untersucht werden, dass die maximale Flughöhe, für welche Turbine und Kompressor ausgelegt wurden, überschritten wird.

5.3.3. Wasserstoffversorgung

Die Versorgung der Brennstoffzelle mit Wasserstoff wird durch die Blöcke der MAL modelliert. Die Grenzen sind so gewählt, dass der Treibstoff bezüglich Betriebstemperatur und -druck bereits passend eingestellt ist, weshalb von Wasserstoff in gasförmigem Aggregatzustand ausgegangen wird. Somit umfasst die Modellierung für die Wasserstoffversorgung nicht den Tank und die benötigten Schritte, um den gasförmigen Zustand zu erreichen. Ebenfalls nicht inkludiert sind der Kreislauf, um nicht reagierten Wasserstoff zurückzugewinnen, und das Ablassventil.

Die Wasserstoffversorgung beginnt mit einem Reservoir-Block, welcher den verdichteten und erwärmten Treibstoff in gasförmigem Zustand bereitstellt. Ein Block für die Massenstromregulierung steuert die Treibstoffzufuhr. Der Massenstrom berechnet sich analog zu Formel 5.20, allerdings für den Verbrauch von Wasserstoff anstatt von Sauerstoff. Die Massenzufuhr ist also auch anodenseitig von der herrschenden Stromstärke abhängig. Der Treibstoff muss vor dem Eintritt in die Brennstoffzelle befeuchtet werden. Analog zur Sauerstoffversorgung steuert ein Regelkreis die zugegebene Dampfmenge, sodass die relative Feuchte gleich der relativen Feuchtigkeit des zugeführten Luftstroms ist.

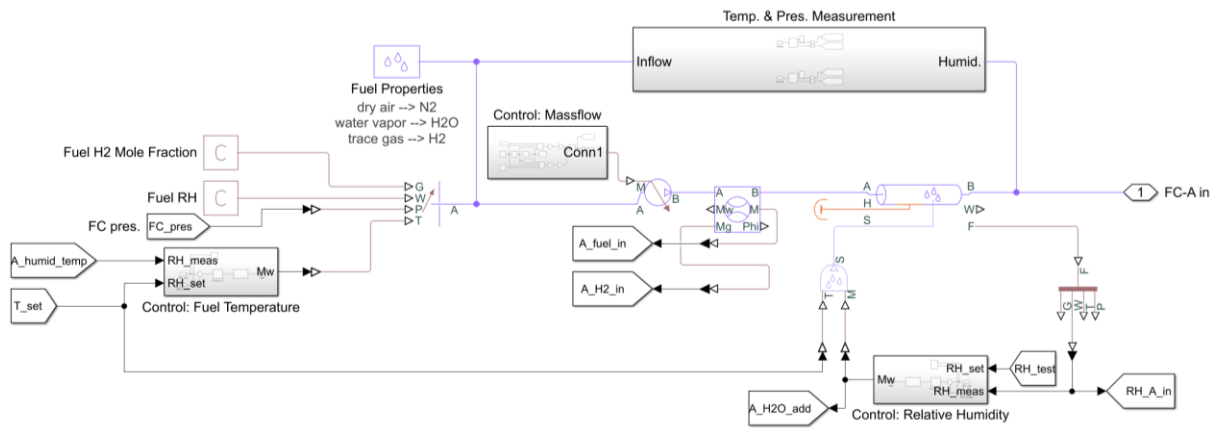


Abbildung 5.8: Subsystem für den eintretenden Wasserstoff und die Befeuchtung.

Die Gaskanäle der Anodenseite funktionieren im Modell nach demselben Prinzip wie die Gaskanäle der Kathodenseite. Die in Abbildung 5.9 dargestellten Signalpfade („A“, „FAi“, „SA“, „FAo“) sind jeweils mit dem MEA-Block verbunden; ihre Bedeutung ist in Abschnitt 5.3.1 erläutert.

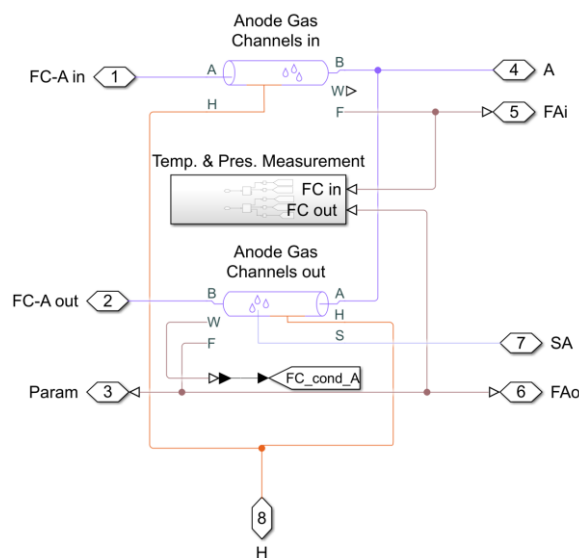


Abbildung 5.9: Subsystem für die Modellierung der anodenseitigen Gaskanäle.

Das Subsystem der Wasserstoffversorgung besteht aus einem Block, der den Betriebsdruck auf der Anodenseite regelt, siehe Abbildung 5.10, sowie einem Reservoir-Block, durch welchen der nicht reagierte Treibstoff das System verlässt. Dieser Block wird so definiert, dass dieselben Parameter wie am Brennstoffzellenausgang vorliegen.

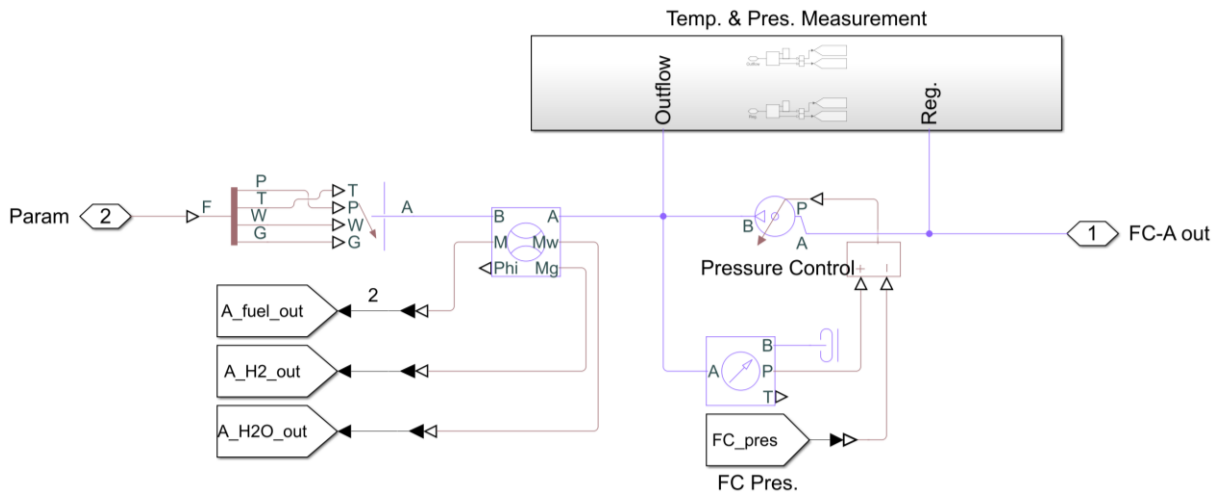


Abbildung 5.10: Subsystem für die Druckregulierung der Wasserstoffversorgung.

5.3.4. Kühlsystem

Das Modell des Kühlsystems für die Brennstoffzelle ist in Abbildung 5.11 dargestellt. Das Kühlsystem besteht aus Blöcken der Blockbibliothek „Thermal“ sowie einem Regelkreis aus Simulink-Blöcken, welcher abhängig von der eingestellten Zelltemperatur den benötigten Wärmestrom bestimmt. Die Brennstoffzelle hält dadurch stets die festgelegte Betriebstemperatur. Der Wärmestrom wird gemessen und aus dem System abgeführt. Das Subsystem enthält neben der Kühlung auch einen Block, um den Einfluss der thermischen Masse der MEA zu berücksichtigen. Diese Masse korreliert mit der Anzahl sowie den geometrischen Eigenschaften der Brennstoffzellen. Analog funktioniert das Modell des Wärmetauschers in Abbildung 5.5 für die Kühlung bzw. Erwärmung der Zuluft.

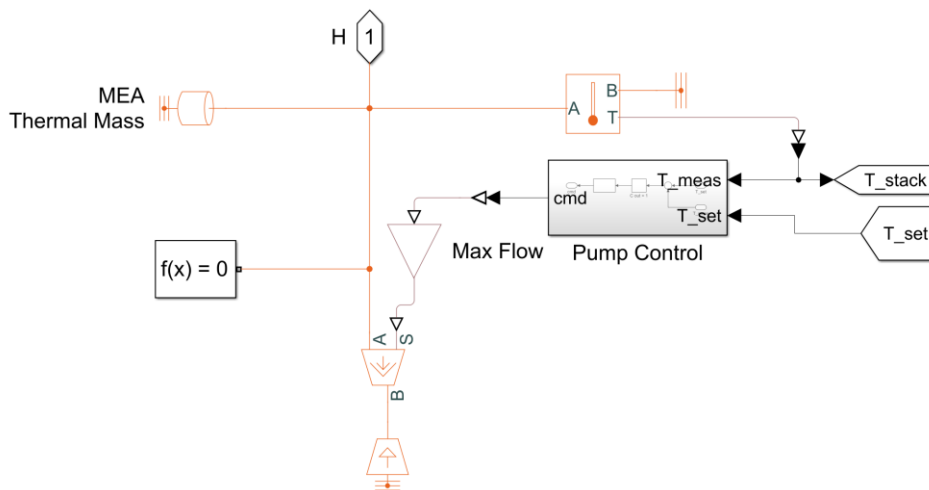


Abbildung 5.11: Subsystem für die Kühlung der Brennstoffzelle.

5.3.5. Elektrik

Die Steuerung der erzeugten elektrischen Leistung in Abhängigkeit von der Stromdichte erfolgt über das Subsystem „Electronic System“. Dieses beinhaltet Blöcke der Simscape-Bibliothek „Electrical“, welche der Modellierung elektrischer Schaltkreise dienen. Der erstellte Schaltkreis besteht aus einer festgelegten Stromstärke regelnden Quelle sowie einem Voltmeter. Über den Plus- und Minuspol ist der Schaltkreis direkt mit dem MEA-Block verbunden, siehe Abbildung 5.12.

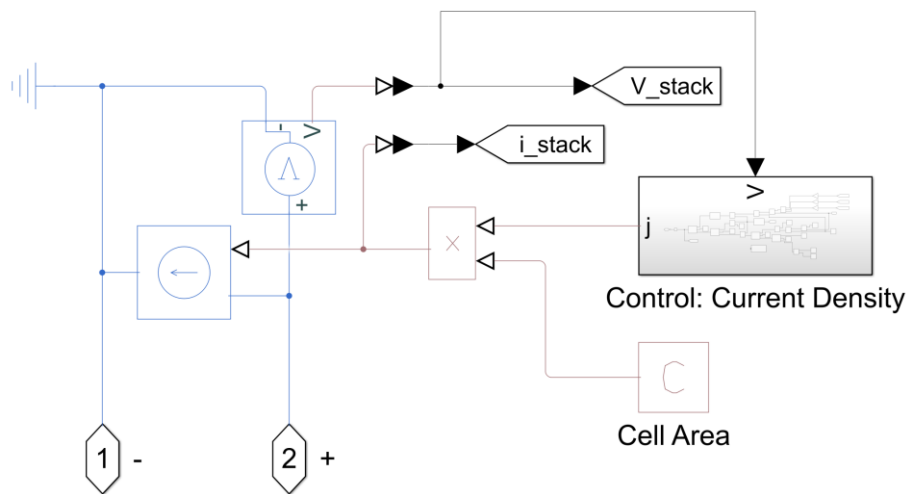


Abbildung 5.12: Subsystem für die Regulierung der Stromstärke und Messung der resultierenden Spannung.

Die Stromstärke errechnet sich als Produkt der Zelloberfläche und der Stromdichte, welche beide von der Anwenderin bzw. dem Anwender in der GUI definiert werden. Die Stromdichte kann entweder direkt in A/cm^2 eingestellt werden oder in der GUI wird ein Wert für die elektrische Leistung eingetragen. Stromdichte und Leistung können auch als zeitlich veränderliche Parameter gewählt werden. Die limitierende Stromdichte überschreitende Werte können nicht berechnet werden. Würde die Stromdichte die limitierende Stromdichte übersteigen, rechnet das System mit dem limitierenden Wert weiter, ohne eine Fehlermeldung zu erzeugen. Die Regelung der Stromdichte erfolgt über das Subsystem „Control: Current Densitys“ (Abbildung 5.12).

5.3.6. Randbedingungen und Solver

Das Modell weist eine hohe Steifigkeit auf, wodurch beim Start starke Schwingungen auftreten können. Um dies zu vermeiden, beginnen alle Simulationen von einem fixen Startpunkt aus. Über einen Anfahrvorgang werden die Modellparameter ausgehend vom Startpunkt auf den eingestellten Betriebspunkt gebracht. Das Modell ist so ausgelegt, dass nach 500 Sekunden alle Anfahrvorgänge abgeschlossen sind. Der Startpunkt ist definiert für eine Stromdichte von $0,1 \text{ A/cm}^2$, einen Betriebsdruck von 1 atm und eine Zelltemperatur von 80°C . Anhand dieser Betriebsparameter sind die Anfangsbedingungen gewählt. Diese sind in allen Blöcken des Typs „Pipe“ definiert. Die Werte unterscheiden sich zwischen den Blöcken, da die Eigenschaften der Massenströme über den Rohrverlauf hinweg variieren. Allen Anfangsbedingungen wurde eine hohe Priorität („high“) zugewiesen.

Definiert werden dabei:

- Anfangstemperatur
- Anfangsdruck
- Relative Feuchte des Massenstroms
- Spezifische Feuchte des Massenstroms
- Massenanteil des Spurgases
- Molanteil des Spurgases

Das Modell kann nur im vorgegebenen Temperaturbereich die Eigenschaften der Gaskomponenten aus den vordefinierten Werten interpolieren. Daraus ergeben sich die Betriebsgrenzen des Modells, welche nicht durch ein übermäßiges Einschwingverhalten überschritten werden dürfen. Verlassen die Parameter den Betriebsbereich, bricht Simscape die Simulation ab. In diesem Modell werden die standardmäßigen Temperaturgrenzen von $-56,55^\circ\text{C}$ und 350°C verwendet.

Für die Verbindung der Solver mit dem Modell ist im Subsystem für die Brennstoffzellenkühlung der Block „Solver configuration“ verantwortlich. In diesem Block werden die standardmäßigen Einstellungen beibehalten. Als Solver stehen unterschiedliche ODE-Solver (engl. „Ordinary Differential Equation“) für steife und nicht-steife Systeme in Simscape zur Verfügung. Diverse Tests im Zuge der Modellerstellung zeigen, dass die automatische Solverwahl valide Ergebnisse liefert, weshalb kein bestimmter Solver vorgegeben wird. Ebenfalls wird festgelegt, dass

Simscape die Schrittweite während der Simulation selbständig bestimmt. Daraus ergibt sich der Vorteil, dass bei Simulationen, in denen sich ein stationärer Zustand einstellt, der Zeitaufwand möglichst gering gehalten wird, im Startvorgang der Simulation aber dennoch genügend Zeitschritte berechnet werden.

6. Modellvalidierung und Einfluss der Brennstoffzellenparameter

In diesem Kapitel wird das Verhalten des Brennstoffzellenmodells anhand von Vergleichsdaten validiert und dessen Eignung für die Durchführung von Parameterstudien gezeigt. In weiterer Folge wird beschrieben, wie die von der Anwenderin bzw. dem Anwender zu definierenden Brennstoffzellparameter das Verhalten des Modells beeinflussen. Durch die Veränderung dieser Parameter können verschiedene Typen von PEM-Brennstoffzellen für die Simulation verwendet werden.

6.1. Validierung des Modells

Für die Validierung werden die Ergebnisse des vorliegenden Modells mit veröffentlichten Daten verglichen. Als Referenz dient vor allem die Studie von Salva et al. [16]. Diese beschäftigt sich mit der Validierung eines eindimensionalen PEMFC-Modells anhand von experimentell ermittelten Fuel Cell Stack Daten. Für die Validierung des im Zuge dieser Arbeit erstellten Modells werden sowohl die experimentellen als auch die berechneten Ergebnisse aus [16] herangezogen, da die Polarisationskurven der Brennstoffzellen experimentell nicht vollständig bestimmt sind. Als weitere Quelle für Referenzdaten wird das Paper von Wittmann et al. [17] verwendet, in dem ebenfalls ein Brennstoffzellensystem für Luftfahrtanwendungen mit ähnlicher Genauigkeit behandelt wird. Der Vergleich erfolgt hierbei nur mit Modelldaten, da Wittmann et al. im Gegensatz zu Salva et al. keine experimentellen Datensätze erstellen.

6.1.1. Validierung des Brennstoffzellenverhaltens

Um einen möglichst genauen Vergleich zwischen dem vorliegenden Modell und den Referenzdatensätzen zu gewährleisten, werden die Modellparameter entsprechend der in den Papern [16] und [17] beschriebenen Angaben gewählt, siehe Tabelle 6.1. Parameter, zu denen die Autorinnen bzw. Autoren keine Angaben machen, oder die aufgrund von Modellunterschieden nicht benötigt werden, sind so gewählt, dass eine möglichst gute Übereinstimmung erzielt wird.

Tabelle 6.1: Für die Validierung entnommene Parameter aus den Referenzdatensätzen [16, 17].

Parameter	Salva et al.	Wittmann et al.
Zellfläche (cm^2)	50	400
Zellanzahl	3; 5 oder 7	370
Temperatur ($^{\circ}C$)	50 oder 60	85
Betriebsdruck (bar)	1	1 – 4
Relative Feuchte am Einlass	0,5 oder 1	0,2
Sauerstoffstöchiometrie	2; 3,5 oder 5	2
Wasserstoffstöchiometrie	1,5 oder 5	n.d.
Membrandicke (μm)	175	10
GDL-Dicke (μm)	420	300
GDL-Porosität	0,82	n.d.

Tabelle 6.2: Betriebsparameter der von Salva et al. durchgeführten Versuche [16].

	Zellanzahl	T ($^{\circ}C$)	RH	v_{H_2}	v_{O_2}
Test S3_01	3	50	0,5	1,5	3,5
Test S5_02	5	50	0,5	1,5	5
Test S5_03	5	50	1	1,5	5
Test S7_03	7	50	1	1,5	5
Test S7_06	7	60	1	1,5	5

Für den Vergleich der Modellergebnisse dieser Arbeit mit den experimentellen Daten von Salva et al. wird der Test S5_03 als Referenz gewählt; für die Betriebsparameter der Tests aus [16] siehe Tabelle 6.2. Die Werte für den Leckstrom, den Ladungsübertragungskoeffizienten sowie die Referenzwerte der begrenzenden Stromdichte und der Austauschstromdichte werden iterativ bestimmt, um eine möglichst gute Übereinstimmung zu erzielen. Abbildung 6.1 zeigt die Polarisationskurve der Modelldaten aus [16] in grün und die daran angepasste Polarisationskurve des erstellten Modells in gelb. Für einen effizienten Vergleich von Brennstoffzellen bzw. deren Modellen sollte bei der Erstellung der Polarisationskurve stets die Spannung über der Stromdichte aufgetragen werden. Allerdings tragen Salva et al. die Spannung über der Stromstärke auf, weshalb dies für den folgenden Vergleich beibehalten wird. Für die Umrechnung der Stromstärke in die Stromdichte müssen die Werte der x-Achse durch die Zellfläche (50 cm^2) dividiert werden.

Bei dem Vergleich der Polarisationskurven werden folgende Werte iterativ abgeschätzt und für die Validierung mit den Daten von Salva et al. beibehalten:

- Leckstromdichte: $0,005 \text{ A/cm}^2$
- Ladungsübertragungskoeffizient: $0,21$
- Referenz limitierende Stromdichte: $0,048 \text{ A/cm}^2$
- Referenz Austauschstromdichte: $0,00005 \text{ A/cm}^2$

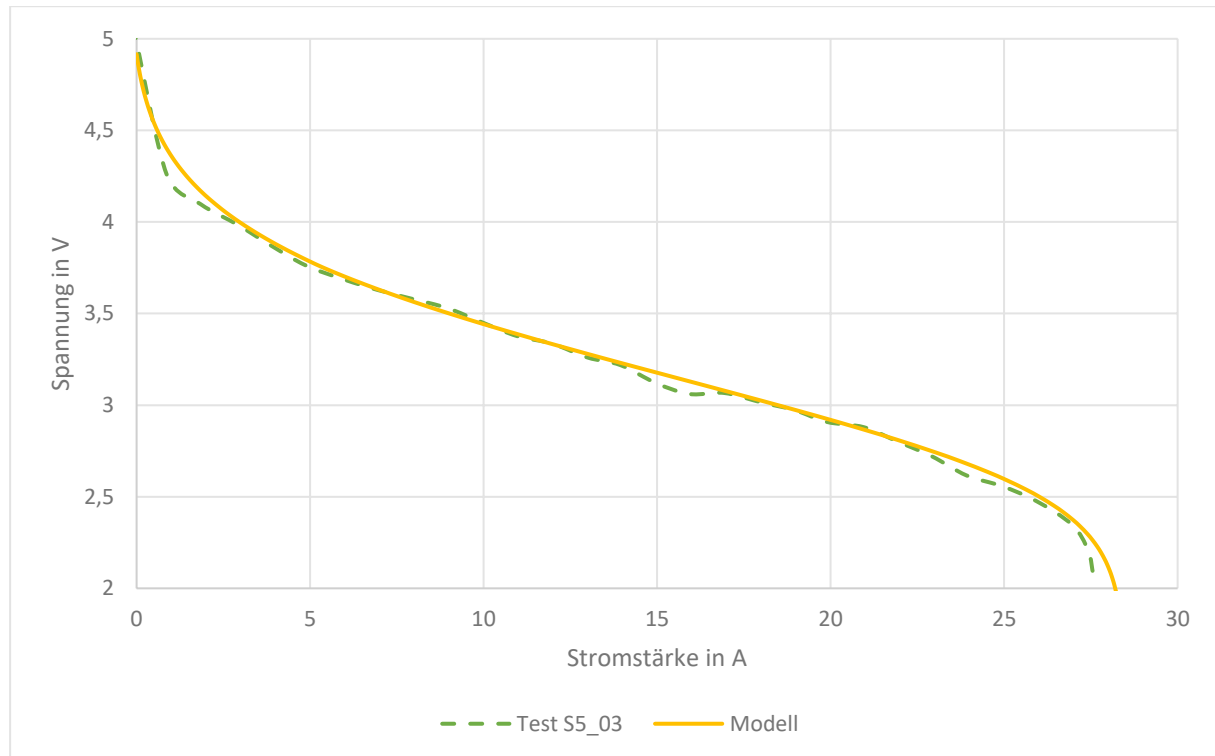


Abbildung 6.1: Vergleich der Referenzdaten mit den Ergebnissen des Modells für die Referenzkurve [16].

Im Gegensatz zu den in Tabelle 6.1 angeführten Parametern werden die Anzahl der Zellen und die Betriebsbedingungen, siehe Tabelle 6.2, abhängig von den Simulationen angepasst.

Aus Abbildung 6.2, welche den Einfluss der Betriebstemperatur auf das Brennstoffzellenverhalten darstellt, kann entnommen werden, dass die resultierende Spannung mit steigender Betriebstemperatur sinkt. Dieser Effekt ist in den Ergebnissen des vorliegenden Modells für Stromstärken von 2 bis 10 A stärker ausgeprägt als in den Referenzdaten. Ab einer Stromstärke von 10 A weisen die Kurven allerdings eine gute Übereinstimmung auf.

Die Abnahme der erzeugten Spannung im erstellten Modell wird durch den Anstieg der Aktivierungsverluste verursacht. Da die Brennstoffzelle von Salva et al. nur bei

sehr geringen Stromdichten betrieben wird, dominieren die Aktivierungsverluste das Brennstoffzellenverhalten. Bei höheren Stromdichten hingegen überwiegen die ohmschen Verluste, wodurch eine Verbesserung des Spannungsausgangs möglich ist. Abbildung 6.3 veranschaulicht die Auswirkung der Betriebstemperatur auf die drei Verlustarten. Dabei zeigt sich, dass im Bereich von 0 bis 12 A der Spannungsverlauf im vorliegenden Modell vorwiegend durch die Aktivierungsverluste definiert wird. Die Auswirkungen der Temperatur auf das Brennstoffzellenverhalten sind in Kapitel 3.1.1 beschrieben.

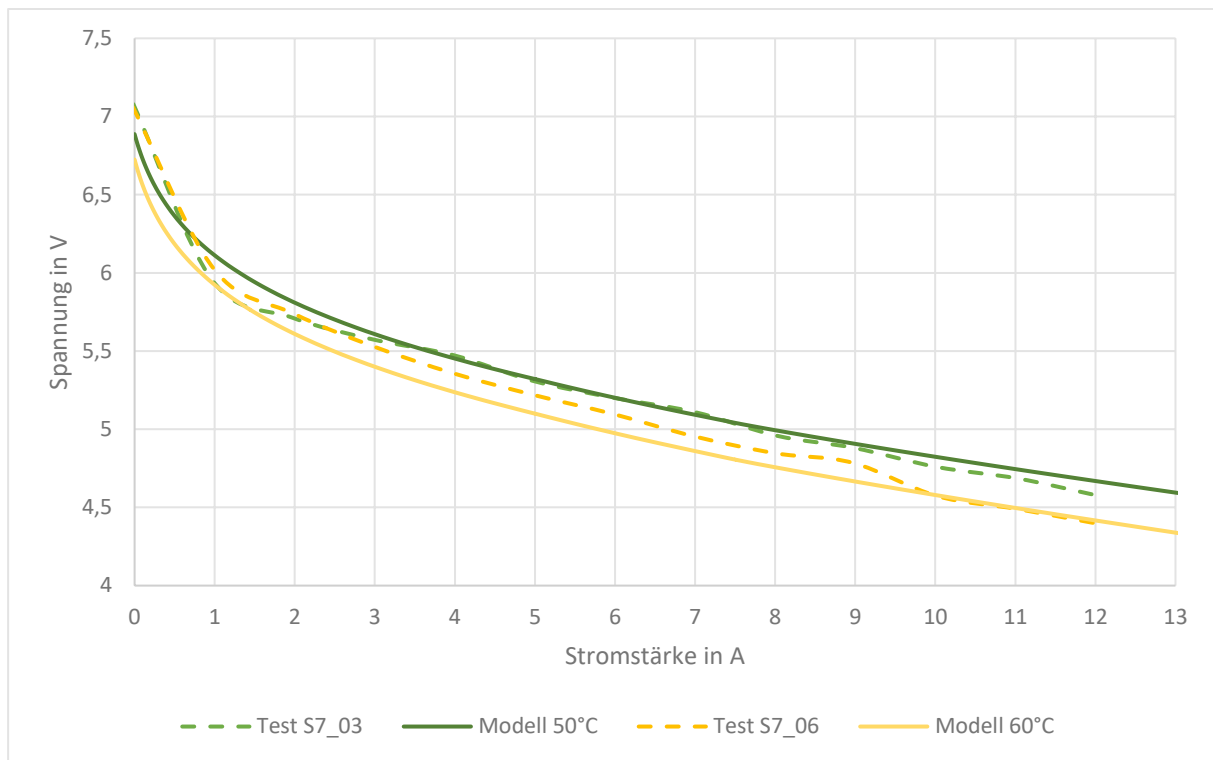


Abbildung 6.2: Vergleich experimenteller Daten und Modellergebnisse für Änderungen der Betriebstemperatur [16].

Sowohl die grün dargestellte Kurve in Abbildung 6.2 als auch die gelbe Kurve in Abbildung 6.1 weisen eine hohe Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen von Salva et al. auf. Die beiden Kurven werden mit denselben Betriebsbedingungen erstellt und unterscheiden sich nur bezüglich ihrer Zellzahl. Daraus ergibt sich, dass das Modell gut mit der Anzahl der Zellen skaliert.

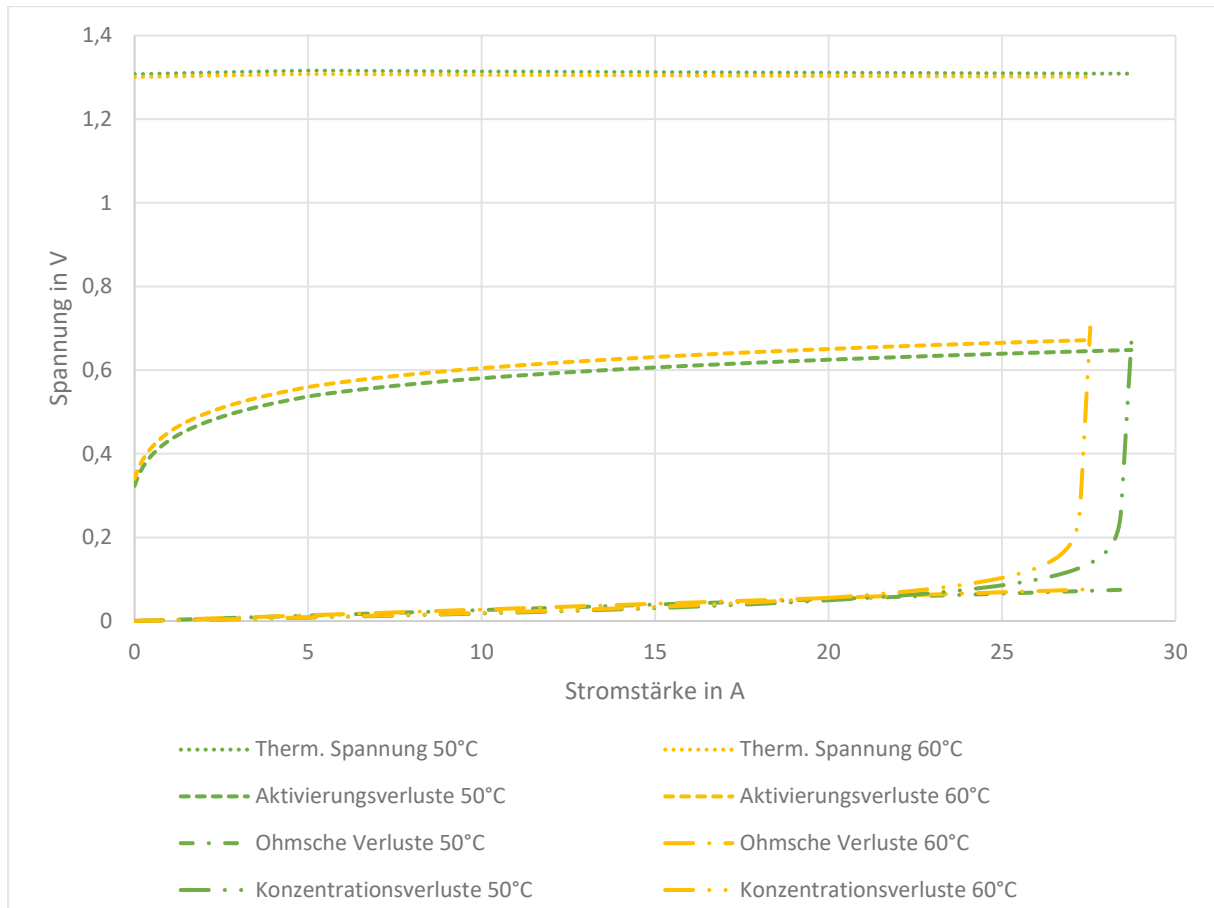


Abbildung 6.3: Vergleich der Verluste einer Zelle bei 50°C und 60°C.

Salva et al. testen weiters den Einfluss der relativen Feuchte der zuführenden Massenströme. Die experimentellen Ergebnisse sowie deren Vergleich mit den Ergebnissen des vorliegenden Modells sind in Abbildung 6.4 veranschaulicht. In beiden Arbeiten kommt es zu einer Verschlechterung des Spannungsoutputs. Mit abnehmender zugeführter relativer Feuchtigkeit verringert sich die Wassersättigung der Zellmembran und damit ihre Leitfähigkeit. Dieser Effekt ist im erstellten Modell stärker ausgeprägt als in den Referenzdaten von Salva et al., siehe gelb dargestellte Kurven in Abbildung 6.4.

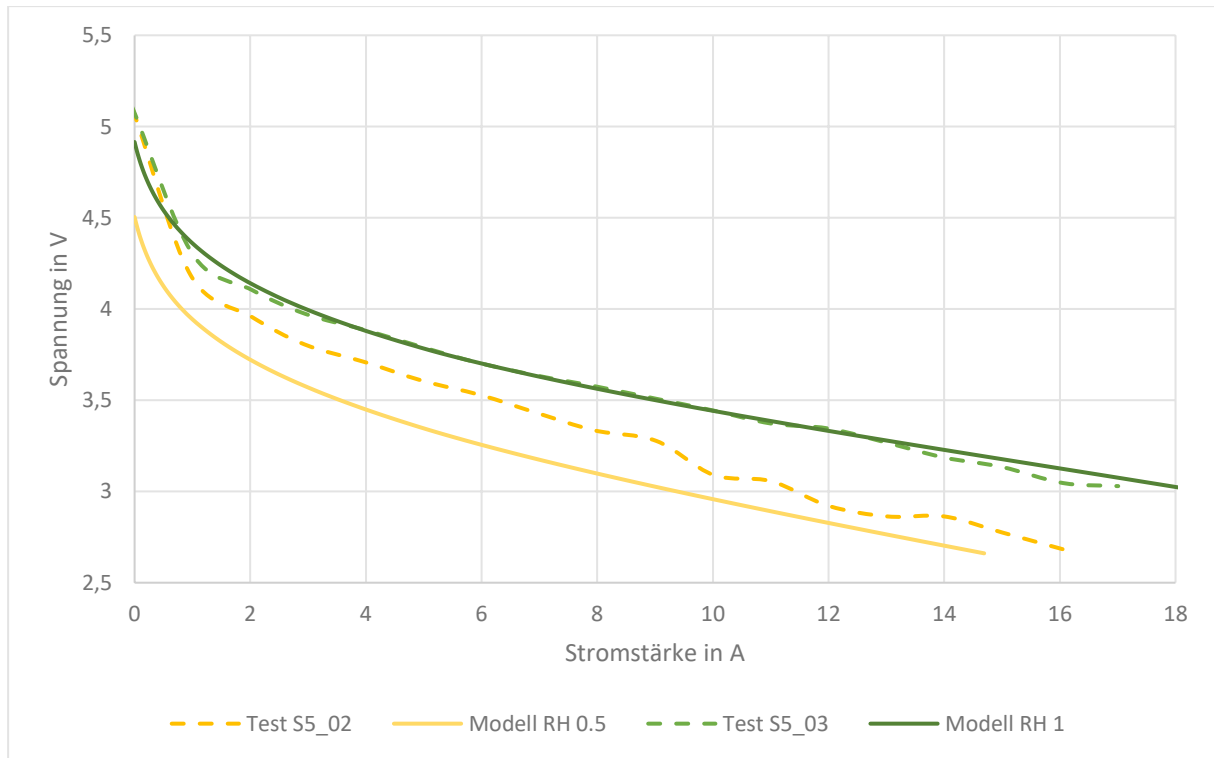


Abbildung 6.4: Vergleich experimenteller Daten mit Modellergebnissen hinsichtlich Änderungen der relativen Feuchte [16].

In den von Salva et al. durchgeführten Experimenten wurde die Auswirkung des Betriebsdrucks nicht ermittelt. Aus diesem Grund wird das Modell dieser Arbeit mit den Ergebnissen von Wittmann et al. [17] verglichen. Dabei handelt es sich jedoch nicht um experimentell ermittelte Daten, sondern um Ergebnisse eines Brennstoffzellenmodells für Luftfahrtanwendungen. Der Vergleich ist in Abbildung 6.5 für drei verschiedene Betriebsdrücke visualisiert. Die angegebenen Werte beschreiben das Verhalten einer einzelnen Zelle. Die Spannungswerte ergeben sich aus der Division der resultierenden Gesamtspannung aller Zellen durch die Zellanzahl. Die Referenzwerte der begrenzenden Stromdichte, der Austauschstromdichte und des Ladungsübertragungskoeffizienten sind iterativ angepasst. Als Referenz dient die Polarisationskurve bei 2 bar Betriebsdruck; dabei werden folgende Werte definiert:

- Ladungsübertragungskoeffizient: 0,235
- Referenz begrenzende Stromdichte: 2,1 A/cm²
- Referenz Austauschstromdichte: 0,005 A/cm²

Da keine Werte für die Wasserstoffstöchiometrie und die Porosität der Gasdiffusionsschicht angegeben sind, werden die Werte von Salva et al. eingesetzt. Somit lauten die getroffenen Annahmen:

- Wasserstoffstöchiometrie: 1,5
- Porosität der Gasdiffusionsschicht: 0,82

Die übrigen von den Autorinnen bzw. Autoren angegebenen Parameter sind in Tabelle 6.1 angeführt.

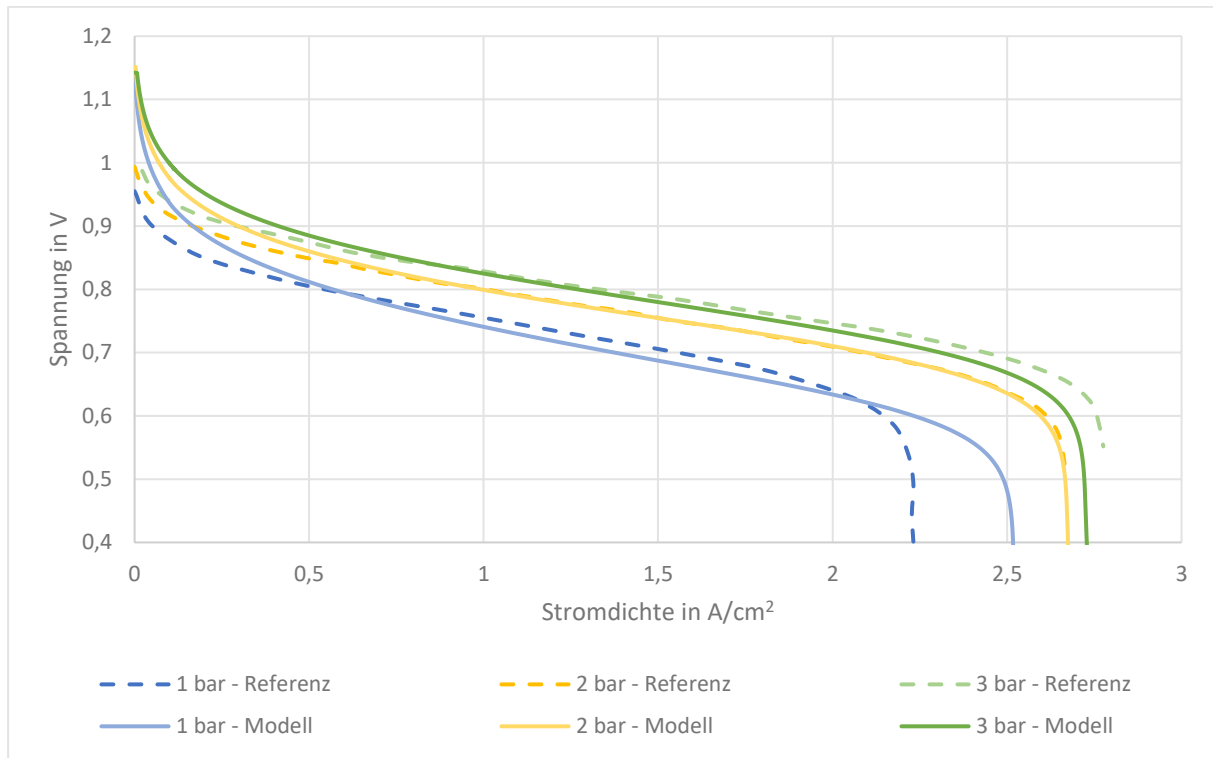


Abbildung 6.5: Vergleich beider Modelldaten hinsichtlich Änderungen des Betriebsdrucks [17].

Der Vergleich der beiden Modelle zeigt, dass im Modell von Wittmann et al. eine deutlich stärkere Veränderung der limitierenden Stromdichte in Abhängigkeit des Betriebsdrucks auftritt. Da Wittmann et al. nicht angeben, wie die limitierende Stromdichte berechnet wird und welche Annahmen für die Modellierung der Strömungskanäle getroffen werden, kann der Grund für die Abweichung nicht genau bestimmt werden. Jedoch ist anzunehmen, dass die Abweichung auf unterschiedlichen Modellannahmen für die Berechnung der Sauerstoffkonzentration an der Zellmembran zurückzuführen ist. Im Bereich von 0,5 bis 2 A/cm^2 stimmen die Polarisationskurven beider Modelle für alle untersuchten Drücke gut überein. Dies zeigt sich auch im Vergleich der Brennstoffzellenleistung in Abhängigkeit des Betriebsdrucks für eine konstante Stromdichte von 1 A/cm^2 , siehe Abbildung 6.6.

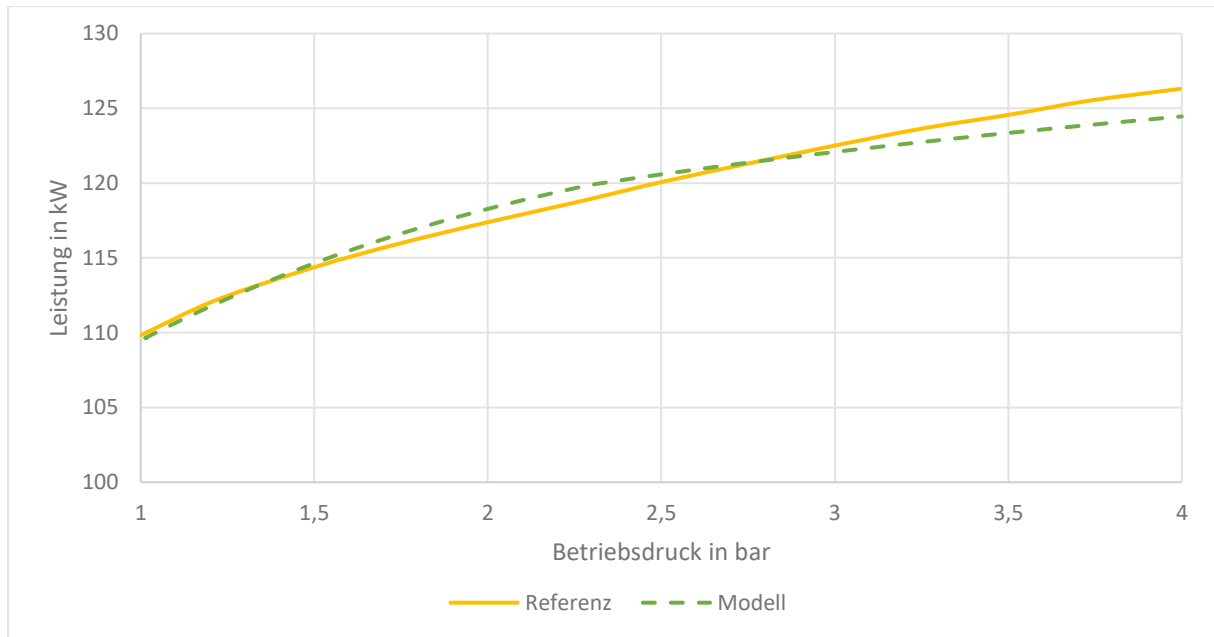


Abbildung 6.6: Vergleich der Brennstoffzellenleistung bei 1 A/cm^2 in Abhängigkeit des Betriebsdrucks [17].

6.1.2. Validierung des Gesamtsystemverhaltens

Da das Modell nicht nur die Brennstoffzelle beinhaltet sondern auch die Systeme der Sauerstoff- und Wasserstoffversorgung, wird das Gesamtsystem ebenso mit einem Beispiel aus der Literatur verglichen. Als Referenz dient das Modell von Wittmann et al. [17], das den Einfluss der Kondensation auf die Energierückgewinnung bei der Expansion der Abluft in einer Turbine untersucht. Um den Einfluss der Verdichtungsenergie auf den Systemwirkungsgrad zu veranschaulichen, sind in Abbildung 6.7 die Leistungen als normalisierte Werte in Abhängigkeit der Flughöhe aufgetragen. Diese normalisierten Werte beziehen sich auf die Leistung der Brennstoffzelle bei einer konstanten Stromdichte von 1 A/cm^2 und einem Betriebsdruck von $2,75 \text{ bar}$. Die Referenzwerte sind als gestrichelte Linien dargestellt, die Ergebnisse des erstellten Modells als volle Linien. Wittmann et al. gehen von polytropen Zustandsänderungen aus, wobei die angegebenen polytropen Wirkungsgrade $0,9$ für die Turbine und $0,85$ für den Kompressor betragen. Die mechanischen Wirkungsgrade werden von Wittmann et al. nicht angeführt und werden daher im erstellten Modell nicht berücksichtigt. Für die Parameter der Brennstoffzelle werden die in Kapitel 6.1.1 für den Vergleich des Betriebsdruckes angeführten Werte verwendet. Der Vergleich zeigt, dass die beiden Modelle bezüglich der Verdichtungsenergie eine hohe Übereinstimmung aufweisen. Die zurückgewonnene Leistung hingegen ist im Referenzmodell geringer als im hier verwendeten Modell.

Wittmann et al. berichten hinsichtlich der Rückgewinnung der Brennstoffzellenleistung von 8% im Bodenbetrieb bzw. von 21% in 15 km Flughöhe, während im erstellten Modell für dieselben Bedingungen 9,7% bzw. 25% erzielt werden. Dieser Unterschied könnte durch die jeweils getroffenen Modellannahmen begründet sein. Das erstellte Modell definiert die Kondensationsmenge als die Differenz zwischen Eintrittszustand und Zustand nach der Expansion. Wittmann et al. jedoch wenden einen iterativen Ansatz an, um jenen Druck zu erhalten, bei dem Kondensation einsetzt. Weiters wirken sich Unterschiede in den Massenströmen und der Eintrittstemperatur auf die zurückgewonnene Leistung aus.

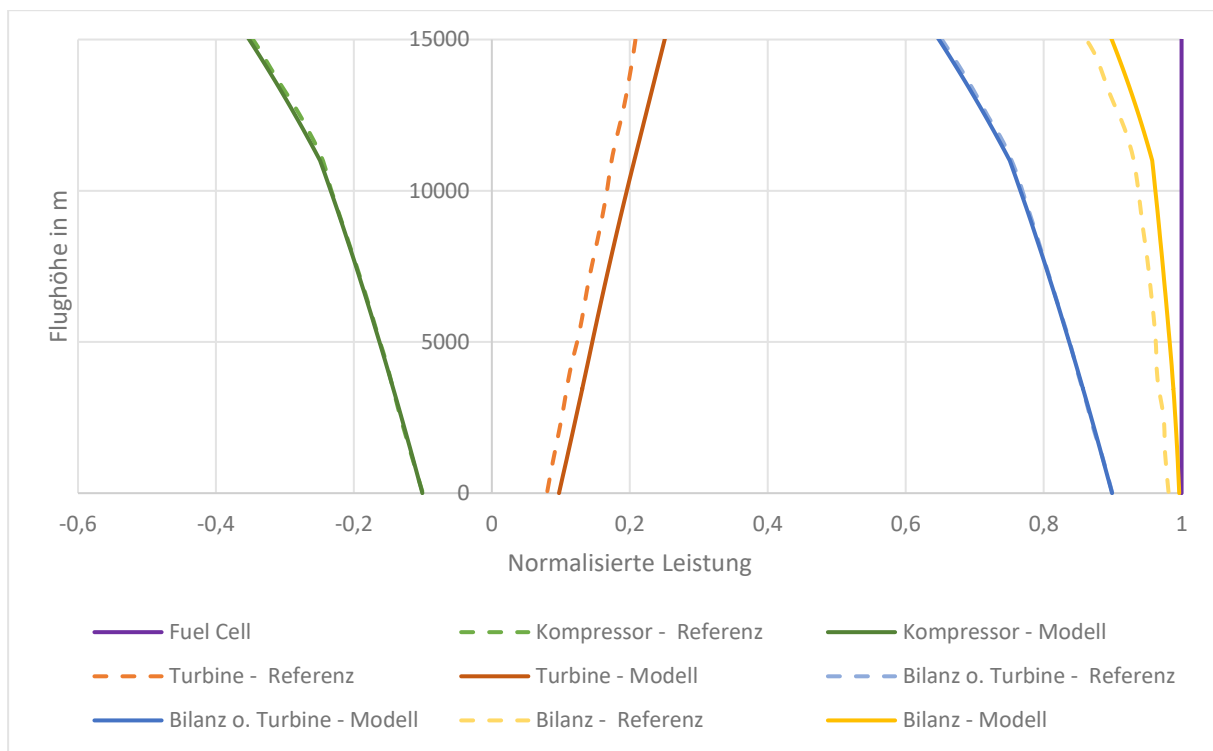


Abbildung 6.7: Vergleich der normalisierten Kompressor-, Turbinen-, Brennstoffzellenleistung des Modells mit Wittmann et al. [17].

Von Interesse bei der Modelluntersuchung ist die Austrittstemperatur der Abluft. Fällt diese unter den Nullpunkt, kann es zur Bildung von Eis kommen. In Kapitel 3.2.1 wurde bereits der Unterschied zwischen dem Vorhandensein feuchter bzw. trockener Luft auf die Turbinenaustrittstemperatur erläutert. Aus diesem Grund werden das erstellte Modell und das Referenzmodell nur hinsichtlich ihrer Ergebnisse für die Berechnung mit feuchter Luft in Abbildung 6.8 verglichen. Dabei zeigt sich, dass beide Modelle bis zum Erreichen der Tropopause in 11 km Höhe nahezu idente Ergebnisse liefern. Die Differenz der Austrittstemperaturen entspricht dem Unterschied der

Eintrittstemperaturen. Da der Luftstrom in der Brennstoffzelle erwärmt wird, liegt die Eintrittstemperatur im erstellten Modell $0,8\text{ }^{\circ}\text{C}$ über der Betriebstemperatur von $85\text{ }^{\circ}\text{C}$. Im Gegensatz dazu entspricht die Eintrittstemperatur der Turbine im Modell von Wittmann et al. genau der Brennstoffzellentemperatur.

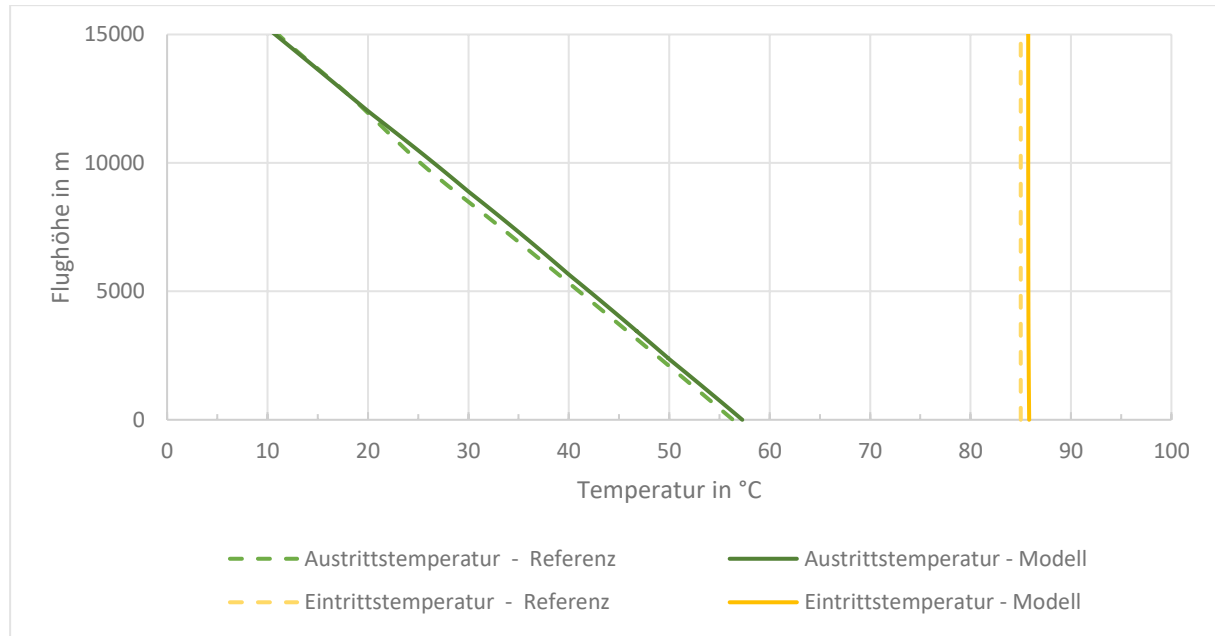


Abbildung 6.8: Vergleich der Turbinenaustrittstemperatur mit dem Referenzmodell [17].

Da beide Modelle ein ähnliches Verhalten aufweisen und vergleichbare Ergebnisse liefern, werden die Brennstoffzellendaten von Wittmann et al. (Tabelle 6.1) als Basis für die Parameterstudien herangezogen. Diese werden den von Salva et al. angeführten Parametern vorgezogen, da die Daten von Wittmann et al. eine für Luftfahrtanwendungen geeignete Brennstoffzelle zum derzeitigen Stand der Technik widerspiegeln.

6.2. Einfluss der Brennstoffzellenparameter

Nach Beschreibung des Verhaltens der Brennstoffzelle bzw. des Gesamtsystems hinsichtlich gegebener Parameter, werden nun die Auswirkungen der einzelnen Modellparameter auf das System erläutert. Auf die Betriebsparameter Druck, Temperatur, Feuchtigkeit und Stöchiometrie wird nicht eingegangen; deren theoretische Grundlagen sind in Kapitel 3.1 beschrieben und ihre Auswirkungen auf das erstellte Modell sind in Kapitel 6.1.1 veranschaulicht. In diesem Abschnitt werden brennstoffzellspezifische Parameter erläutert.

Membranfläche und Anzahl der Zellen

Die Anzahl und Größe der Zellen hat keinen Einfluss auf den Verlauf der Polarisationskurve einer einzelnen Zelle, wenn die Kurve über der Stromdichte aufgetragen wird. Allerdings wirken sich beide Parameter auf den Leistungsoutput der Gesamtkonfiguration aus. Wird die Anzahl der Zellen bei gleichbleibender Stromdichte erhöht, steigt der Gesamtleistungsoutput. Durch eine größere Zellfläche nimmt die Stromstärke bei unveränderter limitierender Stromdichte zu. Die maximale Leistung der Brennstoffzellenanordnung kann durch die Erhöhung dieser Parameter gesteigert werden. Jedoch bietet sich an, den Leistungsoutput über die Anzahl der Zellen einzustellen, da die Fläche einer Zelle eine fertigungstechnische Größe darstellt.

Membrandicke

Die Dicke der Elektrolytmembran beeinflusst direkt den Transport von Wasserstoffionen und Wassermolekülen; je dicker die Membran, desto schwieriger der Transport. Aus Formel 5.6 geht hervor, dass einerseits die ohmschen Verluste mit zunehmender Membrandicke steigen und, dass andererseits die Polarisationskurve der Brennstoffzelle mit geringerem Flächenwiderstand abflacht. Dieser Effekt ist in Abbildung 6.9 für eine Membrandicke von 10 μm bzw. 100 μm dargestellt.

Weiters erschwert eine hohe Membrandicke die Diffusion von Wasser, siehe Formel 5.18, wodurch wiederum der Austausch von Wasser zwischen Anoden- und Kathodenseite beeinflusst wird.

Ladungsübertragungskoeffizient

Der Ladungsübertragungskoeffizient steht in der Formel für die Aktivierungsverluste (Formel 5.4) als auch für die Konzentrationsverluste (Formel 5.10) im Nenner und beeinflusst diese Verluste indirekt proportional: je größer der Koeffizient, desto geringer die Verluste. Das bedeutet, dass die Polarisationskurve durch höhere Werte des Ladungsübertragungskoeffizienten nach oben bzw. durch geringere Werte nach unten verschoben wird. Abbildung 6.9 stellt diesen Zusammenhang graphisch dar, wobei die Referenzkurve mit einem Ladungsübertragungskoeffizienten von 0,235 erstellt wurde und die Vergleichskurve den Wert 0,4 verwendet.

Dicke, Porosität und ohmscher Widerstand der Gasdiffusionsschicht

Die Dicke der Gasdiffusionsschicht wirkt sich darauf aus, wie der Austausch von Wasser zwischen den Strömungskanälen und der Membran abläuft. Je dicker die Schicht, desto langsamer erfolgt der Austausch. Die Porosität der GDL beeinflusst die Diffusion von Sauerstoff nach dem gleichen Prinzip, wobei ein höherer Wert das Diffusionsverhalten verbessert. Neben der Dicke und der Porosität der GDL werden die von ihr verursachten ohmschen Widerstände als konstanter Wert ebenfalls berücksichtigt. Aus Formel 5.6 geht hervor, dass der erhöhte flächenspezifische Widerstand zu einer stärkeren Steigung der ohmschen Verluste führt. Zur Veranschaulichung zeigt Abbildung 6.9 die Referenzkurve mit einem Widerstand von $0,001 \Omega\text{cm}^2$ und die Vergleichskurve mit einem erhöhten Wert von $0,01 \Omega\text{cm}^2$.

Leckstromdichte

Durch die Anpassung der Stromdichte um die Leckstromdichte (Formel 5.14) werden Verluste berücksichtigt, welche nicht den drei Hauptverlustarten zuzuordnen sind. In Abbildung 6.9 (Referenz: $0,005 \text{ A/cm}^2$; Vergleich: $0,05 \text{ A/cm}^2$) sind die Auswirkungen der variierenden Leckstromdichte auf die Spannungs-Stromdichte-Kurve dargestellt, wobei sich die Kurve bei höherem Leckstrom zu geringeren Stromdichten hin verschiebt.

Referenzwert für die begrenzende Stromdichte

Die begrenzende Stromdichte beschreibt jene Stromdichte, bei der alle Reaktanten vollständig aufgebraucht werden. Der Referenzwert beschreibt diesen Zustand unter Standardbedingungen, siehe Formel 5.11; je höher der Wert unter Standardbedingungen ist, desto höher ist der Wert unter simulierten Bedingungen. Die Polarisationskurve verlängert bzw. verkürzt sich abhängig vom Referenzwert. Abbildung 6.9 zeigt zum Vergleich die Polarisationskurven bei einem Referenzwert von $2,1 \text{ A/cm}^2$ bzw. $2,25 \text{ A/cm}^2$ für die limitierende Stromdichte.

Referenzwert für die Austauschstromdichte

Analog zur begrenzenden Stromdichte wird die Austauschstromdichte in Abhängigkeit eines Referenzwertes bestimmt, siehe Formel 5.5. Ein höherer Referenzwert führt damit zu einer größeren Austauschstromdichte. Die Aktivierungsverluste werden

durch die Austauschstromdichte logarithmisch beeinflusst, siehe Formel 5.4, wobei diese mit steigender Austauschstromdichte sinken. Dadurch kommt es zu einer Verschiebung der Polarisationskurve hin zu höheren Spannungswerten, siehe Abbildung 6.9.

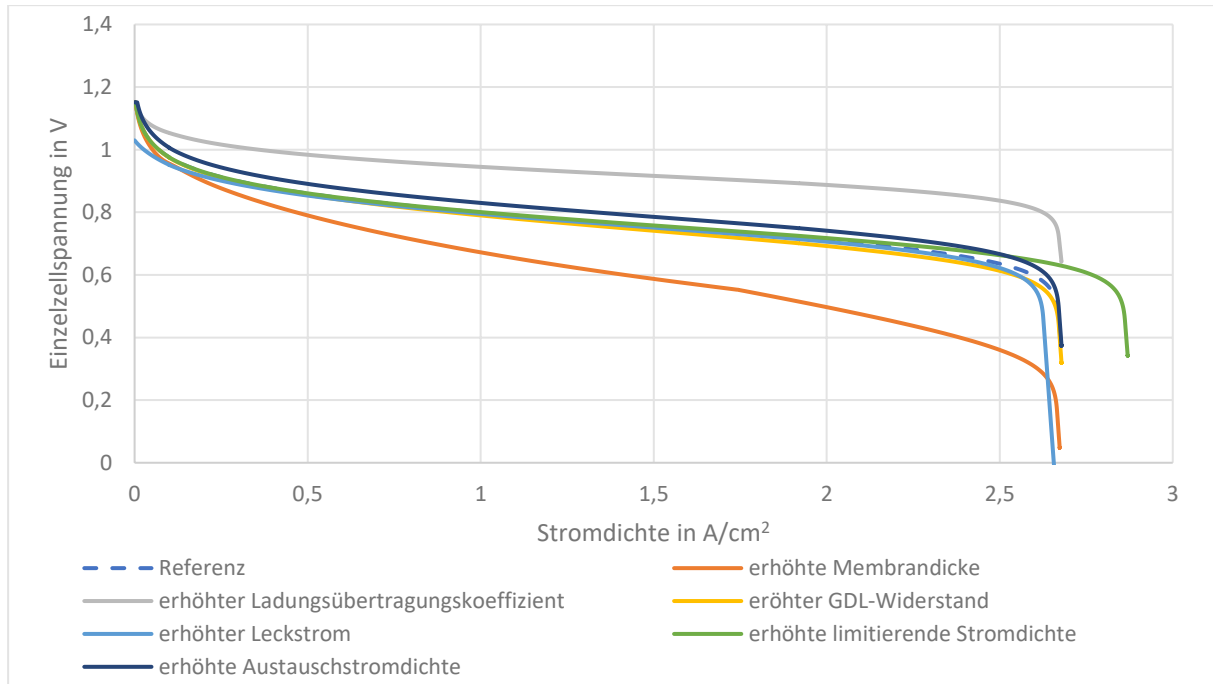


Abbildung 6.9: Einfluss der unterschiedlichen Betriebsparameter auf die Polarisationskurve.

7. Parameterstudien

Im folgenden Kapitel werden die Ergebnisse der anhand des erstellten Brennstoffzellenmodells durchgeführten Parameterstudien behandelt. Dabei werden die Auswirkungen der Betriebsparameter und der Umgebungsbedingungen auf den Gesamtwirkungsgrad des Brennstoffzellensystems erläutert. Im Zuge dessen werden Betriebsgrenzen des Systems ermittelt und diskutiert. Als Referenz dienen die Klima- und Flugzeugdaten aus Kapitel 4.

7.1. Modellparameter der Parameterstudie

Um die Vergleichbarkeit der Ergebnisse der Parameterstudien unter verschiedenen Betriebsbedingungen zu gewährleisten, werden die Brennstoffzellenkonstanten bestimmt und in den verschiedenen Simulationen nicht abgeändert, siehe Tabelle 7.1. Die gewählten Werte entsprechen den Parametern der in Kapitel 6.1.1 durchgeführten Validierung des Modells mit den Daten aus [17]. Variiert werden lediglich die Betriebs- und Umgebungsbedingungen. Die Anzahl der Zellen wird so gewählt, dass der Leistungsbedarf des Flugzeugs, siehe Kapitel 4.1, unter verschiedenen Betriebsbedingungen gedeckt ist, und beträgt 11500 Stück. Die festgelegte Anzahl bleibt in allen Simulationen konstant.

Tabelle 7.1: Für die Parameterstudie gewählte Brennstoffzellparameter.

Parameter	Wert
Zellfläche (cm^2)	400
Membrandicke (μm)	10
GDL-Dicke (μm)	300
GDL-Porosität	0,82
GDL flächenspezifischer Widerstand (Ωcm^2)	0,001
Ladungsübertragungskoeffizient	0,235
Leckstromdichte (A/cm^2)	0,005
Referenz für limitierende Stromdichte (A/cm^2)	2,1
Referenz für Austauschstromdichte (A/cm^2)	0,005

Neben den konstanten Parametern (Tabelle 7.1) werden die in Tabelle 7.2 aufgelisteten Standardbetriebsparameter für die Simulation angewandt, sofern nicht anders angegeben.

Tabelle 7.2: Referenzbetriebsparameter der Brennstoffzelle.

Parameter	Wert
Zelltemperatur (°C)	85
Sauerstoffstöchiometrie	2
Wasserstoffstöchiometrie	1,2
Relative Feuchtigkeit (Umgebung)	0,5

Die relative Feuchtigkeit der zuführenden Massenströme in die Zellen ist in den Simulationen nicht konstant, sondern wird in Abhängigkeit der relativen Membranfeuchtigkeit bestimmt. Das System legt die relative Feuchtigkeit der Zuluft so fest, dass die relative Feuchtigkeit der Zellmembran (kathodenseitig) einen Wert von 1,2 hat. Dadurch soll unabhängig von der gewählten Stromdichte oder des Betriebsdrucks stets eine ausreichende Befeuchtung gewährleistet sein. Abbildung 7.1 zeigt anhand der Polarisationskurve einer einzelnen Zelle den Einfluss der variablen Befeuchtung im Vergleich zu einer konstanten relativen Feuchtigkeit des Massenstroms.

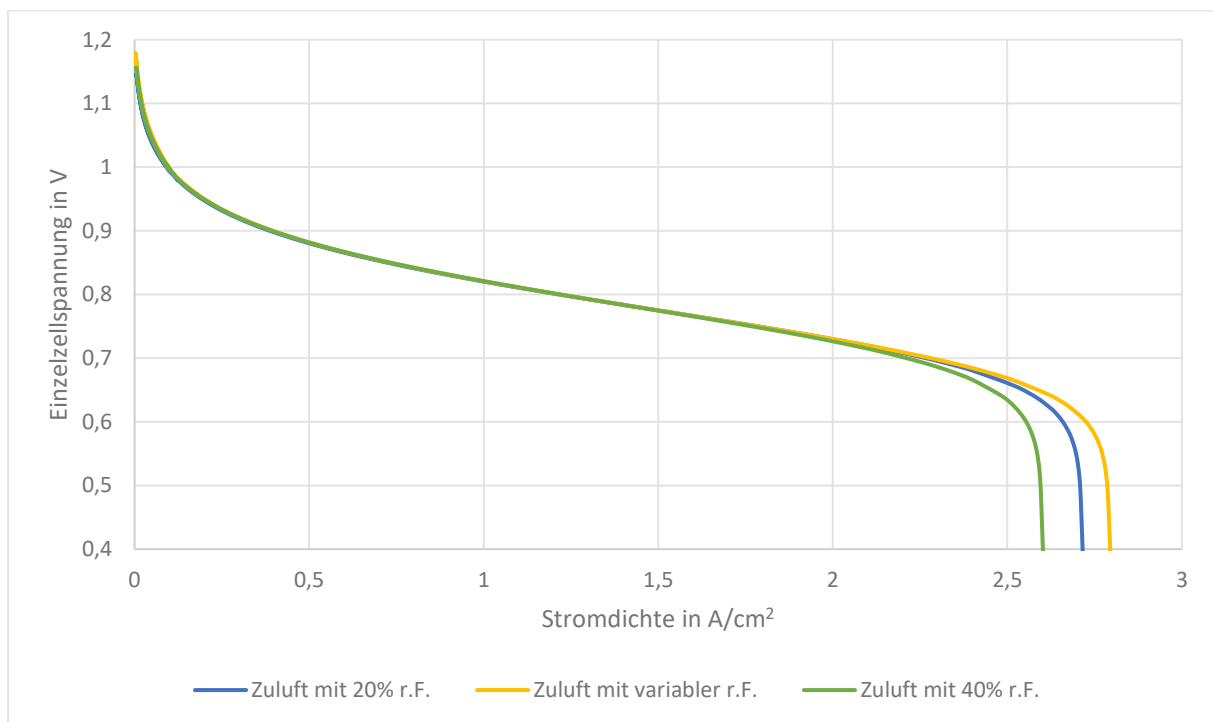


Abbildung 7.1: Vergleich von konstanter und variabler relativer Feuchtigkeit der zuführenden Massenströme bei 2 bar Betriebsdruck.

Die relative Feuchtigkeit der Membran und des Zu- bzw. Abstroms sind in Abbildung 7.3 für die Kathode und in Abbildung 7.4 für die Anode dargestellt, siehe dazu die Skizze in Abbildung 7.2. Im Fall von variabler Befeuchtung ist die limitierende Stromdichte höher, da die Sauerstoffkonzentration bei abnehmender relativer Feuchtigkeit zunimmt.

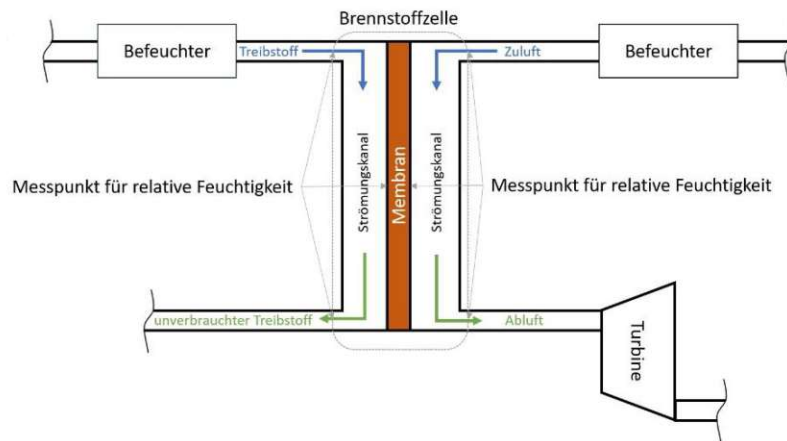


Abbildung 7.2: Skizze zur Veranschaulichung der Messpunkte für die relative Feuchtigkeit.

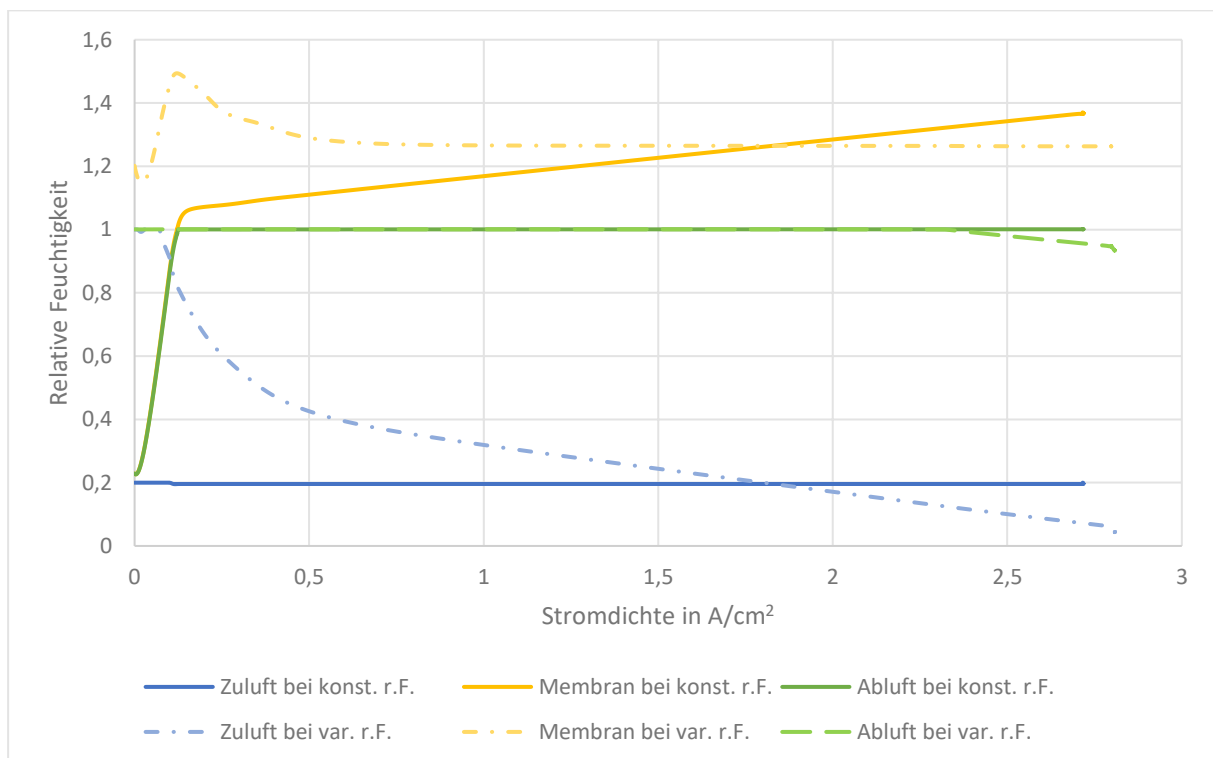


Abbildung 7.3: Vergleich von konstanter und variabler kathodenseitiger relativer Feuchtigkeit.

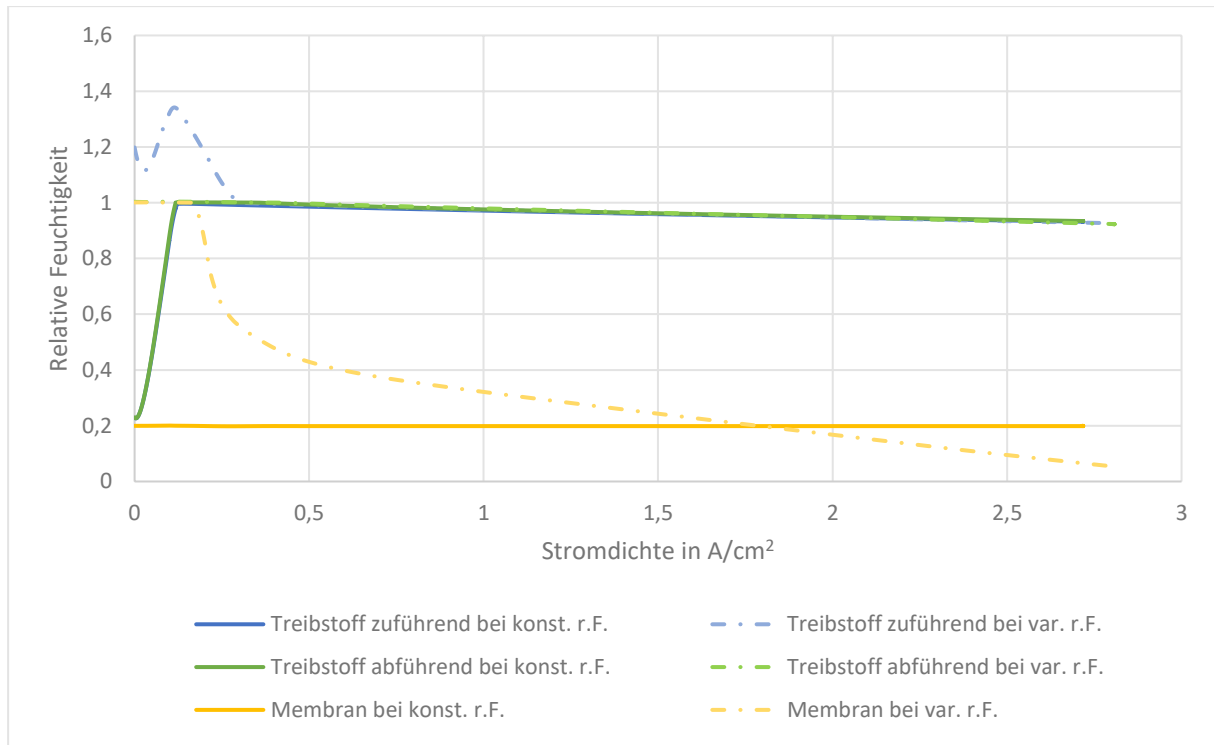


Abbildung 7.4: Vergleich von konstanter und variabler anodenseitiger relativer Feuchtigkeit.

Die Auswirkungen des Betriebsdrucks auf die Brennstoffzellenleistung sind in Abbildung 6.5 dargestellt: die Leistung steigt mit dem Druck an. Um die Auswirkungen der restlichen Betriebsparameter (Temperatur und Stöchiometriezahl) auf die Brennstoffzelle zu beschreiben, wird untersucht, wie sich die Polarisationskurve bei Abweichung von den Standardwerten (Tabelle 7.2) verändert, siehe Abbildung 7.5. Die Simulationen erfolgen anhand der relativen Feuchtigkeit der Massenströme in Abhängigkeit der Zellmembran. Der Vergleich der Betriebstemperatur zeigt, dass der Spannungsooutput der Zelle bei geringerer Temperatur steigt. Dieser Umstand ist darauf zurückzuführen, dass die Aktivierungs- und Konzentrationsverluste aufgrund der geringen Membrandicke einen höheren Einfluss als die ohmschen Verluste ausüben. Zusätzlich steigt die Sauerstoffkonzentration bei geringerer Zelltemperatur, weshalb höhere Stromdichten erreicht werden. Obwohl die Brennstoffzellenleistung bei abnehmender Temperatur steigt, wird die Brennstoffzelle bei maximal möglicher Temperatur betrieben. Höhere Temperaturen verbessern einerseits den Wassertransport, da die gasförmigen Massenströme mehr Wasser aufnehmen können, und repräsentieren andererseits einen realistischeren Betriebsfall. Im Modell wird der Transport von den Strömungskanälen hin zur Membran nur in vereinfachter Form betrachtet, wodurch Einflüsse der Temperatur vernachlässigt werden. Dennoch liefert das Modell brauchbare Ergebnisse für Stromdichten kleiner als 2 A/cm² (d.h. im

üblichen Betriebsbereich). In diesem Bereich beträgt die Verbesserung der Zellspannung bei einer Abnahme der Temperatur um 5 °C maximal 1,4%. Für die Parameterstudien wird die standardmäßige Betriebstemperatur von 85 °C gewählt; bei dieser Temperatur ist das Modell mit den Daten von [17] validiert.

Der Vergleich unterschiedlicher Sauerstoffstöchiometrie in Abbildung 7.5 zeigt, dass die limitierende Stromdichte bei höherer Stöchiometriezahl (d.h. bei höherer Sauerstoffkonzentration) steigt. Da sich die Polarisationskurven bei Stromdichten unter 2 A/cm² jedoch nur geringfügig verbessern, rechtfertigt eine höhere Sauerstoffstöchiometrie nicht den steigenden Verdichtungsaufwand.

Bezüglich steigender Wasserstoffstöchiometrie sinkt die limitierende Stromdichte, da die Zuströme kathoden- und anodenseitig mehr Wasser für die Befeuchtung zuführen müssen. Dadurch sinkt wiederum die Sauerstoffkonzentration an der Kathode.

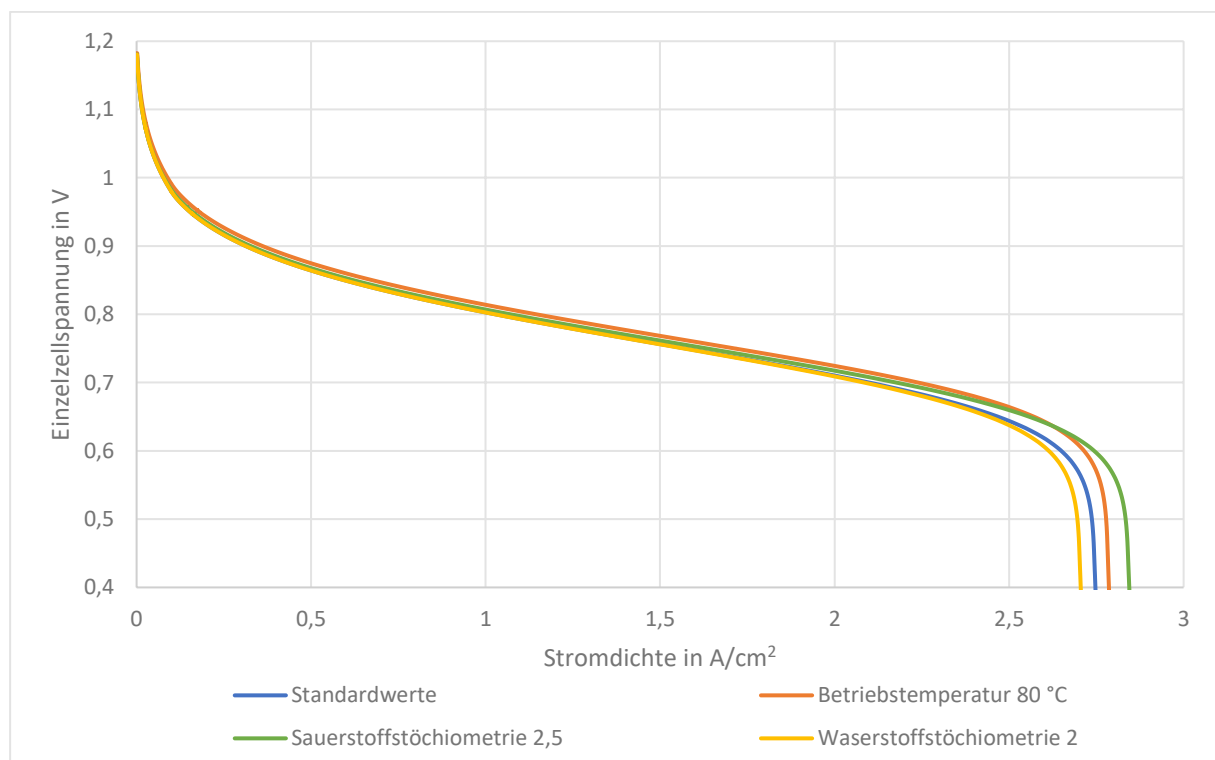


Abbildung 7.5: Einfluss der Betriebsparameter auf die Polarisationskurve.

Die Zustandsänderungen bei der Kompression bzw. Entspannung werden mit den polytropen Wirkungsgraden von 0,9 für die Turbine und von 0,85 für den Kompressor berechnet. Zusätzlich wird ein mechanischer Wirkungsgrad von 0,98 für Kompressor und Turbine verwendet.

7.2. Ergebnisse der Parameterstudie

Die Veränderung des Systemwirkungsgrades wird anhand des in Kapitel 4.1 beschriebenen Referenzflugzeugs untersucht. Besonderer Fokus liegt dabei auf der Untersuchung des Systemverhaltens während des Startvorgangs. Dafür werden dem Modell die zeitabhängigen Werte des Leistungsbedarfs und der Flughöhe übermittelt. Der Verlauf der Flughöhe vom Meeresniveau bis zum Reiseflug in 8km Höhe ist in Abbildung 7.6 dargestellt. Die Stufen der Leistungskurve in Abbildung 7.7 entsprechen dem Energiebedarf für das Erreichen der Startgeschwindigkeit auf der Rollbahn, während des Steigflugs und im Reiseflug. Weiters werden aus dem Referenzmodell die Geschwindigkeiten des Flugzeugs während des Steigflugs sowie im Reiseflug übernommen, siehe Abbildung 7.8.

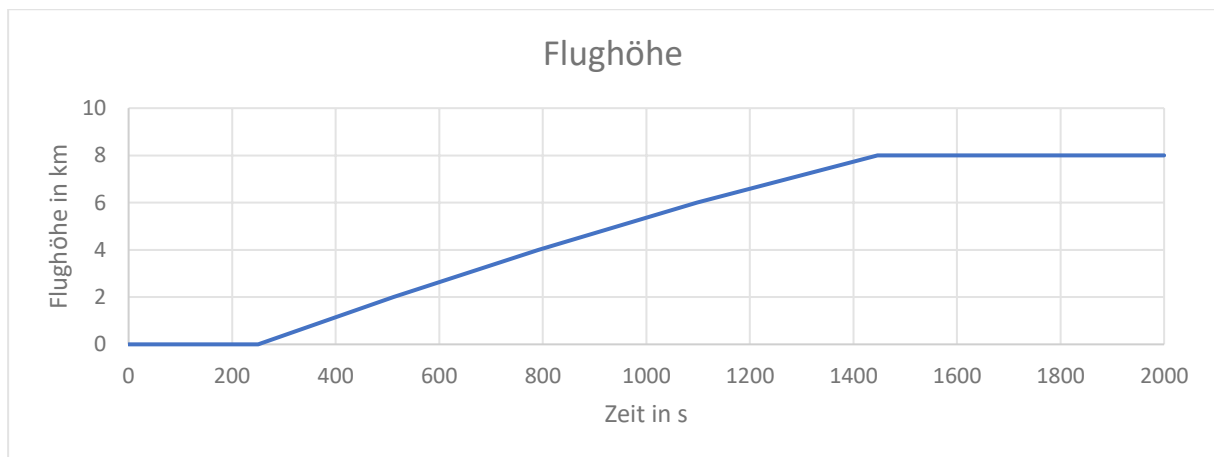


Abbildung 7.6: Zeitlicher Verlauf der Flughöhe im Referenzszenario [29].



Abbildung 7.7: Zeitlicher Verlauf der Leistung im Referenzszenario [29].

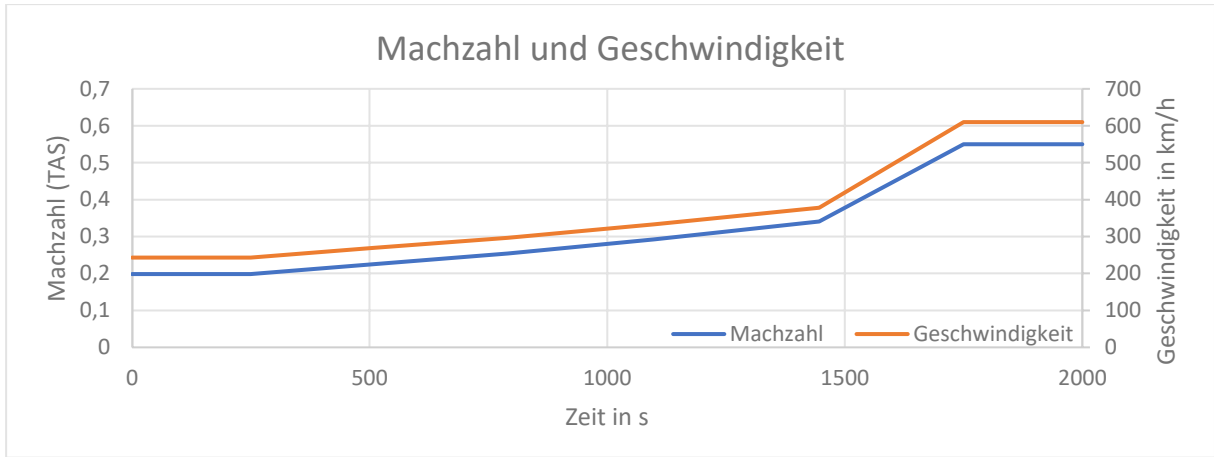


Abbildung 7.8: Zeitlicher Verlauf der Geschwindigkeit und der Machzahl im Referenzszenario [29].

Die Anzahl der Brennstoffzellen wird so gewählt, dass die maximal erforderliche Leistung bei verschiedenen Betriebsbedingungen erreicht werden kann. Dabei wird berücksichtigt, dass ein Teil der Brennstoffzellenleistung für die Verdichtung aufgewendet werden muss; daher müssen die Brennstoffzellen mehr Energie bereitstellen als für den Flugzeugantrieb allein benötigt wird. Abbildung 7.9 zeigt den tatsächlich erforderten Leistungsoutput der Brennstoffzellen im Vergleich zur benötigten Antriebsleistung des Flugzeugs. Zusätzlich ist die Gesamtleistung mit und ohne Berücksichtigung des Staudrucks aufgetragen, mehr dazu in Kapitel 7.2.3.

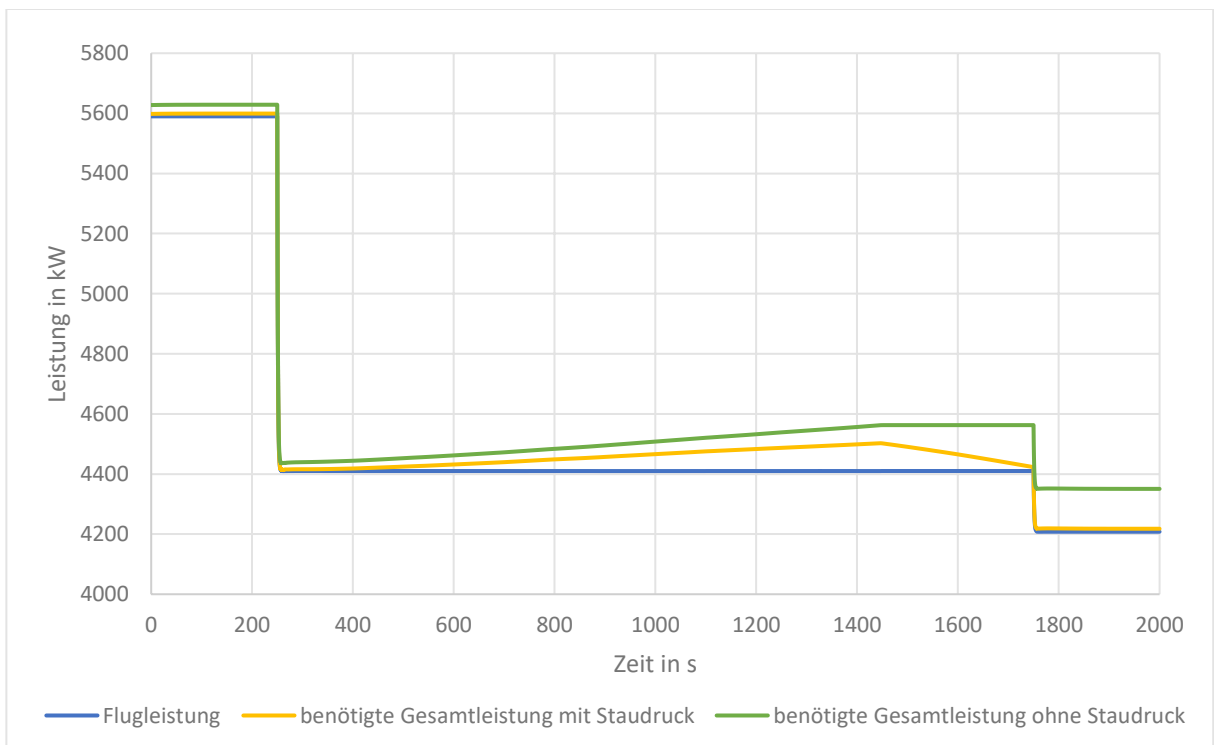


Abbildung 7.9: Vergleich der Startleistungen mit der tatsächlich benötigten Brennstoffzellenleistung mit und ohne Berücksichtigung des Staudrucks (2,75 bar Betriebsdruck; Referenzszenario) [29].

Die Anzahl der Stacks beträgt in allen Tests 11500 Stück, was für die optimalen Betriebsbedingungen überdimensioniert ist. Dadurch kann die Simulation aber mit unterschiedlichen Betriebsbedingungen durchgeführt werden, ohne dass die Anzahl der Zellen variiert werden muss oder die maximale Leistungsgrenze des Systems überschritten wird.

Anhand der benötigten Gesamtleistung in Abbildung 7.9 bestimmt das Modell die benötigte Stromdichte, d.h. den Betriebspunkt der Brennstoffzellen zum jeweiligen Zeitpunkt. Zur Veranschaulichung ist in Abbildung 7.10 die Spannung bzw. Leistung der Brennstoffzelle über der Stromdichte bei einem Betriebsdruck von 2,75 bar aufgetragen. Zusätzlich ist der Bereich gekennzeichnet, in dem sich der Betriebspunkt während des Referenzszenarios bewegt.

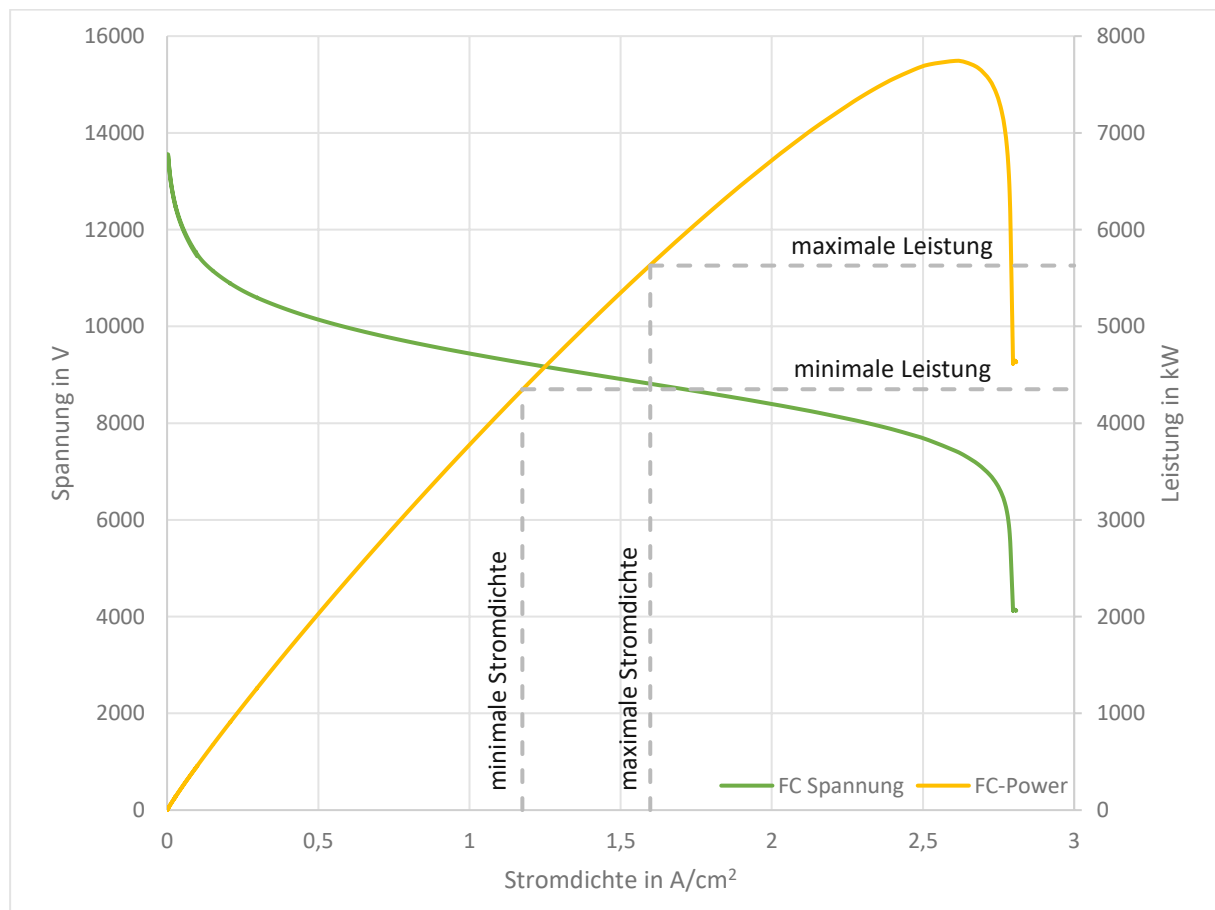


Abbildung 7.10: Leistung und Spannung in Abhängigkeit der Stromdichte für die Brennstoffzellenstacks (11500 Stacks) des Referenzflugzeuges (2,75 bar Betriebsdruck).

Die Referenzdaten dienen dazu, Betriebsgrenzen zu ermitteln und den Einfluss von Umgebungsbedingungen zu untersuchen. Besonderes Augenmerk liegt dabei auf dem Betriebsdruck der Zelle, der Wasserbilanz des Systems und der Austrittstemperatur

der Turbine. Von Bedeutung ist ebenfalls der Gesamtwirkungsgrad der Balance of Plant; dieser berücksichtigt nur die Brennstoffzellen-, Verdichter- und Turbinenleistung. Der Energiebedarf anderer Systemkomponenten wird nicht berücksichtigt, da diese im Vergleich deutlich geringer sind und daher vernachlässigt werden.

7.2.1. Bestimmung der Betriebsdruckgrenzen

Entscheidend für die Effizienz des Brennstoffzellensystems ist die Wahl des Betriebsdrucks. In vorigen Kapiteln wurde bereits erläutert, dass die elektrische Leistung der Brennstoffzelle mit steigendem Druck zunimmt. Bei Betrachtung des Gesamtsystems ist dieser Effekt dem ebenfalls mit steigendem Druck zunehmenden Verdichtungsaufwand gegenüberzustellen. Die Entwicklung der Verdichter-, Turbinen- und Brennstoffzellenleistung in Abhängigkeit der Flughöhe bei einem Betriebsdruck von 2,5 bar bzw. 3 bar ist in Abbildung 7.11 dargestellt. Die darin abgebildeten Leistungen beziehen sich auf die in Tabelle 7.1 und Tabelle 7.2 angeführten Systembedingungen bei konstanter Stromdichte von 1 A/cm^2 . Da die Betriebsbedingungen in der Zelle konstant gehalten werden, zeigt die Brennstoffzellenleistung keine Variation in Abhängigkeit der Flughöhe. Im Gegensatz dazu steigt die Verdichtungsleistung aufgrund des abnehmenden Umgebungsdrucks mit der Flughöhe stark an. Die von der Turbine zurückgewonnene Leistung verbessert sich ebenfalls mit der Flughöhe, kann den stärkeren Anstieg der Verdichtungsleistung mit steigender Höhe aber immer schlechter kompensieren; insgesamt kommt es zu einer Verschlechterung des Systemwirkungsgrades mit der Flughöhe. Bei Erreichen der Tropopause (11 km) ist der Abfall des Wirkungsgrades besonders stark, da die Temperatur bei fallendem Druck konstant bleibt. Der Vergleich der eingestellten Betriebsdrücke zeigt, dass ein geringerer Betriebsdruck zu einem besseren Gesamtwirkungsgrad des Systems führt, da der Anstieg der Brennstoffzellenleistung den erhöhten Kompressionsaufwand nicht mehr kompensieren kann. Der Vergleich der eingestellten Betriebsdrücke zeigt, dass ein geringerer Betriebsdruck zu einem besseren Gesamtwirkungsgrad des Systems führt, da der Anstieg der Brennstoffzellenleistung den erhöhten Kompressionsaufwand nicht kompensieren kann.

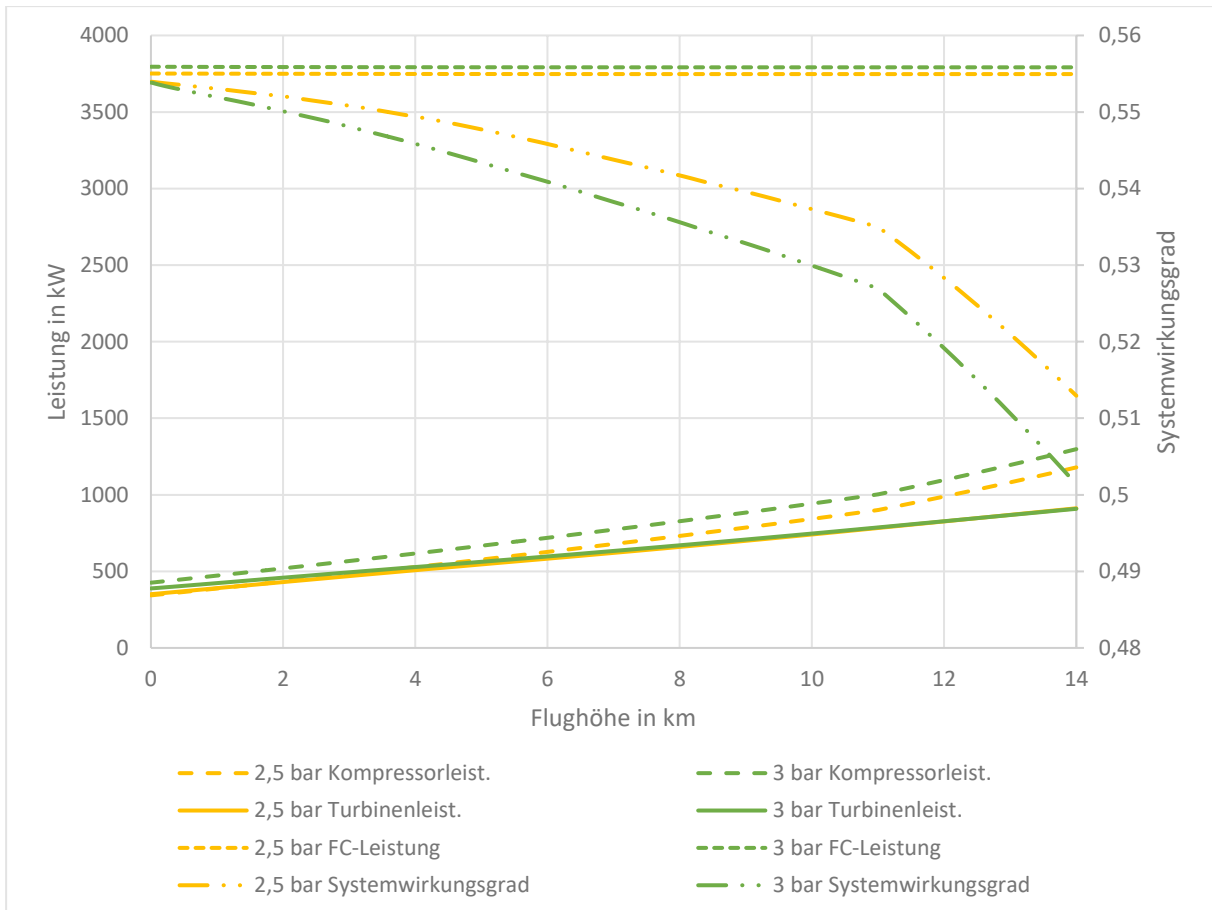


Abbildung 7.11: Vergleich der Brennstoffzellen-, Turbinen- und Verdichtungsleistung bei unterschiedlichen Betriebsdrücken in Abhängigkeit der Flughöhe (Stromdichte 1 A/cm²).

Bei alleiniger Betrachtung des Systemwirkungsgrades ist der kleinstmögliche Betriebsdruck zu wählen. Als weiteres Auslegungskriterium sollte der Wasserhaushalt der Zelle mitberücksichtigt werden. Wie Abbildung 7.12 veranschaulicht, reduziert sich der Bedarf an Wasser, das dem System über die Befeuchter zugeführt werden muss, in Abhängigkeit des Betriebsdrucks. Die Referenzdaten der zugrundeliegenden Flugzeugauslegung berücksichtigen keine zusätzlichen Wassertanks, welche die Befeuchtung über den Flugbetrieb hinweg sicherstellen. Demnach wird der Betriebsdruck so gewählt, dass das Wasser aus der Umgebungsluft sowie das aus der Brennstoffzelle gewonnene Wasser für die Aufrechterhaltung der Wasserbilanz ausreicht. Wasser, welches die Brennstoffzellen verlässt, darf dabei nicht vollständig an die Umgebung abgegeben werden, sondern ein Teil muss abgeschieden und für die Befeuchtung wieder zur Verfügung gestellt werden. Um dies zu ermöglichen, ist ein Mindestbetriebsdruck erforderlich.

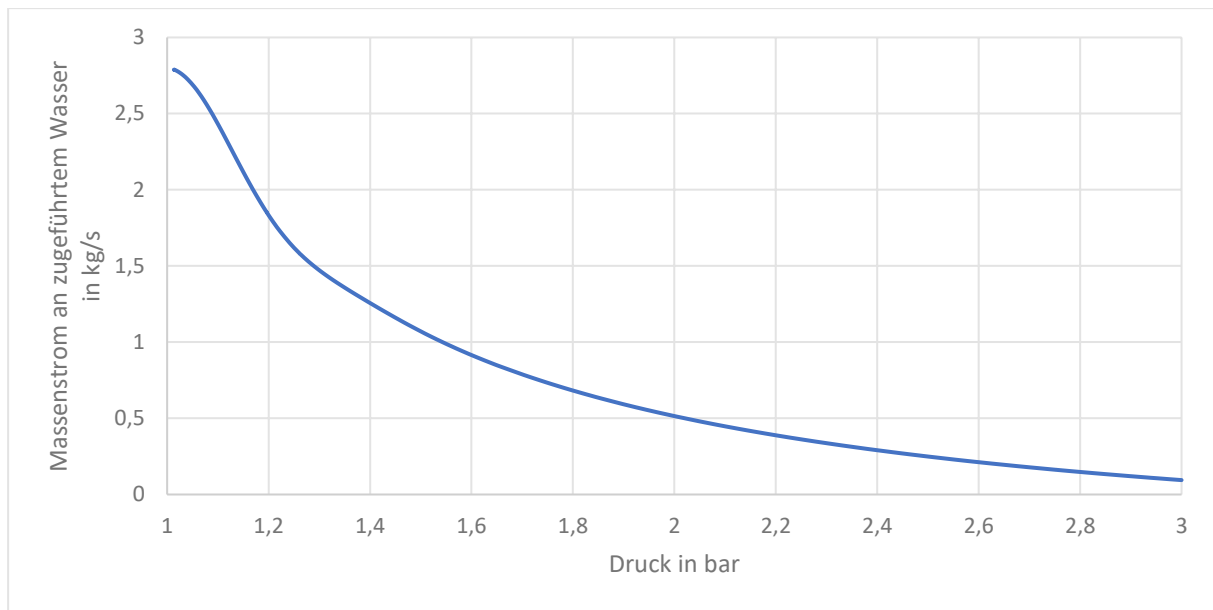


Abbildung 7.12: Über Befeuchter zugeführte Wassermenge in Abhängigkeit des Betriebsdrucks (Stromdichte 1 A/cm^2).

Die Ermittlung des minimalen Drucks erfolgt durch die Simulation des Referenzszenarios. Dabei wird der Druck so lange iterativ variiert, bis die Wasserproduktion der Fuel Cell gerade für die Deckung der Membranbefeuchtung in allen Betriebsbereichen ausreicht. Dafür wird der Wasserverbrauch, bestehend aus den über die Befeuchter zugeführten Massenströmen, der Wasserrückgewinnung gegenübergestellt. Zu den Massenströmen für die Rückgewinnung zählen:

- Wasser, welches in der Brennstoffzelle in flüssiger Form abgeschieden wird
- Wasser, welches in der Turbine kondensiert
- Wasser, welches die Brennstoffzelle anodenseitig verlässt

Das in der Umgebungsluft enthaltene Wasser wird ebenfalls für die Wasserbilanz berücksichtigt und in der Summe der Massenströme für die Wasserrückgewinnung berücksichtigt. Damit die Wasserbilanz des Systems während aller Flugphasen positiv ist, muss der Druck mindestens $2,675 \text{ bar}$ betragen. Abbildung 7.16 zeigt die Wasserbilanz im untersuchten Startvorgang bei dem eben genannten Mindestdruck. Obwohl sich die Effizienz der Brennstoffzelle bei geringerem Betriebsdruck verbessert, wird für die weiteren Berechnungen ein Druck von $2,75 \text{ bar}$ gewählt. Dieser liegt über dem bestimmten Mindestdruck von $2,675 \text{ bar}$, da sehr optimistische Annahmen für die Wasserrückgewinnung getroffen werden.



Abbildung 7.13: Wasserbilanz des Systems (2,675 bar Betriebsdruck; Referenzszenario).

Die Rückgewinnung des Wassers nimmt während des Steigflugs zu, da das Druckverhältnis zwischen Ein- und Auslass der Turbine steigt, wodurch die Menge an Kondensat zunimmt. Der Verbrauch von Wasser nimmt ebenfalls zu, da der Anteil der umgebenden Luftfeuchtigkeit an der Membranbefeuchtung mit steigender Höhe abnimmt. Zusammenfassend kann gesagt werden, dass sich der Wirkungsgrad des Brennstoffzellensystems bei geringeren Betriebsdrücken verbessert, der Betriebsdruck aber nach unten hin begrenzt werden muss, um eine ausreichende Wasserversorgung zu gewährleisten.

7.2.2. Einfluss der Umgebungsbedingungen auf die Wasserbilanz

Bei der Simulation werden die ISA-Bedingungen bei einer relativen Luftfeuchtigkeit von 50% angenommen. Bei einer höheren Luftfeuchtigkeit steigt deren Anteil an der Membranbefeuchtung während die zuzuführende Wassermenge sinkt; dadurch sind niedrigere Betriebsdrücke möglich. Daher sollte der Einfluss der umgebenden Luftfeuchtigkeit auf die Wasserversorgung der Brennstoffzelle untersucht werden. Für die Luftfahrt ist insbesondere die Auswirkung der Luftfeuchtigkeit in Abhängigkeit der

Flughöhe von Interesse. Abbildung 7.14 zeigt, wie sich die Anteile des Wassers, welches den Zellen für die Befeuchtung zugeführt wird, aus verschiedenen Quellen in Abhängigkeit der Flughöhe verändern. Der zugeführte Massenstrom setzt sich aus dem von der Umgebungsluft stammenden Anteil sowie aus den Anteilen der anoden- bzw. kathodenseitigen Befeuchter zusammen. Da die Temperatur mit der Höhe stark abnimmt und damit die Menge an Wasser, die in der Luft in gasförmiger Form (als Dampf) gespeichert werden kann, nimmt der Anteil der Umgebungsfeuchtigkeit an der Membranbefeuchtung mit zunehmender Höhe ab. Über einer Flughöhe von 9 km wird der Anteil der relativen Luftfeuchtigkeit zu vernachlässigend klein. Im Fall einer konstanten relativen Luftfeuchtigkeit von 100% beträgt der Anteil der Umgebungsluft an der Membranbefeuchtung ab einer Höhe von ca. 7300 m weniger als 1%. Bei einer relativen Luftfeuchtigkeit von 50% ist dies bereits ab einer Höhe von ca. 5750 m der Fall. Somit hat die Feuchtigkeit der Umgebungsluft für den betrachteten Flugzeugtyp keine nennenswerte Auswirkung auf die Zellfeuchtigkeit in Reiseflughöhe. Für die Nutzung von Brennstoffzellen in kleineren Flugzeugen mit geringerer Flughöhe könnte dieser Effekt jedoch von Interesse sein.

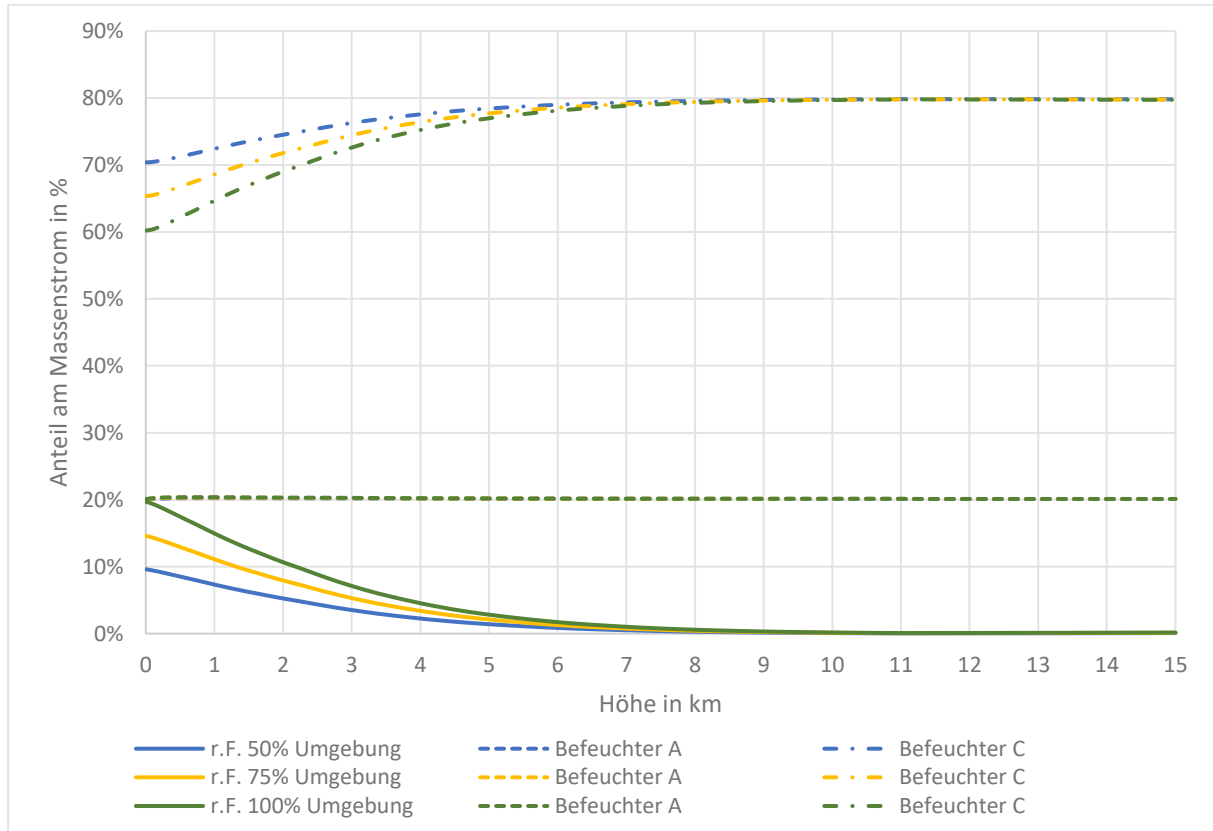


Abbildung 7.14: Relativer Anteil des den Zellen zur Befeuchtung zugeführten Wassers nach Herkunft (A... Anodenseitig; C... Kathodenseitig; 2,75 bar Betriebsdruck; 1 A/cm² Stromdichte).

Abbildung 7.14 zeigt, dass die Luftfeuchtigkeit im Bodenbetrieb einen bedeutenden Anteil zur Zellbefeuchtung beiträgt. Da die in der Luft maximal enthaltene Wassermenge von der Umgebungstemperatur abhängt und sich diese in der Realität potenziell von der Temperatur der ISA unterscheidet, wird der Einfluss realer Umgebungsbedingungen auf die Wasserversorgung der Brennstoffzelle simuliert. Untersucht wird das Verhalten der Brennstoffzelle bei einem Einsatz am Doha International Airport (Doha, Katar) im Monat Juli, wo extreme Hitzebedingungen herrschen. Das gegenteilige Extrem stellt der Betrieb am Minneapolis-Saint Paul International Airport (Minneapolis, USA) im Monat Jänner dar. Die klimatischen Bedingungen der betrachteten Orte sind in Kapitel 4.2 beschrieben. Tabelle 7.3 enthält die Temperatur und die relative Luftfeuchtigkeit in Doha und Minneapolis in den jeweils betrachteten Monaten, sowie Referenzdaten für ISA-Temperatur und standardmäßig verwendete relative Luftfeuchtigkeit für eine Höhe von 0 m.

Tabelle 7.3: Für die Untersuchung der Wetterabhängigkeit verwendete Werte.

	Temperatur (°C)	Relative Feuchtigkeit (%)	Absolute Feuchtigkeit (g/m³)	Leistung (kW)
ISA 0 m	15	50	6,43	5629
Doha (Juli)	41,5	49	27,05	5629
Minneapolis (Jänner)	-14,4	70	1,19	5629

Aus den Ergebnissen der Simulationen geht hervor, dass die Menge an Wasser, welche für die Befeuchtung zugeführt werden muss, im Bodenbetrieb stark von den Umgebungsbedingungen abhängt, siehe Abbildung 7.15. Unter den kalten Winterbedingungen in Minneapolis steigt der Wasserbedarf für die Befeuchtung stark an. Aufgrund der geringen Temperatur enthält die Luft trotz der hohen relativen Feuchtigkeit nur wenig Wasser. Durch die Wüstenbedingungen in Doha tritt der gegenteilige Effekt auf. Kathodenseitig sinkt der Anteil auf 4% und 75% des Wassers stammen aus der Umgebungsluft.

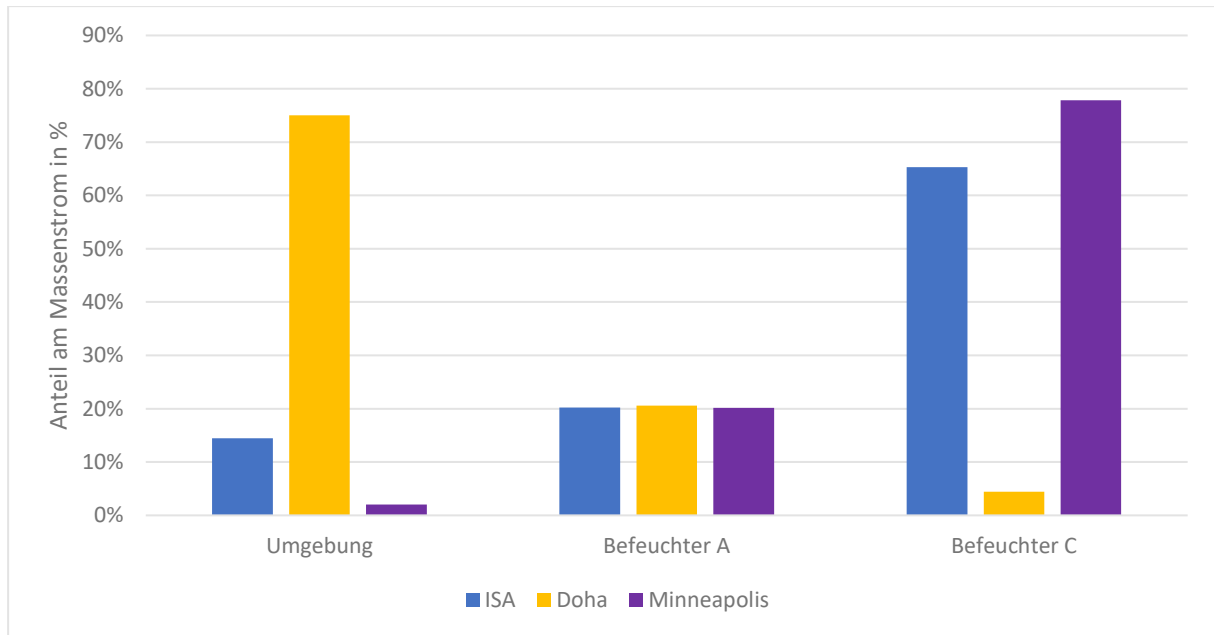


Abbildung 7.15: Anteile des den Zellen zur Befeuchtung zugeführten Wassers in unterschiedlichen Klimaregionen (A... Anodenseitig; C... Kathodenseitig; 2,75 bar Betriebsdruck, 5629 kW Leistung).

Die Auswirkungen der Umgebungsbedingungen auf die Brennstoffzellenbefeuchtung sollten für eine detaillierte Flugzeugauslegung betrachtet werden. Bei höherer relativer Luftfeuchtigkeit und Umgebungstemperatur kann der Fall eintreten, dass die Feuchtigkeit des zuführenden Massenstroms zu hoch wird. In weiterer Folge könnte es durch diesen Umstand zu einem Ungleichgewicht der Wasserbilanz in der Zelle kommen. Unabhängig von den Umgebungsbedingungen führt ein Anstieg des Leistungsbedarfs zu einer potenziellen Veränderung des Wasserhaushalts. In kritischen Regionen wie beispielsweise Doha, könnten sich dadurch Probleme mit den Brennstoffzellen ergeben, weswegen unterschiedliche Umgebungsbedingungen im Vorfeld untersucht werden müssen. In der vorliegenden Arbeit ist die exakte Festlegung von Betriebsgrenzen nicht möglich, da aufgrund der gewählten Modellgenauigkeit flüssiges Wasser und somit auch Flooding-Effekte nicht modelliert werden können.

7.2.3. Einfluss des Staudrucks auf den Systemwirkungsgrad

Stauereffekte am Einlass verdichten die Luft bereits vor dem Eintritt in den Kompressor. Dieser Staudruck ist abhängig von der Geschwindigkeit des Flugzeugs und der Luftdichte. Von besonderem Interesse ist dabei die Auswirkung des Staudrucks auf die Verdichtungsarbeit des Kompressors, da dieser die zu überwindende Druckdifferenz verringert, wodurch sich der Systemwirkungsgrad verbessert.

Zur Bestimmung des Einflusses von Stauereffekten wird das untersuchte Szenario des Referenzflugzeugs mit und ohne Berücksichtigung der Flugzeuggeschwindigkeit simuliert. Bei Miteinbeziehung des Staudrucks zeigt sich eine deutliche Reduktion der für die Verdichtung benötigten Leistung. In Abbildung 7.16 ist der Effekt ab Erreichen der Reiseflughöhe und bei weiterer Beschleunigung (Sekunde 1446 bis 1750) besonders gut erkennbar. Die Dichte der Umgebungsluft bleibt ab Sekunde 1446 konstant; nur die Geschwindigkeit nimmt weiter zu, wodurch wiederum der Staudruck steigt und die Verdichtungsleistung in weiterer Folge abnimmt. Bei Abschluss der Steigphase benötigt das System 7,4% weniger Verdichtungsleistung. Bis zum Ende der Beschleunigungsphase (bei höherer Beschleunigungsleistung) verbessert sich der Effekt, wodurch 17,3% weniger Leistung benötigt werden. Sobald die Reisefluggeschwindigkeit von Mach 0,55 erreicht ist, reduziert sich der Leistungsbedarf sprunghaft. Dadurch wird die notwendige Verdichtungsleistung verringert, weil die Brennstoffzellen weniger Sauerstoff benötigen und der zugeführte Luftstrom kleiner wird.

In dieser Flugphase ist der Leistungsbedarf des Kompressors durch den Staudruck um 17,3% reduziert. Im Reiseflug verbessert sich der Systemwirkungsgrad aufgrund der geringeren Verdichtungsleistung um 1,9%.

Es zeigt sich, dass der Energieaufwand für die Verdichtung bei Berücksichtigung von Stauereffekten geringer ausfällt als bei Vernachlässigung der Fluggeschwindigkeit. Modelle, welche sich mit der Verdichtungsleistung von Brennstoffzellen im Rahmen der Luftfahrt beschäftigen, sollten diesen Effekt daher stets berücksichtigen.

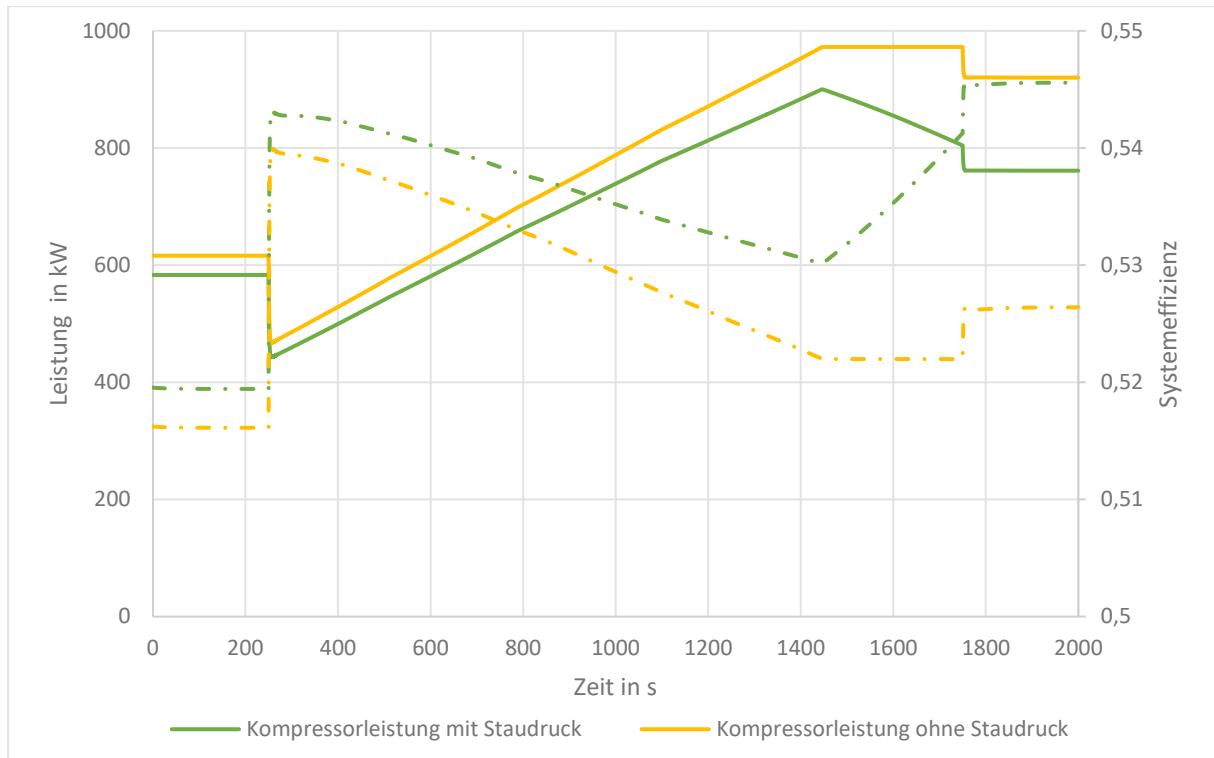


Abbildung 7.16: Vergleich der Verdichtungsleistung mit und ohne Berücksichtigung von Stauwirkungen (2,75 bar Betriebsdruck, Referenzszenario).

7.2.4. Temperatur bei Austritt aus der Turbine

Wie bereits in vorangegangenen Kapiteln erläutert, kann bei der Expansion der Abluft der Fall eintreten, dass die Austrittstemperatur den Gefrierpunkt unterschreitet und es zur Eisbildung am Luftauslass kommt. Wittmann et al. [17] zeigen allerdings, dass der Einfluss latenter Wärme im Fall von feuchter Luft die Turbinenausstrittstemperatur erhöht. Für die von Wittmann et al. getroffenen Modellannahmen reicht dieser Effekt aus, um der Eisbildung vorzubeugen.

Ob die Eisbildung auch bei dem Betrieb des Referenzflugzeugs durch die latente Wärme verhindert werden kann, wird mit Hilfe des erstellten Modells berechnet. Die Austrittstemperatur der Turbine während des simulierten Referenzszenarios ist in Abbildung 7.17 dargestellt. Auch im Reiseflug liegt die Temperatur am Turbinenauslass über 0 °C.

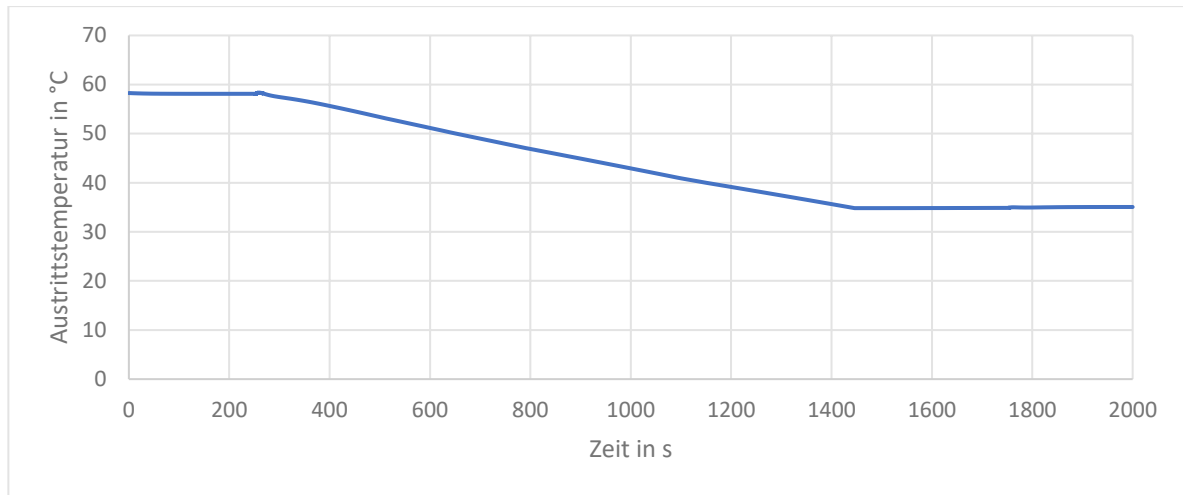


Abbildung 7.17: Austrittstemperatur aus der Turbine während des Referenzszenarios (2,75 bar Betriebsdruck).

Darüber hinaus wird simuliert, wie sich die Austrittstemperatur bei zunehmender Flughöhe verändert. Dabei wird angenommen, dass die Leistung der Brennstoffzellen für den Reiseflug in allen Flughöhen konstant ist, wodurch der Massenstrom der Turbine ebenfalls unverändert bleibt. Daraus ergibt sich, dass das Flugzeug in deutlich größeren Flughöhen betrieben werden kann, ohne dass Eisbildung am Luftauslass eintreten sollte, siehe Abbildung 7.18. Weiters wird simuliert, wie sich die Temperatur am Turbinenauslass verhält, wenn der Abluftstrom vor dem Eintritt in die Turbine erwärmt wird. Dabei entspricht der Wärmestrom 85% der für die Kühlung der Kompressorluft abgeführten Wärme. Dies führt zu einer Erhöhung der Austrittstemperatur um ca. 3 °C bis zu einer Flughöhe von 11 km. Darüber steigt der Kühlbedarf der Kompressorluft an, da die Umgebungstemperatur im Gegensatz zum Umgebungsdruck nicht weiter sinkt, wodurch die Abluft stärker erwärmt wird.

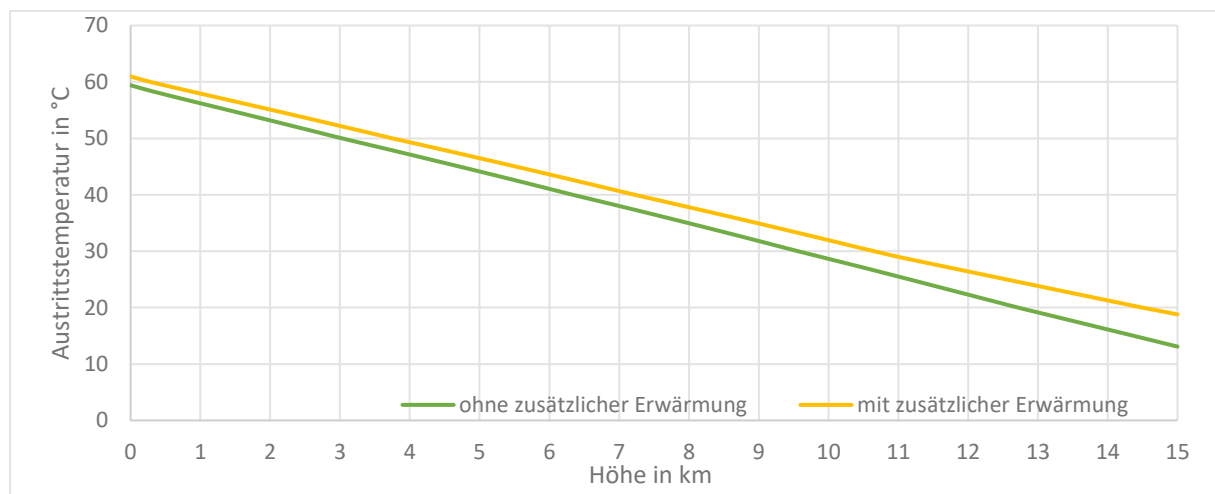


Abbildung 7.18: Austrittstemperatur aus der Turbine in Abhängigkeit der Flughöhe bei Reiseflugleistung (2,75 bar Betriebsdruck, 4351 kW Leistung).

Es zeigt sich, dass die Feuchtigkeit der Abluft ausreicht, damit die Luft am Turbinenauslass nicht unter den Gefrierpunkt von Wasser fällt. Somit stellt die Turbinenauslasstemperatur keine zwingende Betriebsgrenze dar. Weiterführende Modelle könnten sich mit der Frage beschäftigen, wie die Wasserbilanz des Systems verbessert werden kann, indem das mit der Abluft verlorene Wasser reduziert wird bei gleichzeitiger Gewährleistung des Antieisverhaltens. Ein möglicher Ansatz zur Lösung dieses Problems könnte die gezeigte Nutzung von Wärmeströmen der Kühlsysteme darstellen. Abbildung 7.19 zeigt die Wärmeströme, die für die Kühlung der Brennstoffzellen und der Kompressorluft während des Starts abgeführt werden müssen.

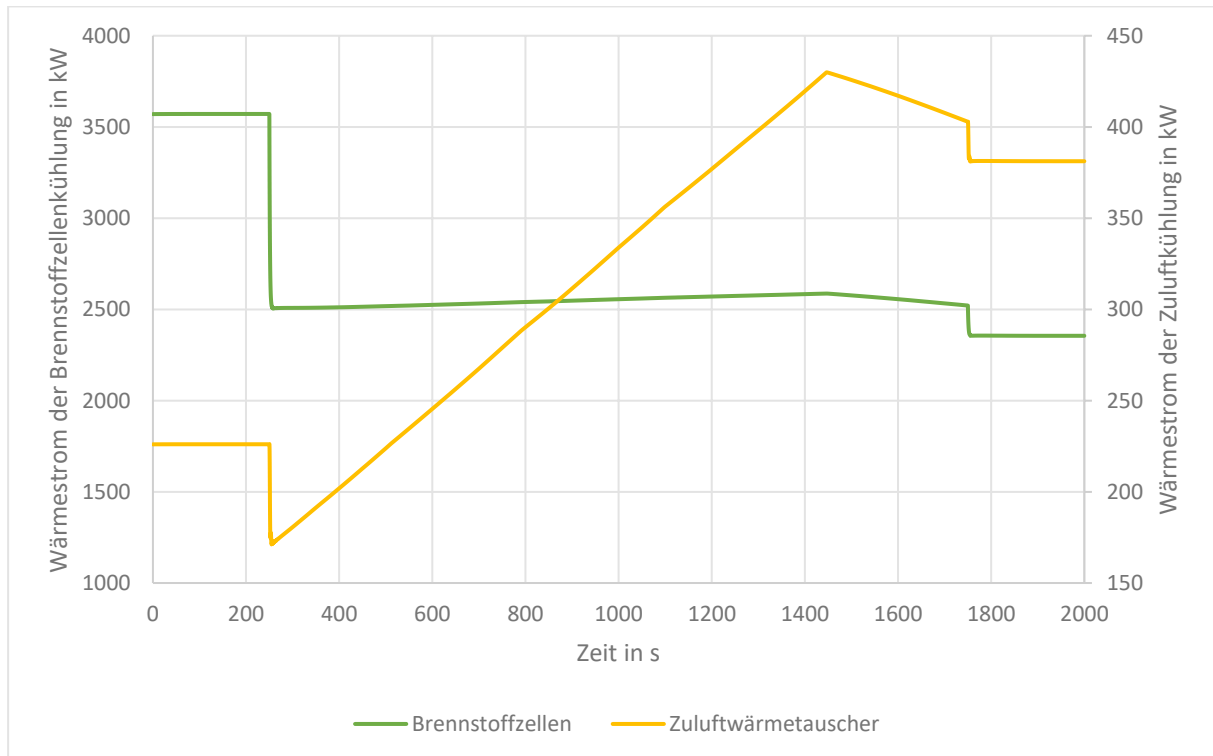


Abbildung 7.19: Wärmestrom der Brennstoffzellen- und des Zuluftwärmetauschers während des Referenzszenarios (2,75 bar Betriebsdruck).

8. Zusammenfassung und Ausblick

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass sich das erstellte Brennstoffzellenmodell im Rahmen von Luftfahrtanwendungen gut für Untersuchungen eignet. Anhand des Modells kann der Einfluss von Betriebsparametern wie Druck, Temperatur, Stöchiometrie der Reaktanten und relative Feuchtigkeit der Massenströme im Zeitbereich simuliert werden. Ebenso kann durch das Modell die Auswirkung zeitlich veränderlicher Umgebungsbedingungen auf den Systemwirkungsgrad und die daraus resultierenden Systemanforderungen bestimmt werden. Nichtsdestotrotz ermöglicht das Modell nur eine überblicksmäßige Betrachtung des Brennstoffzellensystems. Das erstellte Modell eignet sich insbesondere zur Simulation von allgemeinem Systemverhalten, um erste Annahmen für Brennstoffzellensysteme zu überprüfen. Dadurch kann die Richtung für weitere Untersuchungen vorgegeben werden. Aspekte, wie beispielsweise der steigende Leistungsbedarf des Flugzeugs aufgrund von Massenzunahme durch komplexere Systemkomponenten werden, in dem vom Modell ermittelten Systemwirkungsgrad nicht berücksichtigt. Außerdem wird für die Leistungsbilanz des Systems nur der Leistungsbedarf des Verdichters sowie die Energierückgewinnung durch die Turbine berücksichtigt; somit ist der tatsächliche Wirkungsgrad des Systems geringer als der im Modell ermittelte. Die genauere Modellierung der Subsystemkomponenten zur Simulation eines realitätsgetreueren Verhaltens stellt einen Ansatzpunkt für die Modellverbesserung dar. Die in der Referenzstudie gesammelten Daten zum Systemwirkungsgrad und zu den Betriebsgrenzen berücksichtigen nicht das reale Verhalten der Systemkomponenten, sondern beschränken sich lediglich auf allgemeine thermodynamische Aussagen. Ebenso wird das thermische Verhalten der Systembestandteile nur sehr vereinfacht modelliert. Modellerweiterungen könnten die thermische Masse der Modellkomponenten, sowie den Wärmeaustausch mit der Umgebung berücksichtigen. Besonders in der Simulation im Zeitbereich wäre dies von Interesse. Dies würde nicht nur die Modellgenauigkeit verbessern, sondern auch eine positive Auswirkung auf das Einschwingverhalten des Systems haben, da die Simulationsoptimierung ergibt, dass im Anfahrvorgang vor allem die Temperaturwerte aufgrund der Systemsteifigkeit zum Schwingen neigen. Dies wird im erstellten Modell dadurch gelöst, dass das Modell einen exakt definierten Startpunkt besitzt, von dem aus die definierten Systemparameter durch einen Anfahrvorgang eingestellt werden. Durch eine

Reduktion des Schwingungsverhaltens kann die Wahl verschiedener Startpunkte ohne Anfahrvorgang ermöglicht werden, was im aktuellen Modell zu einer Erhöhung im Rechenaufwand führt. Weiterführende Arbeiten könnten sich daher mit der Optimierung und Spezifizierung des Modells auseinandersetzen.

Die Implementierung von Wasserabscheidern, sowie eine genauere Betrachtung der Wasserrückgewinnung stellen Ansatzpunkte für die Erweiterung des Modells dar. Die Referenzstudie zeigt, dass die Wasserbilanz einen wesentlichen Einfluss auf die Wahl der Betriebsparameter und die Systemanforderungen hat und darüber hinaus von den Umgebungsbedingungen abhängt (vor allem im Bodenbetrieb und bei geringer Flughöhe).

Weiters wird in der vorliegenden Arbeit beschrieben, welchen Einfluss die Modellparameter auf die Verdichtungsleistung haben. Dabei zeigt sich auch, dass es für Luftfahrtanwendungen von großer Bedeutung ist, diese teilweise durch eine Turbine rückzugewinnen und damit den Systemwirkungsgrad zu verbessern. In diesem Zusammenhang zeigt das Modell anhand der Parameterstudie weiters, wie sich der Staudruck auf die Verdichtungsleistung und damit den Systemwirkungsgrad auswirkt. Die Berücksichtigung des Staudrucks verbessert den Systemwirkungsgrad in der Referenzstudie um ca. 2%. Somit sollte dieser natürliche Effekt für die Untersuchung der Gesamtsystemeffizienz nicht vernachlässigt werden.

Zudem zeigen die Referenzstudien, dass die Betriebsparameter für den effizienten Einsatz von Brennstoffzellen an die Umgebungsbedingungen und die Flugmission angepasst werden müssen. Anhand dieser kann ein besseres Verständnis für die Abhängigkeiten des Systemwirkungsgrades eines mit PEM-Brennstoffzellen betriebenen Flugzeugs geschaffen und gezeigt werden, dass die Betrachtung der Balance of Plant und nicht nur einzelner Systemkomponenten von Bedeutung ist.

Abschließend kann gesagt werden, dass das erstellte Modell die Anforderungen erfüllt und für die Bestimmung des Systemverhaltens im Rahmen von Vorentwurfsabschätzungen geeignet ist. Durch die Implementierung in Simscape kann eine Modellerweiterung ohne großen Aufwand vorgenommen werden. Das erstellte Modell kann somit weiterführenden Arbeiten als Basis dienen.

I. Literaturverzeichnis

- [1] Klell M., Eichlseder H., Trattner A.: Wasserstoff in der Fahrzeugtechnik, Erzeugung, Speicherung, Anwendung, 4. Auflage, Springer Vieweg Wiesbaden, 2018
- [2] Argonne National Laboratory: Technology Assessment of a Fuel Cell Vehicle: 2017 Toyota Mirai, Report ANL/ESD-18/12, 2018
- [3] Gao Y., Jausseme C., Huang Z., Yang T.: Hydrogen-Powered Aircraft, Hydrogen–electric hybrid propulsion for aviation. IEEE Electrification Magazine Volume: 10, Issue: 2, S. 17 - 26, 2022
- [4] Spiegel C.: PEM Fuel Cell Modeling and Simulation Using Matlab, Elsevier, 2008
- [5] O'Hayre R.P.: Fuel Cell Fundamentals. 3rd ed., Wiley, 2016.
- [6] These pods could provide a blueprint for future hydrogen aircraft:
URL: <https://www.airbus.com/en/newsroom/stories/2020-12-these-pods-could-provide-a-blueprint-for-future-hydrogen-aircraft> (Zugriff: 08.2023)
- [7] How to store liquid hydrogen for zero-emission flight:
URL: <https://www.airbus.com/en/newsroom/news/2021-12-how-to-store-liquid-hydrogen-for-zero-emission-flight> (Zugriff: 08.2023)
- [8] Sutharssana T., Montalvaoc D., Chena Y.K., Wangb W.C., Pisacb C., Elamarab H.: A review on prognostics and health monitoring of proton exchange membrane fuel cell, Renewable and Sustainable Energy Reviews, Volume 75, S. 440 - 450, 2017
- [9] Fuller T.F., Harb J.N.: Elektrochemical Engineering, Wiley, 2018
- [10] Lindahl P., Moog E., Shaw S.R.: Simulation, Design, and Validation of an UAV SOFC Propulsion System, IEEE Transactions on Aerospace and Electronic Systems, Volume: 48, Issue: 3, S. 2582 - 2593, 2012
- [11] Chandan A., Hattenberger M., El-kharouf A., Du S., Dhir A., Self V., Pollet B.G., Ingram A., Bujalski W.: High temperature (HT) polymer electrolyte membrane fuel cells (PEMFC) - A review, Journal of Power Sources, 231 S. 264 - 278, 2013
- [12] Philipps S.P., Ziegler C.: Computationally efficient modeling of the dynamic behavior of a portable PEM fuel cell stack; Journal of Power Sources 180, S. 309 - 32, 2008

- [13] Weber A.Z., Hickner M.A.: Modeling and high-resolution-imaging studies of water-content profiles in a polymer-electrolyte-fuel-cell membrane-electrode assembly; *Electrochimica Acta* 53, S. 7668 - 7674, 2008
- [14] Wang L., Husar A., Zhou T., Liu H.: A parametric study of PEM fuel cell performances; *International Journal of Hydrogen Energy* 28, S. 1263 - 1272, 2003
- [15] Boettner D.D., Paganelli G., Guezennec Y.G., Rizzoni G., Moran M.J.: Proton Exchange Membrane Fuel Cell System Model for Automotive Vehicle Simulation and Control; *Journal of Energy Resources Technology*, 124(1): S. 20 - 27, 2002
- [16] Salva J. A., Iranzo A., Rosa F., Tapia E.: Experimental validation of the polarization curve and the temperature distribution in a PEMFC stack using a one dimensional analytical model; *International journal of hydrogen energy* 41, S. 20615 - 20632, 2016
- [17] Wittmann T., Lück S., Hertwig T., Friedrichs J.: On the importance of condensation for the thermodynamic cycle of fuel cell turbochargers in aviation, ISABE-2022-256, 2022
- [18] Wan Z.M., Wan J.H., Liu J., Tu Z.K., Pan M., Liu Z.C., Liu W.: Water recovery and air humidification by condensing the moisture in the outlet gas of a proton exchange membrane fuel cell stack, *Applied Thermal Engineering* 42, S. 173 - 178, 2012
- [19] ZEROe Towards the world's first hydrogen-powered commercial aircraft:
URL: <https://www.airbus.com/en/innovation/low-carbon-aviation/hydrogen/zeroe> (Zugriff 06.2023)
- [20] Mital S.K., Gyekenyesi J.Z., Arnold S.M., Sullivan R.M., Manderscheid J.M., Murthy P.L.N.: Review of Current State of the Art and Key Design Issues With Potential Solutions for Liquid Hydrogen Cryogenic Storage Tank Structures for Aircraft Applications, NASA/TM—2006-214346, 2006
- [21] Becker J.V., Baals D.D.: The Aerodynamic Effects of Heat and Compressibility in Internal Flow Systems, and High-Speed Tests of a Ram-Jet System, NACA Rept. 773, 1943
- [22] Piancastelli L., Frizziero L., Donnici G.: The Meredith Ramjet: An efficient way to recover the heat wasted in piston engine cooling; *ARPJ Journal of Engineering and Applied Sciences* VOL. 10, NO. 12, 2015

- [23] RAF A-36A: URL: https://de.wikipedia.org/wiki/Datei:RAF_A-36A_2.png (Zugriff 07.2023)
- [24] Me109 G-6: URL: https://upload.wikimedia.org/wikipedia/commons/0/00/Me_109_G-6_D-FMBB_1.jpg (Zugriff 07.2023)
- [25] Viele Wege führen zur klimaneutralen Luftfahrt: URL: https://www.dlr.de/de/aktuelles/nachrichten/2022/02/20220602_viele-wege-fuehren-zurklimanutralen-luftfahrt (Zugriff 07.2023)
- [26] This plane powered by hydrogen has made an electrifying first flight: URL: <https://www.popsci.com/technology/hydrogen-fuel-cell-aircraft-explained/> (Zugriff 07.2023)
- [27] Berens M.: TU Wien Forschungsgruppe Luftfahrzeugsysteme, Wien, 2023 persönliche Kommunikation
- [28] Ronovsky-Bodisch M., Skrna D., Skrna S., Wadl. F.: Entwurfsprojekt Flugzeugentwurf 1, TU Wien, E307-02-2 - Forschungsgruppe Luftfahrzeugsysteme, 2022 (unveröffentlicht)
- [29] Ronovsky-Bodisch M., Skrna D., Skrna S.: Entwurfsprojekt Flugzeugentwurf 2, TU Wien, E307-02-2 - Forschungsgruppe Luftfahrzeugsysteme, 2022 (unveröffentlicht)
- [30] Eine Dash 8-Q400 erweitert Austrian Airlines Flotte: URL: <https://www.aerointernational.de/airlines-nachrichten/eine-weitere-dash-8-q400-erweitert-austrian-airlines-flotte.html> (Zugriff 07.2023)
- [31] Herwig H., Kautzet C., Moschallski A.: Technische Thermodynamik, Grundlagen und Anleitung zum Lösen von Aufgaben, 2. überarbeitete Auflage, Springer Vieweg, 2016
- [32] DIN Deutsches Institut für Normung e.V. ISO 2533: Normatmosphäre, Beuth Verlag, 1979
- [33] Wetter Kontor: URL: <https://www.wetterkontor.de> (Zugriff 07.2023)
- [34] Cheddie D., Munroe N.: Review and comparison of approaches to proton exchange membrane fuel cell modeling; Journal of Power Sources 147, S. 72 - 84, 2005
- [35] Springer T.E., Zawodzinski T.A., Gottesfeld S.: Polymer Electrolyte Fuel Cell Model, Journal of The Electrochemical Society 138 2334, 1991
- [36] PEM Fuel Cell System: URL: <https://www.mathworks.com/help/simscape/ug/pem-fuel-cell-system.html> (Zugriff 07.2023)

- [37] Modeling Moist Air Systems: URL: <https://de.mathworks.com/help/simscape/ug/modeling-moist-air-systems.html> (Zugriff 07.2023)
- [38] Thermal Models: URL: <https://www.mathworks.com/help/simscape/thermal-models.html> (Zugriff 07.2023)
- [39] Simscape Electrical Block Libraries: URL: <https://www.mathworks.com/help/sps/ug/simscape-electrical-block-libraries.html> (Zugriff 07.2023)
- [40] Dutta S., Shimpalee S., Van Zee J.W.: Numerical prediction of mass-exchange between cathode and anode channels in a PEM fuel cell, International Journal of Heat and Mass Transfer 44, S. 2029-2042, 2001
- [41] Schröder M., Becker F., Kallo J., Genter C.: Optimal operating conditions of PEM fuel cells in commercial aircraft; International journal of hydrogen energy 46, S. 33218-33240, 2021
- [42] Fuller E.N., Schettler P.D., Giddings J.C.: A new method for prediction of binary gas-phase diffusion coefficients; Industrial & Engineering Chemistry Research, 58, S. 18-27, 1966
- [43] Joos F.: Aerodynamik axialer Turbokompressoren, Springer Verlag, München, 2020

II. Abbildungsverzeichnis

Abbildung 2.1: Input und Output einer Brennstoffzelle bei hypothetisch vollständigem Verbrauch der Reaktanten.....	4
Abbildung 2.2: Airbus Konzepte für die Unterbringung von Wasserstofftanks als Pods (links) [6] (modifiziert) und in der Flugzeugzelle (rechts) [7] (modifiziert).....	6
Abbildung 2.3: Schematische Darstellung einer PEMFC.....	8
Abbildung 2.4: Schematischer Aufbau von Brennstoffzellenstacks [8].	9
Abbildung 2.5: Funktionsprinzip einer AFC.....	10
Abbildung 2.6: Funktionsprinzip einer SOFC.....	11
Abbildung 2.7: Funktionsprinzip einer PAFC.	12
Abbildung 2.8: Funktionsprinzip einer MCFC.	16
Abbildung 3.1: Kombination von Stromdichte-Spannungs-Kurve und Spannungsdichte-Kurve [5] (modifiziert).....	20
Abbildung 3.2: Experimentell ermittelte Spannungs-Stromdichte-Kurve bei verschiedenen Temperaturen [14].....	22
Abbildung 3.3: Leistungsdichte (links) bzw. Spannung (rechts) über der Stromdichte bei unterschiedlichen Temperaturen [15].	23
Abbildung 3.4: Auswirkungen der Temperatur auf einen Stack von 7 Zellen (Zellfläche: 50 cm ²) [16].	23
Abbildung 3.5: Experimentell ermittelte Spannungs-Stromdichte-Kurve bei verschiedenen Betriebsdrücken [14].	24
Abbildung 3.6: Einfluss der Kondensation auf die Turbinenaustrittstemperatur (2,75 bar Betriebsdruck, 85°C Betriebstemperatur, vollgesättigte bzw. trockene Luft) [17].	28
Abbildung 3.7: Vergleich der volumetrischen Energiedichte von gasförmigem und flüssigem Wasserstoff mit Kerosin [1].....	30
Abbildung 3.8: Konzept eines LH2-Kryotanks für die Anwendung in der Luftfahrt [7].	31
Abbildung 3.9: Luftkanal einer P51D zur Nutzung des Meredith Effektes [22].....	33
Abbildung 3.10: Luftkanal einer A-36 (oben) [23] (modifiziert) und einer Bf 109 (unten) [24] (modifiziert).	33
Abbildung 4.1: Modifizierte Dash 8Q-300 mit einem durch Brennstoffzellen betriebenen Triebwerk [26].....	34

Abbildung 4.2: Dash 8Q-400 von Austrian Airlines [30].	36
Abbildung 4.3: Flugbereichsdiagramm des Referenzflugzeuges [29].	37
Abbildung 4.4: Dreiseitenansicht des Referenzflugzeuges [28, 29].	38
Abbildung 4.5: Klimadiagramm von Doha (Katar) [33].	40
Abbildung 4.6: Klimadiagramm von Minneapolis (USA) [33].	41
Abbildung 5.1: Überblick über die fünf Systembereiche des Brennstoffzellenmodells.	46
Abbildung 5.2: Graphische Benutzeroberfläche (GUI) für die Einstellung aller relevanten Modellparameter.	46
Abbildung 5.3: Benutzerdefinierter Systemblock der MEA mit allen verbundenen Signalpfaden.	49
Abbildung 5.4: Subsystem für die Regulierung der Umgebungsbedingungen und der Verdichtung.	56
Abbildung 5.5: Subsystem für Temperatur- und Feuchtigkeitsregulierung.	59
Abbildung 5.6: Subsystem für die Modellierung der kathodenseitigen Gaskanäle.	60
Abbildung 5.7: Subsystem mit Turbinenblock und Luftauslass.	61
Abbildung 5.8: Subsystem für den eintretenden Wasserstoff und die Befeuchtung.	64
Abbildung 5.9: Subsystem für die Modellierung der anodenseitigen Gaskanäle.	64
Abbildung 5.10: Subsystem für die Druckregulierung der Wasserstoffversorgung.	65
Abbildung 5.11: Subsystem für die Kühlung der Brennstoffzelle.	65
Abbildung 5.12: Subsystem für die Regulierung der Stromstärke und Messung der resultierenden Spannung.	66
Abbildung 6.1: Vergleich der Referenzdaten mit den Ergebnissen des Modells für die Referenzkurve [16].	71
Abbildung 6.2: Vergleich experimenteller Daten und Modellergebnisse für Änderungen der Betriebstemperatur [16].	72
Abbildung 6.3: Vergleich der Verluste einer Zelle bei 50°C und 60°C.	73
Abbildung 6.4: Vergleich experimenteller Daten mit Modellergebnissen hinsichtlich Änderungen der relativen Feuchte [16].	74
Abbildung 6.5: Vergleich beider Modelldaten hinsichtlich Änderungen des Betriebsdrucks [17].	75
Abbildung 6.6: Vergleich der Brennstoffzellenleistung bei 1 A/cm ² in Abhängigkeit des Betriebsdrucks [17].	76

Abbildung 6.7: Vergleich der normalisierten Kompressor-, Turbinen-, Brennstoffzellenleistung des Modells mit Wittmann et al. [17].	77
Abbildung 6.8: Vergleich der Turbinenaustrittstemperatur mit dem Referenzmodell [17].	78
Abbildung 6.9: Einfluss der unterschiedlichen Betriebsparameter auf die Polarisationskurve.	81
Abbildung 7.1: Vergleich von konstanter und variabler relativer Feuchtigkeit der zuführenden Massenströme bei 2 bar Betriebsdruck.	83
Abbildung 7.2: Skizze zur Veranschaulichung der Messpunkte für die relative Feuchtigkeit.	84
Abbildung 7.3: Vergleich von konstanter und variabler kathodenseitiger relativer Feuchtigkeit.	84
Abbildung 7.4: Vergleich von konstanter und variabler anodenseitiger relativer Feuchtigkeit.	85
Abbildung 7.5: Einfluss der Betriebsparameter auf die Polarisationskurve.	86
Abbildung 7.6: Zeitlicher Verlauf der Flughöhe im Referenzszenario [29].	87
Abbildung 7.7: Zeitlicher Verlauf der Leistung im Referenzszenario [29].	87
Abbildung 7.8: Zeitlicher Verlauf der Geschwindigkeit und der Machzahl im Referenzszenario [29].	88
Abbildung 7.9: Vergleich der Startleistungen mit der tatsächlich benötigten Brennstoffzellenleistung mit und ohne Berücksichtigung des Staudrucks (2,75 bar Betriebsdruck; Referenzszenario) [29].	88
Abbildung 7.10: Leistung und Spannung in Abhängigkeit der Stromdichte für die Brennstoffzellenstacks (11500 Stacks) des Referenzflugzeuges (2,75 bar Betriebsdruck).	89
Abbildung 7.11: Vergleich der Brennstoffzellen-, Turbinen- und Verdichtungsleistung bei unterschiedlichen Betriebsdrücken in Abhängigkeit der Flughöhe (Stromdichte 1 A/cm ²).	91
Abbildung 7.12: Über Befeuchter zugeführte Wassermenge in Abhängigkeit des Betriebsdrucks.	92
Abbildung 7.13: Wasserbilanz des Systems (2,675 bar Betriebsdruck; Referenzszenario).	93

Abbildung 7.14: Relativer Anteil des den Zellen zur Befeuchtung zugeführten Wassers nach Herkunft (A... Anodenseitig; C... Kathodenseitig; 2,75 bar Betriebsdruck; 1 A/cm ² Stromdichte).....	94
Abbildung 7.15: Anteile des den Zellen zur Befeuchtung zugeführten Wassers in unterschiedlichen Klimaregionen.....	96
Abbildung 7.16: Vergleich der Verdichtungsleistung mit und ohne Berücksichtigung von Stauwirkungen (2,75 bar Betriebsdruck, Referenzszenario).	98
Abbildung 7.17: Austrittstemperatur aus der Turbine während des Referenzszenarios (2,75 bar Betriebsdruck).	99
Abbildung 7.18: Austrittstemperatur aus der Turbine in Abhängigkeit der Flughöhe bei Reiseflugleistung (2,75 bar Betriebsdruck, 4351 kW Leistung).	99
Abbildung 7.19: Wärmestrom der Brennstoffzellen- und des Zuluftwärmetauschers während des Referenzszenarios (2,75 bar Betriebsdruck).	100

III. Tabellenverzeichnis

Tabelle 2.1: Gängige Typen von Brennstoffzellen [1, 5, 9].	17
Tabelle 2.2: Überblick über die Vor- und Nachteile verschiedener Brennstoffzelltypen [5].	18
Tabelle 4.1: Allgemeine Parameter des Referenzflugzeuges [28, 29].	38
Tabelle 5.1: Vergleichskriterien für Brennstoffzellmodelle [4].	43
Tabelle 5.2: Im MEA-Block von der Anwenderin bzw. dem Anwender definierbare Parameter.....	48
Tabelle 5.3: Im MEA-Block von der Anwenderin bzw. dem Anwender nicht definierbare Parameter.....	49
Tabelle 6.1: Für die Validierung entnommene Parameter aus den Referenzdatensätzen [16, 17].	70
Tabelle 6.2: Betriebsparameter der von Salva et al. durchgeführten Versuche [16].	70
Tabelle 7.1: Für die Parameterstudie gewählte Brennstoffzellparameter.	82
Tabelle 7.2: Referenzbetriebsparameter der Brennstoffzelle.	83
Tabelle 7.3: Für die Untersuchung der Wetterabhängigkeit verwendete Werte.....	95