

Ein autonomes Brennstoffzellensystem: Optimierungsansätze

Dissertation

zur Erlangung des akademischen Grades

**Doktoringenieur
(Dr.-Ing.)**

von Dipl.-Ing. Günter Heideck
geb. am 29.11.1952 in Wernigerode/ Harz

genehmigt durch die Fakultät Elektrotechnik und Informationstechnik
der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg

Gutachter: Prof.-Dr.-Ing. habil. Zbigniew Styczynski
Prof. Dr.-Ing. habil. Kai Sundmacher

Promotioskolloquium am 20.07.2006

“Zwei Dinge sind unendlich: Das Universum und die menschliche Dummheit.
Aber beim Universum bin ich mir nicht so sicher”

Albert Einstein
(1879 - 1955)

Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter an der Fakultät Elektrotechnik und Informationstechnik, Lehrstuhl für Elektrische Netze und Alternative Elektroenergiequellen (LENA) der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg. Hiermit möchte ich allen Kolleginnen, Kollegen, auch denen die den Lehrstuhl bereits verlassen haben, und im Besonderen dem Leiter des Lehrstuhls, Herrn Prof. Z. Styczynski, für ihre Unterstützung danken. Ebenfalls möchte ich mich bei allen Partnern des Landesprojektes „Brennstoffzelle“, den Firmen FuelCon AG Barleben und der PSFU GmbH Wernigerode, sowie bei den wissenschaftlichen Einrichtungen, dem Max-Planck Institut für Dynamik komplexer technischer Systeme Magdeburg und dem Lehrstuhl Leistungselektronik unserer Universität bedanken. Dem Kultusministerium und dem Ministerium für Wirtschaft und Arbeit des Landes Sachsen-Anhalt möchte ich meinen Dank für die Finanzierung des Projektes aussprechen.

Nicht zuletzt bedanke ich mich bei den Studenten, die im Rahmen von Studien- und Diplomarbeiten zum Gelingen der Arbeit beigetragen haben. Meinen Freunden Herrn Dr. M. Purmann und Frau Dr. A. Orths danke ich für die zahlreichen fachlichen Diskussionen und Hinweise.

Magdeburg, April 2006

Günter Heideck

Inhaltsverzeichnis

1	EINLEITUNG.....	1
1.1	BEDEUTUNG VON DEZENTRALER ELEKTROENERGIEERZEUGUNG.....	1
1.2	AUFBAU DER ARBEIT UND ABGRENZUNG	2
2	AUTONOME SYSTEME ZUR ELEKTROENERGIEVERSORGUNG	5
2.1	EINSATZFELDER VON BRENNSTOFFZELLENSYSTEME.....	5
2.2	ANFORDERUNGEN AN AUTONOME BRENNSTOFFZELLENSYSTEME	6
2.2.1	Dimensionierung.....	6
2.2.2	Anlaufverhalten und Stoßbelastung	7
2.2.3	Überspannungsschutz und Kurzschlussströme	8
3	VERSUCHS- UND REFERENZSYSTEM – AUFBAU UND EXPERIMENTE	9
3.1	ANLAGENBESCHREIBUNG DES VERSUCHSSTANDES	9
3.1.1	Konzept und Aufbau	9
3.1.2	Messdatenerfassung	11
3.2	REFERENZSYSTEM.....	13
3.2.1	Anlagenkonzept.....	13
3.2.2	Versuchsdurchführung am Referenzsystem	14
3.2.2.1	Statische Kennlinie.....	14
3.2.2.2	Messungen zum dynamischen Verhalten	15
3.2.2.3	Wirkungsgrad des Referenzsystems.....	16
4	BAUGRUPPENANORDNUNG UND MODELLE	19
4.1	BRENNSTOFFZELLE.....	19
4.1.1	Aufbau und Funktion.....	19
4.1.2	Brennstoffverbrauch	22
4.1.3	Modellansatz.....	24
4.1.3.1	Energiebilanz.....	24
4.1.3.2	Modellannahmen.....	27
4.1.3.3	Kathoden- und Anodenflussmodell	28
4.1.3.4	Membranfeuchtemodell.....	30
4.1.3.5	Kennlinienmodell	33
4.2	BRENNGASVERSORGUNG	36
4.2.1	Brenngasversorgungskonzepte	36
4.2.2	Modellierungsansatz.....	39
4.2.2.1	Zirkulationskompressor	39
4.2.2.2	Venturimischer (Gas-Gas-Injektor).....	40
4.3	LUFTVERSORGUNG	42
4.3.1	Luftversorgungskonzepte	42
4.3.1.1	Selbstatmende Brennstoffzelle.....	42
4.3.1.2	Zwangsdurchströmte Brennstoffzelle	43
4.3.1.3	Rezirkulation der Prozessluft.....	46
4.3.2	Modellierungsansatz.....	47
4.3.2.1	DC-Motor	47

4.3.2.2	Vergleich Messung Simulation	51
4.3.2.3	Kompressor	53
4.3.2.4	Vergleich Messung – Simulation des Kompressors.....	58
4.4	FEUCHTEMANAGEMENT	64
4.4.1	Einfluss der Feuchte	64
4.4.2	Grundlagen des Feuchtemanagements	69
4.4.3	Befeuchtung mittels Bubbler.....	71
4.4.4	Befeuchtung mittels Membranbefeuchter	72
4.4.4.1	Aufbau eines Membranbefeuchters	72
4.4.4.2	Membranbefeuchtermodell.....	74
4.5	KÜHLSYSTEM.....	74
4.5.1	Kühlungskonzepte	74
4.5.1.1	Luftgekühlte Brennstoffzelle	74
4.5.1.2	Flüssigkeitsgekühlte Brennstoffzelle	75
4.5.1.3	Weitere Kühlkonzepte	76
4.5.2	Modellierungsansatz.....	76
4.5.2.1	DC-Motor	76
4.5.2.2	Pumpe	78
5	OPTIMIERUNGSANSÄTZE.....	82
5.1	STEUERUNGSKONZEPT	82
5.1.1	Zentrale Steuereinheit	82
5.1.2	Sensoren.....	83
5.1.3	Aufbereitung der Sensorsignale	84
5.1.4	Kommunikationsschnittstellen	84
5.2	AUFBEREITUNG DER ELEKTRISCHEN ENERGIE	85
5.2.1	DC / DC Wandlerkonzepte	86
5.2.2	Wechselrichter	88
5.2.3	Realisierter Hochsetzsteller	89
5.2.3.1	Modellierung des verwendeten Hochsetzstellers	89
5.2.3.2	Konzept und Aufbau	91
5.2.3.3	Vergleich von Modell und realem Verhalten	96
5.2.4	Eingesetzter Wechselrichter	97
5.3	EINZELZELLSPANNUNGSÜBERWACHUNG	99
5.3.1	Einleitung	99
5.3.2	Problemstellung	100
5.3.3	Lösungsansätze.....	101
5.3.4	Ausgewählte Lösung	102
5.3.4.1	Netzteil.....	104
5.3.4.2	Funktionsmuster	104
5.3.4.3	Demo- und Testsoftware	105
5.3.4.4	Weiterentwicklung	105
5.4	FEUCHTEMESSSYSTEM.....	106
5.4.1	Handelsübliche Geräte	106
5.4.2	Eigenentwicklung.....	106

5.4.3	Praktische Messergebnisse.....	107
5.4.3.1	Messungen im Referenzgefäß	107
5.4.3.2	Vergleichende Messungen.....	108
5.4.3.3	Fehlerdiskussion.....	109
6	ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK.....	111
7	LITERATURVERZEICHNIS.....	113
8	FORMELZEICHEN UND ABKÜRZUNGEN.....	123
	ANHANG A.....	130
	ANHANG B.....	131
	ANHANG C.....	135
	ANHANG D.....	140
	ANHANG E.....	141
	ANHANG F.....	142

1 Einleitung

1.1 Bedeutung von dezentraler Elektroenergieerzeugung

Die derzeitige Energiewirtschaft ist fast vollständig auf fossile Energieträger ausgerichtet. Durch den endlichen Vorrat und den steigenden Verbrauch tritt eine zunehmende Verknappung dieser Ressourcen ein. Solange der Energieverbrauch nicht eingeschränkt wird, werden die Preise dafür steigen, denn dieses Energieaufkommen ist langfristig endlich. Selbst neue Technologien zur effizienteren Ausbeute werden die drohende Energieverknappung nur aufhalten. Des Weiteren verschärft sich die Abhängigkeit der Weltwirtschaft von den Ländern mit entsprechenden Ressourcen. Darum wird weltweit mit verstärktem Interesse nach Alternativen gesucht.

Viele Staaten setzen auf den weiteren Aufbau bzw. auf die Reaktivierung von Kernkraftwerken, um von den fossilen Energieträgern unabhängiger zu werden. So China, wo derzeit die ehrgeizigsten Programme zum Ausbau der Kernenergie verfolgt werden [86]. Andere Staaten, wie Frankreich, Großbritannien, Russland, Indien, Japan und Kanada sind mit Planungsarbeiten für neue und zu modernisierende Kernkraftwerke beschäftigt. All diese Länder halten das Sicherheitsrisiko für beherrschbar und die Kosten einschließlich der Folgekosten, die aus dem Transport und der Entsorgung des Brennstoffes entstehen, für akzeptabel.

Im Gegensatz dazu setzt die Bundesregierung auf den Ausstieg aus der Kernenergie. Ersatzweise werden durch eine entsprechende Förderpolitik die effiziente Nutzung traditioneller Energieformen und die verstärkte Nutzung von erneuerbaren Energien vorangetrieben [40]. Durch das Erlassen entsprechender Gesetze wurden die Schwerpunkte für eine langfristige Ressourcenschonung festgeschrieben. Zur Anpassung an die aktuellen Technologien und Marktsituation wurde sowohl das „Gesetz für die Erhaltung, die Modernisierung und den Ausbau der Kraft-Wärme-Kopplung“, kurz Kraft-Wärme-Kopplungs-Gesetz (KWKG) genannt, als auch das Erneuerbare-Energien-Gesetz (EEG) im Jahre 2004 novelliert [24]. Abbildung 1.1 zeigt die Verteilung der Bruttostromerzeugung (Stand 2005) in Deutschland [10].

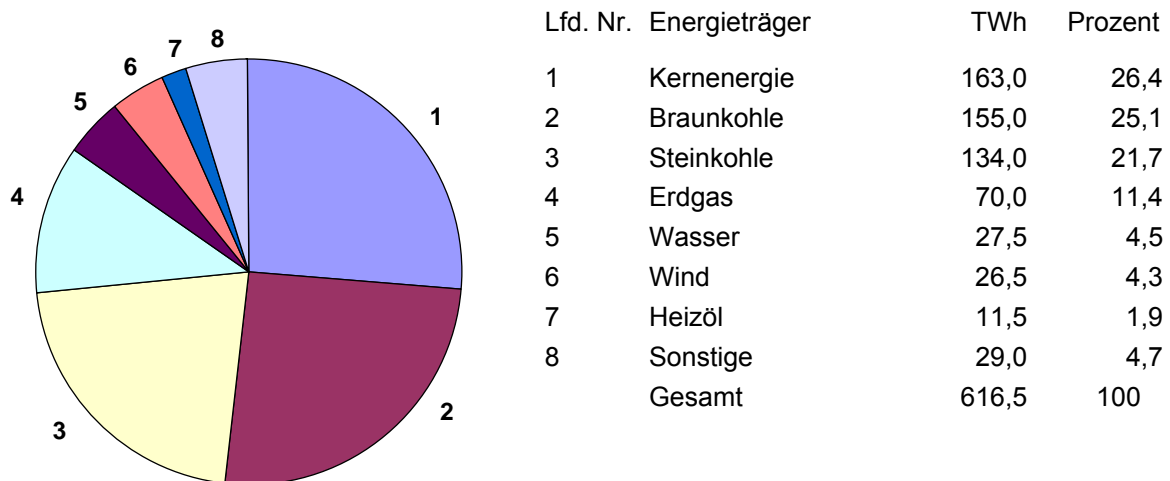


Abbildung 1.1: Bruttostromerzeugung in Deutschland Stand 2005 [10]

Bis zum Jahr 2010 soll der Stromanteil aus regenerativen Energiequellen von derzeit rund 9 auf 12,5 Prozent und der Anteil aus KWK-Anlagen steigen. Neben dem starken Wachstum der Windenergienutzung wird auch der weitere Ausbau von Kraft-Wärme-Kopplungs-Anlagen seinen Beitrag zur Erreichung des gesteckten Zieles leisten. Viele dieser Stromerzeugungsanlagen werden an dezentralen Standorten ihren Betrieb aufnehmen. Dabei werden sie durch die konstante Spannung und Frequenz des Versorgungsnetzes geführt. Die Konstanz des Netzes wird durch die Bereitstellung von Regelleistung in den großen Kraftwerken sichergestellt. Mit dem weiteren Ansteigen des Anteils der dezentralen Stromerzeugung wird der Anteil an Regelleistung die zentralen Stromerzeuger bei sinkendem Grundlastanteil steigen. Gleichzeitig stellt sich die Frage ob und wie weit die dezentralen Erzeuger einen eigenen Beitrag zur erforderlichen Regelleistung leisten können. Dazu sind sie nur in der Lage, wenn diese Systeme auch im autonomen Betrieb arbeiten können.

1.2 Aufbau der Arbeit und Abgrenzung

Die gegenwärtigen Strukturen in der Energieversorgung unterliegen grundlegenden Veränderungen, die zur Untersuchung von neuen Konzepten und Entwicklungsstrategien führen. Dem Wasserstoff als Energieträger in künftigen Energiesystemen wird eine große Rolle beigemessen, z.B. [40]. Das 21. Jahrhundert wird als Jahrhundert der Energieeffizienz und rationellen Energieanwendung bezeichnet. Moderne Nutzungstechniken der erneuerbaren Energien und Wasserstoff als Energieträger werden das 22. Jahrhundert prägen [54].

Diesem Ziel widmen sich verschiedene Teilkonzepte und Modellstrategien, welche die Möglichkeiten zur Nutzung des Wasserstoffs in den verschiedensten Bereichen untersuchen. Die Bereiche erstrecken sich von großen Wasserstoffkraftwerken über Wasserstoffzwischenpeicher bis zur Nutzung des Wasserstoffs im Transport durch direkte Nutzung in Verbrennungsmaschinen als auch in brennstoffzellenbetriebenen Fahrzeugen.

In der Energietechnik ermöglicht besonders die rasche Entwicklung der Leistungselektronik heute den Betrieb eines Inselnetzes ohne rotierende Elektroenergieerzeuger. Diese Möglichkeit kommt der Forderung nach effizienter dezentraler Elektroenergieerzeugung entgegen. Durch die Auslegung derartiger Systeme als autonome Einheiten können Forderungen nach einer sicheren Energieversorgung, deren Bedeutung - z.B. bei der Versorgung von Kommunikationssystemen - zunehmend wächst, erfüllt werden. In diesem Zusammenhang eröffnen neue Konzepte von lokalen Gleichstromnetzen, wie sie z.B. bei Notleuchtensystemen realisiert werden, völlig neue Perspektiven für autonome Systeme.

In diesem Umfeld der autonomen Systeme ist die vorliegende Arbeit angesiedelt. Ausgehend von den beschriebenen Entwicklungstendenzen werden autonome Brennstoffzellensysteme untersucht und Optimierungsansätze für verschiedene Applikationen herausgearbeitet. Dazu werden im Kapitel 2 die Aufgaben von autonomen Systemen aus heutiger Sicht und unter zukünftigen Betriebsbedingungen charakterisiert. Für die Untersuchungen wurde neben der Nutzung einer stationären Versuchsanlage ein Referenzsystem entworfen und realisiert, welches im Kapitel 3 beschrieben wird. Während der beschriebene Versuchsstand zur Untersuchung der Komponenten genutzt wurde, diente das aufgebaute Referenzsystem zur Betrachtung des aus den einzelnen Baugruppen zusammengesetzten autonomen Systems. Es kann eine elektrische Leistung von ca. 500 W erzeugen und ist bis zu rund 5 kW skalierbar. Der Schwerpunkt der Arbeiten wurde neben der Untersuchung des statischen Verhaltens auch auf Untersuchungen zum dynamischen bzw. quasidynamischen Verhalten gelegt. Diese Untersuchungen bilden die Grundlage für die weiteren Betrachtungen der einzelnen Baugruppen. Durch die Modellierung der Baugruppen wird die Auslegung, Anpassung und Skalierung auf größere Systeme erleichtert. Zur Erreichung hoher Wirkungsgrade ist neben der angepassten Auswahl der einzelnen Bauteile und -gruppen ein gut durchdachtes Steuerungs- und Überwachungssystem unerlässlich. Dazu werden im Kapitel 5 eine mögliche Steuerung und zwei Eigenentwicklungen von notwendigen bzw. hilfreichen Spezialbaugruppen für den Betrieb beschrieben und diskutiert.

Dem Titel folgend hat die Arbeit optimierte autonome brennstoffzellenbasierte Versorgungssysteme mit angepassten peripheren Komponenten zum Ziel. Dieses Ziel wird auf der Basis der gegenwärtigen Technik angestrebt und diskutiert. Durch die mathematische Beschreibung der einzelnen Baugruppen und Erarbeitung von Modellen kann das vorgestellte System leicht skaliert werden. Gleichzeitig erhalten die gezogenen Schlüsse einen allgemeinen Charakter.

Die These der Arbeit kann wie folgt formuliert werden:

Es ist möglich mit Hilfe von Modellen, Simulationen und Versuchen ein autonomes Brennstoffzellensystem durch den Einsatz optimierter Komponenten entsprechend den speziellen Anforderungen an bestimmte Applikationen anzupassen, und somit die Anwendungsreife, d.h. die wirtschaftliche Anwendung, zu erreichen.

2 Autonome Systeme zur Elektroenergieversorgung

2.1 Einsatzfelder von Brennstoffzellensysteme

Ein besonderer Vorteil der Brennstoffzellentechnologie wird in ihren vielfältigen Einsatzfeldern gesehen. Abbildung 2.1 aus [87] zeigt eine Übersicht über dieses Spektrum. Dabei erstreckt sich der Leistungsbereich von einigen Milliwatt - z.B. bei Handys - bis zu mehreren Hundert Kilowatt bei stationärer Anwendung in Kraftwerken.



Abbildung 2.1: Einsatzfelder von Brennstoffzellen [87]

Wie aus Abbildung 2.1 ersichtlich ist, erstrecken sich die überwiegenden Einsatzfelder auf mobile und portable Anwendungen. Für diese Anwendungen müssen die Systeme autonom arbeiten können. Im liberalisierten Energiemarkt werden zunehmend dezentrale Elektroenergieerzeuger zur Versorgung an das öffentliche Netz angeschlossen. Dabei steigt der Anteil an der Nutzung von regenerativen Energiequellen wie z.B. Windenergie und Photovoltaik stetig. Dieser Prozess wird durch das Erneuerbare Energie Gesetz (EEG) von staatlicher Seite gefördert. Aber auch fossile Energieträger werden in motorischen und brennstoffzellenbasierten Block-Heiz-Kraft-Werken (BHKW) zur dezentralen Stromerzeugung genutzt. Diese Technologie wird trotz des Einsatzes fossiler Energieträger durch das Kraft-Wärme-Kopplungs Gesetz (KWKG) unterstützt, da sie die CO₂-Emmission durch eine Energiewandlung mit hohem Wirkungsgrad senken.

Häufig können diese dezentralen Anlagen ihre Energie jedoch nicht bedarfsgerecht erzeugen. Gründe hierfür können sein - es weht kein Wind, die Sonne scheint nicht oder die entstehende Wärme kann nicht abgeführt werden. Der Bedarf an elektrischer Energie unterliegt starken Schwankungen. Die benötigte Regelleistung zum Ausgleich von Bedarf und Erzeugung wird von konventionellen Kraftwerken erzeugt. Die schwankende Energieerzeugung der dezentralen Energiequellen belastet nach konventioneller Philosophie diese Kraftwerke zusätzlich. Die Bereitstellung von Regelleistung in den Kraftwerken ist sowohl technisch als auch ökonomisch begrenzt. Aus diesem Grund werden zunehmend technische Lösungen gefordert, bei denen die dezentralen Erzeuger selbst einen Anteil zur Netzstabilität in Form von zu erbringender Regelleistung beitragen. Eine mögliche technische Lösung besteht darin, die dezentralen stationären Anlagen als autonome Systeme auszulegen. Den gleichen Anforderungen unterliegen sie, wenn sie im Inselnetz oder als Netzersatzanlagen eingesetzt werden. In diesem Sinne werden stationäre brennstoffzellenbasierte BHKW's in dieser Arbeit in die Betrachtungen mit einbezogen, wobei die Energiebereitstellung von Wasserstoff z.B. aus Erdgas, Biomasse oder Holz als gesichert angesehen wird.

2.2 Anforderungen an autonome Brennstoffzellensysteme

2.2.1 Dimensionierung

Autonome Brennstoffzellensysteme müssen so dimensioniert sein, dass sie alle angeschlossenen Verbraucher ausreichend mit elektrischer Energie versorgen können. Dabei ist ein entsprechender Gleichzeitigkeitsfaktor zu berücksichtigen, da davon auszugehen ist, dass im Einsatzfall nicht alle Verbraucher gleichzeitig in Betrieb sind. Um bei Ausfall des öffentlichen Netzes definierte Lasten zu versorgen, werden häufig separate Stromkreise z.B. für Notlicht oder zur Versorgung von Computer- und Kommunikationsanlagen aufgebaut [62]. Dabei muss Lasten mit Blindleistungsanteil oder nichtlinearen Lasten (z.B. Schaltnetzteilen) besondere Aufmerksamkeit beigemessen werden. Die nichtlinearen Lasten verursachen oberwellenhaltige Ströme, welche die Netzqualität z.B. durch Spannungsspitzen verschlechtern. Die dadurch entstehenden Lastspitzen werden bei dem Einsatz klassischer Generatoren durch die im Rotor gespeicherte mechanische Energie abgefangen. Werden brennstoffzellenbasierte Netzersatzanlagen eingesetzt, so muss ein gesonderter Energiespeicher integriert werden. Weder die Brennstoffzelle noch die Leistungselektronik zur Energiewandlung weisen Speicherpotentiale auf, welche die Lastspitzen abfangen. Oft wird diesem Problem durch eine Überdimensionierung des Brennstoffzellenstacks entgegengewirkt, wodurch die Investitionskosten annähernd proportional steigen. Technisch ist eine

Überdimensionierung vorteilhaft, da der elektrische Wirkungsgrad der Brennstoffzellenanlage bei einer Leistungsreduzierung bis ca. 60 % bezogen auf die Nennlast steigt.

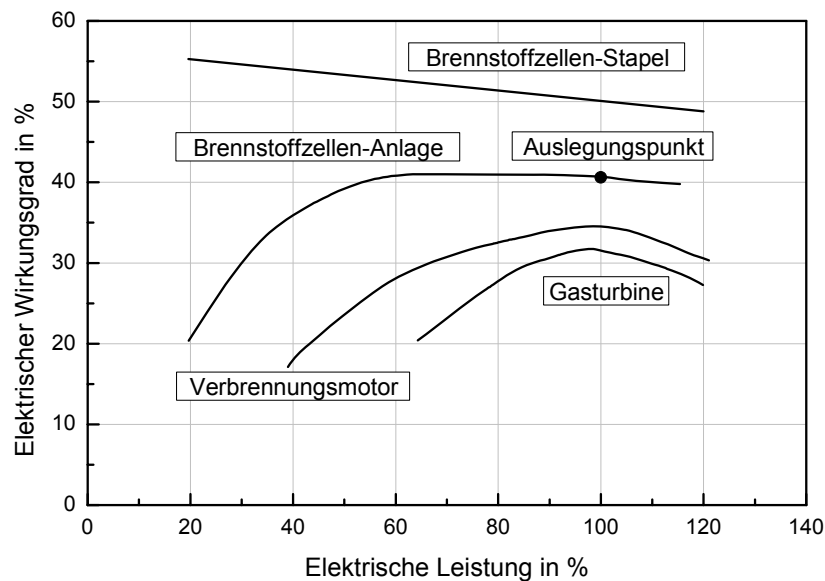


Abbildung 2.2: Prinzipieller Verlauf des elektrischen Wirkungsgrades eines PEM-Brennstoffzellensystems im Vergleich zu anderen Systemen und des Stacks [24]

Dieser Effekt ist in den Kurven der Abbildung 2.2 [24] deutlich zu erkennen. Danach steigt der Wirkungsgrad des Stacks zu kleineren Leistungen noch ausgeprägter. Der verringerte Effekt beim Gesamtsystem resultiert aus den schlechteren Wirkungsgraden der peripheren Komponenten wie Kompressoren und Pumpen im Teillastbetrieb. Zum Vergleich wurden die typischen Wirkungsgradverläufe von Verbrennungsmotor und Gasturbine in das Diagramm integriert [61].

2.2.2 Anlaufverhalten und Stoßbelastung

Beim Einschalten haben fast alle Verbraucher einen erhöhten Leistungsbedarf [73]. Der dadurch fließende Einschaltstrom verursacht in vielen Fällen einen Spannungseinbruch. Die Quellen müssen diesem Umstand entsprechend ausgelegt werden. Da zur Spannungsanpassung bei autonomen Systemen mit Brennstoffzellen Leistungselektronik eingesetzt werden muss, darf deren Belastung keine Schädigung verursachen. Des Weiteren ist die Dynamik (Reaktionszeit) von Brennstoffzellen nicht ausreichend, um derartige Laständerungen folgen zu können. Hauptsächlich ist hierfür die begrenzte Nachführung der Reaktanten verantwortlich [61]. Darum wird der notwendige Spitzenenergiebedarf aus geladenen Speichern mit entsprechender Dynamik bezogen. Diese Speicher können mechanischer (z.B. Schwungrad), elektrischer (z.B. Kondensatoren) oder chemischer (z.B. Akkumulatoren) Art sein. Niedertemperaturbrennstoffzellen wie PEM-Brennstoffzellen sind für die autonome Anwendung besser geeignet als Mittel- und Hochtemperaturbrennstoffzellen, da ihre

Betriebstemperatur schneller erreicht wird. Generell verlängern sich die Anfahrzeiten hin zu Brennstoffzellen mit höheren Arbeitstemperaturen [79].

Beim Anfahren des Systems muss nicht nur der Energiebedarf der Verbraucher, sondern auch die benötigte Energie der peripheren Komponenten des Brennstoffzellensystems aufgebracht werden, da die Zelle selbst nicht in der Lage ist, die chemische Energie sofort zu wandeln. Bis zur Betriebsbereitschaft der Zelle muss der integrierte Speicher diese Energie liefern. Anschließend muss durch die Steuerung des Systems dafür gesorgt werden, dass der Speicher wieder geladen wird. Dies wird durch ein in der Steuerung impliziertes Energiemanagement realisiert.

2.2.3 Überspannungsschutz und Kurzschlussströme

Überspannungen in elektrischen Anlagen werden entweder durch innere oder äußere Einflüsse verursacht. Äußere Ursachen für Überspannungen sind Blitzeinschläge und kapazitive oder induktive Einkopplungen. Gründe für das Entstehen von Überspannungen innerhalb einer Anlage sind nichtlineare Laständerungen, die durch den Einsatz von Schaltern oder gepulster Leistungselektronik entstehen. Zum Schutz der Anlage sollten entsprechende Überspannungsableiter, welche die Anlagen vor Funktionsbeeinträchtigung bzw. Zerstörung schützen, eingebaut werden. Kurzschlussströme sind vorrangig auf defekte Komponenten einer Anlage zurückzuführen. Ein Kurzschlussstrom in einer PEM-Brennstoffzelle muss vermieden werden, da hierdurch ihre Membran beschädigt oder zerstört werden kann. Zur Vermeidung solcher Zustände sind Schutzelemente wie z.B. Sicherungen oder Heizleiter zu integrieren [73].

3 Versuchs- und Referenzsystem – Aufbau und Experimente

3.1 Anlagenbeschreibung des Versuchsstandes

3.1.1 Konzept und Aufbau

Für die praktischen Untersuchungen einzelner Komponenten wurde ein am Lehrstuhl Elektrische Netze und Alternative Elektroenergiequellen aufgebauter Versuchsstand verwendet, der für den Betrieb von PEM-Brennstoffzellen mit Druck- oder Elektrolysewasserstoff bis zu einer elektrischen Leistung von 1 kW geeignet ist. Das technologische Schema der Anlage zeigt Abb. 3.1.

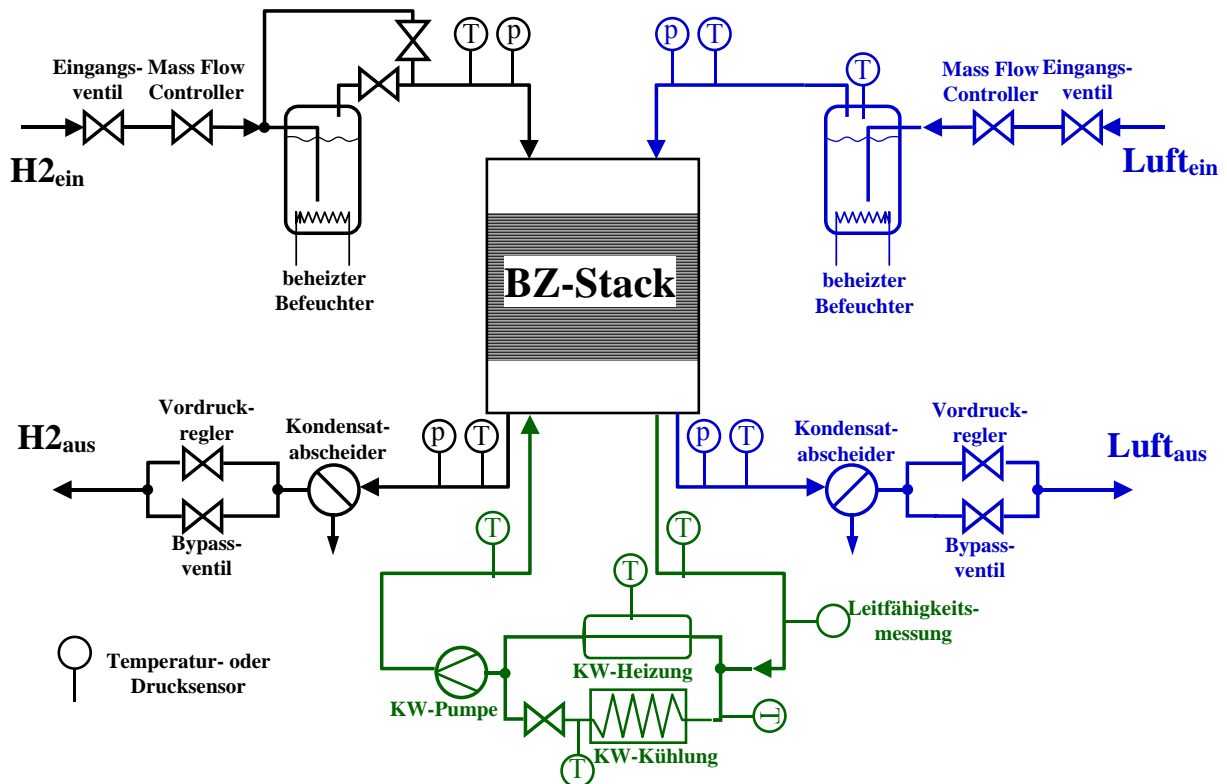


Abbildung 3.1: Technologisches Schema der Versuchsanlage

Sowohl der Wasserstoffstrom als auch die Luftzuführung werden standardmäßig über Durchflussregler gesteuert. Der Wasserstoff wird dabei über einen Zwischenspeicher, der den aus einer Elektrolyseanlage produzierten Wasserstoff aufnimmt, zur Verfügung gestellt. Die Luft wird aus dem gebäudeinternen Druckluftsystem entnommen. Wasserstoff als auch Luft können vor Eintritt in den Stack befeuchtet werden. Dies geschieht durch zwei entsprechend dimensionierte Gasbefeuchter (Bubblers). Die Prozessgase durchlaufen in den Befeuchtern ein Wasserbad, welches durch einen Regelmechanismus und installierte Heizpatronen

auf einem bestimmten Temperaturniveau gehalten werden kann. Durch Veränderung der Befeuchtertemperatur wird der Feuchteanteil bzw. die Temperatur des Prozessmediums beeinflusst. Beide Befeuchter können durch einen Bypass umgangen werden, denn eine Befeuchtung des Stacks ist in der Regel nur bei höheren Temperaturen notwendig. Hinter dem Stack sind für beide Gase Vordruckregler installiert, damit die Gase im Druckbetrieb auf einem bestimmaren Druckniveau gehalten werden können. Damit sich kein Wasser an den Druckreglern sammeln kann, sind zwischen Stack und Druckregler Kondensatabscheider angeordnet. Der nicht verbrauchte Wasserstoff wird dann über das gebäudeeigene Abluftsystem aus dem Raum geführt. Der Versuchsstand ist im Anhang f dargestellt. Die weiteren zum Versuchsstand gehörenden Systeme sind im selben Bild tabellarisch aufgeführt.

Zur Regelung der Kühlwassertemperatur und damit die Stacktemperatur wurde in den Kühlkreis neben einem Wärmetauscher, der hydraulisch an das gebäudeeigene Kühlsystem angeschlossen ist, auch eine Heizpatrone integriert. Durch diese Kombination kann der Stack auf einem bestimmten Temperaturniveau gehalten werden, d.h. im oberen Lastbereich wird gekühlt bzw. bei nicht ausreichender Eigenwärmegenerierung wird geheizt. Als Kühlmittel wird deionisiertes Wasser verwendet.

Im Laufe verschiedener Untersuchungen hat sich herausgestellt, dass die Versuchsbedingungen dem jeweiligen Versuchsziel angepasst werden sollten. Dazu ist jedoch eine offene Steuerung erforderlich, die sowohl eine Hard- als auch Softwaremodifizierung zulässt und eine direkte Steuerung der Aktoren ermöglicht. Zu diesem Zwecke wurde der Teststand mit der SPS gegen eine Mikrorechnersteuerung ausgetauscht [28]. Durch diesen Umbau ist neben einem vollautomatischen Betrieb, der Langzeituntersuchungen zulässt, auch eine Fernsteuerbarkeit und –überwachung durch eine Modemschnittstelle möglich. Die Kommunikation mit dem Bediener erfolgt so entweder direkt an der Steuerung über ein Bedienpanel mit einem Display, auf dem alle Betriebszustände der einzelnen Elemente dargestellt werden, oder über einen PC im Fernsteuermodus.

Im Normalbetrieb wird der Brennstoffzelle Wasserstoff im Überschuss zugeführt. Nicht verbrauchter Wasserstoff wird abgeblasen. In einer zweiten Betriebsart wird der Stack bei geschlossenem Wasserstoffauslass betrieben. Nicht verbrauchter Wasserstoff am Anodenausgang wird mit Hilfe eines Rezyklierkompressors auf das Druckniveau des Anodeneingangs angehoben und der Brennstoffzelle wieder zugeführt. Zur Vermeidung einer Flüssigkeitsansammlung auf der Anodenseite muss in regelmäßigen Abständen für einen Austrag gesorgt werden. Dies geschieht

über ein Spülventil am Ausgang des Stacks, das über die Steuerung aktiviert wird. Bei allen Betriebsarten ist zudem ein Wechsel von Luft auf reinen Sauerstoffbetrieb möglich.

Die erzeugte elektrische Leistung kann an den Klemmen des Stacks abgegriffen werden. Solange keine stabile Leerlaufspannung erreicht wird und somit die Lieferbereitschaft des Systems nicht erreicht ist, wird die Leistungsabgabe durch ein nicht aktiviertes Freigabesignal an die Leistungselektronik verhindert. Mit den zur Anlage gehören leistungselektronischen Baugruppen wird eine netzkonforme Energiewandlung realisiert, die sowohl für ein Inselnetz als auch für die Einspeisung in das Verteilernetz der Universität zur Verfügung steht. In der ersten Stufe hebt ein Hochsetzsteller die Energie des Stacks auf ein Niveau von ca. 60 V an. Der sich anschließende Wechselrichter wandelt die Gleichspannung in eine Wechselspannung mit einer Frequenz von 50 Hz. Die Anpassung an die 240 V Wechselspannung des Netzes erfolgt in einem Niederspannungstransformator. Dieser übernimmt gleichzeitig die galvanische Trennung vom Netz, so dass der Minuspol der Gleichspannungsebene aus Sicherheitsgründen auf Erdpotential gelegt werden konnte.

Mit dem System sind sowohl Netzparallelbetrieb, als auch Inselbetrieb realisierbar. Beim Netzparallelbetrieb werden die Spannung und die Frequenz vom Netz vorgegeben. Im Inselbetrieb müssen diese Zustände direkt vom Wechselrichter generiert werden, wobei deren Ausregelung in den zulässigen Grenzen erfolgt.

Für Untersuchungen, die sich ausschließlich mit dem verfahrenstechnischen Teil des Brennstoffzellensystems beschäftigen, steht eine elektronische Gleichspannungslast zur Verfügung, mit welcher der Stack elektrisch definiert belastet werden kann. Hauptsächlich wird der Konstantstrommodus verwendet, da der Stackstrom eine charakteristische Größe ist, auf die sich viele Messungen beziehen und mit ihr der stabilste Betrieb erreicht werden kann.

3.1.2 Messdatenerfassung

An Stelle der ursprünglichen SPS wurde ein Schaltkasten installiert, in dem die Bündelung und teilweise Anpassung der Sensorsignale realisiert wird. Gleichzeitig wird er zur Verteilung und Wandlung der Signale der Aktoren in die entsprechenden Spannungsebenen genutzt. Über die entsprechenden Menüpunkte können die einzelnen Sensorsignale auf die dazugehörigen physikalischen Größen abgeglichen bzw. bei Benutzung von geeigneten Referenzen kalibriert werden, so dass auf dem Display die tatsächlichen Werte mit den korrekten physikalischen Einheiten

angezeigt werden. Mit Hilfe der programmierten Algorithmen werden aus den Informationen der Sensoren die Signale für die Aktoren abgeleitet.

In der Steuerung sind eine Vielzahl von Schnittstellen realisiert, von denen nur die beiden RS232 Schnittstellen genutzt werden. An die erste der beiden Schnittstellen ist ein Modem angeschlossen, über das eine Fernsteuerung und Fernprogrammierung durchgeführt werden kann. Die zweite wird zur Kommunikation mit dem örtlichen Personal-Computer genutzt. Über diese Schnittstelle können alle Signale zum Computer übertragen werden. Für dynamische Untersuchungen am Brennstoffzellen-System ist die Abtastrate in der Steuerung allerdings zu klein. Aus diesem Grund werden alle analogen Spannungssignale des Versuchsstandes in Standardsignale von 0 - 10 V gewandelt. Somit können die Signale direkt über eine PC-Messkarte eingelesen werden. Hochfrequente Störanteile im Messsignal werden über ein RC-Glied herausgefiltert.

In Abbildung 3.2 [65] ist schematisch die Messwertaufnahme und -verarbeitung des Brennstoffzellenversuchsstandes dargestellt.

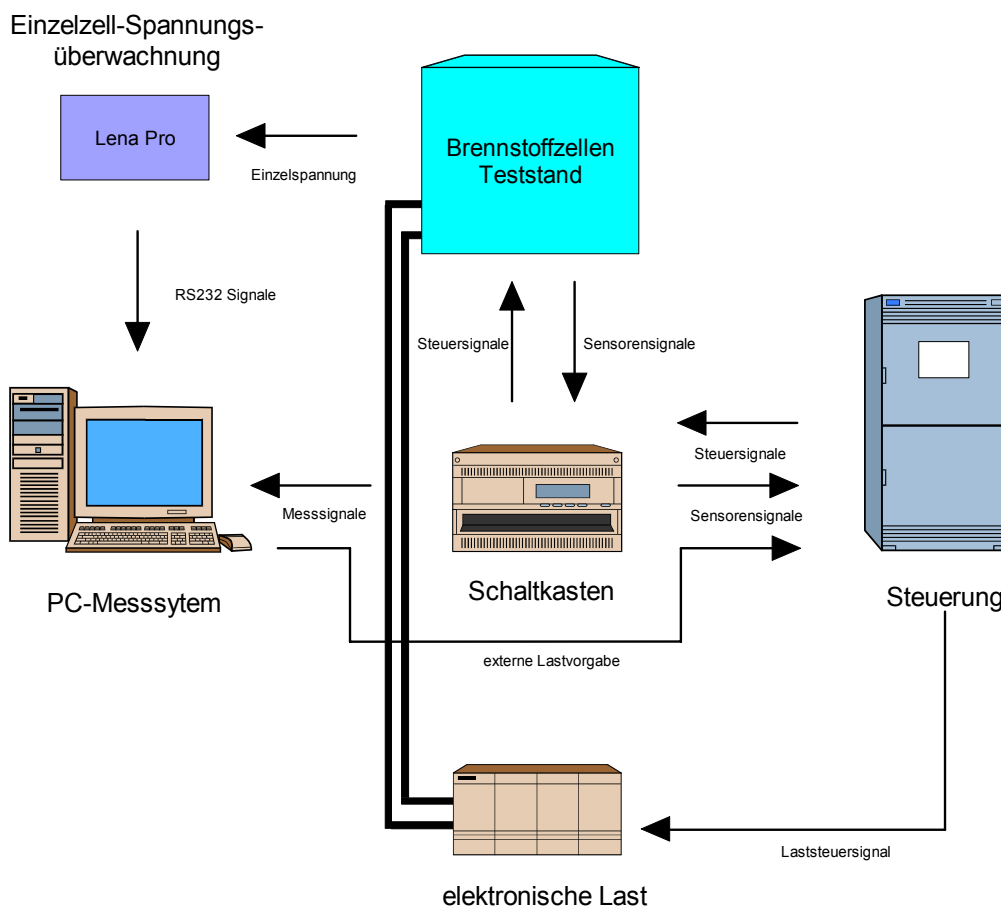


Abbildung 3.2: Schematische Darstellung der Messwertaufnahme und Verarbeitung des Brennstoffzellenversuchsstandes [65]

Mit Hilfe graphisch programmierbarer Softwaremodule wurden die aufgenommenen Messwerte visualisiert und gespeichert.

3.2 Referenzsystem

In diesem Kapitel wird das für die Analyse des Gesamtsystems realisierte Referenzsystem beschrieben. Es besteht im Wesentlichen aus Komponenten die zuvor in dem beschriebenen Versuchstand untersucht wurden. Das Gesamtsystem umfasst sowohl den verfahrenstechnischen als auch den elektrotechnischen Teil eines Brennstoffzellensystems, wobei die Wasserstoffgewinnung nicht in das Anlagenkonzept mit einbezogen wurde. Es wird davon ausgegangen, dass der Wasserstoff unter Überdruck zur Verfügung steht. Dies kann entweder aus Druckflaschen oder aus einem separaten Reformer erfolgen.

3.2.1 Anlagenkonzept

Grundlegend müssen in diesem Anlagenkonzept die drei Stoffstromflüsse (Wasserstoff, Luft, Kühlwasser) und der elektrische Stromkreis konzipiert werden. Abbildung 3.3. zeigt das Blockschaftbild des Referenzsystems.

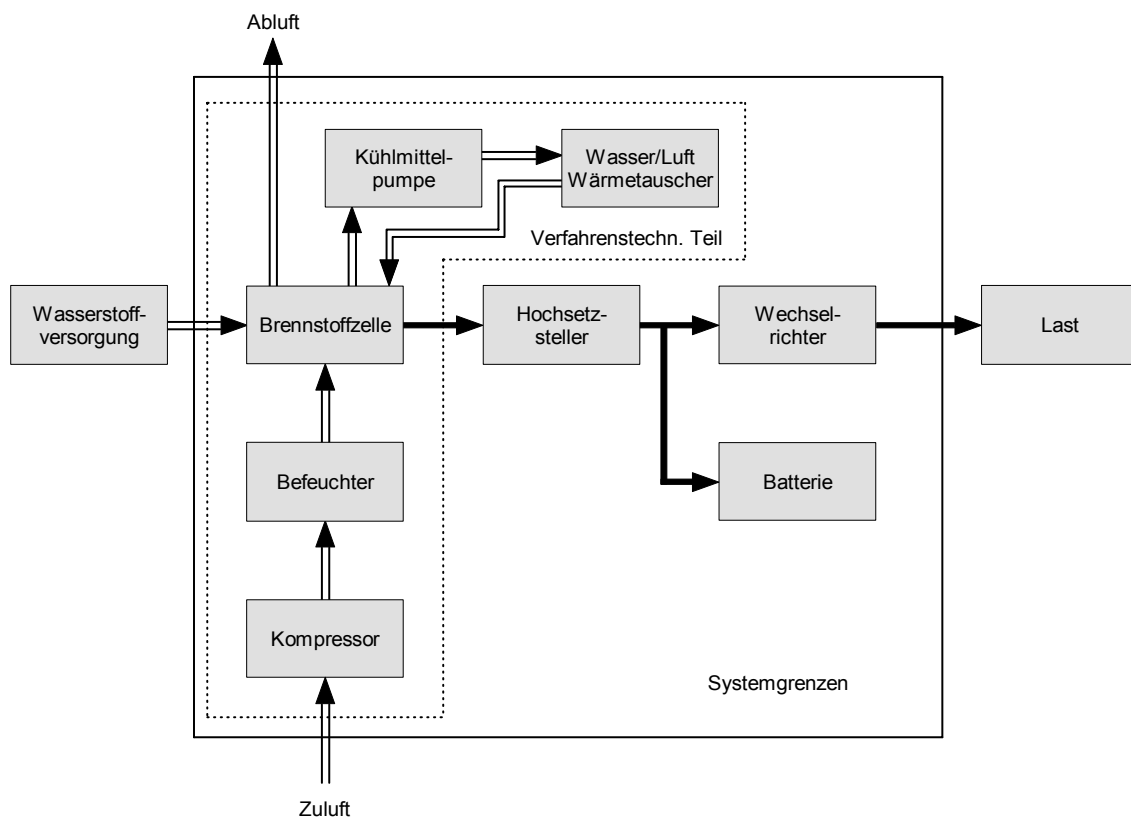


Abbildung 3.3: Blockbild des Referenzsystems

Für die Erzeugung der elektrischen Energie muss dem Brennstoffzellenstack als zentrale Baugruppe des Systems das Brenngas Wasserstoff und der zur Verbrennung notwendige Sauerstoff zugeführt werden. Die Luft wird über einen steuerbaren Kompressor aus der Umgebung angesaugt. Nach den Angaben des Stackherstellers ist die zugesicherte Leistung von 450 bis 500 W nur bei Betriebstemperaturen ab 45 bis 50 °C und befeuchteter Luft zu erreichen [85]. Aus diesem Grund wird ein „Bubbler“ zwischen Kompressor und Stack angeordnet. Im System wird ein Dead-End-Betrieb realisiert. Durch verschiedene Effekte sammelt sich Wasser in den Wasserstoffkanälen, welche die Energiewandlung behindern. Deshalb wird in Abständen ein Spülzyklus über ein am Wasserstoffausgang des Stacks angeordnetes Magnetventil durchgeführt. Eine Abbildung des realisierten Referenzsystems befindet sich im Anhang f.

3.2.2 Versuchsdurchführung am Referenzsystem

3.2.2.1 Statische Kennlinie

Die U-I-Kennlinie einer Brennstoffzelle wird als statische Kennlinie bezeichnet. Die gemessene Kennlinie des Stacks zeigt Abbildung 3.4. Die Stöchiometrie hat einen Einfluss auf die Kennlinie, weshalb sie als Parameter mit angegeben wird.

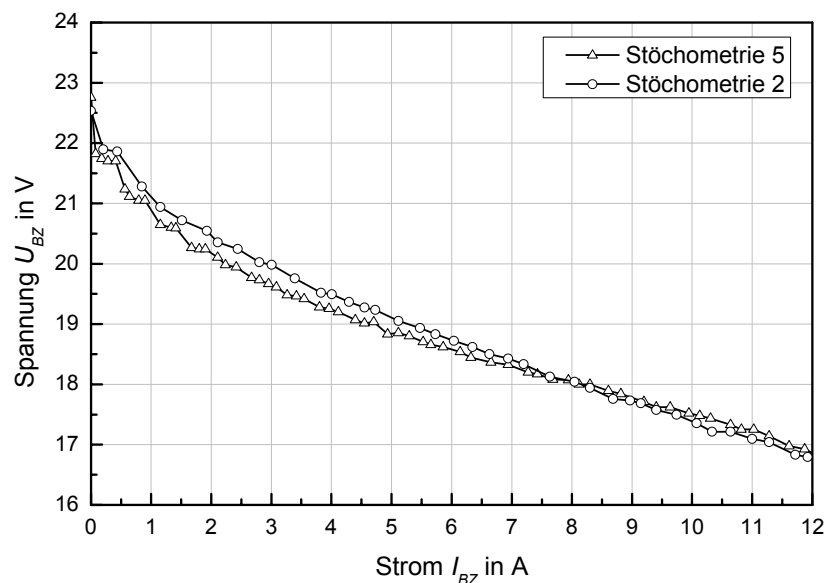


Abbildung 3.4: Stackspannung in Abhängigkeit vom Stackstrom und der Stöchiometrie

Die drei Bereiche der Kurve, der starke Spannungsabfall bei kleinen Stromstärken, der annähernd lineare Verlauf im Mittelteil und der Abfall bei hohen Strömen, resultieren aus Verlusten, die in der Elektrochemie als Überspannungen bezeichnet werden. Der Verlauf der Kurve im ersten Bereich resultiert aus Aktivierungsverlusten.

Der zweite Bereich wird hauptsächlich durch ohmsche Verluste bestimmt, wodurch der annähernd lineare Verlauf zu erklären ist. Sie werden vorwiegend durch Leitungs- und Übergangswiderstände verursacht. Im letzten Bereich, dessen Verlauf in Abbildung 3.4 nicht dargestellt ist, weil er wegen eventueller Beschädigungen des Stacks nicht gemessen wurde, dominieren Transportverluste der Reaktanten. Trotz der Dominanz der einzelnen Überspannungen wirken die genannten Verluste in allen Bereichen der Kennlinie. Im Abschnitt 4.1.3.5 werden die Abhängigkeiten anhand von Gleichungen näher erläutert.

3.2.2.2 Messungen zum dynamischen Verhalten

Unter dynamischem Verhalten eines Bauteils oder Systems werden die zeitlichen Abhängigkeiten der Parameter bei Lastungsänderungen verstanden. Die sprunghafte Änderung der Last, wie beim Schalten, stellt eine besondere Beanspruchung für das System dar. In Abbildung 3.5 ist das Verhalten der Brennstoffzelle bei sprunghaften Laständerungen dargestellt.

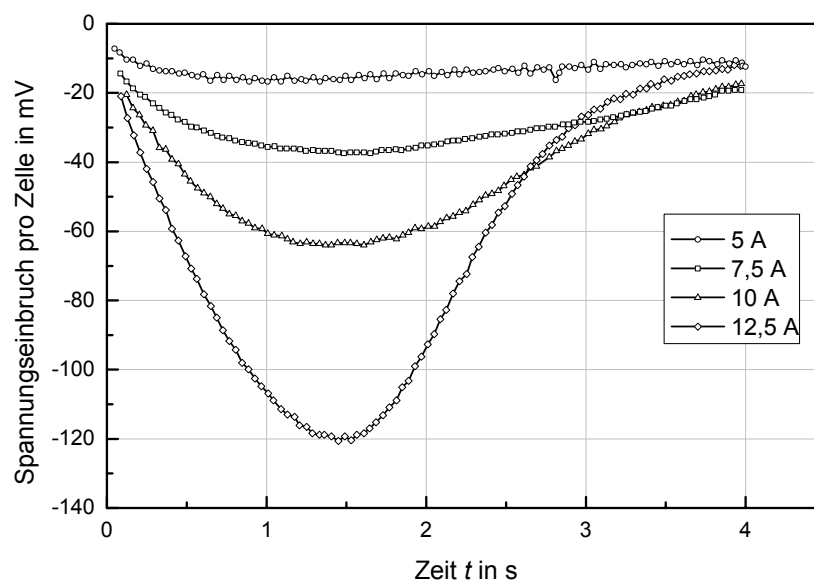


Abbildung 3.5: Dynamischer Spannungseinbruch der Brennstoffzelle bei verschiedenen Stromänderungen beginnend bei jeweils 2,5A [60]

Die gemessene Übergangszeit von ca. 4 s resultiert nicht nur aus der Reaktion in den Zellen, sondern ist auch ein Resultat der Nachführung der reagierenden Gase. Deutlich ist ein erhöhter Spannungsabfall bei größeren Lastsprüngen im Diagramm zu erkennen. Beim Wasserstoff kann der durch die Nachführung verursachte Transportverlust allerdings vernachlässigt werden, da das System beim Wasserstoff für den Dead-End-Betrieb ausgelegt wurde und der Druck konstant gehalten wird. Im Gegensatz dazu muss der Luftvolumenstrom durch die Drehzahländerung des Kompressors nachgeführt werden. Durch die Massenträgheit des Motorläufers und

der pneumatischen Elemente, wie Rohrleitungen und Befeuchter (Bubbler), die durch die Kompressibilität des Mediums speichernde Wirkung haben, stellt sich der neue Volumenstrom verzögert ein. Bei einer Belastungserhöhung arbeitet der Stack mit einer höheren Luft- bzw. Sauerstoffausnutzung als vor der Belastungserhöhung. Die Gleichungen für die Berechnung der Stöchiometrie, die sich unmittelbar nach der Belastungserhöhung ergibt, sind in [31] abgeleitet und erläutert. Bei stationären netzparallel betriebenen Anlagen erfolgt eine bedarfsgerecht gesteuerte Belastungs- bzw. Leistungsanpassung. In diesen Fällen sollte zur Vermeidung einer Unterversorgung des Stacks mit Reaktanten die Volumenströme vor Leistungsänderungen auf die zu erwartenden Betriebszustände eingestellt werden, so dass quasistationäre Zustände realisiert werden können.

3.2.2.3 Wirkungsgrad des Referenzsystems

Der Wirkungsgrad des gesamten Systems setzt sich aus dem elektrischen und dem thermischen Wirkungsgrad zusammen, wobei der elektrische Wirkungsgrad höher zu bewerten ist, da dieser zu 100 % aus Exergie besteht, d.h. vollständig in andere Energiearten gewandelt werden kann. Die thermische Energie setzt sich aus der Exergie, dem nutzbaren Teil, und der Anergie, dem nicht nutzbaren Teil der Energie, zusammen [78]. Die Energieanteile sind von dem Temperaturniveau entsprechend der Applikation abhängig. Bei stationären Anlagen, bei denen die Wärme im häuslichen Bereich zur Heizung genutzt wird, kann die thermische Energie bis zu einem Temperaturniveau von ca. 30 °C (z.B. Fußbodenheizung) als Exergie eingesetzt werden. Die Energie, die bis zum absoluten Nullpunkt (ca. -273 °C) noch in den Medien vorhanden ist, ist reine Anergie, da sie nicht genutzt wird. Bei autonomen Systemen, die ausschließlich zur Erzeugung elektrischer Energie eingesetzt werden, ist die anfallende Wärmeenergie reine Anergie, da sie ungenutzt bleibt. Solche Systeme sind auf einen maximalen Stromwirkungsgrad, auch als Stromkennzahl bezeichnet, unter Vernachlässigung des Gesamtwirkungsgrades ausgelegt. Die Stromkennzahl berechnet sich nach der Gleichung (3.1).

$$\eta_{\text{Sys,el}} = \frac{P_{AC}}{P_{H_2}} \quad (3.1)$$

Die Eingangsleistung des Wasserstoffs P_{H_2} kann in diesem Fall proportional zum Brennstoffzellenstrom I_{BZ} über eine Konstante k berechnet werden, da die Stöchiometrie eins (Dead-End-Betrieb) ist (3.2). Die Einflussfaktoren und die daraus resultierende mathematische Beziehung werden im Kapitel 4.1.2 dargestellt und erläutert. Die Ausgangsleistung des Wechselrichters P_{AC} berechnet sich aus dem

Produkt von Strom und Spannung. Da beides Wechselgrößen sind, ist der Phasenwinkel zu berücksichtigen. Den formelmäßigen Zusammenhang gibt Gleichung (3.3) wieder.

$$P_{H_2} = k \cdot I_{BZ} \quad (3.2)$$

$$P_{AC} = U_{AC} \cdot I_{AC} \cdot \cos \varphi \quad (3.3)$$

Wie aus der in Abbildung 3.6 dargestellten Abhängigkeit zu entnehmen ist, besteht ein quasilinearer Zusammenhang zwischen Eingangs- und Ausgangsleistung.

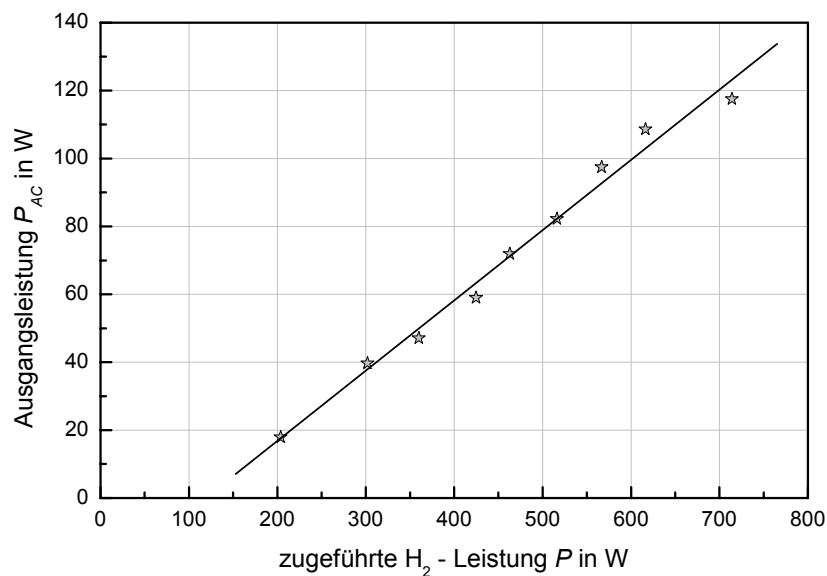


Abbildung 3.6: Abhängigkeit der elektrischen Ausgangsleistung von der Eingangsleistung [73]

Aus den Leistungsdaten der Abbildung 3.6 ergibt sich unter der Verwendung von Gleichung (3.1) die in Abbildung 3.7 aufgezeigte Wirkungsgradkurve [73].

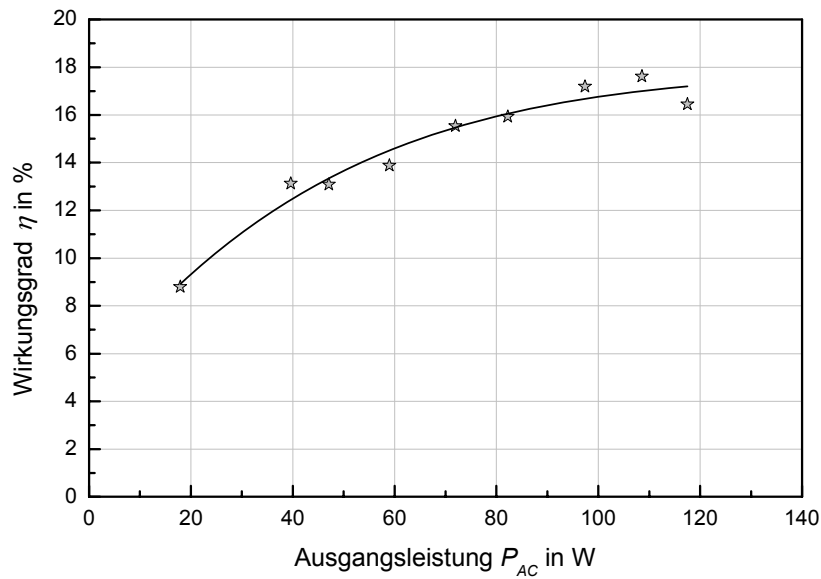


Abbildung 3.7: Verlauf des elektrischen Wirkungsgrades des Gesamtsystems bei unterschiedlicher Belastung

Der maximal erreichte Wirkungsgrad von ca. 17 % entspricht der aus der Literatur bekannten Größenordnung. Anzumerken ist, dass für die Realisierung des Systems hauptsächlich vorhandene Bauteile eingesetzt wurden, die nicht aufeinander abgestimmt waren, so dass das System noch erhebliche Optimierungspotentiale aufweist.

4 Baugruppenanordnung und Modelle

4.1 Brennstoffzelle

4.1.1 Aufbau und Funktion

Das Prinzip einer Brennstoffzelle basiert im Allgemeinen darauf, dass dieser zwei Gasströme kontinuierlich zugeführt werden (Abbildung 4.1). Einer der beiden Gasströme trägt chemisch gebundene Energie und wird als Brennstoff bezeichnet. Der zweite Gasstrom stellt das Oxidationsmittel dar und kann im Falle der Polymermembran-Brennstoffzelle (PEM-BZ) reiner Sauerstoff oder Luft sein.

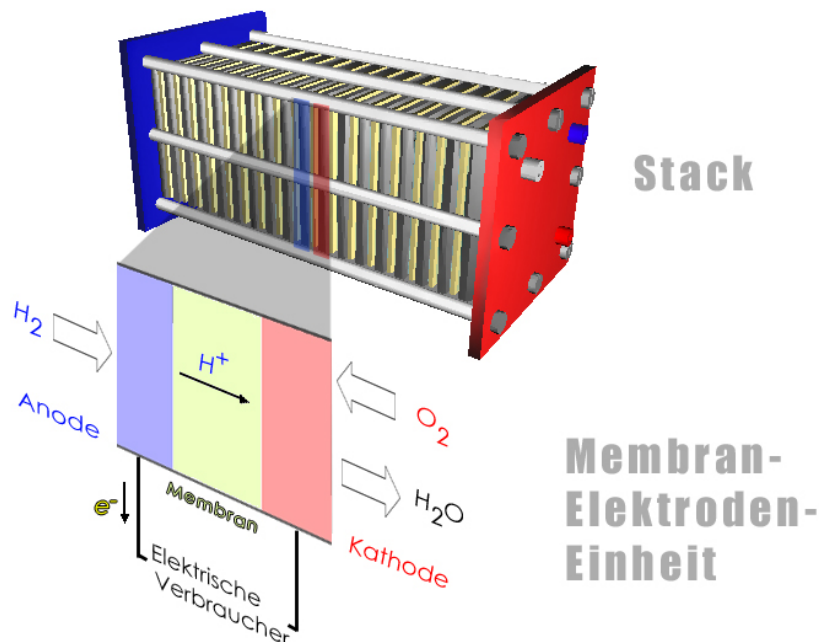
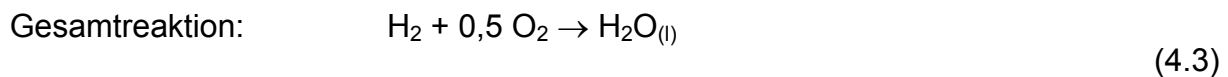
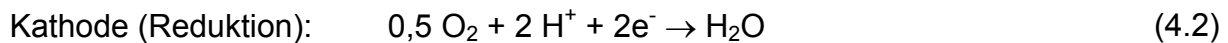
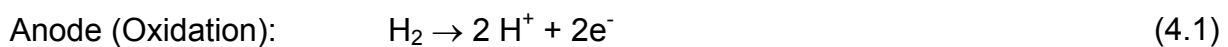


Abbildung 4.1: Funktionsprinzip einer Brennstoffzelle

Die chemische Energie des Brennstoffs wird durch eine so genannte „kalte Verbrennung“ in elektrische und thermische Energie umgewandelt. Um eine kalte Verbrennung zu erzielen, muss eine räumliche Trennung der beiden Stoffströme erfolgen. Dieses wird durch eine Trennschicht, den Elektrolyten, erreicht, die für eine Ionenart der Reaktanten durchlässig sein muss. Auf jeder Seite des Elektrolyten befindet sich eine Elektrode, der Brennstoff bzw. Sauerstoff/Luft zugeführt wird. Als Anode wird diejenige Elektrode bezeichnet, an der die Oxidationsreaktion (Elektronenabgabe) stattfindet. Die andere Elektrode, an der die Reduktion

(Elektronenaufnahme) abläuft, wird als Kathode bezeichnet. Der molekulare Wasserstoff wird an der Katalysatorschicht der Anode in positiv geladene Wasserstoffionen (Protonen) und negativ geladene Elektronen gespalten (Gleichung (4.1)). Die Protonen bewegen sich durch die für Wasserstoffionen leitfähige Trennschicht (Polymermembran). Ein äußerer elektrischer Stromkreis verbindet beide Elektroden miteinander und ermöglicht somit einen Elektronenfluss durch einen elektrischen Verbraucher. An der Kathode reagiert der dort vorhandene Sauerstoff mit den Wasserstoffionen und den Elektronen zu Wasser (Gleichung (4.2)).

Folgende Reaktionen laufen bei einer PEM-Brennstoffzelle ab:



$$\Delta^r H^0 = -285,83 \text{ kJ/mol} \quad \Delta^r G^0 = -237,13 \text{ kJ/mol}$$

Mit Hilfe der Thermodynamik lässt sich die maximal erreichbare Spannung einer Brennstoffzelle bestimmen. Liegen die Reaktanten Wasserstoff und Sauerstoff sowie das Produktwasser bei thermodynamischem Zustand von 25°C und 1 bar – der als Standardzustand (mit ⁰ bezeichnet) eingeführt worden ist – vor, so beträgt die sogenannte thermoneutrale Zellspannung 1,48 V. Die thermoneutrale Spannung kann für die Bildung von flüssigem Wasser mit Gleichung (4.4) berechnet werden. Zur Berechnung wird dazu der obere Heizwert ($\Delta^r H^0 = -285,83 \text{ kJ/mol}$) [5] herangezogen.

$$U_{tn,(fl)}^0 = -\frac{\Delta^r H^0}{z_i \cdot F} = 1,48 \text{ V} \quad (4.4)$$

Als Maß für die maximal gewinnbare Nutzarbeit einer reversibel geführten isobar-isothermen chemischen Reaktion ist jedoch in (4.4) die freie Reaktionsenthalpie ($\Delta^r G^0 = -237,13 \text{ kJ/mol}$) [5] einzusetzen. Sie entspricht der Reaktionsenthalpie (hier oberer Heizwert) vermindert um die während der Reaktion mit der Umwelt reversibel ausgetauschten Wärmemenge Q_{rev} und lässt sich mit der *Gibbs-Helmholtz*-Gleichung (4.5) berechnen. Enthalpie und freie Enthalpie sind demnach nur dann gleich, wenn bei der Reaktion effektiv keine Entropieänderung $\Delta^r S$ stattfindet. Reaktionen, wie die Bildung von Wasser, bei denen die Anzahl der Mole der gasförmigen Reaktanten größer ist als die der Produkte, besitzen eine negative Entropieänderung ($\Delta^r S < 0$), d.h. die Entropie verringert sich während der Reaktion, die Ordnung nimmt zu.

$$\Delta^r G^0 = \Delta^r H^0 - Q_{rev} = \Delta^r H^0 - T \cdot \Delta^r S^0 \quad (4.5)$$

Beispielrechnung für die Brennstoffzellenreaktion unter Annahme, dass das Reaktionswasser der PEM-Brennstoffzelle in flüssiger Form entsteht:

$$\Delta^r G^0_{H_2O(l)} = -285,83 \frac{\text{kJ}}{\text{mol}} - T [\text{K}] \cdot \left(-0,16334 \frac{\text{kJ}}{\text{mol} \cdot \text{K}} \right) \quad (4.6)$$

$$\Delta^r G^0_{H_2O(l)}(25^\circ\text{C}) = -237,13 \frac{\text{kJ}}{\text{mol}}$$

Das ideale reversible Standardpotential U_{rev}^0 der Brennstoffzelle mit Bildung flüssigen Wassers beträgt nach Einsetzen in (4.7) somit 1,229 V.

$$U_{rev}^0 = -\frac{\Delta^r G^0(25^\circ\text{C})}{z_i \cdot F} = 1,229\text{V} \quad (4.7)$$

Die theoretische Gleichgewichtsspannung bei der Bildung gasförmigen Wassers würde demnach mit einer freien Reaktionsenthalpie von $-228,57 \text{ kJ/mol}$ [5] nur $1,184 \text{ V}$ betragen. Die Höhe der freien Reaktionsenthalpie ist jedoch auch von Temperatur und Druck abhängig, so dass die theoretische Gleichgewichtsspannung entsprechend dieser Abhängigkeit von diesen Größen variiert. Deutlich wird dies durch einen Blick in Gleichung (4.8). Die Änderung der inneren Energie $\Delta^r U$ setzt sich aus den Anteilen von Nutzarbeit ($\Delta^r G$...freie Reaktionsenthalpie, $p \cdot \Delta^r V$...Volumenarbeit) und ausgetauschter Wärmemenge ($T \cdot \Delta^r S$...Reaktionsentropie) zusammen (4.8).

$$\Delta^r U = \Delta^r G + T \cdot \Delta^r S - p \cdot \Delta^r V \quad (4.8)$$

Durch Umstellen und Einsetzen in (4.7) ergibt sich:

$$U_{rev} = -\frac{\Delta^r G}{z_i \cdot F} = -\frac{1}{z_i \cdot F} \cdot (\Delta^r U - T \cdot \Delta^r S + p \cdot \Delta^r V) \quad (4.9)$$

Für die Temperaturabhängigkeit lautet dann (4.9) in differentieller Form bei konstantem Druck:

$$\left(\frac{\partial U_{rev}}{\partial T} \right)_p = -\frac{1}{z_i \cdot F} \left(\frac{\partial \Delta^r G}{\partial T} \right)_p = \frac{\Delta^r S}{z_i \cdot F} \quad (4.10)$$

Da die Reaktionsentropie $\Delta^r S$ für die betrachtete Reaktion ein negatives Vorzeichen besitzt, muss dementsprechend der Betrag der Gleichgewichtsspannung mit

steigender Temperatur sinken. So besitzt beispielsweise eine SOFC-Brennstoffzelle mit einer Temperatur von ca. 1000 °C eine Gleichgewichtsspannung von 0,92 V [42].

Das Differential der Druckabhängigkeit lautet (4.9) bei konstanter Temperatur:

$$\left(\frac{\partial U_{rev}}{\partial p}\right)_T = -\frac{1}{z_i \cdot F} \left(\frac{\partial \Delta^r G}{\partial p}\right)_T = -\frac{\Delta^r V}{z_i \cdot F} \quad (4.11)$$

Bei der Reaktion ist das Volumen der Produkte kleiner als das der Edukte und die Volumenänderung $\Delta^r V$ ist somit negativ. Daraus folgt eine Anhebung der Zellspannung mit steigendem Druck.

Sowohl die Temperaturabhängigkeit als auch die Druckabhängigkeit der Gleichgewichtsspannung können mit Hilfe der *Nernstschen* Gleichung (4.12) ausgedrückt werden.

$$U_N = U_{rev}^0 + \frac{R \cdot T}{z_i \cdot F} \cdot \left(\ln \frac{p_{H_2}}{p_{H_2O}} + \ln p_{O_2}^{0,5} \right) \quad (4.12)$$

Die *Nernstsche* Gleichung beschreibt die Beziehung zwischen dem idealen Standardpotential U_{rev}^0 für die Zellreaktion unter Standardbedingungen und dem idealen Gleichgewichtspotential U_N bei anderen Temperaturen und Partialdrücken p_i der Reaktanten und Produkte. Das Gleichgewichtspotential U_N wird auch als *Nernst-Potential* bzw. *Nernst-Spannung* bezeichnet.

4.1.2 Brennstoffverbrauch

Die chemischen Gleichungen an Anode und Kathode lauten, wie bereits in dem vorangegangenen Kapitel gezeigt:



Die Wasserstoffprotonen bewegen sich durch den Elektrolyten und die Elektronen über einen äußeren Stromkreis zur Kathode. Der dort vorhandene Sauerstoff reagiert an den Katalyschichten mit den Wasserstoffionen und den Elektronen zu Wasser.

Die elektrische Ladung, die ein mol Elektronen besitzen, wird durch die *Faraday-Konstante* F beschrieben. Somit werden nach den Gleichungen (4.1a) und (4.2a) je verbrauchtem mol Sauerstoff eine Ladungsmenge von $4F$ und je

verbraucht mol Wasserstoff eine Ladungsmenge von $2F$ ausgetauscht. Der Brennstoffverbrauch mehrerer Zellen kann somit aus der Stromstärke I , der Anzahl der Zellen n und der je mol ausgetauschten Ladungsmenge bestimmt werden.

$$\dot{V}_{O_2} \left[\frac{\text{mol}}{\text{s}} \right] = \frac{I \cdot n}{4 \cdot F} \quad (4.13)$$

$$\dot{V}_{H_2} \left[\frac{\text{mol}}{\text{s}} \right] = \frac{I \cdot n}{2 \cdot F} \quad (4.14)$$

Die Brennstoffströme, die dem Stack zugeführt werden müssen, werden durch die Gleichungen (4.13) und (4.14) und die Stöchiometrie λ bestimmt. Die Stöchiometrie bestimmt, mit welchem Brenngasüberschuss die chemische Reaktion in der Brennstoffzelle stattfindet. Wird als Kathodengas Luft verwendet, muss außerdem berücksichtigt werden, dass der molare Anteil von Sauerstoff an der Luft 0,21 beträgt. Mit den molaren Massen von Luft ($28,97 \cdot 10^{-3}$ kg/mol) und Wasserstoff ($2,02 \cdot 10^{-3}$ kg/mol) ergeben sich die dem Stack zuzuführenden Brenngasströme zu:

$$\dot{m}_{Luft,ein} \left[\frac{\text{g}}{\text{s}} \right] = \frac{0,02897}{0,21 \cdot 4 \cdot F} \cdot I \cdot \lambda_{Luft} \cdot n = 3,574 \cdot 10^{-4} \cdot I \cdot \lambda_{Luft} \cdot n \quad (4.15)$$

$$\dot{m}_{H_2,ein} \left[\frac{\text{g}}{\text{s}} \right] = \frac{0,00202}{2 \cdot F} \cdot I \cdot \lambda_{H_2} \cdot n = 1,045 \cdot 10^{-5} \cdot I \cdot \lambda_{H_2} \cdot n \quad (4.16)$$

Das im Stack produzierte Wasser kann analog zu Gleichung (4.13) und (4.14) berechnet werden.

$$\dot{m}_{H_2O,prod} \left[\frac{\text{g}}{\text{s}} \right] = 9,34 \cdot 10^{-5} \cdot I \cdot n \quad (4.17)$$

Der Luftausgangsstrom ergibt sich aus dem Eingangsstrom abzüglich des verbrauchten Sauerstoffs aus dem Massenstrom.

$$\dot{m}_{Luft,aus} \left[\frac{\text{g}}{\text{s}} \right] = (3,574 \cdot 10^{-4} \cdot \lambda - 8,29 \cdot 10^{-5}) \cdot I \cdot n \quad (4.18)$$

Mit den angegebenen Gleichungen und den ermittelten Koeffizienten kann der Brennstoffverbrauch errechnet werden. Aus den vier letzten Gleichungen wird deutlich, dass die Massenströme nur von dem produzierten Strom I , der Zellenzahl n und der Stöchiometrie λ abhängt.

4.1.3 Modellansatz

4.1.3.1 Energiebilanz

Die Enthalpieströme des Brennstoffzellenstacks sind in Abbildung 4.2 dargestellt. Zuführt werden dem Stack die in den Reaktanten gebundene chemische Energie und die Energie, die durch die Temperatur und den Druck der Gase bestimmt sind. Bei der chemischen Energie wird nur die nach Faraday umgesetzte Menge betrachtet. Abgeführt werden vom Stack die elektrische Energie, die Energie des Kühl- und Verlustwärmestromes und die Energie der austretenden Gase.

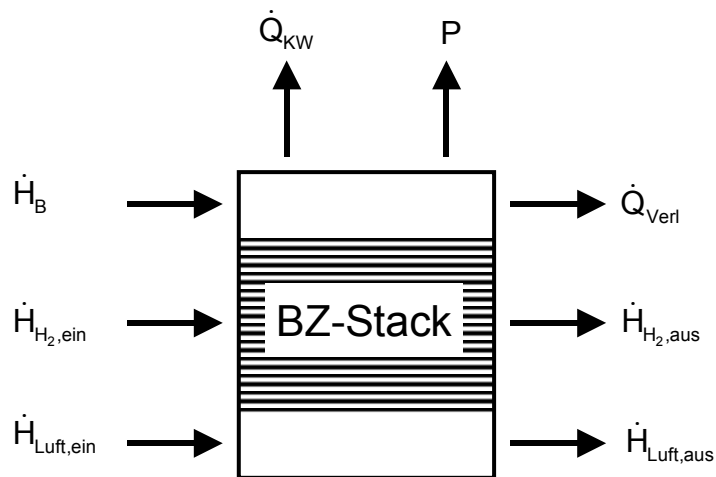


Abbildung 4.2: Enthalpieströme eines Brennstoffzellenstacks [62]

Die zugeführte chemische Energie berechnet sich unter Vernachlässigung des nichtfaradayschen Verbrauchs aus der Menge an erzeugtem Wasser und dem oberen Heizwert h_o ($h_o = -285,84 \text{ kJ/mol}$).

$$\dot{H}_B = \frac{I \cdot n}{2F} \cdot h_o \quad (4.19)$$

Die spezifische Enthalpie der Gasströme kann unter der Annahme, dass sich der Wasserdampf wie ein ideales Gas verhält, mit den Gleichungen (4.20) und (4.21) berechnet werden [34].

$$h = c_{p,\text{Gas}} t + \chi (r_0 + c_{p,\text{H}_2\text{O},g} t) \quad \text{für } \varphi \leq 1 \quad (4.20)$$

$$h = c_{p,\text{Gas}} t + \chi_S (r_0 + c_{p,\text{H}_2\text{O},g} t) + (\chi - \chi_S) c_{p,\text{H}_2\text{O},fl} t \quad \text{für } \varphi > 1 \quad (4.21)$$

Dabei ist c_p die spezifische Wärmekapazität, t die Temperatur in $^\circ\text{C}$, χ die absolute Feuchte und r_0 die Verdampfungswärme von Wasser bei 0°C . Gleichung (4.20) gilt dabei für Gase bis zum gesättigten Zustand. Der erste Term repräsentiert die Enthalpie des trockenen Gases. Der zweite Term steht für die Enthalpie des

Wasserdampfes, bei dem die Verdampfungswärme berücksichtigt werden muss. Gleichung (4.21) gilt für Gase im übersättigten Zustand. Der letzte Term steht dabei für die Enthalpie des mitgeführten Flüssigkeitsnebels. Die Enthalpieströme ergeben sich aus dem Produkt von spezifischer Enthalpie und den berechneten Massenströmen.

$$\dot{H}_{H_2 / \text{Luft, ein} / \text{aus}} = \dot{m}_{H_2 / \text{Luft, ein} / \text{aus}} \cdot h_{H_2 / \text{Luft, ein} / \text{aus}} \quad (4.22)$$

Neben der Erzeugung von elektrischer Energie wird ein Teil der chemischen Energie des Brennstoffes in Wärmeenergie gewandelt. Bei der Reaktion von Wasserstoff und Sauerstoff zu flüssigem Wasser wird maximal die Reaktionsenthalpie (oberer Heizwert) freigesetzt, die sich auch über die Beziehung in Gleichung (4.4) in Form der thermoneutralen Spannung ($U_{th} = 1,48 \text{ V}$) ausdrücken lässt. Da durch die Entropieänderung (Wärmeaustausch mit der Umgebung) nur die freie Reaktionsenthalpie zur Berechnung herangezogen werden darf, vermindert sich die reversible Zellenspannung auf 1,229 V. Nach dem Abzug aller, im Abschnitt 4.1.3.5 näher erläuterten Spannungsverluste, die in der Elektrochemie als Überspannungen bezeichnet werden, ergibt sich eine Strom-Spannungs-Charakteristik, bei der jedem Zellstrom eine bestimmte Zellspannung zugeordnet werden kann. Sie ist je nach Aufbau der Brennstoffzelle und eingestellten Prozessbedingungen unterschiedlich und hat trotzdem immer den typischen in Abbildung 4.3 gezeigten Verlauf. Die Differenz zwischen thermoneutraler Spannung und tatsächlich vorliegender Zellspannung bestimmt die Wärmeproduktion (Abbildung 4.3). Wird das Reaktionswasser in gasförmigem Zustand gebildet, so muss anstelle des oberen Heizwertes der untere Heizwert für die Betrachtungen herangezogen werden. In diesem Fall ergibt sich eine thermoneutrale Spannung von 1,25 V. Die von der Zelle produzierte Wärmeleistung verringert sich, da die Differenz zwischen beiden thermoneutralen Spannungen der Verdampfungs- bzw. Kondensationsenthalpie entspricht. Für den Fall, dass das komplette Produktwasser in gasförmigem Zustand aus der Brennstoffzelle abgeführt wird, kann dann in Gleichung (4.23) der Wert von 1,25 V eingesetzt werden.

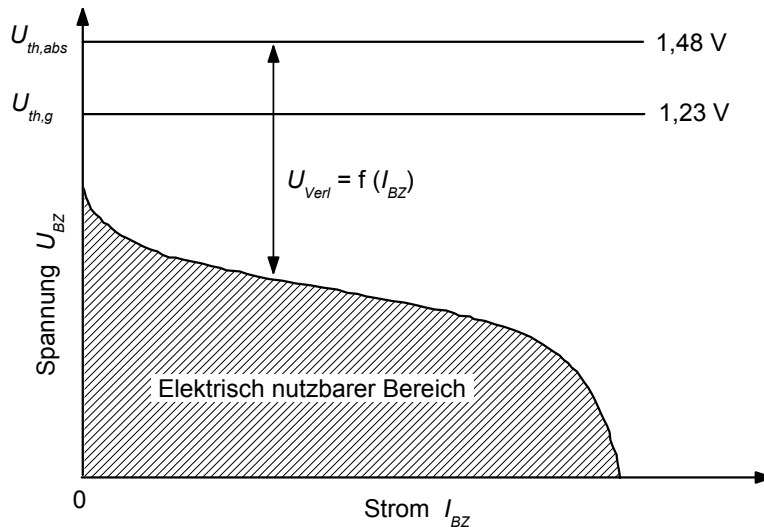


Abbildung 4.3: U-I-Kennlinie mit thermoneutraler und reversibler Zellspannung [80]

Die von der Zelle in einer Zeiteinheit produzierte Wärmemenge \dot{Q}_{BZ} (Heizleistung) berechnet sich bei Bildung flüssigen Wassers dann mit (4.23) [42].

$$\dot{Q}_{BZ} = I_{BZ} \cdot (1,48\text{V} - U_{BZ}) \quad (4.23)$$

Die Wärmebilanz der Brennstoffzelle ist in Gleichung (4.24) aufgeführt. Die Leistung des Kühlsystems $\dot{Q}_{Kühlung}$ muss um die Heizleistung vermindert werden, um der Verdampfungsenthalpie des verdampften Produktwassers und der Wärmeverluste durch Strahlung und Konvektion zu entsprechen.

$$\dot{Q}_{BZ} = \dot{Q}_{verd,H_2O} + \dot{Q}_{Verl} + \dot{Q}_{KW} \quad (4.24)$$

Die Verdampfungsenthalpie des verdampften Produktwassers berechnet sich unter Verwendung der spezifischen Verdampfungswärme r_0 des Wassers ($r_0 = 2500\text{kJ/kg}$ bei 0°C) mit (4.25).

$$\dot{Q}_{verd,H_2O} = \dot{m}_{verd,prod} \cdot r_0 \cdot 1000 \text{ in } [W] \quad (4.25)$$

Die Verluste durch Konvektion lassen sich mit Hilfe der Berechnungsgleichung des Wärmeübergangs bestimmen, wobei α der Wärmeübergangskoeffizient ist, A_O die wärmeübertragende Fläche darstellt, t_O die Oberflächentemperatur und t_{Umg} die Umgebungstemperatur sind (4.26).

$$\dot{Q}_{Verl,Konv} = \alpha \cdot A_O \cdot (t_O - t_{Umg}) \quad (4.26)$$

Die Strahlungsverluste lassen sich mit dem Gesetz von *Stefan-Boltzmann* (4.27) ermitteln. Die *Stefan-Boltzmann-Konstante* σ_S ist eine Naturkonstante und beträgt $5,67 \cdot 10^{-8} \text{ W}/(\text{m}^2\text{K}^4)$.

$$\dot{Q}_{Verl,Str} = \varepsilon \cdot \sigma_S \cdot A_O \cdot (T_O^4 - T_{Umg}^4) \quad (4.27)$$

Aus der Bilanz geht hervor, dass unter Nutzung einer thermischen Isolierung der Zelle für die Wärmeabfuhr nur die Terme von Verdampfungsenthalpie und Kühlleistung zur Verfügung stehen. Werden die Prozessbedingungen dann noch so eingestellt, dass der Eintrittstaupunkt der Luft gleich der Zelltemperatur ist, fällt der Term der Verdampfungsenthalpie ebenfalls aus der Bilanz heraus. Die Leistung des Kühlsystems erhöht sich dementsprechend. Wird jedoch der Produktwasserstrom komplett verdampft und die Zelle so konstruiert, dass die Wärmeverluste sehr hoch sind (ohne Isolierung), kann so die Kühlleistung verringert werden. Je nach Anwendungsfall, ob Abwärmenutzung erwünscht oder nicht erwünscht ist, sollten die Zelle und die Prozessbedingungen entsprechend angepasst werden.

4.1.3.2 Modellannahmen

Das hier verwendete Modell zur Simulation des Brennstoffzellenverhaltens beruht im Wesentlichen auf einem Ansatz, der in [59] vorgestellt wurde. Neben einem Zellspannungsmodell enthält es außerdem ein Anoden- und Kathodenflussmodell sowie ein Membranfeuchtemodell. Es bietet den Vorteil, die Auswirkungen von dynamischen Veränderungen im Anoden- und Kathodenfluss sowie des Feuchtehaushalts auf die Brennstoffzelle nachbilden zu können. In den nächsten Abschnitten werden die einzelnen Komponenten des Modells kurz erläutert, wobei von folgenden Annahmen ausgegangen wird (Abbildung 4.4):

- Die Kathode und Anode werden als Volumen angesehen, in denen der Druck und die Temperatur konstant sind.
- Die Gase verhalten sich ideal und verlassen die Volumina über eine Düse.
- Falls die relative Feuchte in Anode oder Kathode 100 % übersteigt, kondensiert Wasser in flüssiger Form aus. Dieses kann, im Gegensatz zum zugrunde liegenden Modell, den Stack auch in flüssiger Form verlassen.
- Effekte von Wasserablagerungen im flow field oder den Gasdiffusionsschichten (Flooding), welche das Verhalten der Brennstoffzelle beeinflussen können, sind nicht in das Modell integriert.

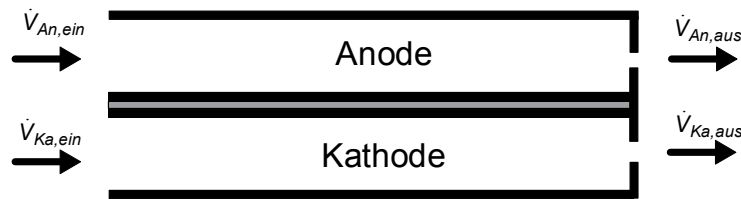


Abbildung 4.4: Skizze der Kathoden- und Anodenvolumina mit einer Düse am Ausgang [31]

4.1.3.3 Kathoden- und Anodenflussmodell

Das Kathodenflussmodell ist in Abbildung 4.5 dargestellt. Den zentralen Bestandteil bildet eine Massenbilanz, in der die ein- und ausströmenden, verbrauchten und erzeugten und intern zirkulierenden Massenströme bilanziert werden. Die Massenbilanz in der Kathode betrachtet die drei Hauptbestandteile der Luft (Sauerstoff, Stickstoff und Wasser).

$$\frac{dm_{O_2}}{dt} = \dot{m}_{O_2,ein} - \dot{m}_{O_2,aus} - \dot{m}_{O_2,verbr} \quad (4.28)$$

$$\frac{dm_{N_2}}{dt} = \dot{m}_{N_2,ein} - \dot{m}_{N_2,aus} \quad (4.29)$$

$$\frac{dm_{H_2O,Ka}}{dt} = \dot{m}_{H_2O,Ka,ein} - \dot{m}_{H_2O,Ka,aus} + \dot{m}_{H_2O,Ka,prod} + \dot{m}_{H_2O,Mem} \quad (4.30)$$

Dabei stehen die Indizes *verbr*, *prod* und *Mem* für den durch die Reaktion verbrauchten Sauerstoff, das durch die Reaktion produzierte und das durch die Membran strömende Wasser. Die Berechnung des verbrauchten Sauerstoffs und des erzeugten Wassers erfolgt nach den Gleichungen (4.13) und (4.17). Aus den in der Kathode befindlichen Massen, welche sich durch Integration ergeben, können über die Zustandsgleichung für ideale Gase die im Kathodenvolumen vorherrschenden Partialdrücke berechnet werden. Dabei ist V_{Ka} das Kathodenvolumen und T_{Ka} die Temperatur in der Kathode.

$$p_i = \frac{m_i R_i T_{Ka}}{V_{Ka}}, \quad \text{mit } i = O_2, N_2, H_2O \quad (4.31)$$

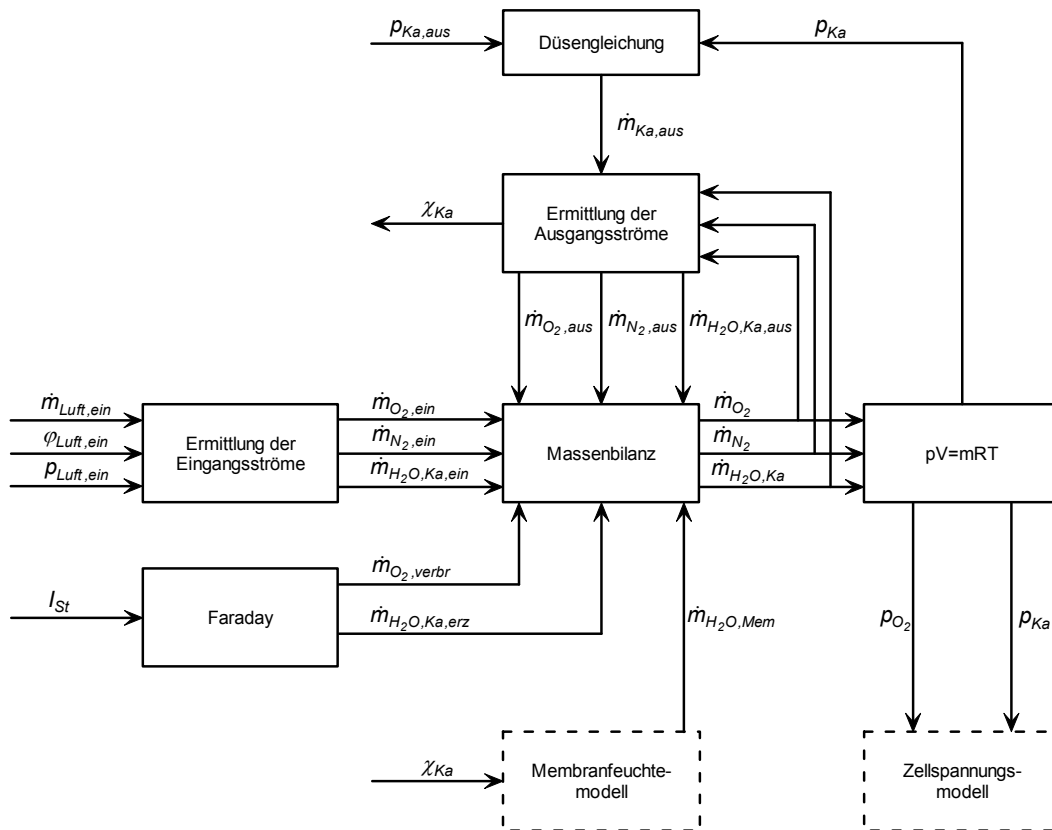


Abbildung 4.5: Kathodenflussmodell

Bei der Betrachtung des Lufteingangsstroms wird der Druckverlust vor der Kathode vernachlässigt. Der Lufteingangsstrom berechnet sich somit nach Gleichung (4.15). Der Anteil an Sauerstoff kann über die Massenkonzentration von Sauerstoff $\chi_{O_2,ein}$ in der Luft bestimmt werden. Für die einfließenden Sauerstoff- und Stickstoffströme folgt daraus:

$$\dot{m}_{O_2,ein} = \chi_{O_2,ein} \cdot \dot{m}_{Luft,ein} \quad (4.32)$$

$$\dot{m}_{N_2,ein} = (1 - \chi_{O_2,ein}) \cdot \dot{m}_{Luft,ein} \quad (4.33)$$

Das in die Kathode einströmende Wasser kann über die absolute Feuchte der einströmenden Luft berechnet werden.

$$\dot{m}_{H_2O,Ka,ein} = \chi_{Luft,ein} \cdot \dot{m}_{Luft,ein} \quad (4.34)$$

Zur Berechnung des Luftausgangsstroms bei kleinen Druckdifferenzen wird eine linearisierte Düsengleichung herangezogen. [59]

$$\dot{m}_{Ka,aus} = k_{Düse} (p_{Ka} - p_{aus}) \quad (4.35)$$

Dabei ist p_{Ka} der Druck in der Kathode, p_{aus} der Druck außerhalb des Stacks und $k_{Düse}$ ein konstanter Düsenkoeffizient. Der Kathodendruck errechnet sich aus der Summe der Partialdrücke.

$$p_{Ka} = p_{O_2} + p_{N_2} + p_{H_2O,Ka} \quad (4.36)$$

Die einzelnen Ausgangsmassenströme ergeben sich über die absolute Feuchte in der Anode und die Sauerstoffmassenkonzentration des Ausgangstroms.

$$\dot{m}_{O_2,aus} = \chi_{O_2,aus} \cdot \frac{1}{\chi_{Ka} + 1} \cdot \dot{m}_{Ka,aus} \quad (4.37)$$

$$\dot{m}_{N_2,aus} = (1 - \chi_{O_2,aus}) \cdot \frac{1}{\chi_{Ka} + 1} \cdot \dot{m}_{Ka,aus} \quad (4.38)$$

$$\dot{m}_{H_2O,Ka,aus} = \frac{\chi_{Ka}}{\chi_{Ka} + 1} \cdot \dot{m}_{Ka,aus} \quad (4.39)$$

Das Anodenflussmodell ist analog zum Kathodenflussmodell aufgebaut. Die Massenbilanz vereinfacht sich gegenüber dem Kathodenflussmodell, da in der Anode nur Wasser und Wasserstoff betrachtet werden.

$$\frac{dm_{H_2}}{dt} = \dot{m}_{H_2,ein} - \dot{m}_{H_2,aus} - \dot{m}_{H_2,verbr} \quad (4.40)$$

$$\frac{dm_{H_2O,An}}{dt} = \dot{m}_{H_2O,An,ein} - \dot{m}_{H_2O,An,aus} - \dot{m}_{H_2O,Mem} \quad (4.41)$$

Der verbrauchte Wasserstoff wird mit Gleichung (4.13) ermittelt. Die Anteile von Wasser und Wasserstoff am Anodenausgangsstrom ergeben sich über die absolute Feuchte in der Anode.

$$\dot{m}_{H_2,aus} = \frac{1}{\chi_{An} + 1} \cdot \dot{m}_{An,aus} \quad (4.42)$$

$$\dot{m}_{H_2O,An,aus} = \frac{\chi_{An}}{\chi_{An} + 1} \cdot \dot{m}_{An,aus} \quad (4.43)$$

4.1.3.4 Membranfeuchtemodell

Abweichend vom Ansatz in [59] wurde ein verbesserter Modellansatz für das Membranfeuchtemodell benutzt, welcher auf neueren Forschungsergebnissen beruht.

Der Wassergehalt der Membran λ ist definiert als das Verhältnis der Anzahl der Wassermoleküle zur Anzahl der Sulfonsäuregruppen, die sich in der Membran befinden. Die Wasseraufnahme der Membran erwies sich bei einer Befeuchtung mit Wasserdampf als unabhängig von den untersuchten Membrantypen aber abhängig von der relativen Feuchte, welche identisch mit der Wasseraktivität a ist, und der Temperatur [76], [21], [33], [67]. Bis zu einer Wasseraktivität von 0,7 sind die Ergebnisse für verschiedene Temperaturen nahezu identisch, weshalb in diesem Bereich ein temperaturunabhängiger Ansatz verwendet wird [76], [8], [63].

$$\lambda = 0,043 + 17,81 \cdot a - 39,85 \cdot a^2 + 36 \cdot a^3, \quad \text{für } 0 < a \leq 0,7 \quad (4.44)$$

Bei Wasseraktivitäten höher als 0,7 bis zum Sättigungszustand sinkt die Wasseraufnahme der Membran mit zunehmender Temperatur. Unter Annahme eines linearen Zusammenhangs zwischen Wasseraktivität und Membranwassergehalt in diesem Bereich und der Verwendung der Ergebnisse aus [76] und [33] ergibt sich folgender Zusammenhang.

$$\lambda = \left(-0,32 \cdot \frac{t}{^\circ\text{C}} + 38,5 \right) \cdot a + 0,224 \cdot \frac{t}{^\circ\text{C}} - 21,62, \quad \text{für } 0,7 < a \leq 1 \quad (4.45)$$

Kondensiert auf der Membran flüssiges Wasser aus, ändern sich die Befeuchtungsverhältnisse. Bei der Befeuchtung mit flüssigem Wasser wurden bei unterschiedlichen Temperaturen und unterschiedlichen Membranen verschiedene Werte für den Wassergehalt ermittelt [33]. Für das Modell wird ein maximaler Wassergehalt der Membran von 15 angenommen. Dabei wird nach [76] definiert, dass der Membranwassergehalt linear mit der Wasseraktivität ansteigt und bei einer Wasseraktivität a von 3 sein Maximum erreicht.

$$\lambda = \left(0,048 \cdot \frac{t}{^\circ\text{C}} - 0,96 \right) \cdot a - 0,144 \cdot \frac{t}{^\circ\text{C}} + 17,88, \quad \text{für } 1 < a \leq 3 \quad (4.46)$$

Die Wasseraktivität bei Vorhandensein von flüssigem Wasser ist abhängig vom Gesamt- und Sättigungsdruck sowie dem molaren Volumenanteil des Wassers [17].

$$a = \frac{\gamma_{\text{H}_2\text{O}} \cdot p}{p_s} \quad (4.47)$$

Bei unterschiedlichen Membranfeuchten auf der Anoden- und Kathodenseite wird für den Wassergehalt der Membran ein Mittelwert angenommen. Um den in [33] festgestellten zeitlichen Verzug bei Änderungen der Membranfeuchte zu berücksichtigen, wird die Änderung der Membranfeuchte durch ein PT1-Glied (Verzögerungsglied erster Ordnung) verzögert.

Gleichung (4.48) beschreibt den Wasserstrom durch die Membran von der Anode zur Kathode fließend, wobei M_{H_2O} die molare Masse des Wassers und A_{BZ} die aktive Fläche der Brennstoffzelle sind. Der Wasserstrom resultiert zum einen aus der Elektroosmose, welche vom Dragkoeffizienten n_d und der Stromdichte i abhängig ist. Zum anderen werden Unterschiede in der Wasserkonzentration c_{H_2O} zwischen Anode und Kathode durch Diffusion nach dem ersten *Fick'schen* Gesetz ausgeglichen. Die Diffusion ist dabei abhängig vom Konzentrationsunterschied, der Dicke der Membran t_{Mem} und vom Diffusionskoeffizienten D_{H_2O} .

$$\dot{m}_{H_2O,Mem} = M_{H_2O} \cdot A_{BZ} \cdot \left(n_d \frac{i}{F} - D_{H_2O} \frac{c_{H_2O,Ka} - c_{H_2O,An}}{t_{Mem}} \right) \quad (4.48)$$

Der Dragkoeffizient gibt die Zahl der mitgeschleppten Wassermoleküle je Proton an und ist abhängig vom Wassergehalt der Membran. Aufbauend auf veröffentlichten Messergebnissen [84], [64] wird für die Berechnung des Dragkoeffizienten Gleichung (4.49) verwendet. Der Dragkoeffizient liegt für verschiedene Membranen in einem Bereich von $1,4 < \lambda_{Mem} < 14$ bei einem konstanten Wert von eins [84]. Da für niedrigere Wassergehalte keine Messergebnisse veröffentlicht sind, wird in diesem Bereich ein linearer Anstieg angenommen. Bei einem höheren Wassergehalt ist der Dragkoeffizient abhängig vom Membrantyp und der Temperatur [64], wobei für das Modell die Ergebnisse für verschiedene Membranen gemittelt wurden. Die lineare Temperaturabhängigkeit ist bei allen untersuchten Membrantypen identisch.

$$n_d = \frac{\lambda_{Mem}}{1,4} \quad , \text{ für } 0 < \lambda_{Mem} < 1,4 \quad (4.49)$$

$$n_d = 1 \quad , \text{ für } 1,4 \leq \lambda_{Mem} \leq 14$$

$$n_d = \left(0,0167 \cdot \frac{t}{^\circ\text{C}} + 1,166 \right) \cdot \lambda_{Mem} - \left(0,234 \cdot \frac{t}{^\circ\text{C}} + 15,324 \right) \quad , \text{ für } 14 < \lambda_{Mem} \leq 15$$

Für den Diffusionskoeffizienten D_{H_2O} sind in der Literatur verschiedene, zum Teil sehr unterschiedliche Messergebnisse zu finden. Für dieses Modell wird die Berechnung mit einer Regressionsgleichung durchgeführt, welche für die eingesetzten Membranen (*GORE SELECT PRIMEA*) veröffentlicht ist [48].

$$D_{H_2O} \left[\frac{\text{cm}^2}{\text{s}} \right] = 0,0026 \cdot \varphi_{Mem} [-] - 0,00054 \quad (4.50)$$

Dabei ist φ_{Mem} die aus den relativen Feuchten der Anode und Kathode gemittelte Membranfeuchte. Die Wasserkonzentrationen an den Membranoberflächen können aus den relativen Feuchten der Anode und Kathode berechnet werden [48],

$$c_{H_2O,i} = \frac{\rho_{Mem,tr} \cdot \varphi_i}{EW_{Mem}}, \text{ mit } i = An, Ka \quad (4.51)$$

wobei $\rho_{Mem,tr}$ die Dichte der trockenen Membran und EW_{Mem} das äquivalente Gewicht der Membran sind.

4.1.3.5 Kennlinienmodell

Das Kennlinienmodell basiert auf der typischen Strom-Spannungs-Kennlinie einer PEM-Brennstoffzelle, die in Abbildung 4.6 mit den Überspannungen dargestellt ist. Mit steigender Stromdichte ändert sich die Spannung einer Brennstoffzelle, wobei drei Bereiche unterschieden werden können. Im Leerlauf und bei kleinen Stromdichten sinkt die Spannung aufgrund der Aktivierungsverluste rapide ab und geht bei weiter steigenden Stromdichten in einen nahezu linearen Kennlinienabschnitt über. Dieser wird hauptsächlich durch den ohmschen Innenwiderstand der Brennstoffzelle bestimmt. Bei weiter steigender Stromdichte fällt die Spannung aufgrund der nicht linear ansteigenden Konzentrationsüberspannung weiter ab. Die Zellspannung setzt sich somit aus der theoretisch erreichbaren Leerlaufspannung $U_{th,g}$, der Aktivierungsüberspannung U_{akt} , dem ohmschen Spannungsabfall U_{ohm} und der Konzentrationsüberspannung U_{konz} zusammen.

$$U_{BZ} = U_{th,g} - U_{akt} - U_{ohm} - U_{konz} \quad (4.52)$$

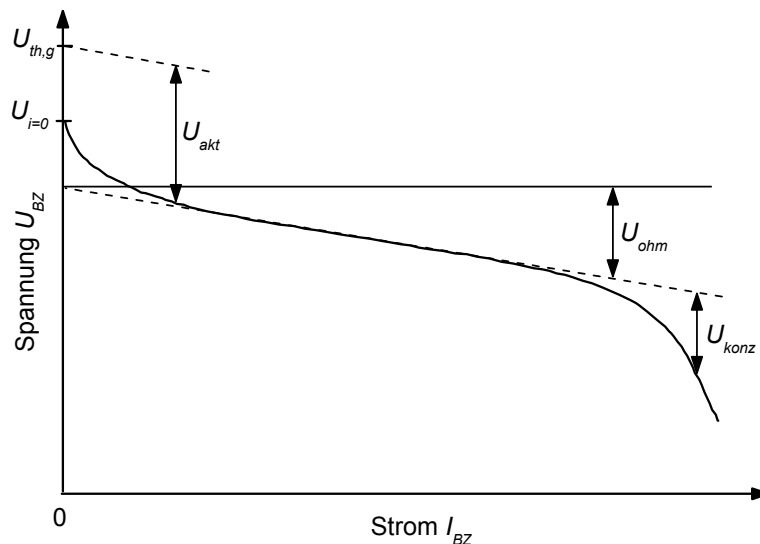


Abbildung 4.6: Typische U-I-Kennlinie einer PEM-Brennstoffzelle

Die theoretische Leerlaufspannung, welche aufgrund von Aktivierungsverlusten nicht erreicht wird, kann mit Hilfe der Nernstgleichung berechnet werden.

$$U_o = U_o^0 + \frac{RT}{2F} \ln \left(\frac{p_{H_2} \cdot p_{O_2}^{\frac{1}{2}}}{p_{H_2O}} \right) \quad (4.12a)$$

Der erste Term beschreibt dabei die Leerlaufspannung unter Standardbedingungen, welche 1.229 V beträgt und aus der zur Verfügung stehenden freien Reaktionsenthalpie unter Standardbedingungen berechnet werden kann.

$$U_{rev}^0 = -\frac{\Delta^r G^0(25^\circ\text{C})}{z_i \cdot F} = 1,229 \text{ V} \quad (4.7a)$$

Der zweite Term der *Nernst*-Gleichung beschreibt die Änderung der Leerlaufspannung, wenn die Partialdrücke der Reaktanten oder die Temperatur von den Standardbedingungen abweichen. Werden in die *Nernst*-Gleichung alle unabhängigen Parameter eingesetzt, ergibt sich folgende numerische Gleichung [3].

$$U_o = 1,229 - 0,85 \cdot 10^{-3} \cdot (T - 298,15) + 4,3085 \cdot 10^{-5} \cdot T \cdot \left[\ln(p_{H_2} [\text{bar}]) + \frac{1}{2} \ln(p_{O_2}) \right] \quad (4.53)$$

Die Aktivierungsüberspannung, welche über den Elektrodenoberflächen von der Anode und Kathode abfällt, wird durch die Aufbrechung und Neuformung der chemischen Bindungen hervorgerufen [44] und kann durch die sogenannte Tafelgleichung (4.54) beschrieben werden.

$$U_{akt} = A \cdot \ln \left(\frac{i}{i_o} \right) \quad (4.54)$$

Dabei ist A ein von der Temperatur, dem Reaktanten und dem Elektrodenmaterial abhängiger Parameter und i_o die Austauschstromdichte, ein Maß für die Reaktivität an den Elektrodenoberflächen. Sie steigt bei zunehmender Reaktivität. Die Aktivierungsüberspannung fällt erst ab, sobald die Stromdichte größer als an der Austauschstromdichte ist. Die Austauschstromdichte an der Anode ist bei einer mit Wasserstoff und Luft betriebenen PEM-Brennstoffzelle sehr viel größer als die Kathode. Deshalb kann in der Regel die anodenseitige Aktivierungsüberspannung vernachlässigt werden. Die kathodenseitige Austauschstromdichte ist geringer als die aufgrund der sehr geringen Elektronenleitfähigkeit der Membran im Leerlauf fließende Stromdichte. Deshalb fallen im Leerlauf Aktivierungsverluste über der Kathode ab [42].

Oben stehende Tafelgleichung (4.54) kann auch mit getrennten Termen für die Leerlaufverluste und vom Stromfluss hervorgerufene Verluste geschrieben werden [19], [39].

$$U_{akt} = -A \cdot \ln(i_0) + A \cdot \ln(i) \quad (4.55)$$

Der erste Term repräsentiert dabei den Spannungsabfall im Leerlauf und der zweite Term die mit der Stromdichte steigende Aktivierungsüberspannung. Die Gleichung (4.55) kann durch die Gleichung (4.56) angenähert werden, welche statt eines logarithmischen Zusammenhangs mit der Stromdichte einen exponentiellen Ausdruck verwendet [59].

$$U_{akt} = \eta_0 + \eta_a (1 - e^{-ki}) \quad (4.56)$$

Hierbei ist η_0 identisch mit dem ersten Term aus Gleichung (4.55) und η_a ist vergleichbar mit dem Parameter A . Beide Parameter sind abhängig von der Temperatur und vom Sauerstoffpartialdruck. Die Abhängigkeit des Wasserstoffpartialdruckes kann vernachlässigt werden. Der Koeffizient k ist eine Konstante.

Der ohmsche Widerstand einer Brennstoffzelle setzt sich zusammen aus dem Widerstand der elektronenleitenden Komponenten, wie den Graphitplatten, den Gasdiffusionsschichten und dem Widerstand der protonenleitenden Membran. Der Widerstand aufgrund der Elektronenleitung kann dabei in der Regel gegenüber dem Widerstand der protonenleitenden Membran vernachlässigt werden. Dieser ist abhängig vom Wassergehalt der Membran und deren Temperatur [52], [43], [67], [20]. Zwischen dem Wassergehalt und dem Widerstand besteht dabei ein linearer Zusammenhang [76], [11]. Gleichung (4.57) gibt eine empirisch ermittelte Abhängigkeit der Membranleitfähigkeit σ_{Mem} an [76]. Dabei sind die Parameter b_{11} , b_{12} und b_2 Konstanten und T die Temperatur in K .

$$\sigma_{Mem} = (b_{11} \lambda_{Mem} - b_{12}) \exp \left[b_2 \left(\frac{1}{303} - \frac{1}{T} \right) \right] \quad (4.57)$$

Wird die Membrandicke t_{Mem} durch die Leitfähigkeit dividiert, ergibt sich der flächenbezogene Widerstand der Membran, mit welchem der ohmsche Spannungsabfall über der Membran nach dem ohmschen Gesetz berechnet werden kann.

$$R_{ohm} = \frac{t_{Mem}}{\sigma_{Mem}} \quad (4.58)$$

$$U_{ohm} = i \cdot R_{ohm} \quad (4.59)$$

Die Konzentrationsüberspannung wird durch eine Verarmung der Reaktanten an den Elektrodenoberflächen und durch eine Begrenzung der Umsatzraten an den Elektroden hervorgerufen. In einer Brennstoffzelle müssen die Reaktanten zu den Elektrodenoberflächen diffundieren. Bei hohen Stromdichten wirkt sich die Geschwindigkeit der Diffusion als limitierender Faktor aus, wodurch es zu einer Verarmung der Reaktanten kommen kann. Die maximale Umsatzrate an den Elektroden, bei welcher die Zellspannung auf 0 V sinkt, ist durch eine Grenzstromdichte i_{grenz} gekennzeichnet. Da auf der Kathodenseite die Diffusion des Sauerstoffs durch das produzierte Wasser und den inerten Stickstoff behindert wird, kann die anodenseitige Konzentrationsüberspannung in der Regel gegenüber der kathodenseitigen vernachlässigt werden. Ein mathematisches Modell für die Konzentrationsüberspannung kann aus der *Nernst*-Gleichung 222H(4.12a) hergeleitet werden [42], [19].

$$U_{konz} = -B \cdot \ln \left(1 - \frac{i}{i_{grenz}} \right) \quad (4.60)$$

Der Parameter B ist dabei von der Beschaffenheit der Elektroden, dem Druck und der Temperatur abhängig. Neben diesem physikalischen Ansatz sind in der Literatur auch empirische Ansätze zu finden [39], [25].

$$U_{konz} = i \cdot \left(a \frac{i}{i_{grenz}} \right)^b \quad (4.61)$$

$$U_{konz} = m \cdot e^{n \cdot i} \quad (4.62)$$

Dabei sind a , m und n von der Temperatur und dem Sauerstoffpartialdruck abhängige Parameter und i_{grenz} und b Konstanten. Die Tauglichkeit der Gleichungen muss durch Messungen verifiziert werden.

4.2 Brenngasversorgung

4.2.1 Brenngasversorgungskonzepte

Ziel der Brenngasversorgung für PEM-Brennstoffzellen ist es, bei allen Betriebszuständen ausreichend Wasserstoff zur Verfügung zu stellen. Gleichzeitig muss dieses Teilsystem der Brennstoffzellenanlage auch in der Lage sein, Wassertropfen, die sich auf der Anodenseite bilden, sicher zu entfernen. Die **Technologie** zur Regulierung des Wasserstoffhaushaltes auf der Anodenseite muss jedoch so abgestimmt sein, dass keine oder nur geringe Mengen Wasserstoff

verloren gehen. Für die Regulierung des Medienhaushaltes auf der Anodenseite wurden verschiedene Konzepte untersucht, die nachfolgend kurz dargestellt werden.

Die Wirtschaftlichkeit autonomer Brennstoffzellensysteme wird in entscheidendem Maße durch die verkaufbare Stückzahl und vorgesehenen Einsatz bestimmt. Große Stückzahlen können mittel- bis langfristig nur bei Systemen kleiner Leistung (bis etwa 100 W) erwartet werden. Diese Systeme können sich jedoch nur dann durchsetzen, wenn sie robust, zuverlässig, klein und einfach aufgebaut sind. Deswegen scheidet von den Konzepten diejenigen aus, die sich durch einen hohen technischen Aufwand auszeichnen. Die Varianten a bis c von Abbildung 4.7 sind für autonome Brennstoffzellensysteme aufgrund ihres geringen technischen Umfangs zu favorisieren.

Bei der Wasserstoffversorgung einer PEM-Brennstoffzelle können verschiedene Konzepte zur Anwendung kommen (Abbildung 4.7) [16]. Ein Unterscheidungsmerkmal besteht zum ersten darin, ob der Durchfluss oder der Druck des Wasserstoffs konstant gehalten wird. Eine zum Stromfluss proportionale Regelung des Durchflusses ist mit einem Mass-Flow-Controller (MFC) realisierbar (Abbildung 4.7a). Dabei wird der Brennstoffzelle der *Faraday'sche* Verbrauch zuzüglich einem durch die Stöchiometrie bestimmten Überschuss an Wasserstoff zugeführt. Diese Betriebsart findet in der Praxis jedoch selten eine Anwendung, da Mass-Flow-Controller einer regelmäßigen Nachkalibrierung bedürfen und die Anlage daher sehr wartungsintensiv ist. Die einfachste Form einer Druckregelung, der so genannte Dead-End-Betrieb, ist in Abbildung 4.7b dargestellt. Über einen Druckregler wird der Druck am Eingang auf einem konstanten Wert gehalten. In dieser Betriebsart fließt in die Brennstoffzelle nur so viel Wasserstoff ein, wie durch die Stromproduktion und parasitäre Effekte verbraucht wird. Um Wasser, welches sich in flüssiger Form in den Gasdiffusionsschichten und im flow field sammelt, aus der Brennstoffzelle zu spülen, sind regelmäßige Spülzyklen über die Öffnung des ausgangsseitigen Ventils notwendig. Das dynamische Verhalten des Dead-End-Betriebs ist gegenüber dem Betrieb mit einem Überschuss an Wasserstoff schlechter. Daher ist auch beim Betrieb mit konstantem Druck ein Betrieb mit einem Überschuss an Wasserstoff, welcher den Stack wieder verlässt sinnvoll. Um zu verhindern, dass überschüssig zugeführter Wasserstoff in die Umgebung entweicht, wodurch die Systemeffizienz gesenkt würde, kann der Wasserstoff rezykliert werden. In Abbildung 4.7c und Abbildung 4.7d sind zwei Konzepte zur Rezyklierung dargestellt. Beim Einsatz eines Rezyklierkompressors wird der überschüssige Wasserstoff wieder an den Eingang der Brennstoffzelle gepumpt. Der Vorteil der Lösung mit Rezykulationskompressor besteht in der Einflussnahme auf den Wasserstoffumsatz. Nachteilig wirkt sich jedoch der apparative Mehraufwand sowohl

auf die Kosten als auch auf das Anlagenvolumen und den Eigenverbrauch aus. Eine effizientere Möglichkeit zur Rezyklierung des Wasserstoffs stellt der Einsatz einer Venturi-Düse dar. In dieser wird der überschüssige Wasserstoff, angetrieben vom hohen Druck des Wasserstoffspeichers, wieder zum Eingang der Brennstoffzelle transportiert. Der Nachteil dieser Variante ist, dass auf den Wasserstoffumsatz kaum Einfluss genommen werden kann, da er durch die konstruktive Auslegung der Venturidüse relativ festliegt.

Skizze e) der Abbildung 4.7 zeigt ebenfalls einen Dead-End-Betrieb, jedoch wird hier der ausfließende Wasserstoff nicht in die Umgebung abgeblasen, sondern in einen Druckbehälter, in welchem ein geringerer Druck als vor dem Spülventil herrscht. Der Unterdruck im Druckbehälter wird durch einen Kompressor erzeugt, welcher den Wasserstoff zum Eingang der Brennstoffzelle fördert. Bei Öffnung des Spülventils verlässt, wie beim Betrieb nach Abbildung 4.7b, flüssiges Wasser zusammen mit dem ausströmenden Wasserstoff die Brennstoffzelle. In Abhängigkeit von den Betriebsparametern sollte gegebenenfalls bei allen verwendeten Rezyklierkonzepten eine Kondensatabscheidung im Rezyklierpfad vorgesehen werden, um eine Flutung der Anode zu vermeiden.

Während der Spülzyklen im Dead-End-Betrieb wird flüssiges Wasser deutlich besser aus der Diffusionsschicht und dem flow field gespült als beim Betrieb mit einem kontinuierlichen Wasserstofffluss. Daher bietet sich eine Kombination beider Systeme, wie sie in Skizze f) dargestellt ist, an. Der Wasserstoffstrom durch die Brennstoffzelle wird dabei entweder durch einen Druck- oder Durchflussregler bestimmt. Parallel dazu wird ein Druckbehälter auf einen höheren Druck als am Eingang der Brennstoffzelle gebracht. Wird nun das Spülventil geöffnet, bewegt sich durch die Brennstoffzelle eine Druckwelle, welche identisch mit der beim Spülzyklus im Dead-End-Betrieb ist. Die Rezyklierung des ausströmenden Wasserstoffs kann nach einem der besprochenen Verfahren erfolgen.

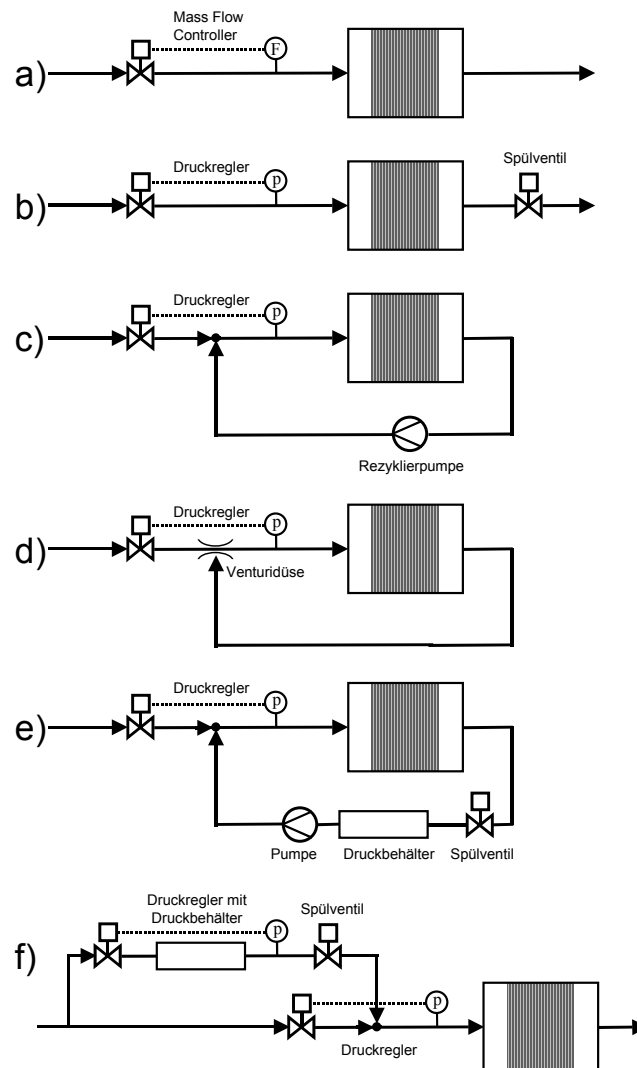


Abbildung 4.7: Unterschiedliche Konzepte von Wasserstoffversorgungen [80]

4.2.2 Modellierungsansatz

4.2.2.1 Zirkulationskompressor

Die Wasserstoffrezirkulation mittels Kompressor ist in vielen Anwendungen nicht sinnvoll, da der Energieverbrauch des Antriebes oft höher ist als der Leistungsgewinn des Stacks. Dies hängt wesentlich vom Druckabfall zwischen Wasserstoffeintritt und –austritt ab, der von dem Kompressor ausgeglichen werden muss. Des Weiteren müssen die Druckverluste durch die Strömungswiderstände in den Versorgungsleitungen kompensiert werden. Oft sind diese relativ gering, da aufgrund der Stöchiometrie (ca. 1,2 bis 1,4) nur kleine Wasserstoffmengen den Stack verlassen. Im Anhang a sind die Zusammenhänge näher erläutert, wodurch die Auswahl eines geeigneten Kompressors erleichtert wird [60]. Mit Hilfe der angegebenen Gleichungen ist eine optimale Auslegung möglich.

4.2.2.2 Venturimischer (Gas-Gas-Injektor)

Die Rezirkulationsleistung bei modernen Niedertemperaturstacks ist durch die Wasserstoffstöchiometrie von etwa 1,2 bis 1,3 relativ gering. Dennoch ist dieser Anteil nicht zu unterschätzen. Insbesondere bei größeren Stacks mit größeren reaktiven Flächen nehmen zudem die Druckverluste zu. Ein herkömmliches Gebläse reicht hier in der Regel nicht mehr aus, denn nicht jeder Gebläsetyp kann Druckdifferenzen von bis zu 200 mbar überwinden. Eine Möglichkeit, den überschüssigen Wasserstoff mit relativ geringem technischen und ohne zusätzlichen energetischen Aufwand mittels Gas-Gas-Injektor zu rezirkulieren, besteht in der Nutzung der Druckdifferenz zwischen Wasserstoffspeicher und Eingangsdruck des Brennstoffzellenstacks.

Der Gas-Gas-Injektor teilt sich in die drei Bereiche Düse, Mischstrecke sowie Diffusor auf (Abbildung 4.8).

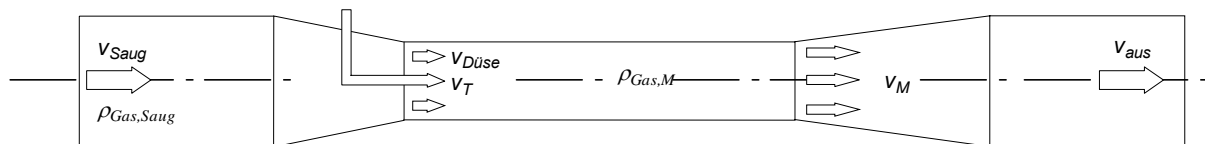


Abbildung 4.8: Schematische Darstellung des Gas-Gas-Injektors [70]

Mit Hilfe des Druckgefälles kann ein Treibstrahl von frischem Wasserstoff erzeugt werden, der am Ende der Düse zugeführt wird. Der hier entstehende Unterdruck führt zum Ansaugen des zu fördernden Mediums. Dies ist im Fall der Brennstoffzelle das Anodenabgas. Dabei wird das angesaugte Gas auf die Geschwindigkeit v_E am Eintritt der Düse beschleunigt. Der statische Druck fällt in der Düse nach dem Gesetz von *Bernoulli* ab. Der Treibstrahlmassenstrom ist am Austritt des Treibstrahlrohres durch seine Geschwindigkeit v_T gekennzeichnet. Infolge der Tatsache, dass sich gefördert Gas und Treibstrahl auf unterschiedlichem Geschwindigkeitsniveau bewegen, kommt es zu einem Impulsaustausch, der zu einer teilweisen Umsetzung der kinetischen Energie des Treibstrahles in Druckenergie und damit zu einer Erhöhung des statischen Drucks im Mischrohr führt. Im Diffusor steigt aufgrund der geringer werdenden Geschwindigkeit des Mischgasstromes von v_M auf v_F bis auf den Druck der sich an den Diffusor anschließenden Förderleitung.

Der letztendlich geförderte Massenstrom, d.h. der hier zu rezirkulierende Anodenabgasstrom, hängt von dem Druckverhältnis zwischen Frischgasleitung und Rezirkulierleitung (4.63) bzw. zwischen Ansaugleitung und Treibgasleitung ab (4.64) [13].

$$A_T = \frac{\dot{M}_T}{\rho_{\text{Gas},M} \cdot v_T} \quad (4.63)$$

$$v_{\text{Saug}} = \frac{\dot{M}_{\text{Gas}}}{\rho_{\text{Gas},M} \cdot (A_M - A_T)} \quad (4.64)$$

In Abbildung 4.9 ist das Verhältnis zwischen Treibstrahlmassenstrom und Ansaugmassenstrom in Abhängigkeit von den beiden Druckverhältnissen aufgetragen.

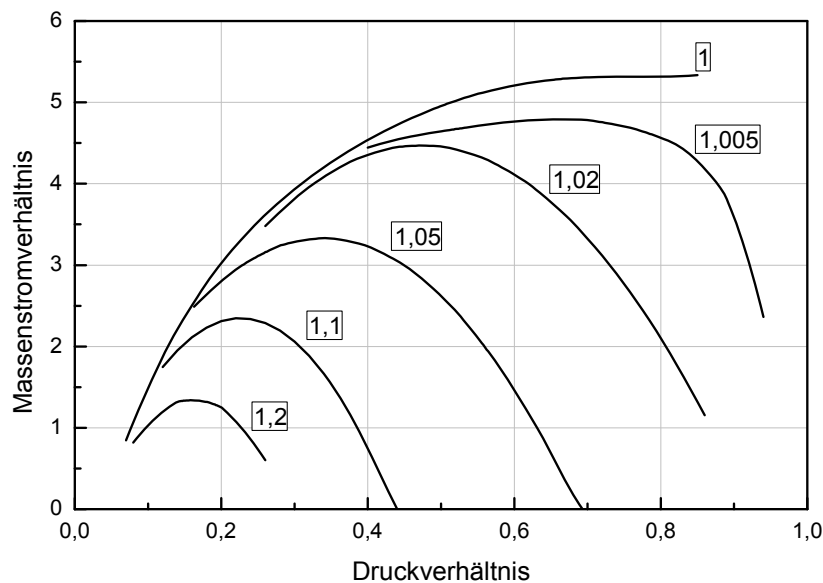


Abbildung 4.9: Abhängigkeit von den Druckverhältnissen des Treibstrahl- und Ansaugmassenstroms [13]

Grundsätzlich kann mit geringer werdendem Druckverhältnis zwischen Ansaugleitung und Förderleitung mehr Anodenabgas gefördert werden. Für größere Druckunterschiede ist auch eine erheblich höhere Druckdifferenz zwischen Frischgas- und Förderleitung notwendig. Dies bedeutet in der Realität, dass bei Teillast ein weitaus geringerer Frischgasdruck notwendig ist als bei Nennlast. Weiterhin ist auch zu berücksichtigen, dass bei fehlendem oder sehr geringem Wasserstoffverbrauch in der Brennstoffzelle auch keine oder kaum eine Zirkulation stattfindet. Um dennoch eine entsprechende Umwälzung und auch eine Erneuerung des Anodengases auch bei Leerlauf zu gewährleisten, ist ein entsprechendes Spülventil vorzusehen. Zusätzlich kann ein Rezirkulationsgebläse unterstützend wirken. Mit Hilfe eines Rezirkulationsgebläses wird die Druckdifferenz zwischen Anodenausgang und -eingang bzw. zwischen Ansaug- und Mischgasstrom verringert. Der Gas-Gas-Injektor ist damit in der Lage, auch mehr Anodenabgas zu fördern. Die bisherigen Betrachtungen zeigen, dass die Auslegung der Komponenten

in der Wasserstoffrezirkulation entsprechend dem Einsatzfall sehr sorgfältig erfolgen muss.

4.3 Luftversorgung

4.3.1 Luftversorgungskonzepte

In den meisten Anwendungen wird der Sauerstoff aus der Luft verwendet. Die Versorgung mit reinem Sauerstoff beschränkt sich auf einige Spezialanwendungen, wie der Raumfahrt und in Unterseebooten aufgrund begrenzter Luftkapazität und gleichzeitiger Forderung nach hoher Effizienz. Trotz des geringeren Wirkungsgrades bei einer luftversorgten Zelle stellt die Verwendung der Umgebungsluft eine kostengünstigere Variante dar.

Die Prozessluft übernimmt die Bereitstellung des Sauerstoffs als Reaktant und reguliert gleichzeitig den Feuchtigkeitshaushalt, indem sie das produzierte Wasser abtransportiert. In einigen Stackkonstruktionen dient sie außerdem als Kühlmedium. Nachfolgend werden die verschiedenen Möglichkeiten der Luftversorgung und deren technische Realisierung diskutiert [80].

4.3.1.1 Selbstatmende Brennstoffzelle

Die selbstatmende Brennstoffzelle bezieht den Sauerstoff durch Diffusionsprozesse und/oder freie Konvektion direkt aus der Umgebungsluft. Diese Form der Luftzufuhr wird hauptsächlich in mobilen Klein- und Kleinstbrennstoffzellen verwendet. Dadurch kann das System sehr einfach gehalten werden, so dass es sehr platzsparend und gewichtsminimiert eingesetzt werden kann. Während des Betriebs bildet sich ein Konzentrationsgradient an der Kathodenoberfläche durch den Verbrauch von Luftsauerstoff aus. Gleichzeitig entsteht ein Diffusionsstrom von produziertem Wasser von der Membran zur Umgebungsluft. Der Luftsauerstofftransport kann bei Kleinstzellen allein durch die Diffusionsprozesse erfolgen (Abbildung 4.10a). Die elektrische Leistung ist limitiert, da sie von den beiden Diffusionskoeffizienten abhängt, und ist so niedrig, dass die produzierte Wärme direkt an die Umgebung abgegeben wird.

Die elektrische Leistung dieses Zelltyps kann durch die Anhebung der Stofftransportkoeffizienten erhöht werden. Dies wird mit einem wandnahen Konvektionsstrom realisiert, der für eine bessere Heranführung des Sauerstoffs und besseren Abtransport des produzierten Wassers sorgt. Erreicht wird dies durch parallele Luftkanäle, die einen kaminartigen Effekt hervorrufen (Abbildung 4.10b). Es bildet sich ein Luftstrom mit freier Konvektion aus. Die steigende Temperatur bei

Leistungserhöhung verstärkt diesen Effekt, so dass durch die veränderten Druckverhältnisse neue Umgebungsluft angesaugt wird. Gleichzeitig erhöht sich die Strömungsgeschwindigkeit der Luft und ein erhöhter Wasserabtransport ist zu verzeichnen. Unter Umständen führt dies zu einer Austrocknung der Polymermembran. Im Gegensatz dazu sinkt bei Leistungsminderung die Strömungsgeschwindigkeit, so dass die Flutung der Zelle begünstigt wird. Beide Fälle führen zu einer Verschlechterung der Zelleleistung.

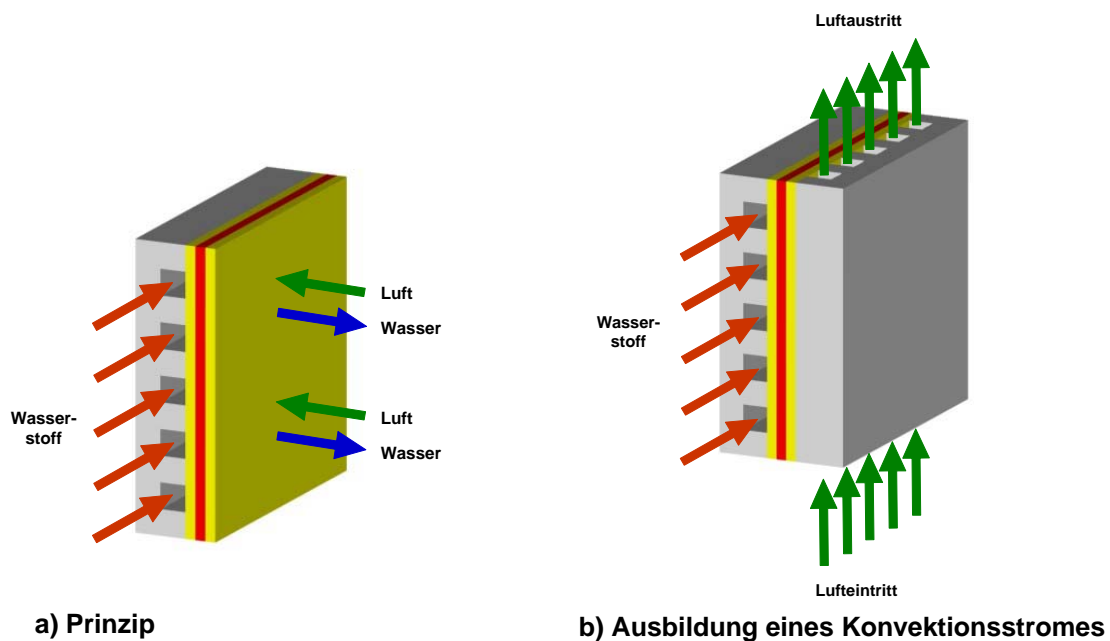


Abbildung 4.10: Selbstatmende Zelle [80]

4.3.1.2 Zwangsdurchströmte Brennstoffzelle

Die Realisierung einer Zwangsdurchströmung der Brennstoffzelle ermöglicht einen stabileren Betrieb. Gleichzeitig sind durch diese Maßnahme höhere Stromdichten (Leistung) zu erreichen. Dabei wird ein Luftstrom durch eine Kanalstruktur aktiv durch die Zelle gefördert.

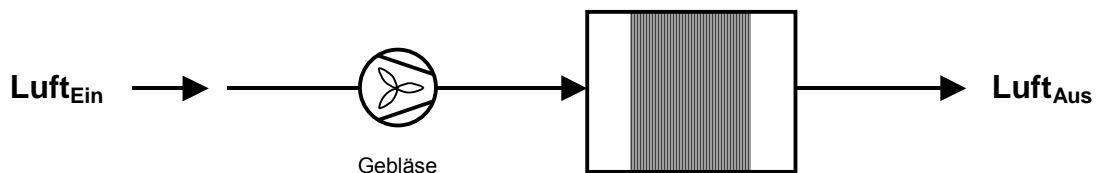


Abbildung 4.11: Luftversorgung mit Gebläse

Die Zwangsdurchströmung kann im einfachsten Fall durch den Einsatz eines Gebläses realisiert werden (Abbildung 4.11). Durch die Erhöhung der

Strömungsgeschwindigkeit im Kanal führt dies zu einer Anhebung der Stofftransportkoeffizienten. Der Luftvolumenstrom lässt sich durch die Variation der Drehzahl des Gebläses steuern, so dass eine Zellenflutung bei niedrigen Temperaturen vermeidbar ist. Bei höheren Temperaturen wird wiederum zuviel Wasser aus der Brennstoffzelle ausgetragen. Solche Brennstoffzellen werden nur bei niedrigen Temperaturen ($\leq 40\text{ °C}$) betrieben, um eine Austrocknung zu vermeiden.

Der Einsatz eines Befeuchters stellt einen zusätzlichen Strömungswiderstand dar. Der vom Gebläse erzeugte Druck ist in diesem Fall nicht ausreichend, um die Summe der Druckabfälle bei dem erforderlichen Durchfluss zu überwinden.

Zur Überwindung der Druckabfälle werden in der Praxis für die Luftversorgung Kompressoren eingesetzt. Auch hier werden höhere Strömungsgeschwindigkeiten im Kanal und dadurch eine Anhebung der Zellenleistung im Vergleich zur selbstatmenden Brennstoffzelle erreicht. Genau wie bei der Verwendung eines Gebläses, lässt sich die Flutung der Zelle bei niedrigen Temperaturen durch einen verringerten Luftvolumenstrom vermeiden (Abbildung 4.12).

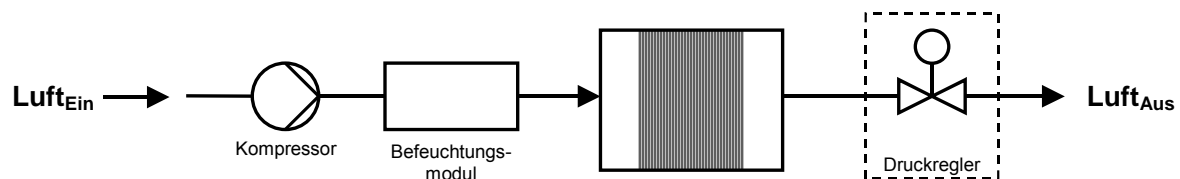


Abbildung 4.12: Luftversorgung mit Kompressor, Befeuchtungsmodul und Druckregler

Der zugeführte Luftvolumenstrom kann nun sowohl befeuchtet als auch im Befeuchter erwärmt werden. Der Austrocknung der Zelle wird somit vorgebeugt. Die Erwärmung der zuzuführenden Luft bringt zudem den Vorteil, dass die Zelle am Eintritt nicht abkühlt und dadurch auch kein wesentlicher Temperaturgradient über der Zellfläche auftreten kann. Somit werden thermisch verursachte mechanische Spannungen in und zwischen den verschiedenen Materialien minimiert. Da die Energiewandlung ebenfalls von der Temperatur abhängt, wird über der Fläche einer Zelle eine homogenere Stromproduktion erreicht.

Während des Betriebs nimmt die Sauerstoffkonzentration der Luft entlang der zurückgelegten Kanallänge ab. Bei einem Luftvolumenstrom, bei dem der Sauerstoff vollständig an der Reaktion beteiligt ist, geht die Sauerstoffkonzentration am Austritt gegen Null (Stöchiometrie ca. eins). Daraus resultiert ein hoher Konzentrationsgradient zwischen Luftein- und Luftaustritt, der wiederum über der Zellfläche einen inhomogenen Reaktionsverlauf verursacht. Bei Systemen mit zwangsdurchströmter Brennstoffzelle wird ein überstöchiometrischer

Luftvolumenstrom eingestellt, der für eine nahezu gleich verteilte Sauerstoffkonzentration sorgt. Dieser Überschuss an Luft kann nicht beliebig hoch gewählt werden, da eine Austrocknung der Membran die Folge wäre. Des Weiteren erhöhen sich die Druckverluste durch die Anhebung des Volumenstromes in der Versorgungskette, die durch erhöhte Leistungsaufnahme des Gebläses oder Kompressors kompensiert werden müssen. Die Befeuchtung und die einzustellende Temperatur der zuzuführenden Luft erfordern ebenfalls einen erhöhten energetischen Aufwand und verschlechtern die Energiebilanz.

Der optimale Luftvolumenstrom hängt somit nicht nur von der umgesetzten Energie sondern auch von der Stöchiometrie, d.h. vom gewünschten Luftüberschuss, ab. Stand der Technik ist der Einsatz von Durchflussreglern (**Mass-Flow-Controller - MFC**), welche den Luftstrom regeln. Sie sind so aufgebaut, dass sie neben dem Proportionalventil zur Stoffstrombeeinflussung auch eine Messzelle zur Massenstromerfassung besitzen. Der Messwert wird in der internen Elektronik aufbereitet und mit dem von der übergeordneten Steuerung ausgegebenen Sollwert verglichen. Das daraus abgeleitete Signal dient zur Ansteuerung des Ventils. Energetisch ist der Einsatz eines MFC nicht sinnvoll, da die durch ihn erzeugten Druckverluste durch den Strömungserzeuger zusätzlich aufgebracht werden müssen. Dies hat eine höhere Leistungsaufnahme zur Folge, da auch der inerte Anteil des Stickstoffs in der Luft auf ein entsprechendes Druckniveau angehoben werden muss. Die aufgenommene Leistung des Kompressors beträgt bis zu 30 % der von der Brennstoffzelle gelieferten elektrischen Energie. Aus diesem Grunde wird in moderneren Anlagen der variable Volumenstrom durch die Steuerung der Erzeuger realisiert.

Steht bei stationären Anlagen am Aufstellungsort Pressluft zur Verfügung, kann diese nach einer Filterung direkt als Reaktant der Brennstoffzelle zugeführt werden. Die Volumenstromregelung wird ebenfalls mittels MFC realisiert (Abbildung 4.13).

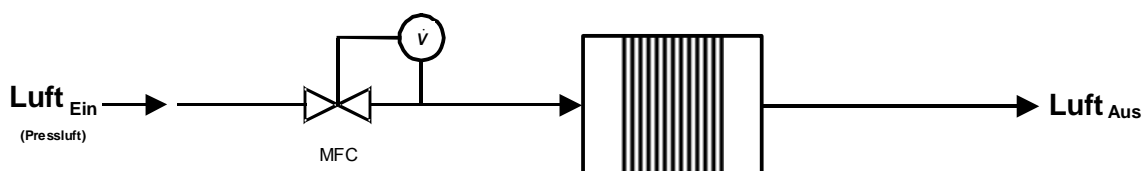


Abbildung 4.13: Luftversorgung mit MFC unter Verwendung von Pressluft

Die Brennstoffzellenperformance lässt sich nicht nur durch die Anhebung der Zelltemperatur positiv beeinflussen, sondern auch durch die Anhebung des Druckes beider Reaktanten. Bei solchen Systemen kann die Luftversorgung nur durch einen

Kompressor oder Pressluft realisiert werden. Energetisch ist dies nicht vorteilhaft, da der Wirkungsgradgewinn geringer ausfällt als die zur Druckerhöhung zusätzlich notwendige Energie.

4.3.1.3 Rezirkulation der Prozessluft

Bei der Rezirkulation der Prozessluft wird der überstöchiometrische Anteil des Volumenstromes, die Brennstoffzellenabluft, vom Austritt zum Eintritt zurückgeführt (Abbildung 4.14). Durch die Rückführung kann die in der Abluft durch das in der Zelle produzierte Wasser enthaltene Feuchtigkeit und die Temperatur des Gases genutzt werden. Eine energieintensive externe Befeuchtung und Erwärmung kann dadurch entfallen. Realisiert werden kann dies durch einen geeigneten Lüfter, der den Wassergehalt der Luft nicht schädigt. Grundvoraussetzung ist eine Stackkonstruktion mit einer geringen Druckdifferenz (unter 50 mbar) zwischen Luft- und Austritt. Ein Kompressor ist für diesen Betrieb nicht geeignet, da die Verdichtung der Luft eine Kondensation des Wasserdampfes hervorrufen würde. Durch den Luftkreislauf nimmt die Sauerstoffkonzentration mit jedem Umlauf ab und der Wassergehalt nimmt zu. Demzufolge muss ein erhöhter Luftüberschuss realisiert werden. Durch eine im Verhältnis zum Querschnitt des Rezirkulationskanals kleine Zuluftöffnung wird Frischluft in das System eingetragen. Im Idealfall reicht die durch Wärmeverluste auskondensierende Wassermenge aus, um eine Übersättigung zu vermeiden. Ansonsten dient eine zweite mittels Schieber gesteuerte Abluftöffnung zur Abführung überschüssigen Wassers aus dem System. Der Schieber wird in Abhängigkeit der mittels Sensor gemessenen Feuchte gesteuert.

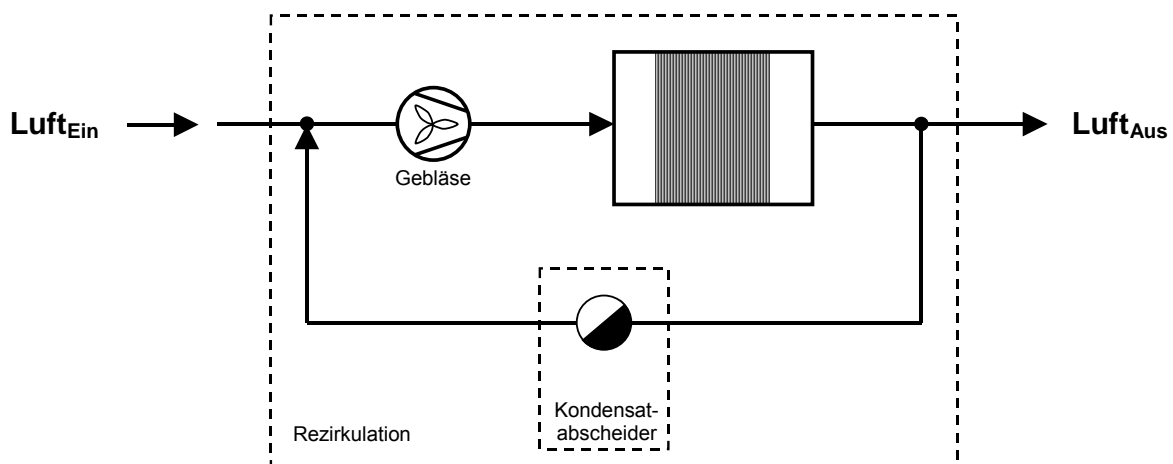


Abbildung 4.14: Luftversorgung durch Rezirkulation

Neben der Rezirkulierung kann die Feuchtigkeit der Abluft durch geeignete Feuchtetauscher der Abluft entzogen und der Frischluft zugeführt werden. Durch geeignete Wärmetauscher ist eine Nutzung der im Abgas enthaltenen Wärme durch

Rückführung ins System möglich. Dies hat eine Erhöhung des Gesamtwirkungsgrades zur Folge, da die Wärmeverluste verringert werden. Da bei autonomen Systemen im Sinne dieser Arbeit die Stromproduktion im Vordergrund steht, wird die Wärmerückgewinnung nicht weiter betrachtet [80].

4.3.2 Modellierungsansatz

4.3.2.1 DC-Motor

Bei dem Modellierungsansatz wird vom Einsatz eines Kompressors ausgegangen, wobei der Kompressor gemäß dem Referenzsystem mit einem DC-Motor angetrieben wird. Die Grundgleichungen eines DC-Motors mit Permanenterregung lauten [66]:

$$u_A = R_A i_A + L_A \frac{di_A}{dt} + e_A \quad (4.65)$$

$$e_A = c \Psi_E \omega, \quad k_M = c \Psi_E \quad (4.66)$$

$$M_M = k_M i_A \quad (4.67)$$

Dabei sind u_A die Ankerspannung, i_A der Ankerstrom, R_A der Ankerwiderstand, L_A die Ankerinduktivität, e_A die induzierte Ankerspannung, c eine von der Konstruktion abhängige Konstante, Ψ_E die Erregerflussverkettung, ω die Drehzahl und M_M das Motormoment. Das Produkt aus c und Ψ_E wird in einer Motorkonstante k_M zusammengefasst. Die mechanische Bewegungsgleichung des Systems lautet [66], [69]:

$$J \cdot \frac{d\omega}{dt} = M_M - M_L - M_{R,M} \quad (4.68)$$

Dabei sind J das Trägheitsmoment des gesamten Systems, M_L das Lastmoment und $M_{R,M}$ das Reibmoment des Motors. Mit den Gleichungen (4.65) bis (4.68) kann der Signalflussplan des Motors aufgestellt werden, welcher in Abbildung 4.15 dargestellt ist. Die Ankerzeitkonstante ist dabei $T_A = L_A/R_A$.

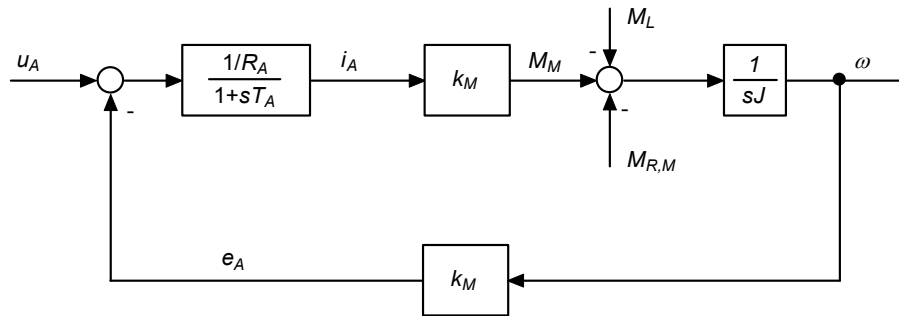


Abbildung 4.15: Signalflussplan des DC-Motors mit Permanenterregung

Gleichungen (4.65) bis (4.68) liefern mit $d\omega/dt = 0$ und $di/dt = 0$ die stationäre Drehzahl-Drehmomentengleichung.

$$\omega = \frac{u_A}{k_M} - \frac{R_A}{k_M^2} M_M \quad (4.69)$$

Diese kann mit $\omega = 2\pi n/60$ in eine Gleichung für die Klemmenspannung umgeformt werden.

$$u_A = \frac{2\pi \cdot k_M n}{60} + \frac{R_A}{k_M} M_M \quad (4.69 \text{ a})$$

Für die Berechnung der Motorkonstante wird in Gleichung (4.66) für ω die erste Ableitung des Verdrehwinkels $d\varphi/dt$ eingesetzt. Bei Integration der Gleichung ergibt sich folgender Zusammenhang [69].

$$\int_0^t e_A dt = k_M \varphi \quad (4.70)$$

Das Integral der induzierten Ankerspannung ist proportional dem Produkt aus Motorkonstante und Verdrehwinkel. Wird das über einige Umdrehungen m gemessene Integral der induzierten Ankerspannungen durch den Verdrehwinkel dividiert, kann die Motorkonstante bestimmt werden [69].

$$k_M = \frac{\int_0^t e_A dt}{\varphi} = \frac{\int_0^t e_A dt}{2\pi \cdot m} \quad (4.70 \text{ a})$$

Der Rotor wurde per Hand durchgedreht und die induzierte Spannung über mehrere Umdrehungen gemessen und integriert. Der aus mehreren Messungen nach Gleichung (4.70 a) berechnete Wert für die Motorkonstante beträgt 0.046 Vs.

Der Ankerwiderstand wurde gemessen, indem bei festgehaltenem Rotor die Ankerspannung und der Ankerstrom bestimmt wurden. Die Messungen wurden dabei

bei verschiedenen Rotorstellungen durchgeführt. Dabei zeigten sich bei steigendem Ankerstrom eine geringere Streuung der Werte und ein abnehmender Ankerwiderstand. Dies kann durch sinkende Übergangswiderstände an den Bürsten erklärt werden. Die gemessenen Ankerwiderstände sind in Abbildung 4.16 in Abhängigkeit vom Ankerstrom dargestellt. Die Regressionsgerade, welche ebenfalls in Abbildung 4.16 dargestellt ist, lautet

$$R_A = 294,9 \cdot e^{-0,3725 \cdot I_A} + 247,3 \cdot e^{-0,02149 \cdot I_A}, \quad (4.71)$$

wobei R_A in $\text{m}\Omega$ und i_A in A einzusetzen sind.

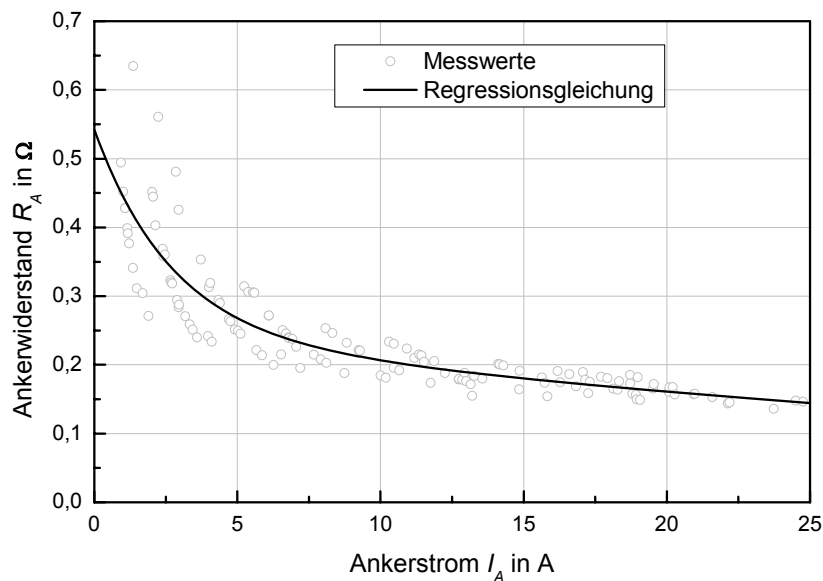


Abbildung 4.16: Ankerwiderstand in Abhängigkeit vom Ankerstrom

Gleichung (4.65) kann umgestellt werden zu

$$\underbrace{\frac{1}{R_A}}_K (u_A - e_A) = i_A + \underbrace{\frac{L_A}{R_A}}_T \frac{di_A}{dt} \quad (4.65 \text{ a})$$

Gleichung (4.65 a) stellt ein PT1-Glied mit der Systemverstärkung $1/R_A$ und der Zeitkonstante L_A/R_A dar [69]. Werden die entsprechenden Größen in die Zeitbereichsgleichung eines PT1-Gliedes eingesetzt und wird für den Fall des stehenden Rotors durch e_A gekürzt, ergibt sich

$$i_A = \frac{u_A}{R_A} \left(1 - e^{-\frac{R_A t}{L_A}} \right) \quad (4.72)$$

und aufgelöst nach L_A die folgende Beziehung:

$$L_A = - \frac{t \cdot R_A}{\ln \left(1 - \frac{i_A \cdot R_A}{u_A} \right)} \quad (4.72 \text{ a})$$

Für die Berechnung wurden die gemessenen Strom- und Spannungswerte und der nach Gleichung (4.71) ermittelte Widerstand verwendet. Der über mehrere Messungen gemittelte Wert für die Ankerinduktivität beträgt 3.9 mH.

Das Reibmoment des Motors $M_{R,M}$ setzt sich aus dem Haftreibmoment $M_{HR,M}$, dem Gleitreibmoment $M_{GR,M}$ und dem viskosen Reibmoment $M_{VR,M}$ zusammen. Steht der Motor, wird der Rotor durch Haftreibung festgehalten. Das Haftreibmoment muss erst überwunden werden, bevor der Rotor sich in Bewegung setzt. Nachdem der Rotor sich in Bewegung gesetzt hat, sinkt das Reibmoment auf den Wert der Gleitreibung. Mit steigender Drehzahl erhöht sich das Reibmoment wieder. Ursache hierfür ist die Drehzahlabhängigkeit des Reibmomentes von der Viskosität. Die Abhängigkeit des Reibmomentes kann gemessen werden, indem die Spannung schrittweise erhöht und dabei Strom und Drehzahl gemessen wird. Das Moment kann über Gleichung (4.67) aus dem Ankerstrom ermittelt werden. In Abbildung 4.42 ist das gemessene Reibmoment des Motors in Abhängigkeit von der Drehzahl dargestellt [69].

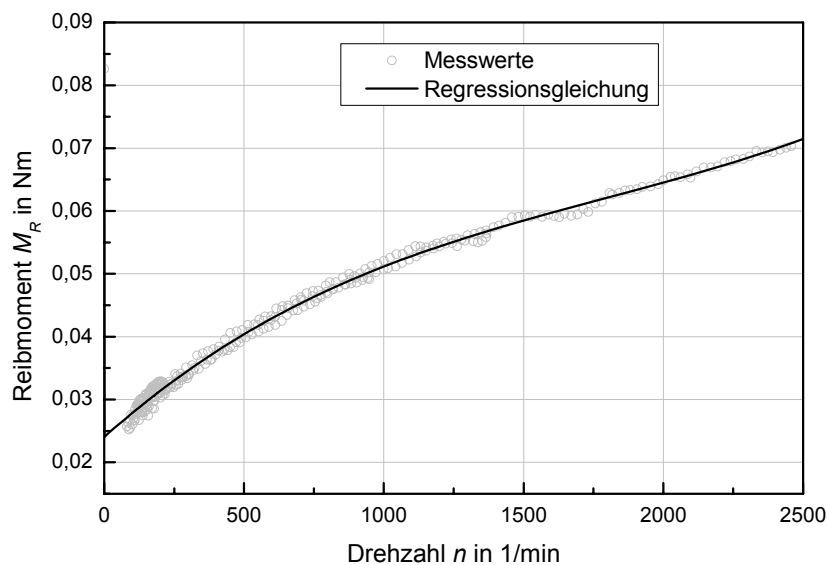


Abbildung 4.17: Das Reibmoment des Motors in Abhängigkeit von der Drehzahl

Die Parameter der Regressionsgleichung lauten:

$$M_{HR,M} = 0,085 \text{ Nm}$$

$$M_{GR,M} = 0,024 \text{ Nm} \quad (4.73)$$

$$M_{VR,M}[Nm] = 2,895 \cdot 10^{-12} n^3 - 1,559 \cdot 10^{-8} n^2 + 3,986 \cdot 10^{-5} n$$

Zur Ermittlung des Trägheitsmoments kann ein Auslaufversuch ausgewertet werden. In Gleichung (4.68) wird bei unterbrochener Energiezufuhr das Motormoment zu Null.

$$J \cdot \dot{\omega} = -M_R \quad (4.68 \text{ a})$$

Das Produkt aus Trägheitsmoment und Drehzahlbeschleunigung ist gleich dem Reibmoment, mit dem der Motor belastet wird. Die Drehzahlbeschleunigung kann über den aus den Messwerten berechneten Differenzenquotienten näherungsweise bestimmt werden.

$$\dot{\omega} = \frac{d\omega}{dt} \approx \frac{\Delta\omega}{\Delta t}$$

Das aus mehreren Auslaufversuchen gemittelte Trägheitsmoment des Motors beträgt $0,00041 \text{ kgm}^2$.

4.3.2.2 Vergleich Messung Simulation

Zunächst beschränken sich die Betrachtungen auf die durch Messung ermittelte Ankerinduktivität ($L_A = 3.9 \text{ mH}$). Für den Vergleich zwischen Modell und Realität werden die gemessenen und simulierten Signale bei einem Spannungssprung verglichen (Abbildung 4.18 und Abbildung 4.19). Dabei ist zu beachten, dass die Spannungssprünge keine idealen Sprünge sind. Als Eingangssignal des Modells dienen daher die gemessenen und ebenfalls dargestellten Spannungssignale. Der schnellere Anstieg des gemessenen gegenüber dem simulierten Strom in Abbildung 4.18 und Abbildung 4.19 deutet darauf hin, dass die berechnete größer als die tatsächliche Induktivität ist. Der langsamere Anstieg schlägt sich darin nieder, dass das Haltemoment später überwunden wird und sich somit der Rotor verzögert in Bewegung setzt. Außerdem sinkt der Strom auch langsamer wieder ab, was zu einem Überschwingen der Drehzahl führt. Bei den erreichten stationären Werten von Strom und Drehzahl gibt es leichte Abweichungen. Diese können z.B. aus der großen Streuung der gemessenen Ankerwiderstände resultieren, welche in Abbildung 4.16 zu erkennen ist.

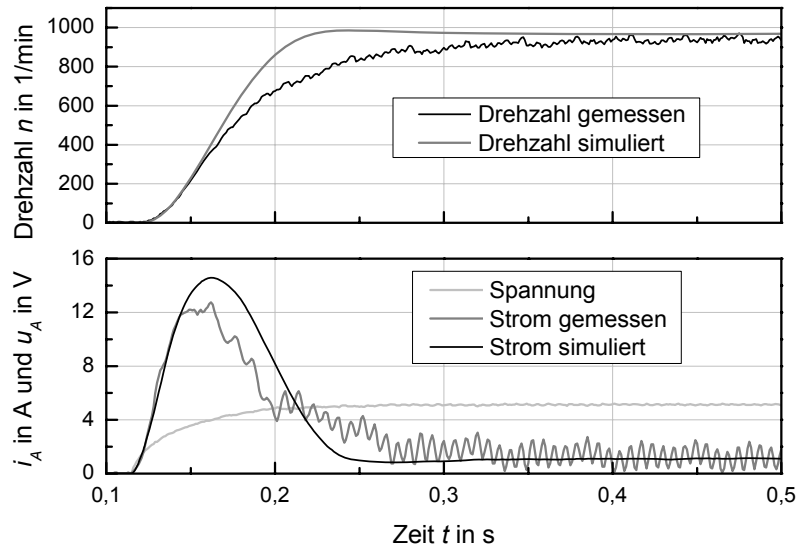


Abbildung 4.18: Vergleich Messung und Modell bei 5V ($L_A = 3,9 \text{ mH}$)

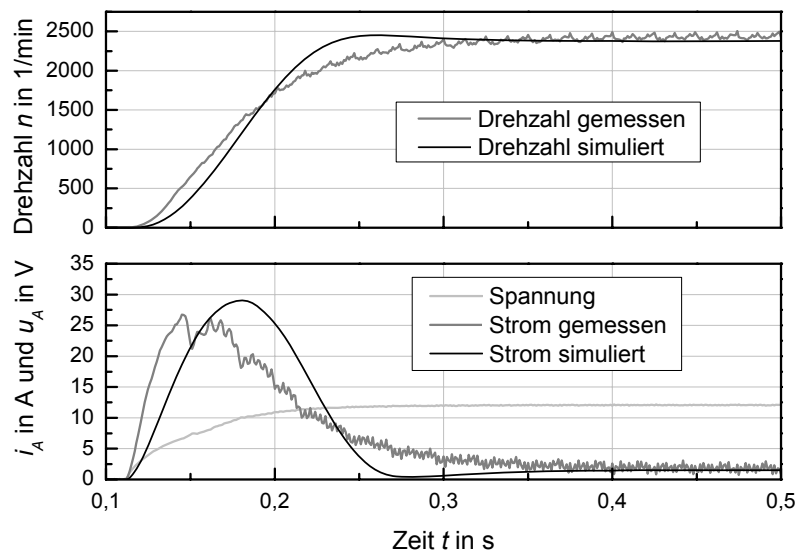


Abbildung 4.19: Vergleich Messung und Modell bei 12V ($L_A = 3,9 \text{ mH}$)

Da die durch Messungen bestimmte Induktivität zu groß ist, wurde die Induktivität im Modell schrittweise reduziert, bis eine gute Übereinstimmung zwischen Simulation und Messung erzielt wurde. Bei einer Induktivität von 1 mH wurde eine gute Übereinstimmung erzielt (Abbildung 4.20 und Abbildung 4.21). Die gute Übereinstimmung zwischen simulierter und gemessener Drehzahl zeigt, dass das aus Messungen ermittelte Trägheitsmoment gut mit dem Realen übereinstimmt.

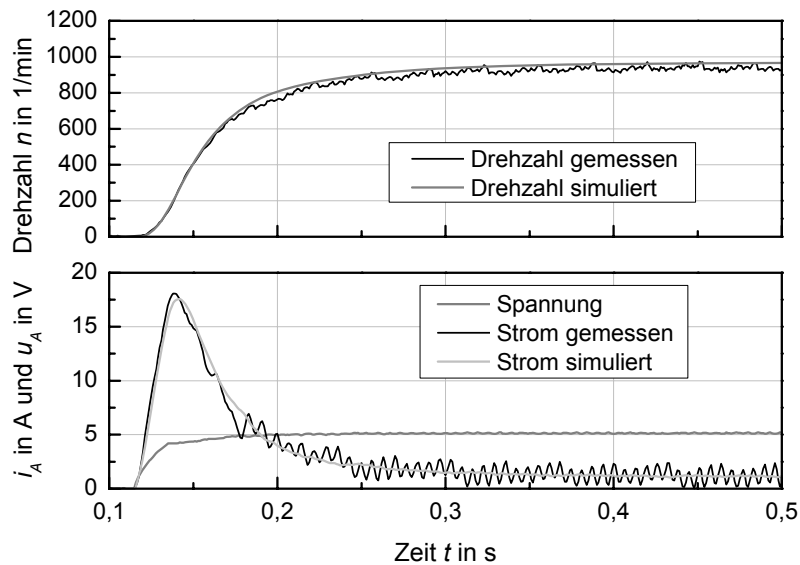


Abbildung 4.20: Vergleich Messung und Modell bei 5V ($L_A=1\text{mH}$)

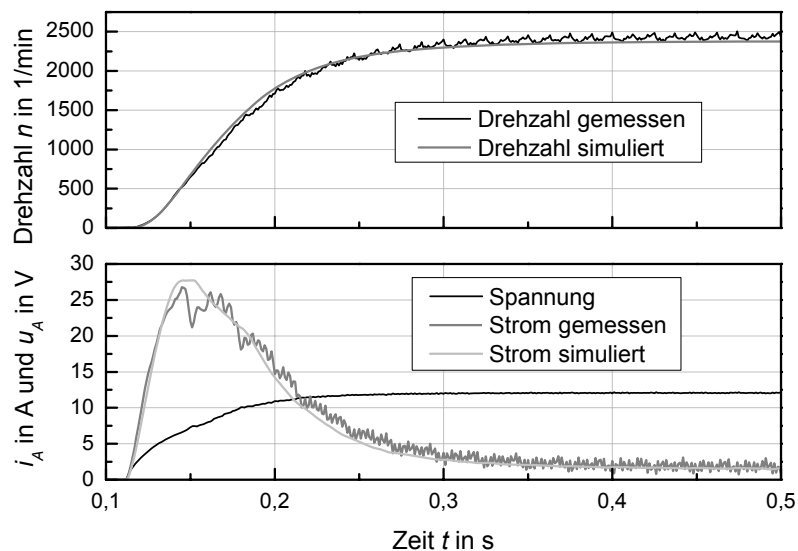


Abbildung 4.21: Vergleich Messung und Modell bei 12V ($L_A=1\text{mH}$)

4.3.2.3 Kompressor

Als Kompressor wird ein doppelköpfiger Membrankompressor verwendet, bei welchem beide Kompressoren druckseitig parallel verschaltet sind, so dass sich die Volumenströme addieren. Der Aufbau der eingesetzten Membranpumpe ist in Abbildung 4.22 skizziert. Durch einen auf die Motorachse aufgebracht Exzenter wird der Pleuel angetrieben, welcher die Membran auf und ab bewegt. Als Ventile dienen Zungenventile.

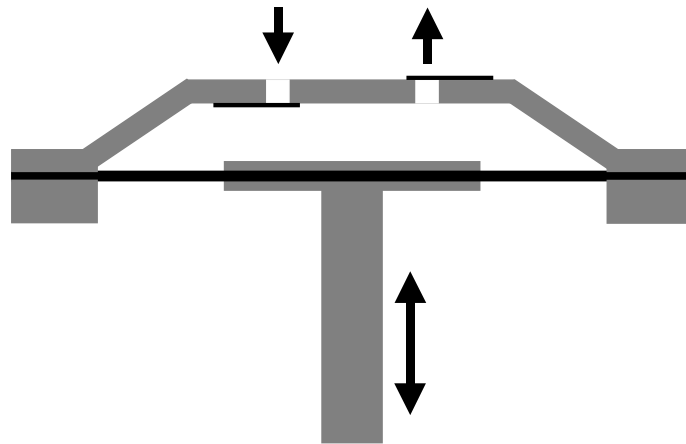


Abbildung 4.22: Aufbau eines Membrankompressors

Der vom Kompressor gelieferte Volumenstrom ist abhängig vom Hubvolumen V_H , von der Drehzahl n , der Zylinderzahl z und vom volumetrischen Wirkungsgrad η_{vol} .

$$\dot{V} = \eta_{vol} \cdot V_H \cdot n \cdot z \quad (4.74)$$

Der volumetrische Wirkungsgrad beschreibt die Volumenstromverluste aufgrund des Schadvolumens sowie der Druckabfälle über den Ventilen und der Erwärmung des Gases beim Ansaugen. Durch die Rückexpansion des im Schadvolumen befindlichen Gases kann beim Ansaugen nur ein Teil des Hubvolumens für den Ansaugprozess genutzt werden. Ein weiterer Verlust tritt durch den Druckabfall über dem Ansaugventil auf. Aufgrund dieses Druckabfalls herrscht während des Ansaugens im Zylinder ein niedrigerer Druck als am Saugstutzen, wodurch sich entsprechend auch das Volumen verringert. Außerdem wird das effektive Ansaugvolumen auch durch eine Erwärmung des angesaugten Gases verringert.

Wird nur der Einfluss des Schadvolumens betrachtet, berechnet sich der volumetrische Wirkungsgrad aus dem Verhältnis von Schadvolumen V_S zu Hubvolumen V_H und dem Verhältnis der Drücke auf der Druckseite p_D zur Saugseite p_S [1].

$$\eta_{vol} = 1 - \varepsilon \left(\pi_D^{\frac{1}{\kappa}} - 1 \right) \quad (4.75)$$

$$\text{mit: } \varepsilon = \frac{V_S}{V_H} \text{ und } \pi_D = \frac{p_D}{p_S}$$

Durch Vermessung des Zylinders wurden das Schad- und das Hubvolumen überschlägig bestimmt. Die ermittelten Näherungswerte betragen $V_S = 9148 \text{ mm}^3$ und $V_H = 24686 \text{ mm}^3 (= 0,024686 \text{ l})$. Dies ergibt ein Volumenverhältnis von $\varepsilon = 0,37$.

Mit dem gemessenen Hubvolumen wurde der theoretische Volumenstrom ermittelt. Die volumetrischen Wirkungsgrade bei verschiedenen Arbeitspunkten wurden aus dem Verhältnis von gemessenen zum (aus der Drehzahl) berechneten Volumenstrom ermittelt und sind in Abbildung 4.23 dargestellt. Da der Druck und die Temperatur im Zylinder aus konstruktiven Gründen nicht gemessen werden können, ist eine messtechnische Bestimmung der entsprechenden Wirkungsgradanteile nicht möglich.

Werden die Verluste über den Ventilen vernachlässigt, ist bei einem Druckverhältnis von $p_D/p_S = 1$ der volumetrische Wirkungsgrad gleich 1. Das durch Regression ermittelte Volumenverhältnis ist 0,325 und ist damit nah an dem durch die Messung ermittelten Wert (Abbildung 4.23).

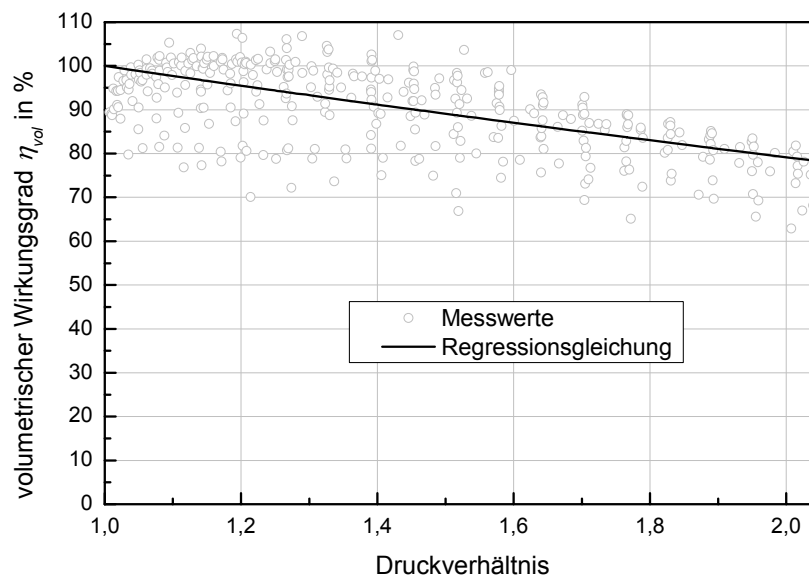


Abbildung 4.23: Gemessene volumetrische Wirkungsgrade über dem Druckverhältnis und die ermittelte Regressionsgerade

Die benötigte Motordrehzahl kann mit der umgeformten Gleichung (4.74a) berechnet werden.

$$n_{soll} = \frac{\dot{V}_{soll}}{\eta_{vol} V_H z} \quad (4.74a)$$

Für die Berechnung des Solllastmomentes wird zuerst der Verlauf des Lastmoments im Leerlauf aufgenommen, wie dies beim Motor beschrieben wurde. Hierzu wurden die Ventile während der Messung dauerhaft geöffnet. Das gemessene Reibmoment ist in Abbildung 4.24 zusammen mit der Regressionsgleichung (4.76) dargestellt.

$$M_{HR,K} = 0,145 \text{ Nm}$$

$$M_{GR,K} = 0,063 \text{ Nm} \quad (4.76)$$

$$M_{VR,K} [\text{Nm}] = -4,311 \cdot 10^{-15} n^4 + 4,277 \cdot 10^{-11} n^3 - 1,416 \cdot 10^{-7} n^2 + 2,341 \cdot 10^{-4} n$$

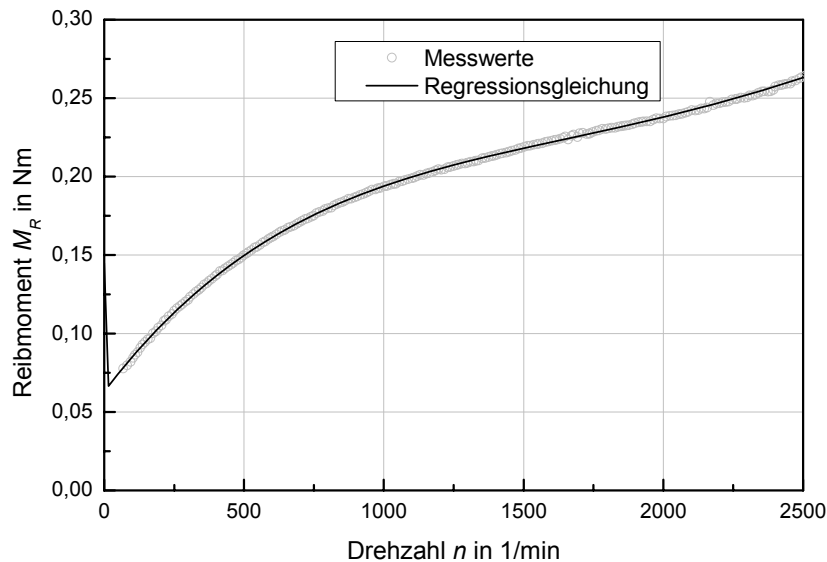


Abbildung 4.24: Gemessenes Reibmoment des Kompressors

Der theoretische isentrope Leistungsbedarf des Kompressors berechnet sich wie folgt [1], [37]:

$$P_s = \frac{\kappa}{\kappa - 1} p_s \dot{V}_{D(S)} \left[\left(\frac{p_D}{p_s} \right)^{\frac{\kappa-1}{\kappa}} - 1 \right] \quad (4.77)$$

Dabei ist κ das Verhältnis c_p/c_v und $V_{D(S)}$ der auf den Eingangszustand umgerechnete Ausgangsvolumenstrom. Mit dem Zusammenhang zwischen Leistung und Drehmoment $P = 2\pi M \cdot n$ und einem konstanten Ansaugdruck von 1 bar Umgebungsdruck kann dies zu folgender Momentengleichung umgeformt werden:

$$M_s [\text{Nm}] = \frac{50}{\pi} \frac{\kappa}{\kappa - 1} \frac{\dot{V}_{D(S)} [\text{Nm}/\text{min}]}{n [\text{min}^{-1}]} \left[p_D^{\frac{\kappa-1}{\kappa}} - 1 \right] \quad (4.78)$$

Da der Verdichtungsprozess in der Realität nicht vollkommen isentrop verläuft, ist die tatsächlich benötigte Leistung höher. Der isentrope Wirkungsgrad ist definiert als das Verhältnis von isentroper Leistung nach Gleichung (4.77) zur tatsächlich für die Kompression aufgebrauchten Leistung [53]. Hierzu wurde von dem (über den Strom) gemessenen Lastmoment das Reibmoment des Kompressors abgezogen.

$$\eta_s = \frac{P_s}{P_{Komp}} = \frac{M_s}{M_{Komp}} \quad (4.79)$$

Das für die Kompression aufgebrachte Lastmoment ist in Abbildung 4.25 über dem aus den Messwerten berechneten isentropen Lastmoment dargestellt. Der mittlere isentrope Wirkungsgrad beträgt 0.6.

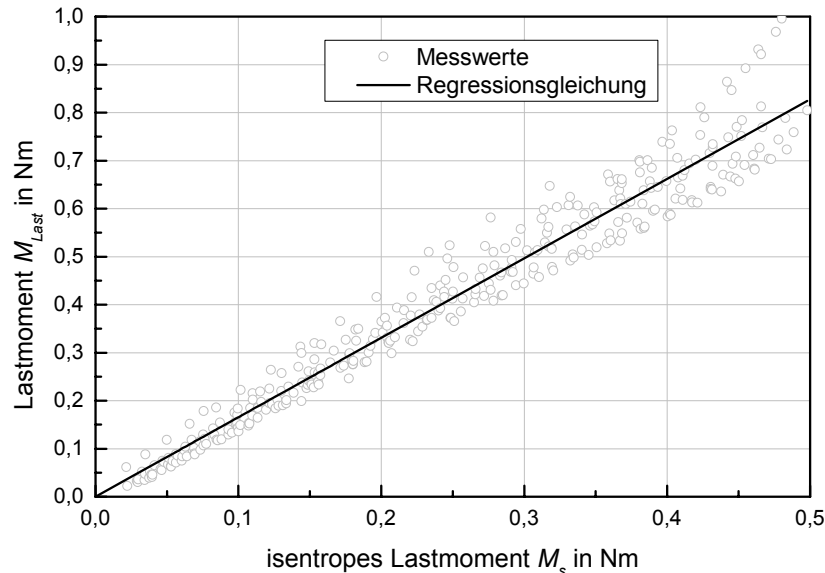


Abbildung 4.25: Das für die Kompression aufgebrachte über dem berechneten isentropen Lastmoment

Das Lastmoment des Kompressors, mit welchem der Motor beaufschlagt wird, ergibt sich zu:

$$M_{Last} = \frac{1}{\eta_s} M_s + M_{R,K} \quad (4.80)$$

Zur Bestimmung des Trägheitsmomentes wurde ein Auslaufversuch des Kompressors durchgeführt. Er lieferte keine sinnvollen Ergebnisse für das Trägheitsmoment. Darum wurde das Trägheitsmoment zusätzlich zum Rotorträgheitsmoment der rotierenden Massen berechnet. Es wurden nur die rotierenden Massen und nicht die Bewegung des Pleuels oder der Membran betrachtet. Die rotierenden Massen sind die Schwungkörper und der Exenter, welche die Drehbewegung auf den Pleuel übertragen. Das berechnete Trägheitsmoment der zusätzlich zum Rotor rotierenden Massen beträgt $0,000035 \text{ kgm}^2$. Dies ergibt zusammen mit dem Rotorträgheitsmoment ein Trägheitsmoment von $0,000445 \text{ kgm}^2$.

4.3.2.4 Vergleich Messung – Simulation des Kompressors

In Abbildung 4.26 ist der für die Kompressorvermessung verwendete Messaufbau dargestellt, der zur Ermittlung des Übertragungsverhaltens der Messstrecke dient. Die Messgrößen des Kompressors sind die Drehzahl, Ankerstrom und Ankerspannung. Um die durch die Kolbenbewegung auftretenden Druck- und Durchflussschwingungen zu glätten, wird der vom Kompressor erzeugte Luftstrom zunächst durch einen Windkessel geführt. Anschließend wird der Luftstrom durch ein Ventil geführt, welches den Gegendruck erzeugt. Hinter dem Ventil ist eine Durchflussmessung installiert. Der Druck wurde am Kompressorausgang gemessen und ist aufgrund der Kolbenbewegung sehr wellig.

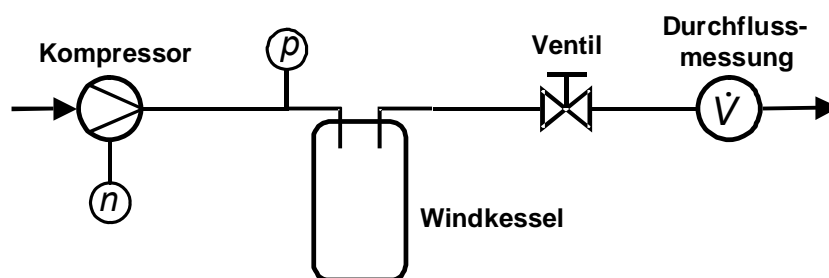


Abbildung 4.26: Der für die Kompressormessungen genutzte Messaufbau

Der in Abbildung 4.26 dargestellte Aufbau kann auf die reale Brennstoffzellenanlage übertragen werden. In dieser dient der Bubbler als Windkessel. Falls das Luftvolumen des Bubblers zur Glättung des Volumenstroms nicht ausreicht, muss zusätzlich ein Windkessel installiert werden. Der Gegendruck wird durch den Druckabfall über dem Stack hervorgerufen. Da die Rohrleitungen und der Windkessel einen Speicher darstellen, ist der gemessene Durchfluss am Ende der Messstrecke gegenüber dem am Kompressor erzeugten verzögert. Damit durch das Ventil (oder den Stack) ein höherer Durchfluss realisiert werden kann, muss zuerst im Windkessel ein höherer Druck aufgebaut werden, der für die Überwindung des Strömungswiderstands nötig ist. In Abbildung 4.27 sind der gemessene und der aus der Drehzahl berechnete Durchfluss und der gemessene Druck nach einem Spannungssprung dargestellt. Der Durchfluss am Kompressorausgang wurde mit den Gleichungen (4.74) und (4.75) aus der Drehzahl und dem geglätteten Druck berechnet. Die Differenz beträgt ca. 3 NI/min. Die Abweichung ist eine Folge der relativ großen Streuung der gemessenen volumetrischen Wirkungsgrade, wie in Abbildung 4.23 zu erkennen ist.

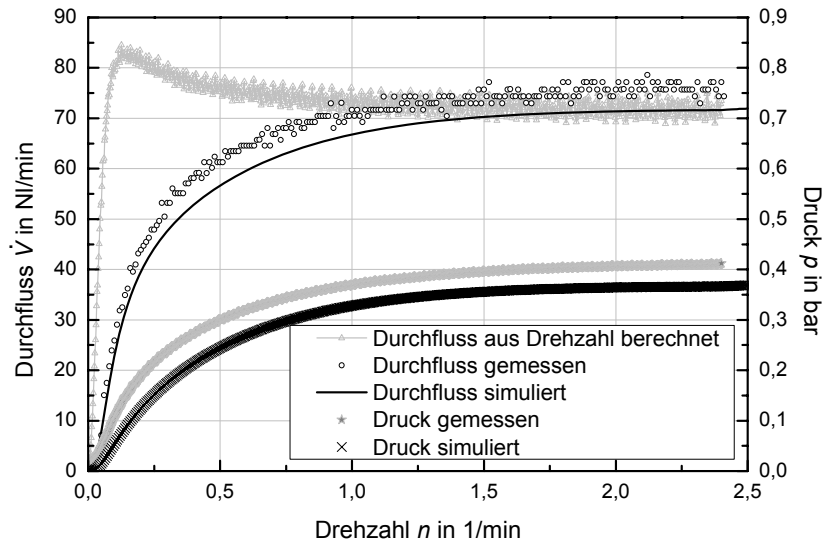


Abbildung 4.27: Gemessene bzw. aus Messwerten berechnete Größen der Kompressormessstrecke

Zur Simulation des Übertragungsverhaltens des Windkessels wurde das in Abbildung 4.28 dargestellte Modell verwendet. Die im Windkessel befindliche Luftmasse berechnet sich aus der Summe der zum Zeitpunkt t_0 im Windkessel bzw. Bubbler (B) befindlichen Masse $m_{B,0}$ und dem Integral über die ein- und ausströmenden Massenströme.

$$m_B(t) = m_{B,0} + \int_{t_0}^t (\dot{m}_{\text{ein}} - \dot{m}_{\text{aus}}) dt \quad (4.81)$$

Es wird angenommen, dass die Druckabfälle über den Zu- und Abflüssen des Windkessels bzw. Bubblers vernachlässigbar sind. Diese Vereinfachung ist für die Betrachtung des zeitlichen Verhaltens zulässig [60]. Sie kann jedoch nur getroffen werden, wenn das Volumen vor dem Befeuchter deutlich geringer gegenüber dem Volumen im Befeuchter ist. Kann das Volumen vor dem Befeuchter nicht vernachlässigt werden, z.B. im Fall eines zusätzlichen Windkessels, muss das zeitliche Verhalten durch zwei nacheinander gelagerte Windkesselmodelle simuliert werden.

Mit der Zustandsgleichung für ideale Gase (4.31) kann aus der im Windkessel bzw. Bubbler befindlichen Masse der Druck p_B berechnet werden. Der Ausgangstrom welcher durch das Ventil bzw. durch den Stack fließt, ist aufgrund des Strömungswiderstands eine Funktion des Drucks. Der durch Regression ermittelte Zusammenhang zwischen Eingangsdruck in bar und Ventildurchfluss in NI/min der Kompressormessstrecke (Abbildung 4.26) bei der untersuchten Ventilstellung ist in Gleichung (4.82) dargestellt. Dabei wurden die Messwerte aus Abbildung 4.27 verwendet.

$$\dot{V} = 38,17 \cdot e^{1,732 \cdot p} - 37,84 \cdot e^{-12,78 \cdot p} \quad (4.82)$$

Das Volumen des verwendeten Windkessels beträgt 1,2 l. Die mit dem Windkesselmodell simulierten Drücke und Durchflüsse sind in Abbildung 4.27 aufgetragen. Als Eingangsgröße des Modells wurde der aus der Drehzahl berechnete Durchfluss herangezogen, welcher wie oben besprochen, Abweichungen zum gemessenen Durchfluss besitzt. Es ist jedoch zu erkennen, dass das zeitliche Übertragungsverhalten des Windkessels gut nachgebildet wird.

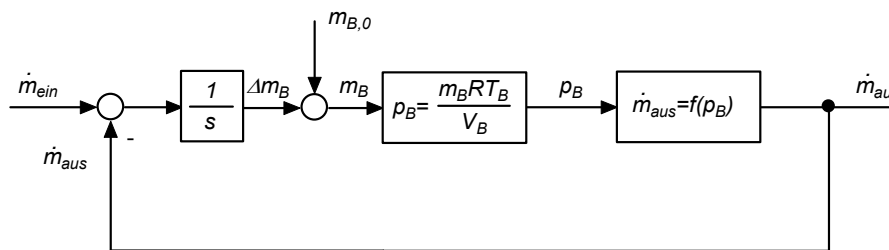


Abbildung 4.28: Signalflussplan des Windkesselmodells

Der folgende Abschnitt befasst sich mit den Ergebnissen der Kompressorsimulation. In Abbildung 4.29 bis Abbildung 4.30 sind die Vergleiche zwischen Modell und Messung bei 4 und 10 V dargestellt. Beim dynamischen Verhalten ist eine gute Übereinstimmung zu erkennen. Weiterhin ist den Diagrammen zu entnehmen, dass die beim Anlauf des Kompressors erreichten Spitzenwerte des Stroms und die Anstiegszeiten der Drehzahl gut übereinstimmen. Jedoch gibt es bei den stationären Werten zum Teil erhebliche Abweichungen. Die stationären Abweichungen treten beim Strom, bei der Drehzahl und beim Durchfluss auf. Die Abweichungen des Drucks sind in den Abweichungen des Durchflusses begründet.

Die Abweichung der Drehzahl nimmt bei steigender Spannung und damit steigendem Lastmoment deutlich ab, wobei die Abweichung des Stromes zunimmt. Aufgrund der abweichenden Drehzahl und der Abweichung bei der Berechnung des Durchflusses unterscheiden sich die simulierten von den gemessenen Durchflüssen und Drücke. Daher weicht nach Gleichung (4.78) auch das simulierte Lastmoment ab. Um zu kontrollieren, ob die Abweichungen des simulierten Stromes nur auf das abweichende Lastmoment zurückgehen, wurde der stationär fließende Strom aus den Messwerten berechnet. Hierzu wurde das Lastmoment aus den Gleichungen (4.76) und (4.78) bestimmt. Der Strom, der im stationären Fall aufgrund der oben präsentierten Parameter fließt, lässt sich aus Gleichung (4.67) berechnen. Während dieser Strom bei geringer Leistung und Drehzahl über dem gemessenen liegt, steigt der gemessene Strom bei höherer Leistung und Drehzahl deutlich über den berechneten Strom. Das heißt, dass das bei den Messungen zu leistende Moment

von dem bei früheren Messungen ermittelten abweicht, da der Strom nach Gleichung (4.67) direkt proportional zum Lastmoment ist. Die Änderungen des Lastmomentes gehen nach Gleichung (4.80) entweder auf eine Änderung des isentropen Wirkungsgrades oder eine Änderung des Reibmomentes zurück. Da eine Änderung des isentropen Wirkungsgrades eine zum isentropen Moment direkt proportionale Änderung hervorrufen würde (d.h. der gemessene Strom müsste immer über oder unter dem berechneten liegen), ist eine Veränderung des viskosen Reibmomentes wahrscheinlicher.

Die Abweichungen der Drehzahl können nicht auf das abweichende Lastmoment zurückgeführt werden, da nach Gleichung (4.69) bei einem steigenden Lastmoment die Drehzahl sinkt. In Abbildung 4.29 und Abbildung 4.30 ist deutlich zu erkennen, dass die Abweichungen von Strom und Drehzahl sich gegensätzlich zueinander verhalten. D.h., während bei kleiner Spannung die Ströme gut übereinstimmen, weichen die Drehzahlen stark voneinander ab und umgekehrt bei hohen Spannungen. Daher muss die Abweichung der Drehzahl nach Gleichung (4.69) entweder auf eine Änderung vom Ankerwiderstand R_A oder von der Motorkonstante k_M zurückgeführt werden. Unter der Annahme, dass der gemessene Wert von k_M korrekt und konstant ist, kann die hohe Streuung der gemessenen Ankerwiderstände bei kleinen Strömen (Abbildung 4.16) eine Ursache sein.

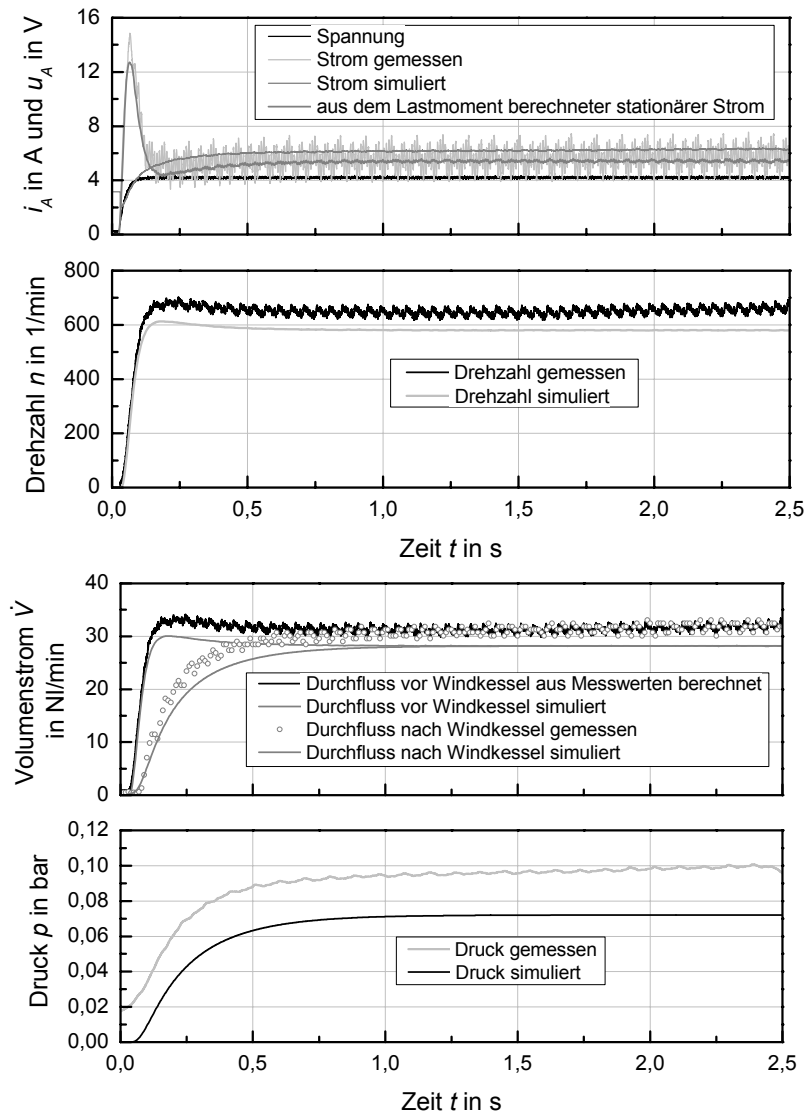


Abbildung 4.29: Vergleich Messung und Modell bei einem Spannungssprung auf 4V

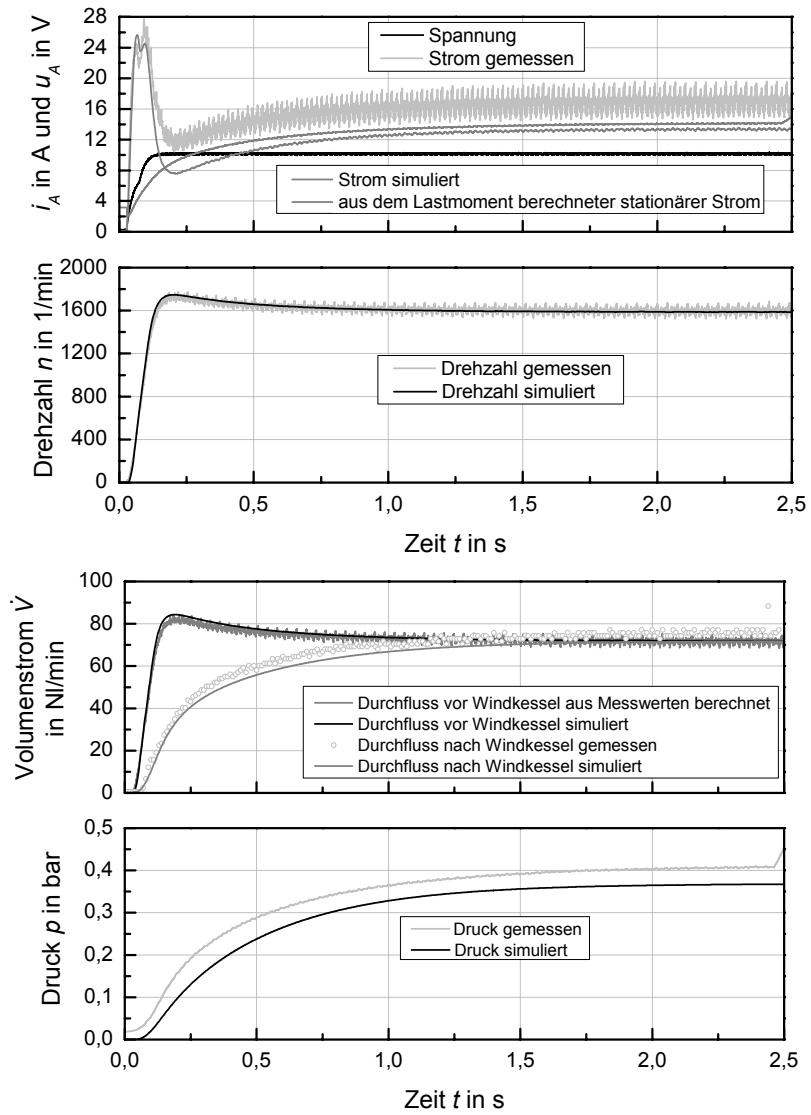


Abbildung 4.30: Vergleich Messung und Modell bei einem Spannungssprung auf 10V

4.4 Feuchtmanagement

4.4.1 Einfluss der Feuchte

Die Protonenleitfähigkeit der Membran nimmt mit steigender Feuchtigkeit zu, da sich die Membran mit zunehmender Feuchte wie eine (feste) Säure verhält. Die Umwandlung von chemischer in elektrischer Energie in einer PEM-Brennstoffzelle hängt somit entscheidend vom Wassermanagement in den einzelnen Zellen ab [14] [9], [36], [21], [83]. Der Wasserhaushalt einer Membran ist in Abbildung 4.31 dargestellt.

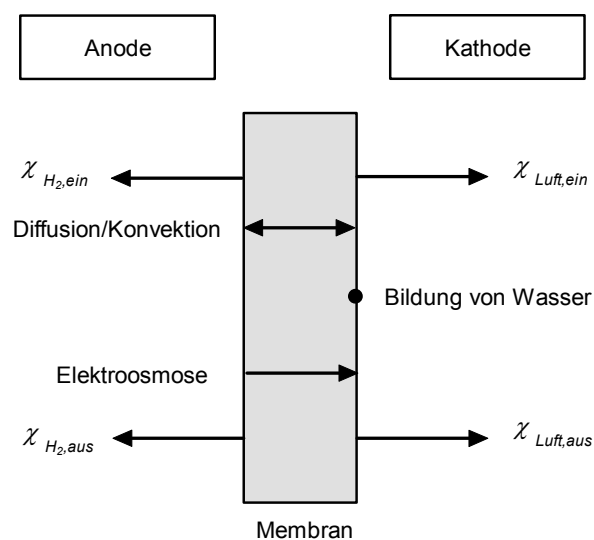


Abbildung 4.31: Wasserhaushalt der Membran

Der Wassergehalt der Membran ist stark abhängig von der Betriebstemperatur, da die Reaktionsgase bei höheren Temperaturen mehr Wasser aufnehmen und somit der Zelle entziehen. Zwar entsteht auf der Kathodenseite der Zellen als Reaktionsprodukt Wasser aber im Bereich des Nennarbeitspunktes wird das Kathodengas, meist Luft, so aufgeheizt, dass es mehr Wasser aufnimmt und herausführt als Produktwasser entsteht. Dabei besteht die Gefahr einer so starken Austrocknung der Membran, dass sie irreversibel geschädigt wird. Der Wassermangel muss durch eine entsprechende Befeuchtung des zugeführten Gases ausgeglichen werden, da sonst die Membranfeuchte herabgesetzt wird und damit ihre Protonenleitfähigkeit nicht mehr gegeben ist. Prinzipiell wird zwischen zwei Arten von Gasbefeuchtung, der inneren und der äußeren Befeuchtung, unterschieden. Bei der inneren Befeuchtung erfolgt die Anreicherung des Gases mit Wasser in einer speziellen Befeuchtungszelle, die direkt in den Brennstoffzellenstack integriert ist. Bei der anderen Befeuchtungsart werden gesonderte Apparaturen, wie Bubbler oder

Membranbefeuchter, eingesetzt. In diesen Einsatzfällen kann die Befeuchtung über die Temperatur relativ einfach gesteuert werden. Bei der inneren Befeuchtung ist dies nicht möglich.

Bei einfach gehaltenen autonomen Systemen erfolgt die Auslegung so, dass auf eine Befeuchtung der zugeführten Gase verzichtet wird. Die Austrocknung der Membran wird durch eine Herabsetzung der Arbeitstemperatur auf Kosten einer hohen Stromproduktion verhindert.

Den exemplarischen Verlauf der Ionenleitfähigkeit in Abhängigkeit von der relativen Membranfeuchte für eine Gore-Select[®]-Membran (25 μm) gibt Abbildung 4.32 wieder.

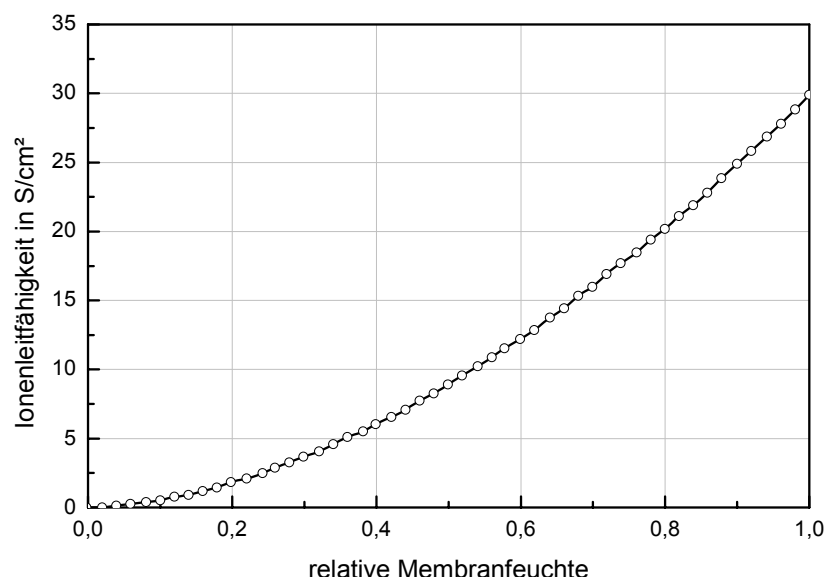


Abbildung 4.32: Abhängigkeit der Ionenleitfähigkeit (senkrecht zur Membranebene) einer Gore-Select[®]-Membran (25 μm) von der relativen Membranfeuchte bei einer Temperatur von 80 °C, Regressionsgleichung aus [14]

Ausschlaggebend für den Verlauf der Kurve ist der Transportmechanismus der Protonen durch den sog. Tunneleffekt. Danach wird als geschwindigkeitsbestimmender Schritt für die Erhöhung der Protonenleitfähigkeit die günstigste räumliche Ausrichtung der hydratisierten Ionen gesehen. Der Transport der Energie über die Ionen wird als „Tunneln“ (engl.: proton hopping) bezeichnet [26]. Wachsende Feuchte erhöht demnach die Anzahl der Wassermoleküle und damit die Wahrscheinlichkeit günstiger Ausrichtungen.

Diese Transportphänomene in der Membran können auch durch Diffusions-, Konvektions- und Migrationsprozesse erklärt werden. In allen Fällen wandern die hydratisierten Protonen durch die Poren der Polymermatrix. Die treibende Kraft der Diffusion ist der Konzentrationsgradient, die der Konvektion ist die Druckdifferenz

und die treibende Kraft der Migration ist der Gradient des elektrischen Potentials. Durch die erweiterte Solvation werden weitere Wassermoleküle durch die Membran transportiert (sog. *Drageffekt*).

Der elektrische Innenwiderstand einer Brennstoffzelle wird neben den elektrischen Eigenschaften der elektronenableitenden Zellkomponenten im Wesentlichen von der Ionenleitfähigkeit der Polymermembran bestimmt. Kontinuierlicher Betrieb einer Brennstoffzelle heißt danach, einen optimalen Membranfeuchtegehalt bei gleichzeitiger Entfernung des Produktwassers aus der Brennstoffzelle zu sichern. Wird das gebildete Wasser unzureichend entfernt, kann dessen Transport in der Porenstruktur der Elektroden und der Gasdiffusionsschichten – im Extremfall auch in den Gaskanälen – behindert werden, was sich dann auf die Diffusionswege der Reaktanten auswirkt. Der übermäßige Wasserabtransport indiziert die Gefahr der Membranaustrocknung (mechanische Spannungen können die Membran irreversibel schädigen). Eine Reduzierung der Zellenleistung wird in beiden Fällen eintreten.

PEM-Brennstoffzellen arbeiten üblicherweise bei Temperaturen zwischen 60 – 70 °C (Tendenz steigend), was eine Befeuchtung erfordert. Die Höhe der erforderlichen Befeuchtungsleistung wird sowohl vom Zellaufbau (Membranmaterial, GDL-Material, Kanalstruktur \Rightarrow Strömungsform/Stoffübergangskoeffizient usw.) als auch von den Prozessparametern (Zellstromdichte, Betriebstemperatur, Gaseintrittstemperaturen und den Brennstoff- bzw. Luftüberschüssen) bestimmt. Damit entsteht in der Durchflussrichtung ein Membranfeuchteprofil. Die Austrocknung und Flutung der Membran, GDL und Kanäle unterliegen bei bestimmten Prozessbedingungen der Simultanität.

Mit der Änderung des Membranfeuchteprofils entlang der aktiven Zellfläche bilden sich unterschiedliche Ionenleitwiderstände aus. Damit entstehen Zellbereiche mit höherer und geringerer Stromproduktion, was eine inhomogene Stromdichteverteilung zur Folge hat. Bei den experimentellen Untersuchungen von Liu, Mao etc. [46] mit Hilfe einer segmentierten Graphitplatte (12 Segmente) zur Bestimmung der Stromdichteverteilung entlang der Gaskanäle wurden Wasserstoff und Luft im Gleichstrom durch die Zelle geleitet. In Abbildung 4.33 werden die ermittelten Stromdichteverteilungen für zwei Prozessbedingungen wiedergegeben. Der linke Teil der Abbildung 4.33 zeigt das Profil bei einer Zelltemperatur von 75 °C (entspricht der Wasserstoff- und Luft Eintrittstaupunkttemperatur). Homogenität des Profils wird bei zunächst geringer mittlerer Zellstromstärke verzeichnet. Die Erhöhung der Zellstromstärke führt zu einem Profil, dessen Maximum der Stromdichte am Medieneintritt liegt, entlang der Kanäle abnimmt und am Medienaustritt ein Stromdichteminimum verzeichnet. Dieser Effekt resultiert aus dem zunehmenden Flutungsgrad. Werden die Medienströme am Eintritt durch

Wasserdampfsättigung gestört und treten zwischen Eintritt und Austritt nur unwesentliche Druckunterschiede auf, kann das Produktwasser nicht in den Gasstrom verdampfen. Es scheidet sich als Kondensat in den Strukturen ab. Infolge der Transportblockade der Reaktanten hin zur Reaktionszone nimmt dann der Reaktionsumsatz und damit die Stromproduktion ab.

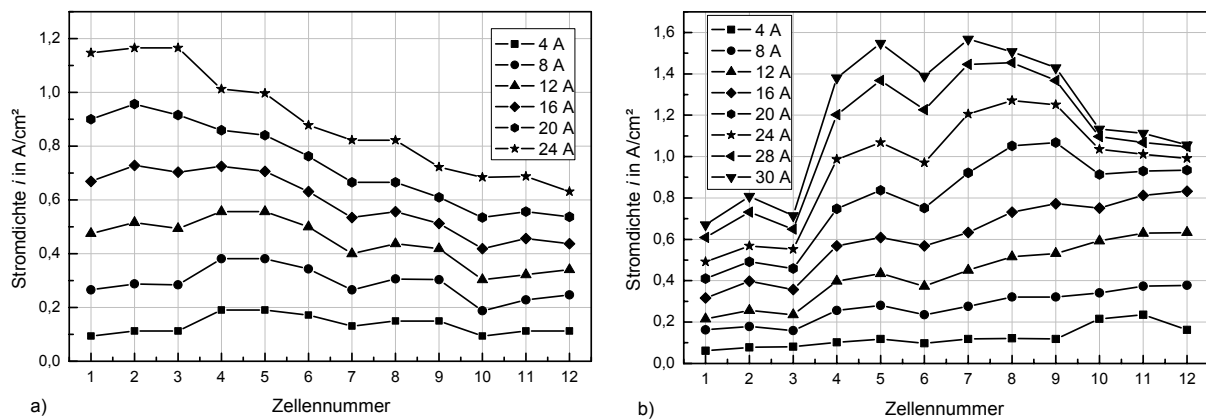


Abbildung 4.33: Stromdichteverteilung entlang der Kanäle für
a) Zelltemperatur = Lufteintrittstaupunkttemperatur = $75\text{ }^\circ\text{C}$ und
b) Zelltemperatur = $75\text{ }^\circ\text{C}$; Lufteintrittstaupunkttemperatur = $60\text{ }^\circ\text{C}$;
Luftüberschusszahl = 2; Cell number entspricht den einzelnen
Segmenten der Stromdichtemesseinrichtung, Segment 1 am
Kanaleintritt und Segment 12 am Austritt [46]

Das rechte Stromdichteprofil gilt bei einer Zelltemperatur von $75\text{ }^\circ\text{C}$ und Eintrittstaupunkten der Medien von $60\text{ }^\circ\text{C}$. Bezeichnend für die Erhöhung der Stromstärke ist die Ausbildung eines Maximums der Stromdichte. Die Auswertung zeigte, dass interessanterweise Austrocknung und Flutung an verschiedenen Punkten der Membran gleichzeitig auftraten (*partielle Austrocknung*) [46].

Schematisch sind diese Prozesse in Abbildung 4.34 dargestellt. Die theoretischen und realen Verdampfungsraten des Produktwassers in den Luftstrom werden entlang paralleler Kanäle bei einer homogenen Strom- bzw. Wassererzeugung beschrieben. Zu Beginn kann vom Luftstrom theoretisch mehr Wasser aufgenommen und abtransportiert werden als gebildet wird. Dann kommt es zur Austrocknung im Eintrittsbereich. Der Schnittpunkt der Kennlinien von Verdampfung und Produktwasser zeigt auf den Bereich optimalen Feuchtehaushalts, Verdampfung und Produktion befinden sich im Gleichgewicht. Nach dem Durchlaufen des Schnittpunktes nimmt die Sättigung des Luftstroms zu, so dass das Produktwassers immer weniger vollständig aus dem System entfernt wird. Ein Überschuss an Wasser/Kondensat innerhalb der Katalysatorschicht, der GDL oder des Kanals stellt sich dann ein. Der Schnittpunkt bezeichnet den Umschlagpunkt zwischen

einphasiger (nur dampfförmiges Wasser) und zweiphasiger (dampfförmiges und flüssiges Wasser) Strömung.

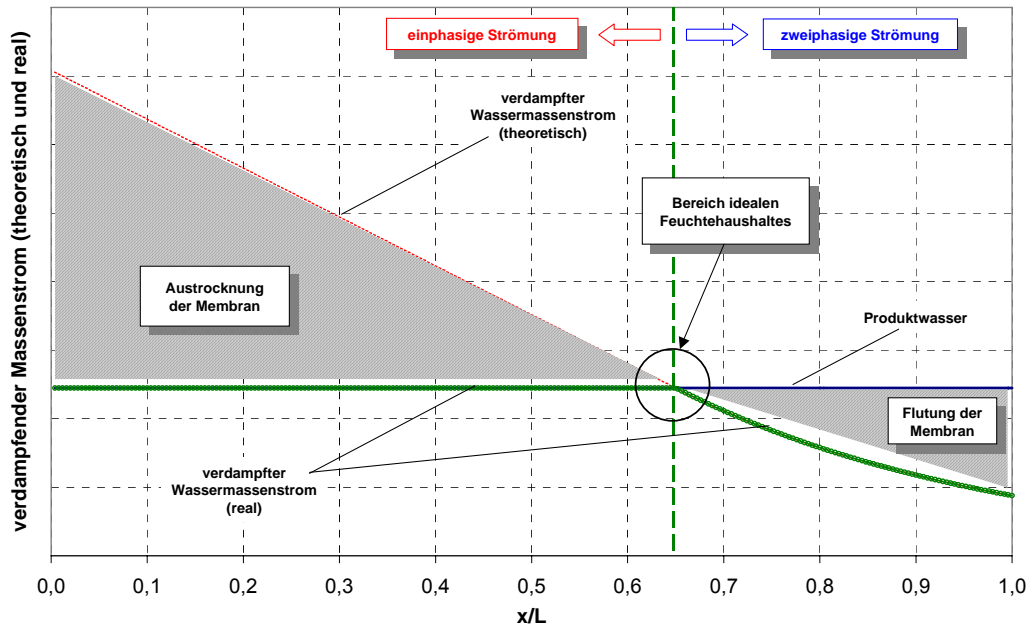


Abbildung 4.34: Verdampfende Wassermenge entlang des Kanals [80]

Die Folgen sind: Der Bereich der Austrocknung wird reduziert, der Bereich des Wasserüberschusses nimmt zu, was zu einer Barriere des Gaskanals führen kann.

Inhomogenität des Stromdichteprofiles im Betriebsmodus wird sich in ungleichmäßiger Membranbelastung niederschlagen. Die Gradienten von Strom- und Wärmeproduktion führen zu Ausgleichsströmen und gleichzeitig zu mechanischen Spannungen durch Austrocknung bzw. Quellung. Die Verkürzung der Lebensdauer der Polymermembran und eine geringere Effizienz der Brennstoffzelle müssen dann hingenommen werden. Unter Langzeitbedingungen nach Abbildung 4.34 ist bei gleich bleibender Gesamtstromproduktion mit einer weiteren Austrocknung am Eintrittsbereich zu rechnen. Die Stromproduktion steuert so Bereichen höherer Membranfeuchte zu, und die Stromdichte wird inhomogener. Die Konstruktion der Brennstoffzelle ist zwingend auf eine homogene Stromdichteverteilung gerichtet. Störungen durch eine partielle Austrocknung können so ausbleiben.

Das Ziel einer homogenen Stromdichteverteilung ist nur theoretisch erreichbar, jedoch existieren folgende Möglichkeiten der Einflussnahme:

- Optimierung der Bedingungen der Reaktanten beim Eintritt (Überschusszahl, Feuchtegehalt)

- Materialauswahl der Membran-Elektroden-Einheit hinsichtlich der Dicke der Polymermembran, Dichte der Sulfonsäuregruppen in der Membran, Dicke und Struktur der Elektroden, Katalysatorbelegung
- Eigenschaften des Gasdiffusionsmediums wie Dicke, Porosität, elektrische/thermische Leitfähigkeit, Balance hydrophiler/hydrophober Eigenschaften
- Geometrische Gestaltung der Gasverteilerstruktur
- Materialeigenschaften der Gasverteilerplatte zur Optimierung der elektrischen/thermischen Leitfähigkeit und der hydrophilen/ hydrophoben Oberflächen-gestaltung

Die Vielzahl der Parameter und deren unterschiedliche Wichtung ermöglichen den gezielten Bau von Brennstoffzellen für verschiedene Belastungen. Beim Einsatz handelsüblicher Stacks erlangt die Steuerung des Feuchtegehaltes die entscheidende Bedeutung. Die Grundlagen und Techniken des Befeuchtungsmanagements werden in dem nachfolgendem Kapitel ausführlich beschrieben.

4.4.2 Grundlagen des Feuchtemanagements

Der maximale Anteil an Wasserdampf in der Luft ist abhängig vom Sättigungsdampfdruck und von der Temperatur. In Abbildung 4.35 ist diese Abhängigkeit dargestellt.

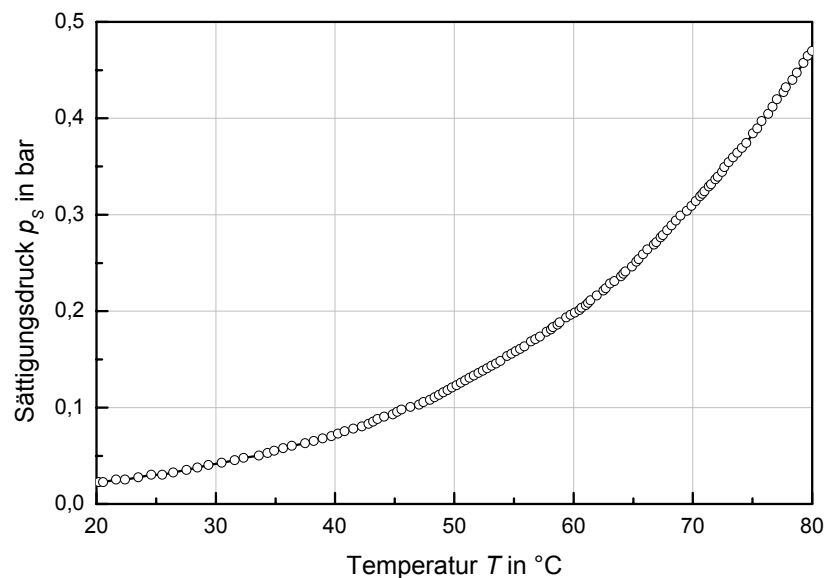


Abbildung 4.35: Dampfdruckkurve für Wasser [76]

Sie ist Ausgangspunkt für eine Reihe von Überlegungen bildet zugleich die Grundlage für die Berechnung der Enthalpie. Erst mit Hilfe der Enthalpie gelingt es, eine Bewertung des hier untersuchten Systems vornehmen zu können. Auf die Herleitung der bekannten Beziehungen wurde an dieser Stelle verzichtet. Die Herleitungen enthält Anhang b.

Besondere Bedeutung kommt dem Dampfdruck zu, der direkt proportional zum Gesamtdruck ist. Aus diesem Grund muss für die genaue Bestimmung der absoluten Feuchte eine Druckmessung in unmittelbarer Nähe der Feuchtemessung durchgeführt werden.

Allerdings sind die Druckunterschiede um den Brennstoffzellenstack meist so gering, dass die Druckänderung bei der Feuchtemessung mit Prozentgenauigkeit vernachlässigt werden kann.

Die Wasseraufnahmekapazität idealer Gase hängt exponentiell von der Gastemperatur ab. Dies wirkt sich gravierend auf die absolute Feuchte und die spezifische Enthalpie des feuchten Gases aus. Die spezifische Enthalpie trockener Luft, des Wasserdampfes und vollständig gesättigter feuchter Luft werden in Abhängigkeit von der Temperatur für eine Bezugstemperatur von 0 °C in Abbildung 4.36 dargestellt. Es ist zu erkennen, dass bereits ab 40 °C der Anteil latenter Wärmeenergie den der fühlbaren Wärmeenergie in zunehmendem Maße übersteigt. Durch den exponentiellen Anstieg der Wasseraufnahmekapazität der Luft wird das Feuchtemanagement einer Brennstoffzelle wesentlich erschwert.

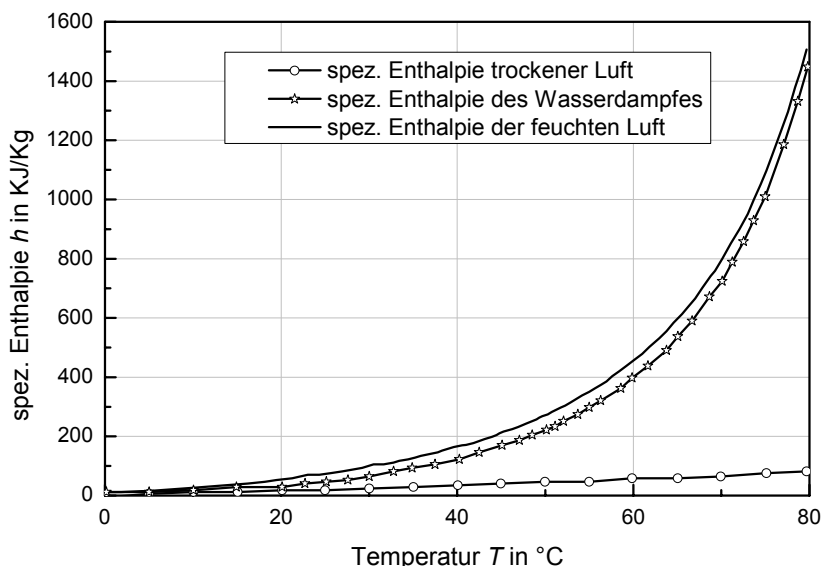


Abbildung 4.36: Spezifische Enthalpie der Luft (Bezugstemperatur 0 °C) in Abhängigkeit von der Temperatur [80]

4.4.3 Befeuchtung mittels Bubbler

Mit Bubbler können Gase auf einfache Weise befeuchtet werden. Bubbler bestehen aus einem Gefäß in dem sich deionisiertes Wasser befindet. Das einströmende Gas wird meist durch eine Rohrleitung an den Boden geleitet und perlt durch ein poröses Material, z.B. porösen Schlauch oder Sprudelstein, in kleinen Gasblasen durch das Wasser an die Oberfläche (Abbildung 4.37). Je kleiner die Blasen sind, umso größer ist die Oberfläche aller Blasen, so dass die Sättigung des Gases eher erreicht wird. Neben der Größe der Blasen hat ebenfalls die Verweildauer des Gases im Wasser einen Einfluss auf den Feuchtegehalt. Der Einsatz von Bubbler beschränkt sich auf kleine Systeme, da bei größeren Gasvolumenströmen die Gefahr besteht, dass sich die Bläschen nach dem Austreten aus dem porösen Material wieder vereinigen. Dadurch wird die Aufnahme von Wasser behindert. Des Weiteren verkürzt sich mit steigendem Volumenstrom die Verweildauer im Wasser, so dass die Sättigung des Gases nicht erreicht wird. Gesteuert wird der Wassergehalt im Gas über die Temperatur des Wasserbades, wobei die Dimensionierung so erfolgt, dass das Gas während seines Aufenthaltes im Wasser dessen Temperatur annimmt. Das Wasserbad wird zweckmäßigerweise durch das Kühlsystem des Stacks beheizt. Vorrangig in Versuchsanlagen, wo konstante Bedingungen gewünscht sind, wird die Energiezufuhr durch eine elektrische Heizpatrone realisiert und mittels Sensoren und entsprechender Steuerung die Temperatur geregelt. Durch den ständigen Feuchteaustrag verringert sich das Wasservolumen. Über eine Nachspeisung, möglichst automatisch, muss dieser Verlust ausgeglichen werden.

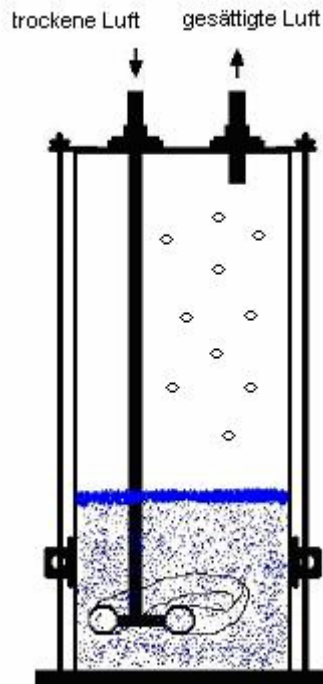


Abbildung 4.37: Aufbau eines Bubblers (Befeuchter) [7]

4.4.4 Befeuchtung mittels Membranbefeuchter

4.4.4.1 Aufbau eines Membranbefeuchters

Die Befeuchtung der Edukte (Luft oder Wasserstoff) ist über einen semipermeablen Feuchtigkeitsaustauscher realisiert. Der Membranbefeuchter ist röhrenförmig ausgebildet. Zur Vergrößerung der Übertragungsfläche sind in das äußere Rohr mehrere Membranen in Röhrenform eingesetzt, was zur Erhöhung der Durchsatzrate der Gase führt. Wassermoleküle dringen in die Membran ein, verdampfen und lagern sich auf den Gasmolekülen ab (Abbildung 4.38). Der Druckunterschied zwischen dem flüssigen Wasser und dem trockenen Gas sowie der Wasserpartialdruck treiben das Wasser durch die Membran auf die Gasseite.

In der Membran sind Sulfonsäuregruppen eingebettet. Sobald ein Wassermolekül von einer Sulfonsäuregruppe gebunden wird, steigt die Affinität der weiter im Inneren der Membran liegenden Sulfonsäuregruppen Wasser zu binden. Das Wasser wird solange durch die Ionenkanäle diffundieren, bis die gegenüberliegende Wand erreicht und die Membran gesättigt ist. Das Wasser verdampft in Richtung der geringeren Wasserkonzentration und wird von den Brennstoffgasen aufgenommen.

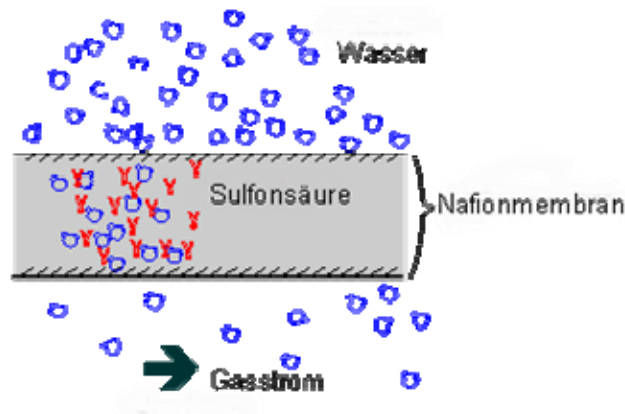


Abbildung 4.38: Stoffströme an der Nafion^R-Membran [4]

Das vorgewärmte Wasser umströmt die semipermeablen Röhren und gibt Wasserdampf an den Gasstrom ab. Die Taupunkttemperatur des gasförmigen Wassers an der Membranwand nimmt in Längsrichtung der Membran und in Abhängigkeit vom Gasdurchsatz immer weiter ab, so dass der Feuchtigkeitseintrag sinkt. Im Gegenstrom- oder Kreuzstromprinzip ergeben sich die besten Befeuchtungsergebnisse, da die Aufnahmefähigkeit des Gases von Wasserdampf in Richtung Wassereintritt kontinuierlich steigt.

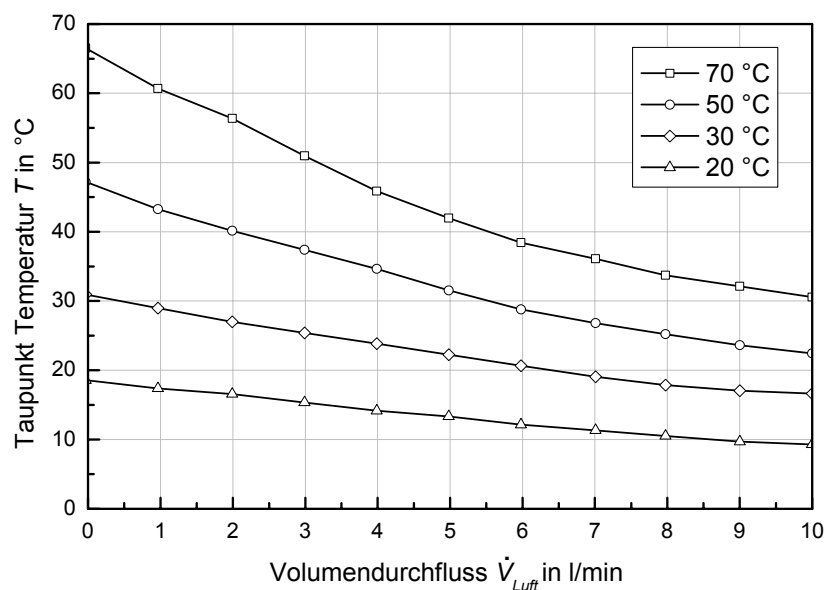


Abbildung 4.39: Abhängigkeit des Taupunktes vom Durchfluss bei verschiedenen Temperaturen [56]

Der Abbildung 4.39 ist zu entnehmen, dass sich der Taupunkt bei höheren Durchflüssen trotz Temperaturerhöhung kaum noch ändert. Dies ist in der Tatsache begründet, dass die Verweilzeit des Gases in dem Befeuchter nicht ausreicht, um die notwendigen Wasseraufnahme zu realisieren.

4.4.4.2 Membranbefeuchtermodell

Grundlage des Modells ist die Massenstrombetrachtung und die Energiebilanz des Befeuchters, wobei dieser als Wärmetauscher betrachtet wird. Die Befeuchtung lässt sich durch den Gasdurchsatz, die Temperatur des Gases bzw. des Wassers beeinflussen. Die optimale Befeuchtung der Edukte erfolgt durch die Regelung der Wassertemperatur, die je nach Wärmeeintrag die temperaturabhängige absolute Befeuchtung bestimmt. Die Herleitung der Eduktbefeuchtung aus der Energiebilanz und deren Regelung ist in Anhang c ausgeführt.

4.5 Kühlsystem

4.5.1 Kühlungskonzepte

Die bei der chemischen Reaktion von Wasserstoff und Luft freiwerdende thermische Energie sowie die diversen Spannungsverluste, hervorgerufen durch den Innenwiderstand der Zelle, führen zu einer Eigenerwärmung. Im Abschnitt 4.1.3.1, in dem die Energiebilanz der Brennstoffzelle analysiert wurde, sind die einzelnen Verluste, deren gesamte Energie letztlich in Wärme umgewandelt werden, ausführlich erläutert. Um die Zelle auf einem definierten Temperaturniveau halten zu können, muss diese Wärmeenergie aus dem System ausgekoppelt werden. In den nachfolgenden Abschnitten werden aktive und passive Kühlungskonzepte mit unterschiedlich hohem Systemaufwand beschrieben. Grundsätzlich lässt sich dazu eine Einteilung in luftgekühlte und wassergekühlte Systeme vornehmen.

4.5.1.1 Luftgekühlte Brennstoffzelle

Die luftgekühlte PEM-Brennstoffzelle nutzt die Umgebungsluft als direktes Kühlmittel. Dabei kann die angesaugte Umgebungsluft in gesonderten Kanälen durch den Brennstoffzellenstapel geführt werden oder die Kühlung erfolgt direkt durch die Prozessluft. Bei zuletzt genannter Bauart fallen die Medienpfade von Prozessluft und Kühlluft zusammen, was zwar die Konstruktion vereinfacht, jedoch die Gefahr der Austrocknung der Membran erhöht. Durch die verhältnismäßig niedrige Wärmekapazität der Luft werden große Volumenströme benötigt, wodurch größere Mengen an Wasser abgeführt werden. Hohe Volumenströme verursachen zudem hohe Druckverluste über dem Kanal. Aus diesem Grund müssen die Kanalquerschnitte dementsprechend groß ausgeführt werden, was wiederum zu voluminösen Systemen führt. Die abgeführte Wärmeenergie steht nicht in jedem Fall einer weiteren Nutzung zur Verfügung.

4.5.1.2 Flüssigkeitsgekühlte Brennstoffzelle

Für den Betrieb einer flüssigkeitsgekühlten Brennstoffzelle ist ein etwas komplexeres System notwendig (Abbildung 4.40). Zunächst müssen gesonderte Kanäle vorgesehen werden, in denen die Kühlflüssigkeit die Zelle durchströmen kann. Um eine Zirkulation des Kühlmediums zu realisieren, wird eine Kühlmittelpumpe benötigt. Die abgeführte Wärmeenergie wird einer Wärmesenke zugeführt und steht somit je nach Ausführung einer weiteren Nutzung zur Verfügung oder wird ungenutzt an die Umgebung abgegeben.

In der Praxis wird als Kühlmedium zumeist deionisiertes Wasser eingesetzt. Da das Wasser durch die Bipolarplatten strömt, würde die Verwendung von herkömmlichem Wasser zu elektrisch leitenden Verbindungen zwischen den einzelnen Platten führen. Wasser verfügt über eine sehr hohe Wärmekapazität, wodurch schon mit geringen Volumenströmen eine ausreichende Kühlung erzielt werden kann. Die Höhe des Volumenstroms sowohl im luftgekühlten als auch im flüssigkeitsgekühlten Fall muss so gewählt werden, dass eine vorgegebene Temperaturdifferenz zwischen Ein- und Austritt nicht überschritten wird. Die Verwendung eines flüssigen Kühlmittels lässt eine kompakte Gestaltung des Brennstoffzellenstapels zu.

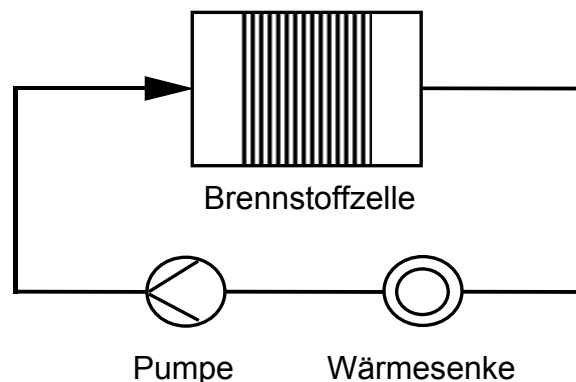


Abbildung 4.40: Flüssigkeitsgekühlte Brennstoffzelle

Grundsätzlich kommen auch andere flüssige Kühlmedien wie z.B. Öl in Frage. Die Handhabung von deionisiertem Wasser ist im Gegensatz dazu unkompliziert. Wird z.B. die Brennstoffzelle zu Reparaturzwecken aus dem System ausgebaut und zerlegt, so muss nur das Wasser aus dem Kühlkreislauf abgelassen werden. Bei der Verwendung von Öl müssten zudem die Leitungswege und der Brennstoffzellenstapel gespült werden, damit beim Zerlegen kein Öl an sensible Komponenten gelangt. Die gewünschte Temperaturanhebung einer PEM-Brennstoffzelle über 100 °C Zelltemperatur lässt eine Verwendung von Wasser nur im Druckbetrieb zu. Daraus

ergeben sich erhöhte Anforderungen, insbesondere an die Stackdichtungen sowie an die Kühlwasserpumpe.

4.5.1.3 Weitere Kühlkonzepte

Als weitere Möglichkeit der Kühlung ist die Verwendung von Kühlrippen zu nennen. Diese können auf der Oberfläche der Brennstoffzelle an geeigneten Stellen vorgesehen werden. Je nach Anordnung und Anströmung (aktiv / passiv) lassen sich unterschiedliche Wärmemengen ableiten. Wichtiges Kriterium der Auslegung ist die gleichmäßige Temperaturverteilung über der Brennstoffzelle. So könnte eine einseitige Kühlung eines Brennstoffzellenstapels zu starken Temperaturunterschieden führen, die aus Gründen der Materialausdehnung, der Kondensation von Wasser an kühleren Wänden usw. vermieden werden sollten.

4.5.2 Modellierungsansatz

4.5.2.1 DC-Motor

Die Kühlmittelpumpe des Referenzsystems wird genau wie der Kompressor zur Luftversorgung mit einem Gleichstrommotor angetrieben, so dass die Modellierungen sich ähneln. Da auf Grund der Wärmekapazität der im Kühlkreislauf befindlichen Komponenten die Dynamik der Pumpe wesentlich höher ist als die Temperaturänderungen, wurde auf eine dynamische Betrachtung verzichtet. Die Motorkonstante wurde nach Gleichung (4.70) bestimmt und beträgt gemittelt über mehrere Messungen 0,0372 Vs.

Aus der gemessenen Abhängigkeit des Ankerwiderstandes vom Ankerstrom (Abbildung 4.41) wurde die Regressionsgleichung (4.83) entwickelt.

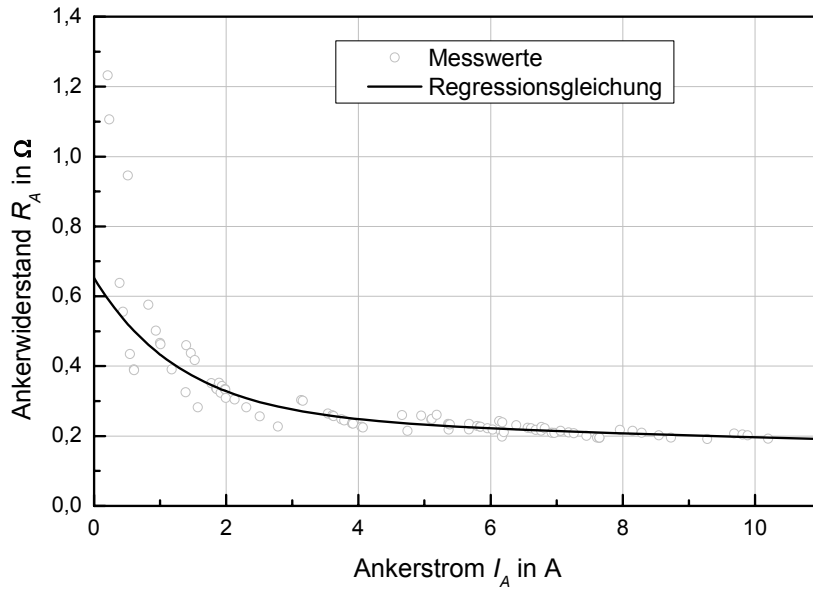


Abbildung 4.41: Gemessener Ankerwiderstand in Abhängigkeit vom Ankerstrom

$$R_A [\Omega] = 0,3964 \cdot e^{-0,7651 \cdot I_A [A]} + 0,2557 \cdot e^{-0,02642 \cdot I_A [A]} \quad (4.83)$$

Wie der Kurve zu entnehmen ist, kann der Ankerwiderstand ab einem Strom von 5 A als konstant angenommen werden. Der höhere Widerstand bei kleineren Strömen ist auf Übergangswiderstände am Kollektor zurück zu führen.

In Analogie zum Kapitel 4.3.2.1 wurde als nächstes das Motorreibmoment bestimmt.

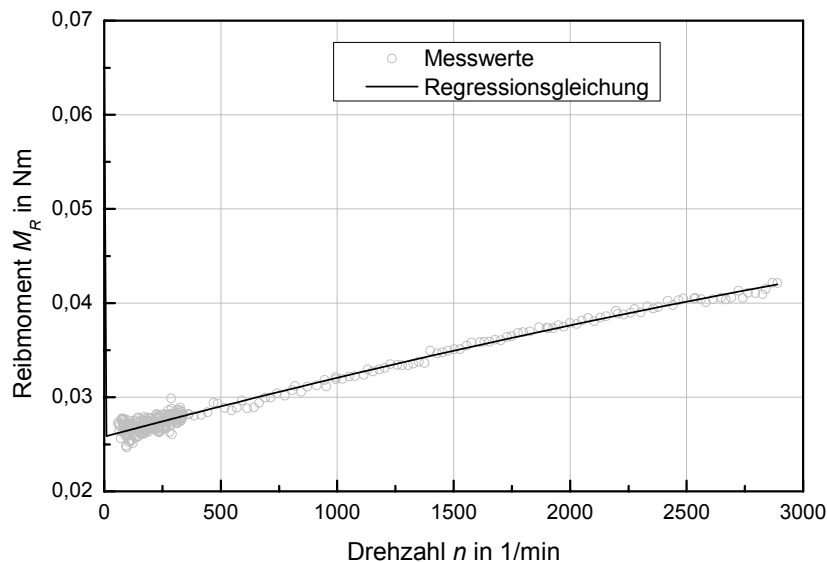


Abbildung 4.42: Das Reibmoment des Motors in Abhängigkeit von der Drehzahl

Die Parameter und die Regressionsgleichung lauten:

$$M_{HR,M} = 0,085 \text{ Nm}$$

$$M_{GR,M} = 0,024 \text{ Nm} \quad (4.84)$$

$$M_{VR,M} [\text{Nm}] = 2,895 \cdot 10^{-12} n^3 - 1,559 \cdot 10^{-8} n^2 + 3,986 \cdot 10^{-5} n$$

Wird das Losbrechmoment beim Stillstand vernachlässigt und die beiden ersten Terme der Gleichung (4.84) auf Grund der kleinen Koeffizienten null gesetzt, so ergibt sich ein linearer Zusammenhang zwischen dem Reibmoment und der Drehzahl. Damit sind alle für die stationäre Modellierung des Motors benötigten Parameter ermittelt.

4.5.2.2 Pumpe

Bei der eingesetzten Pumpe handelt es sich um eine Rollkolbenpumpe mit elastischem Sperrschieber. Der Sperrschieber bildet dabei eine Einheit mit einem elastischen Gehäuseeinsatz, in welchem der exzentrisch zur Drehachse gelagerte Rollkolben arbeitet. Durch die Drehbewegung des Rollkolbens wird das sichelförmige Verdrängungsvolumen vom Saug- zum Druckstutzen bewegt. Die Pumpe besitzt zwei Zylinder, welche parallel geschaltet sind und im Gegentakt arbeiten.

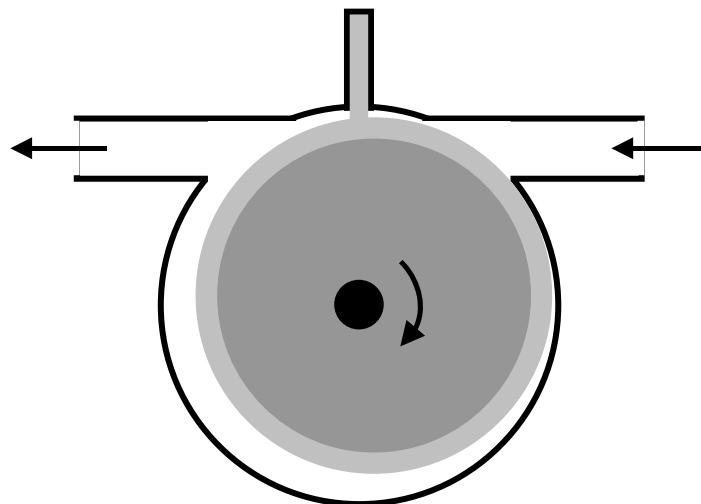


Abbildung 4.43: Prinzipzeichnung einer Rollkolbenpumpe mit elastischem Sperrschieber

Zunächst erfolgt die Berechnung der Solldrehzahl. Der theoretische Volumenstrom ist abhängig vom Verdrängungsvolumen V_H , von der Zylinderzahl z (bei parallel arbeitenden Zylindern) und von der Drehzahl n [2].

$$\dot{V}_{th} = V_H \cdot n \cdot z \quad (4.85)$$

Dieser Volumenstrom wird von der Pumpe jedoch nicht geliefert. Zum einen treten Verluste aufgrund einer nicht vollständigen Füllung des Verdrängungsvolumens auf. Zum anderen fließt ein Teil des geförderten Mediums über den Dichtungsspalt

zwischen Umlaufkolben und Gehäuse zurück zur Saugseite. Die Füllungsverluste entstehen durch die Kompressibilität der geförderten Flüssigkeit und durch die Elastizität der Bauteile [2]. Die Dichtungsverluste zwischen Druck- und Saugseite sind abhängig vom Differenzdruck und der Spaltbreite. Die Volumenstromverluste werden in einem volumetrischen Wirkungsgrad η_{vol} zusammengefasst, welcher definiert ist als das Verhältnis von realem zu theoretischem Wirkungsgrad. Somit ergibt sich für den realen Volumenstrom folgender Zusammenhang:

$$\dot{V} = \eta_{vol} \cdot V_H \cdot n \cdot z \quad (4.86)$$

Für die Summe der Volumenstromverluste kann der folgende empirische Ansatz verwendet werden [2] [57]

$$\sum \dot{V}_{Verl} = k_1 \frac{\Delta p}{\eta^{(1-x_1)}} + k_2 \cdot n + (k_3 - k_4 \cdot \eta^{x_2}), \quad (4.87)$$

wobei Δp die Druckdifferenz zwischen Druck- und Saugseite, n die Drehzahl und η die Viskosität ist. k_1 bis k_4 und x_1, x_2 sind Konstanten. Da sich bei dem vorliegenden Anwendungsfall das Fördermedium nicht ändert, vereinfacht sich Gleichung (4.87) mit $\eta^{x_2} = \text{konst}$ zu

$$\sum \dot{V}_{Verl} = k_1^* \cdot \Delta p + k_2^* \cdot n + k_3^*, \quad (4.87a)$$

Mit $\eta_{vol} = 1 - \frac{\sum \dot{V}_{Verl}}{\dot{V}_{th}}$ und Gleichung (4.86) ergibt sich der folgende Zusammenhang

$$\eta_{vol} = 1 - k_1 \cdot \frac{\Delta p}{n} - k_2 - k_3 \frac{1}{n} = 1 - k_2 - \frac{1}{n} (k_1 \cdot \Delta p - k_3), \quad (4.88)$$

wobei die Konstanten k_1 bis k_3 empirisch ermittelt werden müssen. Aus den Untersuchungen wurden $k_1 = 136,9 \text{ 1}/(\text{bar} \cdot \text{min})$, $k_2 = 0,2958$ und $k_3 = 23,85 \text{ 1}/\text{min}$ bestimmt.

Die benötigte Motordrehzahl kann mit der umgeformten Gleichung (4.86) berechnet werden.

$$n_{soll} = \frac{\dot{V}_{soll}}{\eta_{vol} V_H} \quad (4.86a)$$

Nachdem die Solldrehzahl berechnet wurde, ist das Solllastmoment zu bestimmen. Bei der Leistungsübertragung in der Pumpe treten neben den volumetrischen sowohl hydraulische als auch mechanische Verluste auf, wobei die hydraulischen Verluste in

Form von Wärme an das Medium übertragen werden. Die Nutzleistung, welche an das Fördermedium übertragen wird, kann aus der Dichte ρ , der spezifischen Förderarbeit Y und dem Volumenstrom berechnet werden [2].

$$P_N = \rho \cdot \dot{V} \cdot Y \quad (4.89)$$

Die spezifische Förderarbeit kann, beruhend auf der Bernoulli-Gleichung, wie folgt berechnet werden [72].

$$Y = \frac{p_D - p_{Saug}}{\rho} + g \cdot a + \frac{v_D^2 - v_{Saug}^2}{2} \quad (4.90)$$

Dabei ist g die Fallbeschleunigung, a der Höhenunterschied zwischen Druck- und Saugstutzen und v_D , v_{Saug} die mittleren Geschwindigkeiten im Druck- und Saugstutzen. Da der Höhenunterschied zwischen Saug- und Druckseite Null bzw. vernachlässigbar ist, fällt der mittlere Term weg. Der Geschwindigkeitsterm fällt weg, da beide Querschnittsflächen gleich sind und nur der stationäre Fall im geschlossenen Kreislauf betrachtet wird. Damit vereinfacht sich Gleichung (4.89) zu

$$P_N [W] = \frac{10}{6} \cdot \dot{V} \cdot \Delta p. \quad (4.89a)$$

Der innere Wirkungsgrad ist definiert als das Verhältnis von Nutzleistung zu innerer Leistung und ist gleich dem Produkt von volumetrischem und hydraulischem Wirkungsgrad. Die innere Leistung ist die an das Fördermedium übertragende Leistung [72].

$$\eta_i = \eta_{vol} \cdot \eta_h = \frac{P_N}{P_i} \quad (4.91)$$

Der Gesamtwirkungsgrad ist definiert als das Verhältnis von Nutzleistung zur Kupplungsleistung (an die Pumpe übertragene Leistung) und ist gleich dem Produkt von innerem und mechanischem Wirkungsgrad [2].

$$\eta = \eta_{vol} \cdot \eta_h \cdot \eta_m = \frac{P_N}{P_K} = 1 - \frac{P_{Verl}}{P_K} \quad (4.92)$$

Die Verlustleistung kann nicht theoretisch berechnet werden, sondern muss empirisch ermittelt werden. Hierzu wird ein empirisch ermittelter Regressionsansatz verwendet, den Gleichung (4.93) wieder gibt [2], [72].

$$P_{Verl} = k_5 \Delta p + (k_6 + k_7 \cdot \eta^{-x_1}) \cdot \eta \cdot n^2 \quad (4.93)$$

Bei kleinen Abweichungen um den Arbeitspunkt vereinfacht sich Gleichung (4.93) mit $\eta = \text{konst}$ zu

$$P_{Verl} = k_4 \Delta p + k_5 \cdot n^2 . \quad (4.93a)$$

Die Parameter k_4 und k_5 wurden mittels einer Regression bestimmt. k_4 beträgt 9,848 W/bar und k_5 ist gleich $7,2536 \cdot 10^{-6} \text{ Wmin}^2$. Somit kann das Lastmoment der Pumpe mit der Gleichung (4.94) bestimmt werden.

$$M_{Last} = \frac{60}{2\pi \cdot n} (P_N + P_{Verl}) \quad (4.94)$$

Mit den genannten Gleichungen (4.84) bis (4.94) ist das statische Verhalten der Pumpe vollständig beschrieben.

5 Optimierungsansätze

5.1 Steuerungskonzept

5.1.1 Zentrale Steuereinheit

Für kleinere Anwendungen und Testaufbauten werden häufig PC mit integrierten PC-Messkarten für die Steuerung verwendet. Die Firma National Instruments bietet für solche Lösungen ein durchgängiges Konzept mit der Bereitstellung entsprechender Messkarten und ihrer graphischen Programmiersprache LabView^R an [68]. Viele Hersteller von PC-Messkarten liefern Treiber für LabView^R zur Einbindung ihrer Karten in die komfortable Programmierung mit den virtuellen Messgeräten. Preiswerte Karten haben keine eigene Intelligenz (z.B. Mikrorechner), so dass sie auf die PC-Software, das Betriebssystem - meist Windows^R -, zurückgreifen. Das Betriebssystem behält stets die zeitliche Hoheit, wodurch sich Regelungen als auch andere zeitkritische Vorgänge, wie z.B. Oszillatoren für Puls-Weiten-Modulation (PWM), nur im Sekundenbereich bzw. langsamer realisieren lassen. Es gibt auch Messkarten mit eigener Intelligenz. Diese Karten sind schwieriger einzubinden und zu programmieren. Wegen des vergleichsweise geringen Hardwareaufwandes wurde für das am Lehrstuhl realisierte und im Abschnitt 3.2 beschriebene Referenzsystem eine Steuerung mit einem handelsüblichen PC und nachgerüsteter Messkarte mit eigenem Prozessor aufgebaut.

Häufig werden in abgeschlossenen Brennstoffzellensystemen oder Testständen **Speicher-Programmierbare-Steuerungen** (SPS) eingesetzt. Diese auf Industriestandards ausgerichteten Steuerungen haben eine sehr hohe Sicherheit und sind universell ausgelegt. Für kleine Anlagen, wie sie häufig bei autonomen Systemen anzutreffen sind, ist der Kostenanteil der universellen SPS viel zu hoch. Auch werden bei den SP-Steuerungen als auch bei den PC-Steuerungen zusätzlich angepasste Koppelbaugruppen für die Informationsein- und -ausgabe benötigt, welche die Systeme komplizierter und teurer werden lassen.

Durch die Entwicklung von zugeschnittenen Steuerungen auf Mikrorechnerbasis können kostengünstige zuverlässige Lösungen geschaffen werden [28]. Die erwähnten zusätzlichen Baugruppen zur Signalaufbereitung werden in solche Steuerungen integriert, so dass die Sensoren und Aktoren direkt an die Steuerung angeschlossen werden können. Sensoren mit moderner Technologie besitzen eine eigene Intelligenz und geben die Messwerte in digitaler Form aus. Der Einfluss von Störungen bzw. Informationsverfälschungen auf dem Übertragungsweg wird so

minimiert. Um Anschlüsse zu sparen, werden die digitalen Signale seriell aufbereitet. Die realisierten Protokolle sind sensor- bzw. herstellereigen und nicht standardisiert. In Mikrorechnersteuerungen lassen sich die Protokolle recht einfach hinterlegen, so dass die digitalen Informationen direkt verarbeitet werden können. Bei einer SPS werden in modernen Systemen Signalprozessoren eingesetzt, welche die Signale der Sensoren aufbereiten. Die Ausgabe der Information erfolgt in analoger Form mit Einheitssignalen, z.B. 0 – 10 V oder 4 – 20 mA. Dieser Schritt der analogen Informationsübermittlung wird bei Mikrorechnersteuerungen eingespart. Dass mit Mikrorechnersystemen genau so eine hohe Zuverlässigkeit erreichbar ist, beweisen die zahlreichen Anwendungen in der Automobilindustrie.

Für den optimierten, d.h. geregelten Betrieb eines Brennstoffzellensystems ist die Erfassung des Betriebszustandes notwendig. Dazu werden die physikalischen Größen relevanter Parameter mittels Sensoren in elektrische Abbildgrößen gewandelt. Die generierten elektrischen Signale lassen sich mit der modernen Mikroelektronik leicht bearbeiten und verknüpfen. Die entstehenden Ausgangssignale werden Aktoren zugeführt, welche den Prozess durch Parameteränderungen beeinflussen.

5.1.2 Sensoren

Der Zustand eines technologischen Prozesses, wie ein Brennstoffzellensystem, wird vorrangig durch Messung von Temperaturen erfasst. Zum einen spiegeln die Temperaturen die Prozesse recht gut wieder, zum anderen sind Temperatursensoren in unterschiedlichsten Arten, wie z.B. Thermoelemente, Widerstandsthermometer und Infrarot-Thermometer, und Bauformen, wie z.B. Anlegefühler, Mantelthermometer und Halbleitergehäuse, recht preiswert verfügbar. Bei der Auswahl muss häufig ein Kompromiss zwischen der Erfassungsart und der Bauform gefunden werden. Beispielhaft soll hier nur die Erfassung der Wasserstoffeintrittstemperatur erwähnt werden. Aufgrund des Messbereichs von ca. 0 bis 100 °C sind Halbleiter- oder Widerstandsfühler für diese Aufgabe prädestiniert, aber wegen der Einbringung in die relativ kleine Versorgungsleitung werden für diese Aufgabe häufig Thermoelemente eingesetzt. Durch die sehr kleinen Bauformen werden schnelle Ansprechzeiten, was ein zusätzliches Argument für deren Einsatz ist, auf Kosten der Genauigkeit verwendet.

Leider kann trotz der umfangreichen Temperaturmessstellen das komplexe System einer Brennstoffzelle nicht in einem stabilen und sicheren Arbeitsbereich betrieben werden. Zusätzlich werden Durchfluss-, Druck- und Feuchtesensoren eingesetzt. Durchflussmesser werden meist in Form von Mass-Flow-Controllern realisiert. Sie sind in zwei Teilen, dem Mess- und Stellglied, aufgebaut. Bei größeren

Messbereichen befinden sich die Teile in getrennten Gehäusen. Durch das integrierte Stellglied arbeiten die Mass-Flow-Controller mit einem geschlossenen Regelkreis, wobei sie von der übergeordneten Steuerung ihren Sollwert erhalten. Mit Hilfe der Feuchtesensoren wird der Feuchtehaushalt der Stacks geregelt. Neben dem Einsatz von Feuchtesensoren werden auch Taupunktsensoren verwendet, wobei sich die Werte über die Medientemperatur umrechnen lassen. Auf die Zusammenhänge wird im Kapitel 5.4 näher eingegangen. Die Auswahl der Sensoren ist entscheidend für ein optimales Betriebsregime. Deshalb wurde diese Problematik in den Arbeiten [51], [77], [58] des Lehrstuhls umfangreich behandelt.

5.1.3 Aufbereitung der Sensorsignale

Bei älteren Entwicklungen von Sensoren werden die natürlichen Größen nur in Spannungssignale gewandelt, deren Pegel zur weiteren Verarbeitung in Steuersystemen nicht ausreichen. Aus diesem Grund werden Messverstärker eingesetzt. Sie verstärken das Signal des Sensors in einen Pegel, der an die Eingänge der Steuerungen angepasst ist. Zur Vereinfachung und Kompatibilität der Steuerungen wurden Einheitssignale wie z.B. 0 – 10 V oder 4 – 20 mA für diese Pegel festgelegt. Stromsignale haben auf Grund ihrer geringeren Anforderungen an den Eingangswiderstand und des geringeren Einflusses des Leitungswiderstandes zwischen Messverstärker und Messeingang der Steuerung eine bessere Störfestigkeit als Spannungssignale.

In moderne Sensoren wird der Messverstärker in das Sensorgehäuse integriert. Gleichzeitig findet in den Verstärkern eine Temperaturkorrektur und/oder Digitalisierung der Signale statt. Die digitalen Schnittstellen der Sensoren sind häufig busfähig, so dass mehrere Sensoren parallel geschaltet werden können. Der Verdrahtungsaufwand verringert sich wesentlich zu der analogen Signalübertragung. Ein weiterer Vorteil besteht in der herstellerseitigen Kalibrierung. Eine Kalibrierung am Einsatzort ist nicht erforderlich.

5.1.4 Kommunikationsschnittstellen

Steuerungskonzepte modernen Mikrorechnern sind durch eine Vielzahl von möglichen Schnittstellen geprägt [50]. Diese unterschiedlichen Schnittstellen dienen sowohl dem Informationsaustausch zwischen den im System integrierten Baugruppen als auch mit der übergeordneten Steuerung. In Abbildung 5.1 sind beispielhaft verschiedene Kopplungen über mögliche Schnittstellen dargestellt.

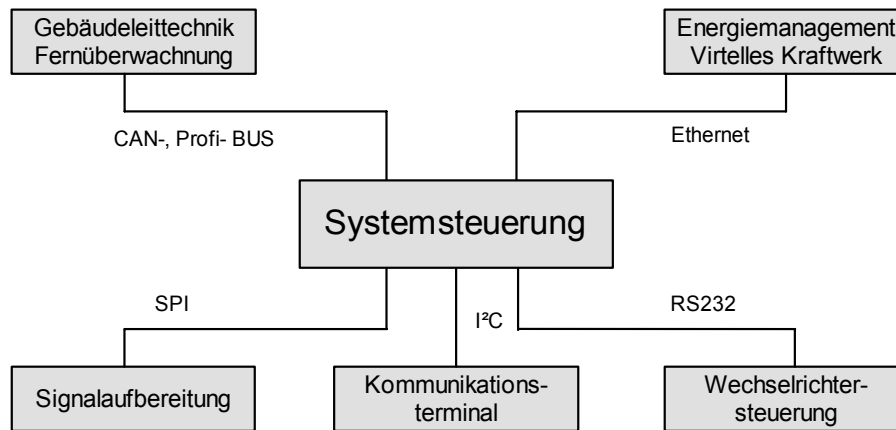


Abbildung 5.1: Schnittstellen der Systemsteuerung

Für die unteren Blöcke, die zum System gehörigen Baugruppen darstellen, werden Schnittstellen mit unkomplizierten Protokollen verwendet. Diese Schnittstellen arbeiten z.T. nur unidirektional und sind nicht busfähig. Im Gegensatz dazu gestatten die Schnittstellen zum übergeordneten Energiemanagement und/oder zur Gebäudeleittechnik einen bidirektionalen Informationsaustausch. Dabei können Busstrukturen realisiert sein, die eine direkte Kommunikation untereinander erlauben.

5.2 Aufbereitung der elektrischen Energie

Für dezentrale Energieversorgungsanlagen auf der Basis von Brennstoffzellen muss die von der Brennstoffzelle bereitgestellte elektrische Energie netzkonform aufbereitet werden, um in das Versorgungsnetz eingespeist werden zu können. Eine zweistufige Wandlung ist hierbei eine nahe liegende Lösung. In einem ersten Schritt erfolgt die Anpassung der Brennstoffzellenspannung an ein höheres Zwischenkreisspannungsniveau und in einem zweiten Schritt die Wechselrichtung der Zwischenkreisspannung für eine Einspeisung in das Wechselstromnetz. Im Netzparallelbetrieb ist der Wechselrichter unidirektional ausgelegt. Im Inselbetrieb fließt die Energie nur in Richtung des Netzes, es sei denn, im Netz sind Speicherelemente integriert, die eine Energierückspeisung, z.B. Bremsenergie, zulassen. Angekoppelt an den Zwischenkreis wird eine Speichereinheit, die beide Energieflussrichtungen ermöglicht.

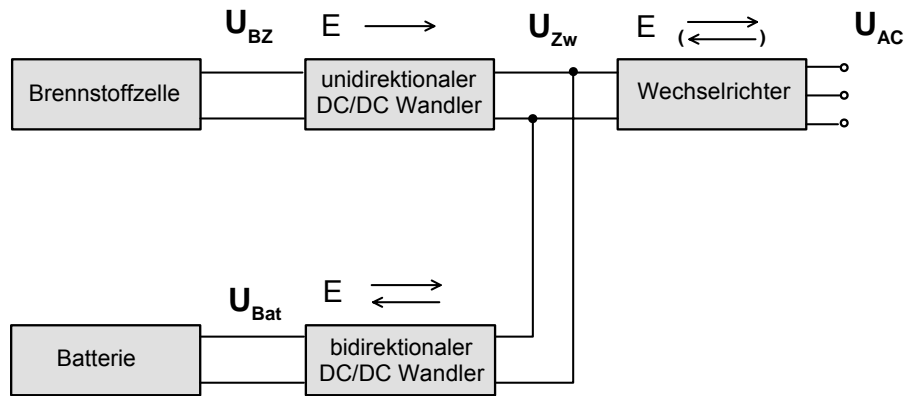


Abbildung 5.2: Blockbild der elektrischen Energieflüsse in einem Brennstoffzellensystem

Im Folgenden werden die einzelnen Wandler aus dem Blockschaltbild, Abbildung 5.2, betrachtet.

5.2.1 DC / DC Wandlerkonzepte

Praktisch wird im Leerlauf eine Zellenspannung < 1 V erreicht. Die Volllastspannung unterscheidet sich bei den verschiedenen Herstellern ($U_{BZ,min} = 0,4 - 0,7$ V) und ist weitgehend von den eingesetzten Materialien abhängig. Für die meisten Anwendungen ist die Zellenspannung zu gering, so dass mehrere Zellen zur Spannungserhöhung in Reihe geschaltet werden. Praktisch realisiert werden Stacks mit ca. 60 Zellen. Stacks mit höheren Zellenzahlen sind eher selten, da die Probleme bezüglich der Dichtheit überproportional steigen. Trotz der Probleme wird die Spannung durch viele Zellen angehoben, damit besonders bei höheren Leistungen der Strom nicht zu groß wird und die Verluste verringert werden können.

Nicht nur die geringe Spannung, sondern auch die starke Kennlinienneigung vom Leerlauf bis zum Nennpunkt erzwingt den Einsatz von Leistungselektronik in Form eines Gleichspannungswandlers (DC/DC-Wandler). Durch ihn wird die Spannung auf einen annähernd konstanten Wert transformiert. Die so erzeugte Spannungsebene wird als Zwischenspannungskreis bezeichnet. Der Spannungswert dieser Ebene hängt von den verschiedenen Anwendungen U ab und richtet sich nach der beabsichtigten Nutzung der elektrischen Energie [22].

In Tabelle 5.1 werden die Belastungen der Leistungshalbleiter in einigen ausgewählten Schaltungstopologien verglichen. Die angegebenen Werte gelten für ideale Schaltungen bei einer Leistung von 5 kW und einer Zwischenkreisspannung von 750 V, wobei für die Eingangsspannung ein Minimalwert von 30 V und ein Maximalwert von 60 V angenommen wurden. Die Werte des Stromes sind Maximalwerte bei einer Eingangsspannung von 30 V, die der Spannung sind maximale Werte bezogen auf eine Eingangsspannung von 60 V.

Tabelle 5.1: Gegenüberstellung verschiedener DC/DC-Wandler bezüglich der Belastung der Leistungshalbleiter [41]

	Schalterstrom	Schalterspannung	Diodenspannung
Hochsetzsteller	$I_V = \frac{\ddot{u}^* + \ddot{u} - 1}{\ddot{u}^*} \frac{P}{U_E}$ 220A	$U_V = \frac{\ddot{u}^* + \ddot{u} - 1}{\ddot{u}} U_E$ 137V	$U_D = \frac{\ddot{u}^* + \ddot{u} - 1}{\ddot{u}^*} U_A$ 1230V
Durchflusswandler	$I_V = \frac{P}{2U_E D}$ 185A	$U_V = U_E$ 60V	$U_D = U_E \frac{N_2}{N_1}$ 1680V
Sperrwandler	$I_V = \frac{P}{U_E D}$ 370A	$U_V = U_E$ 60V	$U_D = \frac{U_A}{2D}$ 833V
Gegentaktwandler	$I_V = \frac{P}{U_E}$ 167A	$U_V = 2 \frac{N_1}{N_2} U_A$ 125V	$U_D = U_A$ 750V
Vollbrücke	$I_V = \frac{P}{U_E}$ 167A	$U_V = \frac{N_1}{N_2} U_A$ 63V	$U_D = U_A$ 750V

Mit der schnellen Weiterentwicklung elektronischer Bauelemente werden auch neue Schaltungstopologien erforscht und entwickelt, die neben der Erhöhung des Wirkungsgrades, Parameterverbesserungen, wie eine höhere Dynamik und einen kompakteren Aufbau, zum Ziel haben. Ein innovativer Ansatz ist die Verkopplung des Energiespeichers (Batterie), der Brennstoffzelle und des Spannungszwischenkreises über einen magnetischen Zwischenkreis. Die Schaltung zeigt Abbildung 5.3 und ist in [49] näher beschrieben.

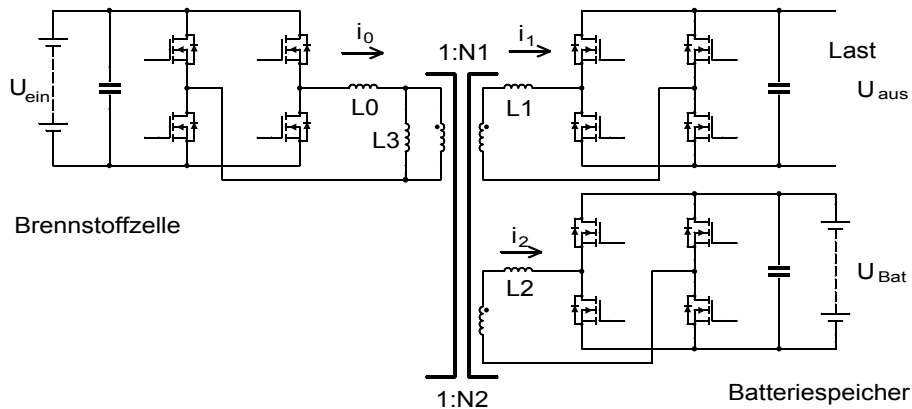


Abbildung 5.3: Prinzipschaltung „Three-port bi-directional converter“ [49]

Beim Three-port bi-directional converter werden die Spannungsebenen von 25 - 39 V der Brennstoffzelle, 48 V der Batterie und 400 V der Ebene für den Wechselrichter durch einen gemeinsamen Transformator verbunden. Die Energieübertragung erfolgt von der Brennstoffzelle zum DC/AC-Wandler und zur Batterie. Zwischen der Batterie und dem Spannungszwischenkreis ist darüber hinaus ein bidirektionaler Energiefluss möglich, so dass die Batterie entladen und geladen werden kann. Denkbar ist die

Erweiterung der Schaltung derart, dass die Wandlung der Energie nicht auf einen Spannungszwischenkreis für einen Wechselrichter, sondern direkt in eine netzkonforme Wechselspannung erfolgt. In diesem Fall könnte die Energiewandlung in einer Stufe und nicht, wie es dem gegenwärtigen Stand der Technik entspricht, in zwei Stufen, der DC/DC- und DC/AC-Wandlung, erfolgen.

5.2.2 Wechselrichter

Der Wechselrichter hat die Aufgabe, aus einer Gleichspannung eine Wechselspannung zu erzeugen. Dabei wird i.A. eine Differenzspannung zwischen Wechselrichterausgang und Netz erzeugt, welche mit Hilfe einer Drossel einen frei steuerbaren Netzstrom hervorruft. Durch die Bereitstellung einer überschwingungsbehafteten Wechselrichterausgangsspannung lassen sich auch Netzströme höherer Ordnung generieren. Auf diese Weise ist ein solcher Wechselrichter auch als Oberschwingungsfilter einsetzbar.

Die Entscheidung, ob einphasige oder dreiphasige Wechselrichter zum Einsatz kommen, wird hauptsächlich anhand der zu übertragenden Leistung getroffen. Entsprechende Leistungsgrenzen sind in den Ländern unterschiedlich festgelegt. In Deutschland dürfen Leistungen ab 4,6 kW [23] nur dreiphasig ins öffentliche Netz eingespeist werden.

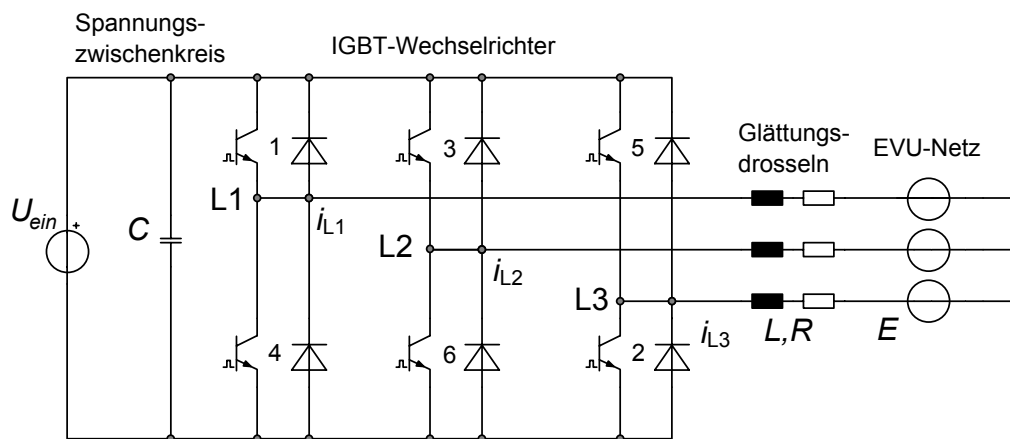


Abbildung 5.4: Dreiphasiger Wechselrichter zur Netzeinspeisung [41]

Arbeiten autonome Systeme in einem reinen Inselbetrieb, d.h. es gibt keine Verbindung zu einem starren Netz, muss die Ausgangsspannung nicht netzkonform sein, sondern sie richtet sich nach den Verbrauchern. So können die Verbraucher Gleichstromlasten sein, bei denen kein Wechselrichter benötigt wird. Als Beispiel seien Anwendungen zur Versorgung von Telekommunikationsanlagen oder Messstationen genannt, die mit Kleinspannungen versorgt werden. Oft werden Geräte an ein Brennstoffzellensystem angeschlossen, die eine netzkonforme

Spannung erfordern. Die Spannungs- und Frequenzregelung wird durch die Steuerung des Wechselrichters realisiert. Die Motivation für solche Topologien ist in der Vielzahl der verfügbaren Geräte mit standardisierten Anschlussbedingungen begründet. Dabei wird in Kauf genommen, dass durch die wiederholte Energiewandlung größere Verluste entstehen. Der Gesamtwirkungsgrad ist durch die Multiplikation der einzelnen Wirkungsgrade kleiner als die Teilwirkungsgrade.

Bei Anlagen, die im Netzparallelbetrieb arbeiten, wird die Spannung und Frequenz vom Netz vorgegeben. Allerdings wird für diesen Betrieb eine Synchronisierung beim Aufschalten des Netzes notwendig. Trotz Verfügbarkeit elektronischer Bauelemente wird diese Aufgabe mechanisch durch Kuppelschütze oder –schalter realisiert. Diese Schaltelemente garantieren eine zuverlässige galvanische Entkopplung.

Solche Anlagen werden zur Erhöhung des Gesamtwirkungsgrades nach dem KWK-Prinzip, d.h. der Nutzung der Abwärme des Prozesses, betrieben. In [27] sind einige mögliche Einbindungen von Brennstoffzellensystemen in Heizungsanlagen beschrieben und diskutiert. Die Amortisation solcher stationären Anlagen resultiert aus den Kostenunterschied vom eingesetzten Brennstoff und den Stromerlösen, bzw. vermiedenen Stromkosten. Die Amortisationsrate ist umso höher je größer die jährlichen Laufzeiten sind. Diese hängen entscheidend von dem gleichzeitigen Bedarf an thermischer und elektrischer Energie ab. Sind die Anlagen so konzipiert, dass sie autonom arbeiten können, so ist ihr Einsatz als Netzersatzanlage möglich. Um bei mangelndem Wärmebedarf die anfallende Wärme an die Umgebung abzugeben, ist die Integration eines Notkühlers erforderlich.

5.2.3 Realisierter Hochsetzsteller

5.2.3.1 Modellierung des verwendeten Hochsetzstellers

Für die Modellierung des Hochsetzstellers sind zwei Zustände zu betrachten. Im ersten Zustand ist der Schalter geschlossen. Der Strom fließt vom der Energiequelle über die Speicherdrossel und den Schalter direkt zur Masse. Im zweiten Zustand bei geöffnetem Schalter kann der Strom nicht direkt zur Masse fließen, sondern er lädt den Ausgangskondensator auf. Dessen Spannung entspricht der Ausgangsspannung der Schaltung. Über der angeschlossenen Last wird die transformierte Energie verbraucht (gewandelt). Damit die Spannung des Kondensators nicht übermäßig steigt (theoretisch bis unendlich), muss eine ständige Grundlast vorhanden sein, da bei jedem Zyklus Energie in den Kondensator übertragen wird. Die Schließzeit des Schalters und damit die Aufladung der Speicherdrossel werden nach der Energieabnahme durch die Last gesteuert. In

Abbildung 5.5 sind die zwei Zustände der Schaltung entsprechend dem Prinzip nach Abbildung 5.8 dargestellt.

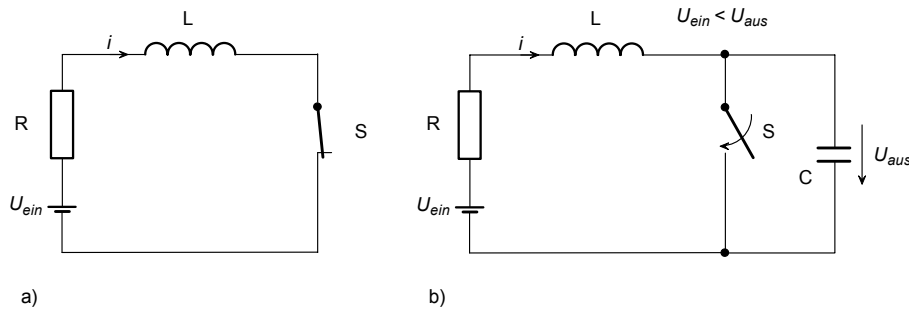


Abbildung 5.5: Zwei Zustände eines Hochsetzstellers: a) Schalter geschlossen, b) offen

Für die Eingangsspannung lässt sich bei geschlossenem Schalter Gleichung (5.1) aufstellen. Dabei entspricht der erste Term der zeitlichen Veränderung der Spannung über der Drossel. Der zweite Term ist vom stationären Strom abhängig und gibt den Spannungsabfall über dem Widerstand R wieder. Dabei wird der Schalter als ideal betrachtet, so dass er keine Verluste verursacht.

$$U_{ein} = L \frac{di}{dt} + R \cdot i \quad (5.1)$$

Wird die Gleichung (5.1) nach dem Strom aufgelöst, so ergibt sich die Gleichung (5.2), wobei i_n dem Strom im Moment des Schaltzustandswechsels entspricht. Mit t_n wird der Startzeitpunkt der Betrachtungen bezeichnet.

$$i = \frac{U_{ein}}{R} + \left(i_n - \frac{U_{ein}}{R} \right) \cdot e^{-\frac{R}{L}(t-t_n)} \quad (5.2)$$

Die Gleichung (5.3) beschreibt den mathematischen Zusammenhang bei offenem Schalter, in dem die Energie in den Kondensator geladen wird. Da der Strom der Drossel nicht springen kann, fließt der Strom in den Kondensator, wobei die Energie aus dem magnetischen Feld der Drossel in elektrische Energie des Kondensators gewandelt wird.

$$\Delta U = U_{ein} - U_{aus} = L \frac{di}{dt} + R \cdot i \quad (5.3)$$

Der zeitliche Verlauf des Stromes ist durch die Gleichung (5.4) ausgedrückt.

$$i = \frac{\Delta U}{R} + \left(i_{n-1} - \frac{U_{ein}}{R} \right) \cdot e^{-\frac{R}{L}(t-t_{n-1})} \quad (5.4)$$

Da die Schaltzustände periodisch wechseln, wird in dem geöffneten Zustand des Schalters der Kondensator geladen und im geschlossenen Zustand durch den

Verbraucher entladen. Dabei ist statisch die Spannungserhöhung als Differenz von Eingangs- und Ausgangsspannung nur von dem Tastverhältnis, d.h. vom Verhältnis der Schaltperiode und der Ausschaltzeit, abhängig. Dies gilt nur für den idealisierten Zustand ohne Berücksichtigung der Verluste.

$$U_{aus} = \frac{T}{t_a} \cdot U_{ein} \quad (5.5)$$

Für die Parameterbestimmung der Schaltung, wie z.B. Induktivität und Kapazität, wurde das statische Verhalten des Hochsetzstellers simuliert. Dazu wurde in die Simulation die Regler für Ausgangsspannung und Eingangstrombegrenzung einbezogen. Die Simulationen wurden bei variablen Lasten durchgeführt. Mit dem integrierten Innenwiderstand der Spannungsquelle wird das statische Verhalten der Brennstoffzelle im Arbeitsbereich nachgebildet. Das Resultat der Untersuchungen ist in Abbildung 5.6 in Form eines Matlab/Simulink Modells dargestellt.

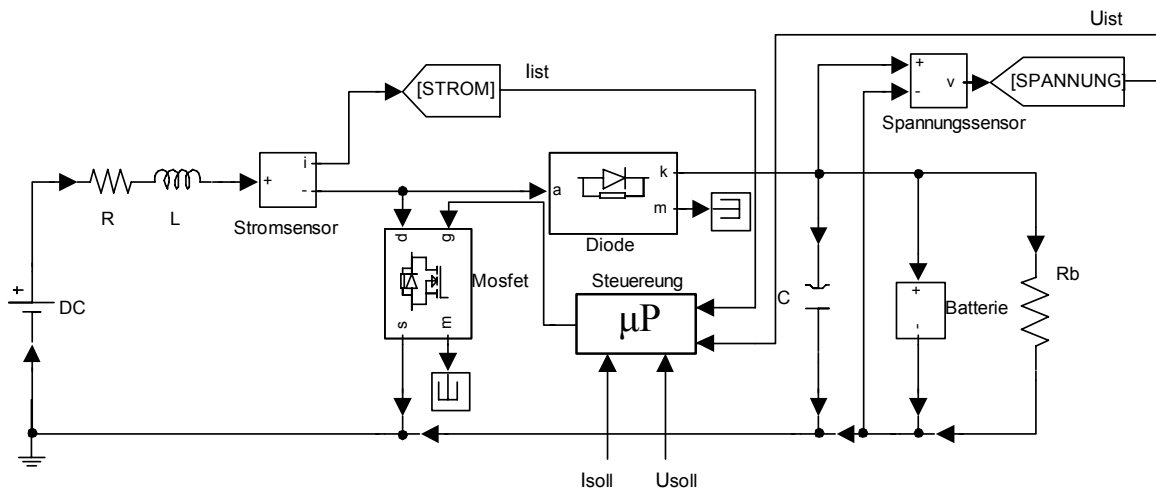


Abbildung 5.6: Modell des realisierten Hochsetzstellers einschließlich Quelle und Last

Die Ergebnisse der Modellierung werden im Kapitel 5.2.3.3 dargestellt und mit dem Verhalten des realisierten Hochsetzstellers verglichen.

5.2.3.2 Konzept und Aufbau

Für das realisierte autonome System, welches im Abschnitt 3.2 beschrieben wurde, ist im Vergleich zu Abbildung 5.2 eine vereinfachte Topologie realisiert worden. Diese Topologie gibt Abbildung 5.7 wieder, wobei für die einzelnen Spannungen konkrete Werte benannt sind.

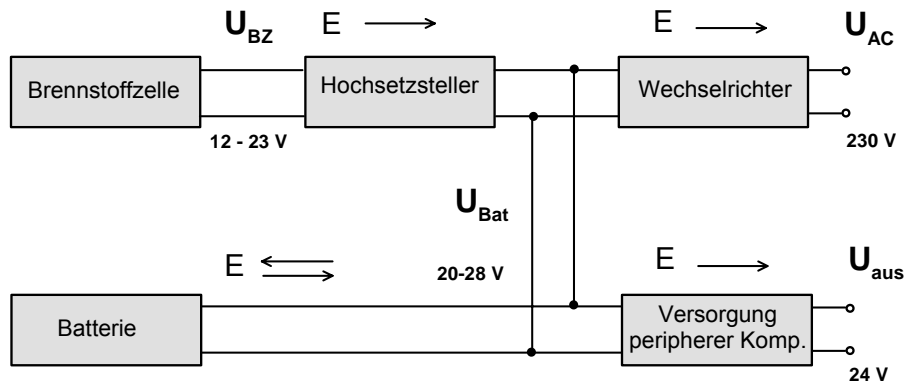


Abbildung 5.7. Blockbild der realisierten elektrischen Energieaufbereitung

Für den Einsatz in autonomen Systemen, die nicht als Netzersatzanlagen konzipiert sind, werden oft typische Spannungen aus dem Kraftfahrzeugbereich, z.B. 12 oder 24 V gewählt, da für diese Spannungen viele Verbraucher zur Verfügung stehen.

Für das Referenzsystem wurde als DC/DC-Wandler ein Hochsetzsteller gewählt, dessen Ausgang mit einer 24 V Batterie verbunden ist. Ein- und Ausgang sind bei dieser Topologie galvanisch verbunden. Da die Spannungswerte die Schutzkleinspannungsgrenze nicht überschreiten, ist eine galvanische Trennung nicht erforderlich.

Im realisierten Hochsetzsteller wird die Energie während der Sperrphase des Schalttransistors zum Ausgang übertragen. Bei eingeschaltetem Transistor wird der Strom i_S aufgebaut und Energie in der Induktivität gespeichert, und in der Sperrphase treibt die magnetische Energie den Strom i_D . Abbildung 5.8 zeigt das Schaltungsprinzip.

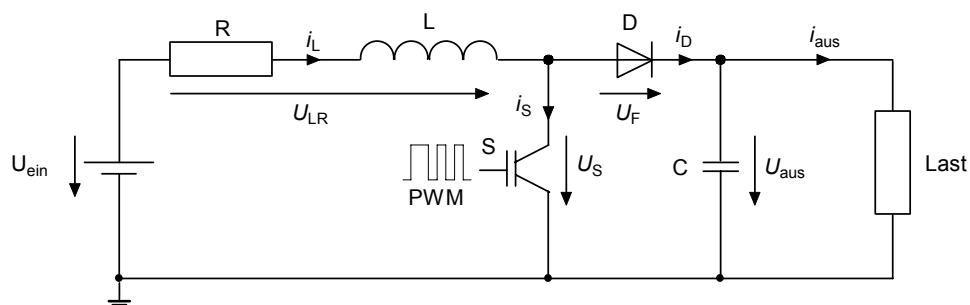


Abbildung 5.8: Idealer Hochsetzsteller

Der Hochsetzsteller wird für den nichtlückenden Betrieb ausgelegt. Diese Betriebsart ist erfüllt, wenn der Eingangsstrom nicht zu Null geht. Die Dimensionierung erfolgt nach [38]. Der Zusammenhang von Eingangs- und Ausgangsspannung ergibt sich aus Gleichung (5.8). Die zur Berechnung herangezogenen Ein- und Ausgangsspannungen U_{ein}^* bzw. U_{aus}^* müssen um die Spannungsverluste im

Transistor, in der Diode bzw. in der Spule nach den Gleichungen (5.6) und (5.7) reduziert werden.

$$U_{ein}^* = U_{ein} - U_{LR} - U_S \quad (5.6)$$

$$U_{aus}^* = U_{aus} + U_F \quad (5.7)$$

$$U_{aus}^* = \frac{1}{1 - v_T} U_{ein}^* \quad (5.8)$$

Das Tastverhältnis ergibt sich aus dem Verhältnis von Einschaltzeit zu Periodendauer (5.9).

$$v_T = \frac{t_e}{T} \quad (5.9)$$

Aus dem Eingangsspannungsbereich bei konstanter Ausgangsspannung ergeben sich durch die Umstellung der Gleichung (5.8) die Werte für v_{Tmin} und v_{Tmax} .

Bei der Berechnung der Induktivität für die Drossel wird von der minimalen Eingangsspannung ausgegangen, und es ergibt sich der in Gleichung (5.10) dargestellte Zusammenhang.

$$L \geq \frac{U_{aus}^* \cdot v_{T,min} (1 - v_{T,min})}{\Delta I_L \cdot f} \quad (5.10)$$

Die Schwankung des Spulenstromes ΔI_L wird nach Gleichung (5.11) beim festgelegten minimalen Ausgangsstrom berechnet.

$$\Delta I_L = \frac{2 \cdot I_{aus,min}}{1 - v_{T,min}} \quad (5.11)$$

Nach Gleichung (5.12) wird der Maximalwert des Spulenstroms bestimmt.

$$I_{L,max} = \frac{U_{aus}^* \cdot I_{aus,max}}{U_{ein,min}^*} + \frac{U_{ein,min}^* \cdot v_{T,max}}{2 \cdot f \cdot L} \quad (5.12)$$

Der mittlere Gleichstrom errechnet sich aus Gleichung (5.13).

$$I_L = \frac{U_{aus}^* \cdot I_{aus,max}}{U_{ein,min}^* \cdot v_{T,max}} \quad (5.13)$$

Mit den angegebenen Gleichungen und den Dimensionierungsparametern in Tabelle 5.2 sind die leistungselektronischen Bauteile des Hochsetzstellers ausgelegt.

Tabelle 5.2: Parameter zur Dimensionierung des Hochsetzstellers für das autonome System in Kapitel 3.2

Parameter	Wert
Eingangsspannung U_{ein}	12 - 24 V
Eingangsstrom I_{ein}	0,1 - 50 A
Ausgangsspannung U_{aus}	27 - 28 V
Schaltfrequenz f	50 kHz
max. Ausgangsleistung $P_{\text{aus,max}}$	500 W

Das realisierte Leistungsteil zeigt Abbildung 5.9. Für die Erfassung des Drosselstromes wurde zusätzlich ein Stromwandler in die Schaltung eingefügt. Dieses Stromsignal wird für die Steuerung des Hochsetzstellers, die im nächsten Kapitel beschrieben wird, benötigt.

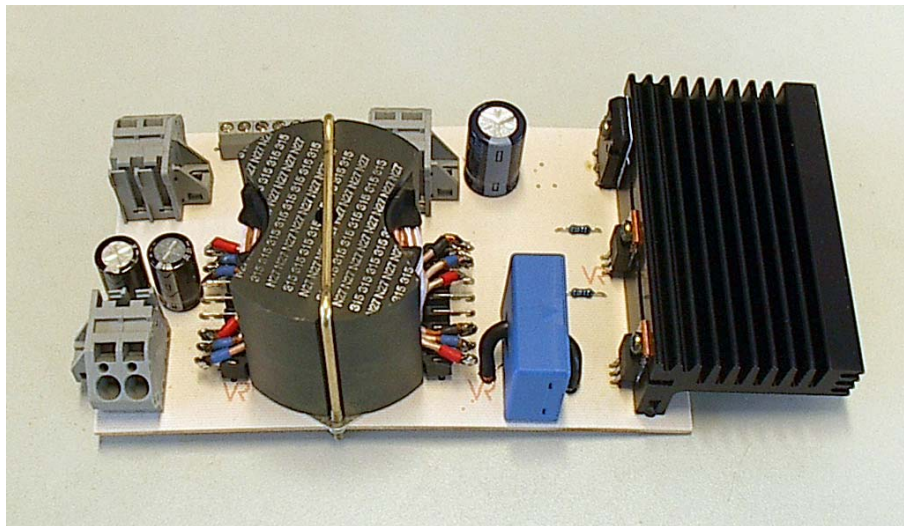


Abbildung 5.9: Leistungsteil des aufgebauten Hochsetzstellers [45]

Da eine Batterie an den Ausgang des Hochsetzstellers angeschlossen wird, muss die Ausgangsspannung des Hochsetzstellers, die gleichzeitig die Zwischenkreisspannung ist, auf die Ladeschlussspannung der Batterie, hier 27,6 V [55] geregelt werden. Die von der Brennstoffzelle gelieferte Energie wird zur Versorgung des angeschlossenen Verbrauchers und zur Batterieladung genutzt. In Abbildung 5.10 ist der prinzipielle Aufbau des Regelteils dargestellt.

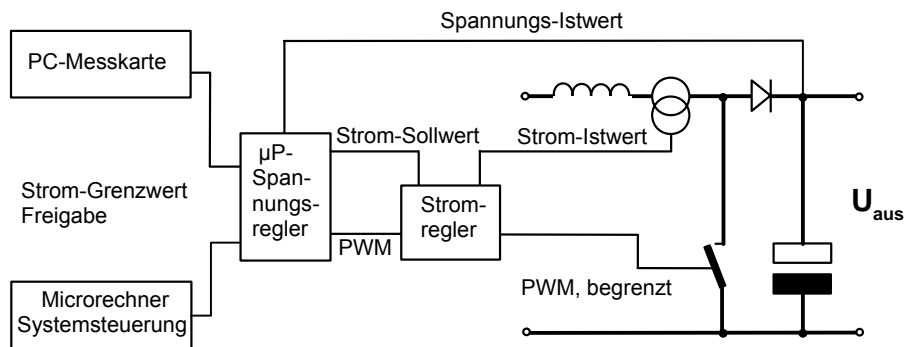
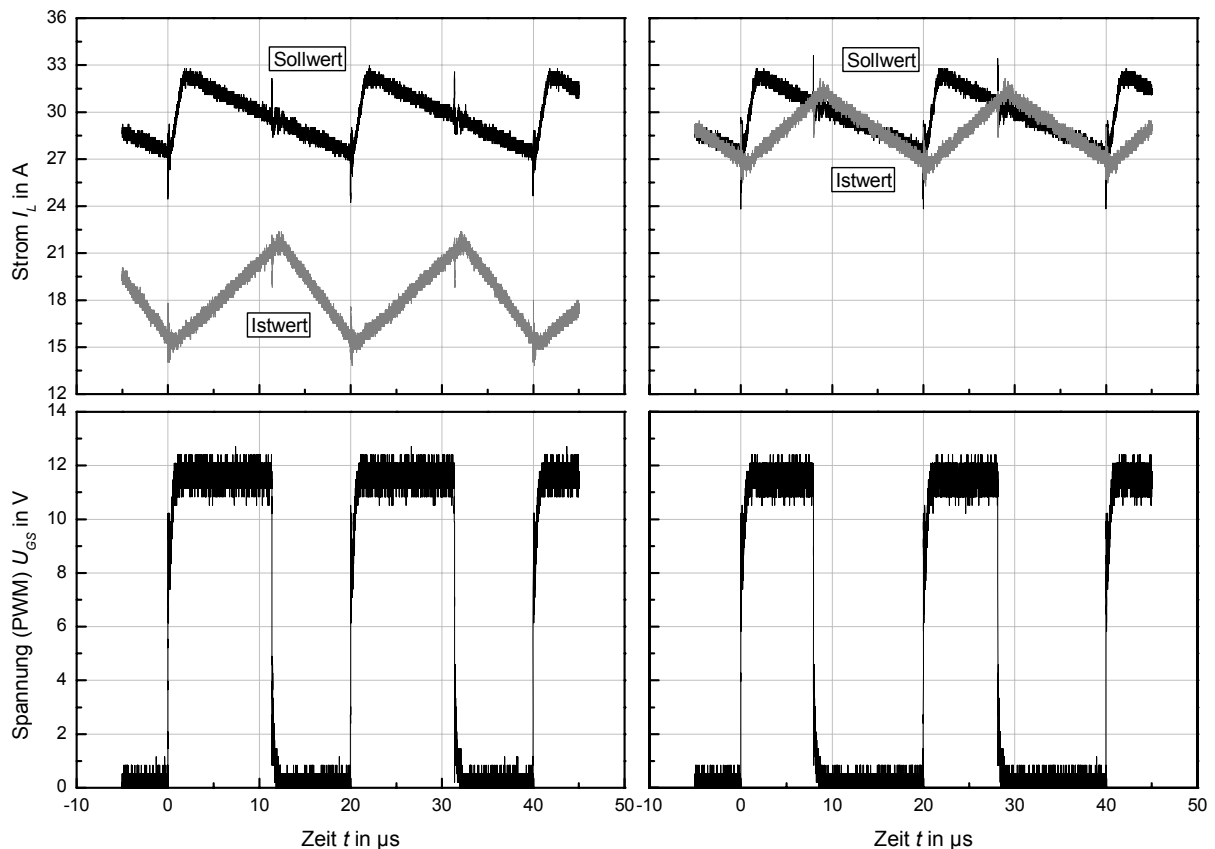


Abbildung 5.10: Blockbild des Regelteils des Hochsetzstellers

Neben der Spannungsregelung muss eine Stromregelung bzw. –begrenzung in der Ansteuerung des Leistungsteils realisiert werden. Die Strombegrenzung wird zur Lastbegrenzung der Brennstoffzelle benötigt, da die Brennstoffzelle in den einzelnen Betriebsstufen nur einen bestimmten maximalen Strom liefern kann, vgl. Kap. 4.1. Für den stationären Auslegungspunkt liegt dieser bei neuen Stacks fest, verringert sich aber durch Degradationserscheinungen mit der Betriebszeit. Dabei ist zu beachten, dass dieser Wert in dynamischen Betriebszuständen, wie der Anfahr- bzw. Aufwärmphase sowie bei Laständerungen, von verschiedenen Parametern, wie Temperatur und Feuchte, abhängt. In dem Regelteil des Hochsetzstellers ist aus diesen Gründen ein Sollwert Eingang für den Strom integriert. Da der eingesetzte Mikrocontroller mit der Pulsweitensteuerung des Leistungsteil mit 50 kHz und der PI-Regelung der Spannung bereits an seiner Kapazitätsgrenze operiert, wurde die Stromsollwertvorgabe über einen digitalen Wert von 4 Bit und die Stromregelung außerhalb des Mikrocontrollers realisiert. Das Ansteuersignal für die Leistungselektronik wird unterbrochen, wenn der Stromistwert den Stromsollwert überschreitet. Durch Optimierung der Software bzw. Einsatz eines separaten AD-Wandlers für die Stromvorgabe können auch analoge Sollwerte verarbeitet werden. Ebenfalls ist eine Buskopplung, wie z.B. SPI oder I²C, zwischen Hochsetzsteller und Brennstoffzellensteuerung sinnvoll. Das Oszillogramm in Abbildung 5.11 zeigt die Impulsbegrenzung bei Erreichen des Sollwertes durch den Istwert.



**Abbildung 5.11: Oszillogramm von Stromistwert, Stromsollwert und Ansteuersignal
a) ohne Strombegrenzung; b) mit Strombegrenzung**

Wie dem Oszillogramm zu entnehmen ist, wird der Stromsollwert nicht durch einen konstanten Wert vorgegeben. Durch die mit dem Pulsweitesignal synchronisierte Ausgabe eines dem Sollwert entsprechenden Sägezahnsignals wird der Winkel im Schnittpunkt mit dem Stromistwert gegenüber einem konstanten Sollwertsignal erhöht. Durch diese Maßnahme konnte die Stabilität der Regelung wesentlich verbessert werden [18].

5.2.3.3 Vergleich von Modell und realem Verhalten

Zunächst wurden die modellierten Ergebnisse des Klemmenverhaltens, d.h. der statischen Spannungs- und Stromregelung mit den gemessenen Werten verglichen. Abbildung 5.12 zeigt eine gute Übereinstimmung von Simulation und Realität. Die Abweichungen resultieren aus den idealisierten Bedingungen der Simulation, wie z.B. ohmsche Verluste von Drossel und Leiterbahnen.

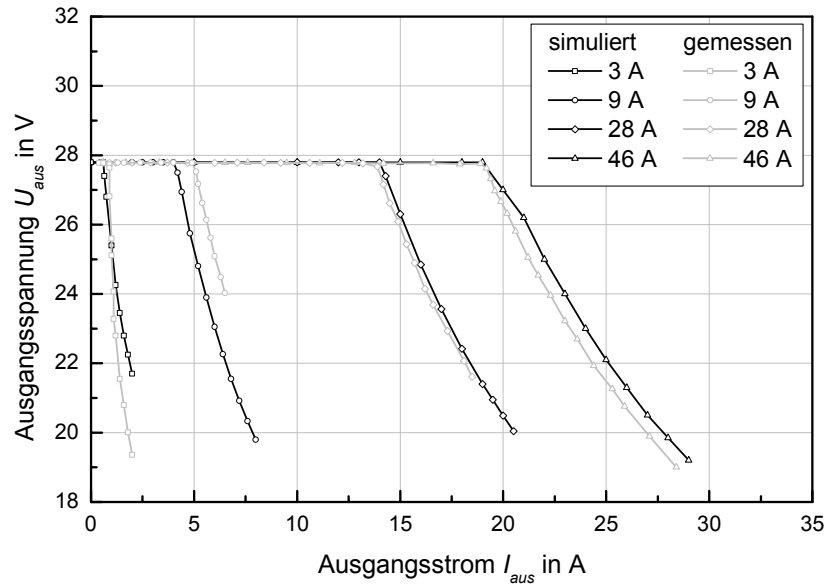


Abbildung 5.12: Modellierter und gemessener statischer Ausgangsspannung des Hochsetzstellers in Abhängigkeit vom Ausgangsstrom

Das Simulationsmodell spiegelt die realen Verhältnisse gut wieder. Die Gegenüberstellung von modellierten und gemessenen Stromverlauf bei einsetzender Drosselstrombegrenzung (entspricht der Eingangsstrombegrenzung) ist in Abbildung 5.13 dargestellt.

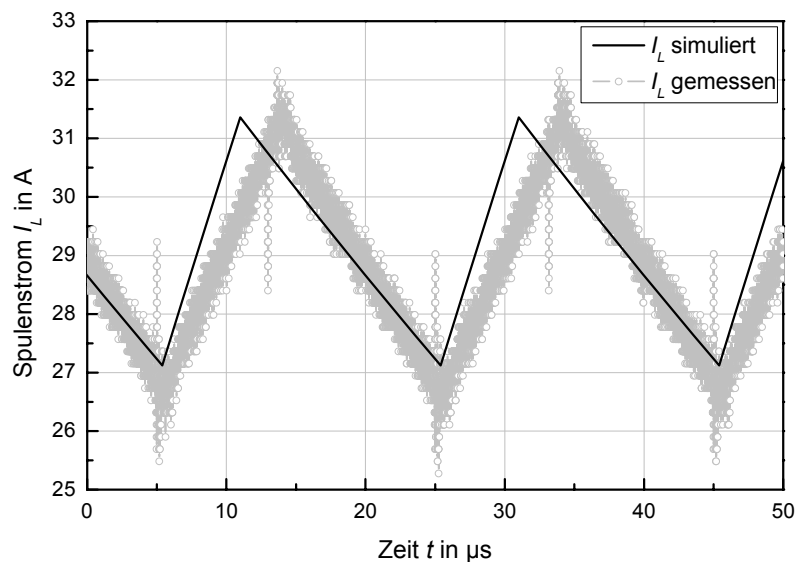


Abbildung 5.13: Vergleich von modelliertem und gemessenem Drosselspulenstrom

5.2.4 Eingesetzter Wechselrichter

Zur Wandlung der Gleichspannung des Zwischenkreises in eine netzäquivalente Wechselspannung von 230 V wurde ein handelsüblicher Sinus Inverter mit einer Dauerleistung von 400 VA eingesetzt. Er ist für die Anwendung als

Notstromversorgung für Camping und Caravan mit einer Nennspannung von 24 V konzipiert und somit an eine Bleibatterie mit 12 bzw. 2 x 6 Zellen angepasst. Die wichtigsten technischen Daten sind im Anhang d zusammengestellt. Der Wechselrichter ist einphasig aufgebaut und voll geschützt. Neben der thermischen Absicherung der Endstufe am Ausgang wurde ein Tiefentladungsschutz integriert. Er schaltet den Eingangsstrom bei einer Spannung von 20,8 V ab. Da die Batteriespannung nach Abschalten der Last wieder ansteigt, ist zur Vermeidung von Schwingungen eine Hysterese eingebaut. Der Inverter schaltet erst bei einer Eingangsspannung von 24,6 V wieder zu.

Bei der Vermessung des Wechselrichters stellte sich heraus, dass die vom Hersteller angegebenen Werte nur bedingt eingehalten werden. Die Ausgangsspannung unterschreitet die vorgegebenen 5 % Grenze der Nennspannung von 225 V bereits bei 60 % der max. Dauerleistung von 400 VA. Die Werte im Spitzenlastbereich konnten nicht ermittelt werden, da das Gerät sofort wegen thermischer Überlastung abschaltete. Den gemessenen Wirkungsgradverlauf η_{HST} in Abhängigkeit der Ausgangsleistung P_{AC} zeigt Abbildung 5.14.

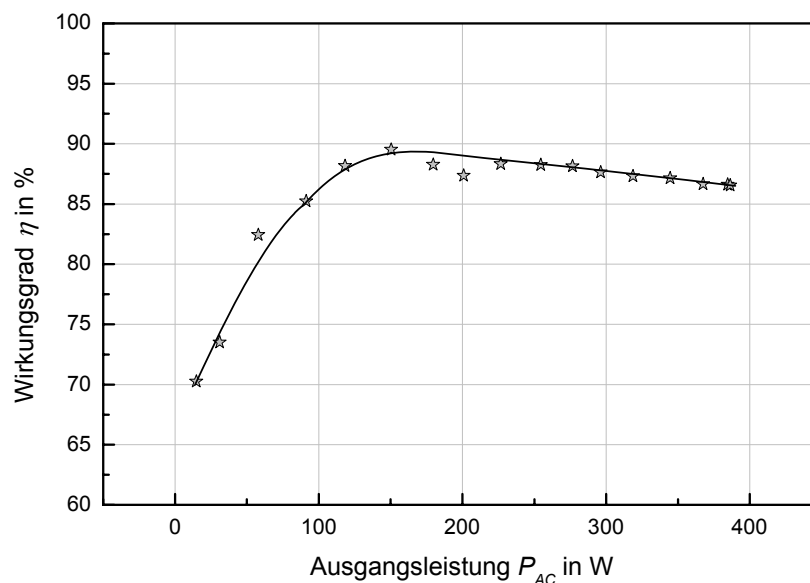


Abbildung 5.14: Wirkungsgradkennlinie des eingesetzten Inverters [45]

Der Vergleich der Werte der Kennlinie mit denen aus dem Datenblatt macht deutlich, dass die angegebenen 90 % bei Nennlast nicht erreicht werden. Der max. Wirkungsgrad von knapp 90 % wurde bei einer Leistung von ca. 150 W (ohmsche Last) gemessen. Durch die Auswahl eines qualitativ besseren Inverters kann ein erhebliches Optimierungspotential ausgeschöpft werden. Moderne Inverter erreichen Wirkungsgrade um 94 % in einem weiten Leistungsbereich.

5.3 Einzelzellspannungsüberwachung

5.3.1 Einleitung

Besonders in der derzeit noch nicht völlig ausgereiften Fertigung von Brennstoffzellen ist ein sicherer Betrieb nur mit einer Einzelzellspannungsüberwachung möglich. Eine Messung der Spannung über dem kompletten Stack ermöglicht keine Aussage über die Spannung der einzelnen Zelle. Zur Vermeidung von irreparablen Schäden muss ein tiefes Spannungsniveau, vom Hersteller häufig mit 400 mV angegeben, vermieden werden. Im Extremfall ist bei einer beschädigten Zelle eine entgegengesetzte (umgepolte) Spannung zu messen. Ein derartiger Zustand ist bei einer Messung der Spannung über dem gesamten Stack, wenn überhaupt, nicht eindeutig erkennbar.

Nur durch die Überwachung der Spannung der einzelnen Zellen ist eine Beurteilung der ordnungsgemäßen Funktion möglich. Besonders für die Beurteilung der Langzeitstabilität ist die auf die Stromstärke bezogene Zellspannung ein Maß für die Degradation.

Aus diesen Gründen sollte jede Brennstoffzelle eines Stacks mit einer Spannungsüberwachung ausgerüstet werden. Dazu wird eine auf die Anwendung zugeschnittene preisgünstige Lösung benötigt. Kommerzielle SPS-Lösungen sind dazu nicht in der Lage, da sie für einen universellen Einsatz konzipiert werden.

Die Abbildung 5.15 zeigt, wie die Spannungen einzelner Zellen zu einem beispielhaft ausgewählten Zeitpunkt voneinander abweichen. In der Abbildung 5.16 ist dargestellt wie die Spannung der Zellen mit zunehmenden Stackstrom abnimmt. Bei zwei Zellen nimmt die Spannung weiter ab obwohl der Stackstrom nicht erhöht wird. Der Spannungsabfall kann z.B. im Feuchtehaushalt der beiden Zellen begründet sein. Nur aus der Spannungsmessung kann die tatsächliche Ursache nicht ermittelt werden. Dazu sind Informationen aus anderen Parametern erforderlich.

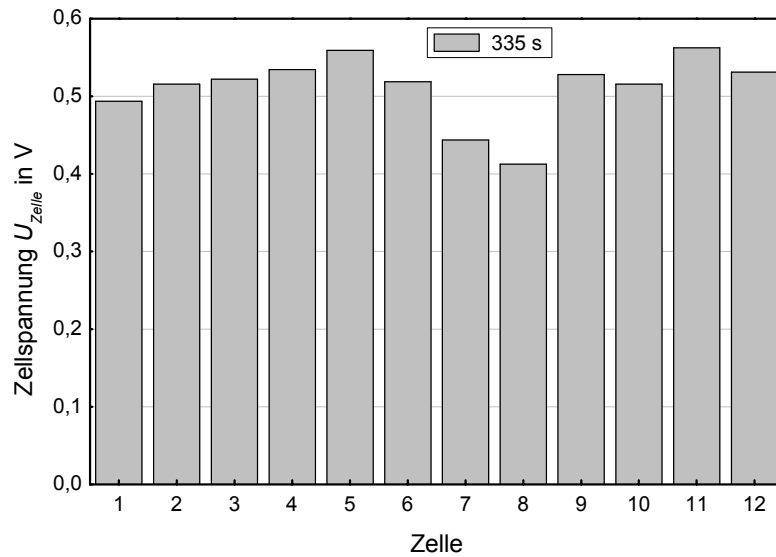


Abbildung 5.15: Unterschiedliche Spannungen der Zellen zum Zeitpunkt 335 s [30]

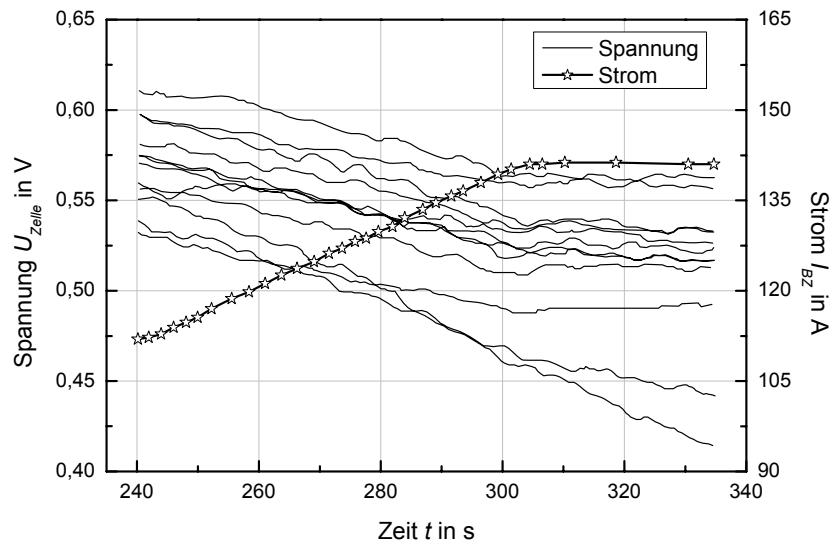


Abbildung 5.16: Unterschiedliche Spannungs-Verläufe der einzelnen Zellen bei sich ändernder Last [30]

Über die Spannungslage jeder Zelle kann ihre Funktionsweise und ihr Zustand gut beurteilt und bei Erreichen eines vorgegebenen Grenzwertes Gegenmaßnahmen zur Vermeidung von Schädigungen eingeleitet werden. Der Vergleich der Daten über einen längeren Zeitraum lässt Rückschlüsse über das Langzeitverhalten, die Versorgungssituation mit Produktgasen und den Feuchtehaushalt zu.

5.3.2 Problemstellung

Die theoretisch erzielbare Zellspannung beträgt $U_{th,g} = 1,23$ V (Elektrodenspannung). Die in der Praxis erreichbare Leerlaufspannung liegt jedoch bei ca. $U_{i=0} = 0,98$ V. Wie auch der Abbildung 5.16 zu entnehmen ist, sinkt die Spannung einer Zelle unter

maximaler Last auf etwa 50 %. Da eine effektive Nutzung der erzeugten elektrischen Energie nur bei wesentlich höheren Gesamtspannungen möglich ist, werden mehrere Zellen in Reihe geschaltet. In der Praxis sind Zellenzahlen von rund 180 Zellen in einem Stack nicht außergewöhnlich. Bei einem solchen Stack stehen bei maximaler Belastung etwa 90 V zur Verfügung. Für die Erzeugung einer netzkonformen Spannung sind zusätzlich DC/DC-Wandler und Wechselrichter notwendig. Diese Wandler haben normalerweise bei höherer Eingangsspannung einen besseren Wirkungsgrad, da bei gleicher Leistung die Ströme und damit auch die Verluste sinken.

Mit der notwendigen großen Zellenanzahl ist wiederum der Aufwand zur Einzelzellspannungsüberwachung entsprechend hoch. Die daraus resultierend große Anzahl von Messstellen führt neben dem erhöhten Platzbedarf auch zu entsprechend hohen Kosten. Des Weiteren ist durch die gewünschte Spannungslage die signalverarbeitende Elektronik nicht in der Lage, diese Spannungen direkt zu messen, da ihr Spannungsbereich normalerweise bei 40 V endet.

5.3.3 Lösungsansätze

Prinzipiell kann die Messung entweder durch die direkte Spannungsmessung an jeder Zelle oder durch die Messung der einzelnen Summenspannungen erfolgen. Bei der direkten Messung der Spannung jeder Zelle muss pro Zelle ein Differenzeingang einer Spannungsmessbaugruppe zur Verfügung stehen. Bei den meisten handelsüblichen Baugruppen reduziert sich dadurch die Kanalzahl auf die Hälfte, was durch eine doppelte Anzahl von Baugruppen ausgeglichen werden muss. Dies ist bei der Messung der Summenspannung nicht notwendig, da pro Zelle nur ein Singlespannungseingang benötigt wird. In Tabelle 5.3 sind die beiden Prinzipien gegenübergestellt.

Tabelle 5.3: Prinzipielle Lösungsansätze mit Vor- und Nachteilen

Prinzip	Direkte Messung der Spannungen $U_{\text{Zelle}(k)} = U_{\text{Zelle}(k)}$	Messung der Summenspannung $U_{\text{Zelle}(k)} = \sum_{k=1}^{k=n} U_{\text{Zelle}(k)} - \sum_{k=1}^{k=n-1} U_{\text{Zelle}(k)}$
Vorteil	Direktes Messergebnis Geringe Auflösung notwendig	geringer Aufwand
Nachteil	Differenzspannungsmessung mit höheren Aufwand	Ergebnis erst nach Berechnung Grosse Auflösung notwendig

Bei der praktischen Realisierung eines solchen Gerätes ergeben sich viele Möglichkeiten. Um die zahlreichen Messstellen zu realisieren, besitzen die meisten

Geräte einen Messstellenumschalter. Die Digitalisierung der Signale erfolgt dann in einer reduzierten Anzahl von Kanälen, im Extremfall nur in einem Kanal, wodurch der Aufwand erheblich gesenkt wird. Nachteilig ist die vor dem Analog-Digital-Wandler (AD-Wandler) notwendige analoge Signalverarbeitung, die von den Parametern einzelner Bauteile beeinflusst werden. Eine einfache Lösung kann mit einem Relaisumschalter realisiert werden. Durch die Verwendung eines solchen elektro-mechanischen Bauteils ist auch eine galvanische Trennung der einzelnen Messkanäle automatisch gegeben. Als großer Nachteil dieser Lösung ist das begrenzte Schaltspiel der Relais anzusehen. Wird von einer Abtastung pro Sekunde ausgegangen, was eine Umschaltfrequenz von 30 Hz bei 30 Zellen voraussetzt, erreichen die Relais innerhalb von einem Jahr bei einer gerechneten Verfügbarkeit von 300 Tagen rund 26 Millionen Schaltspiele. Zur Gewährleistung der hohen Abtastfrequenz bei geforderter Lebensdauer des Gerätes müssen hochwertige Relais eingesetzt werden.

Auch der Einsatz von je einem AD-Wandler pro Zelle mit einer direkten Kopplung ist technisch möglich. Neben dem AD-Wandler mit seiner Peripherie, wie Referenz und Spannungsversorgung, muss außerdem die Messwerterfassung für jede Zelle in galvanisch getrennte Baugruppen aufgeteilt werden, um die für die Bauteile gefährliche Überspannung zu vermeiden. Diese Variante ist damit nicht nur kosten-, sondern auch platzintensiv.

In Tabelle 5.4 sind die wesentlichen Arten der Spannungserfassung mit Vor- und Nachteilen gegenüber gestellt.

Tabelle 5.4: Realisierungsarten mit Vor- und Nachteilen

Art	Umschaltung durch Relais	Umschaltung durch Halbleiter	Direkte Messung durch AD-Wandler
Vorteil	Problemlose galvanische Trennung Sehr einfacher Aufbau	Unbegrenzte Schaltspiele Einfacher Aufbau	Jeder Wert in digitaler Form
Nachteil	Begrenzte Schaltspiele	Galvanische Trennung erforderlich	Grosser Platzbedarf Teuer

5.3.4 Ausgewählte Lösung

Die günstigste Lösung bezüglich Aufwand und Preis ist eine Kombination aus einer Lösung mit elektronischen Umschaltern und einer direkten Spannungsmessung mittels AD-Wandler. Gemäß diesem Ansatz wurde eine Schaltung für eine potentialgetrennte modulare Baugruppe entworfen, die in der Lage ist, die Spannung von 32 Zellen zu erfassen. Damit ist ebenfalls gewährleistet, dass die

signalverarbeitende Elektronik nur Spannungen in dem für sie gefahrlosen Bereich bis 40 V verarbeiten muss. Das Blockschaltbild zeigt Abbildung 5.17. Bei einfachen Geräten ohne eigene Intelligenz (Mikroprozessor) reduziert sich die Schaltungsanordnung auf den in Abbildung 5.17 gekennzeichneten Teil.

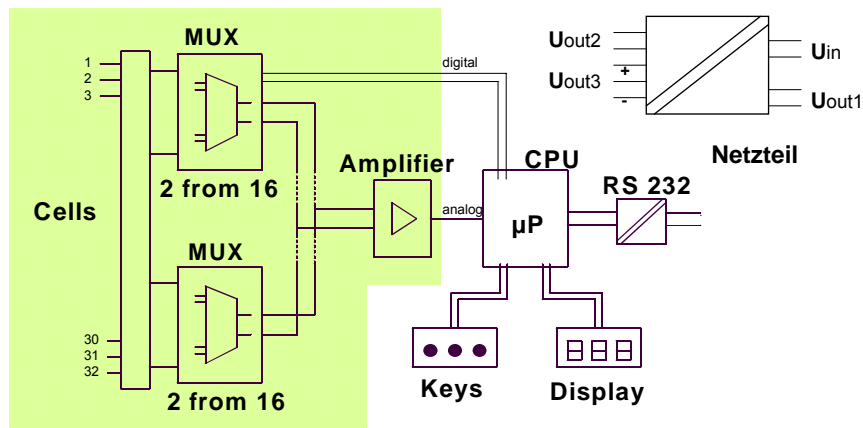


Abbildung 5.17: Blockschaltbild des realisierten Gerätes

Die einzelnen Spannungen werden von einem 37poligen Steckverbinder zu vier Multiplexern geführt. Die von einem Mikrorechner [82] angesteuerten Multiplexer schalten die Signale von den Spannungsabgriffen abwechselnd auf den positiven bzw. negativen Eingang eines Differenzverstärkers. Das so gebildete Spannungssignal, welches der Zellspannung entspricht, wird direkt dem AD-Wandler Eingangsport des Mikrorechners zugeführt. Im Mikrorechner werden die Werte den entsprechenden Zellennummern zugeordnet. Des Weiteren werden zur Glättung der Signale Mittelwerte gebildet. Die drei ermittelten minimalen Werte mit den dazugehörigen Zellennummern werden direkt im Display angezeigt. Die Summenspannung wird in einem gesonderten Pfad gemessen und kann durch den Vergleich mit den aufsummierten Einzelzellspannungen zur Plausibilitätsprüfung genutzt werden. Die gemessenen und berechneten Werte werden im Speicher ständig aktualisiert. Die Anzeige der Messwerte wird im Rechner organisiert und jede Sekunde aktualisiert. Für die Kommunikation mit dem Gerät stehen drei Eingabetasten zur Verfügung. Über die Tasten erfolgt zu Beginn der Messung die Einstellung der Zellenanzahl und während der Messung die Umschaltung der Anzeige, da das 4 x 20 Zeichen Display nicht sämtliche Werte gleichzeitig darstellen kann. Über die realisierte serielle RS232 Schnittstelle können die gemessenen und ermittelten Werte von einer übergeordneten Systemsteuerung abgerufen werden. Eine Herausforderung bestand in der Realisierung des integrierten Netzteils, da ein weiter Eingangsspannungsbereich von $U_{\text{ein}} = 5 - 26 \text{ V}$ gefordert war. Des Weiteren ist eine potentialgetrennte Versorgung der Schaltung mit mehreren Spannungen

erforderlich. Diese Aufgabe konnte durch ein eigens entworfenes Schaltnetzteil realisiert werden.

5.3.4.1 Netzteil

Ein Schwerpunkt bei der Entwicklung des Gerätes war die Realisierung des Netzteils. Für die Funktion der einzelnen Bestandteile der Schaltung werden verschiedene Spannungen, die untereinander teilweise galvanisch entkoppelt sein müssen, benötigt. Weiterhin besteht die Forderung nach einem möglichst großen Eingangsspannungsbereich, damit das Gerät direkt an den Brennstoffzellenstack angeschlossen werden kann. Diese Forderungen sind mit einer Sperrwandler-Schaltung zu realisieren. Kernstück dieses Schaltungsprinzips ist ein Übertrager (Transformator), der mit einer Hochspannung, in diesem Fall ca. 500 kHz, betrieben wird. Wichtig ist die gegensinnige Wicklungsanordnung. Bei geschlossenem Schalter wird in der Primärwicklung ein Feld aufgebaut und Energie gespeichert. Dabei fließt im Sekundärkreis kein Strom, weil die Diode sperrt. Wird der Schalter geöffnet, so polt sich die Spannung im Sekundärkreis um, und die Diode wird leitend, wodurch ein Strom in den Kondensator fließt. Jede benötigte Spannung erhält eine gesonderte Sekundärwicklung. Zur Realisierung der galvanischen Trennung wird eine zusätzliche Sekundärwicklung als Messwicklung angeordnet, deren Spannung über einen Pulweitenregler auf den Schalter zurückgeführt wird und somit geregelt ist. Aus den Windungszahlverhältnissen der einzelnen Sekundärwicklungen zur Messwicklung ergeben sich die verschiedenen Spannungen. Aufgrund der stromabhängigen Verluste in der Sekundärwicklung und der Diode weichen die Spannungen leicht vom jeweiligen Windungszahlverhältnis ab. Wird eine stabilisierte Spannung benötigt, so wird die erzeugte Spannung etwas höher gewählt und eine Stabilisierungsstufe nachgeschaltet.

5.3.4.2 Funktionsmuster

Abbildung 5.18 zeigt das Funktionsmuster des realisierten Gerätes sowie die wichtigsten technischen Daten. Dieses Gerät wurde in den PEM-Brennstoffzellenteststand des Lehrstuhles integriert. Es arbeitete mehrere Monate fehlerfrei. Derzeit werden einige Geräte im Rahmen eines kleinen Feldversuches bei Partnern getestet.



Technische Daten:

Messstellenanzahl	- 32
Spannungsbereich	- 0 bis 1,024 V
Auflösung	- 10 bit
Abtastrate	- ca. 10 Hz@ 32 Zellen
Schnittstelle	- RS232
Versorgungsspannung	- 4 bis 26 V
Minima	- 3 x U_{\min} mit Zellen-Nr.
Gleitender Mittelwert	- über 8 Werte

Abbildung 5.18: Abbildung des Gerätes mit seinen technischen Daten

5.3.4.3 Demo- und Testsoftware

Für eine leichte Handhabung und schnelle Darstellung der Daten auf einem PC wurde eine Demo-Software entwickelt [68]. Mit dieser Software können die Werte vom Gerät direkt auf dem PC in verschiedenen Fenstern dargestellt werden. Gleichzeitig ist eine Aufzeichnung und Archivierung der Daten für eine spätere Auswertung möglich. Die Software veranschaulicht die Kommunikation zwischen Gerät und PC wodurch die ordnungsgemäße Funktion der Verbindung überprüft werden kann.

5.3.4.4 Weiterentwicklung

Durch die Nutzung der Möglichkeiten eines Mikrorechners wurde eine leistungsfähige Lösung mit eigener Intelligenz realisiert. Der Mikrorechner übernimmt neben der Messwerterfassung auch die Signalvorverarbeitung und entlastet damit die übergeordnete Systemsteuerung. Je nach gewünschter Anforderung können weitere Aufgaben, wie z.B. Datenreduktion oder Grenzwertmeldungen, in die Software implementiert werden. Die integrierte Anzeige ist von besonderem Nutzen, wenn der Einsatz zu Testzwecken erfolgt. Optional kann die Kommunikation ausschließlich über die Systemsteuerung oder einen PC realisiert werden. Durch den kompakten Aufbau kann der Betrieb in der Nähe des Stacks erfolgen, wodurch sich die Verkabelung vereinfacht. Es ist sogar denkbar, eine ähnliche Baugruppe direkt in den Stack zu integrieren. Durch den modularen Aufbau sind weitere drei Baugruppen integrierbar und damit die Überwachung von 128 Zellen möglich. Dabei wird ein Master-Slave-Betrieb realisiert, so dass die übergeordnete Steuerung nur über eine Schnittstelle kommuniziert. Intern erfolgt eine parallele Signalerfassung und -verarbeitung, so dass hohe Abtastraten erreicht werden. Geräte mit anderen Schnittstellen sind in der Planung.

5.4 Feuchtemesssystem

5.4.1 Handelsübliche Geräte

Da die zu messenden Gase nahe der hundertprozentigen relativen Feuchte liegen, muss der Sensor in der Lage sein, diese zu messen. Es wurden mehrere Messsysteme analysiert und auf ihre Eignung in Brennstoffzellensystemen untersucht.

Das erste untersuchte Gerät hat der Hersteller für das hochpräzise und zuverlässige Messen und Regeln von Feuchte und Temperatur in industriellen Prozessen konzipiert. Die Hauptbestandteile des Gerätes sind der Feuchte- und Temperaturfühler sowie der Feuchte-Temperatur-Messumformer. Der Messumformer übernimmt die Linearisierung und Temperaturkompensation des Feuchtemesswertes. Obwohl für das Gerät einen Feuchtemessbereich bis 100 % relativer Feuchte angegeben ist, kommt es in der Nähe dieses Bereiches immer wieder zur Betauung des Sensors. Eine Feuchtemessung ist dann nicht mehr möglich. Bei Tropfenbildung über mehrere Tage besteht die Gefahr der Zerstörung des Feuchtesensors. Auch sind die Feuchtesensoren untereinander nicht ohne Nachkalibrierung austauschbar. Nach dem Tausch des Sensors muss mit Hilfe einer Referenz eine erneute Kalibrierung durchgeführt werden. Aus diesen Gründen ist das Gerät für den Einsatz in einem Brennstoffzellensystem ungeeignet.

Ein weiteres untersuchtes Messsystem [81] zeichnet sich durch einen beheizten Sensorkopf aus. Dadurch können sie relative Feuchten bis zu 100 % messen. Die Gefahr der Betauung des Sensors wird somit verringert. Dadurch haben Temperaturschwankungen keinen Einfluss auf die Ansprechzeit und die Messergebnisse. Mit der einfachen Version können nur die Taupunkte bestimmt werden, da diese Version keinen zusätzlichen Temperaturfühler besitzt. Die exakte Erfassung der Sensortemperatur garantiert die Berechnung des Taupunktes als absolute Größe. Die zweite Version ist mit einem zusätzlichen Temperatursensor ausgerüstet, so dass zusätzlich auch die relative Umgebungsfeuchte durch die Kompensation des Heizeffektes berechnet werden kann [65]. Konstruktiv ist das Gerät ähnlich wie das zuvor untersuchte Gerät aufgebaut.

5.4.2 Eigenentwicklung

Das selbst entwickelte System [29] unterscheidet sich grundsätzlich von den beiden voran besprochenen Systemen. Während bei den kommerziellen Geräten abgeschlossene Gerätesysteme, Sensor und Transmitter, realisiert werden, wird bei der Eigenentwicklung nur ein handelsüblicher Feuchtesensor verwendet. Da mit

diesem Gerät auch die relative Feuchte bestimmt wird, ist ebenfalls ein zusätzlicher Temperatursensor erforderlich. Der verwendete Sensor ist prädestiniert für den Aufbau eines Feuchtemessgerätes, da die Möglichkeit der Beheizung besteht. Im Gegensatz zu anderen Sensoren, die passiv sind, besitzt dieser Sensor eine eigene Intelligenz [47]. Der Feuchtemesswert und der Wert der Sensortemperatur werden direkt im Sensor digitalisiert und über eine Zweidrahtleitung seriell übertragen. Abbildung 5.19 zeigt das realisierte Funktionsmuster des Sensorkopfes. Für den zusätzlichen Temperatursensor wurde ein Typ gewählt, der einen digitalen Temperaturwert ausgibt [15]. Zur Linearisierung und Verrechnung der Werte wird ein Mikrorechner [82] verwendet, so dass die Prozesssteuerung die skalierten Werte für die relative Feuchte und die Medientemperatur weiterverarbeiten kann [6].

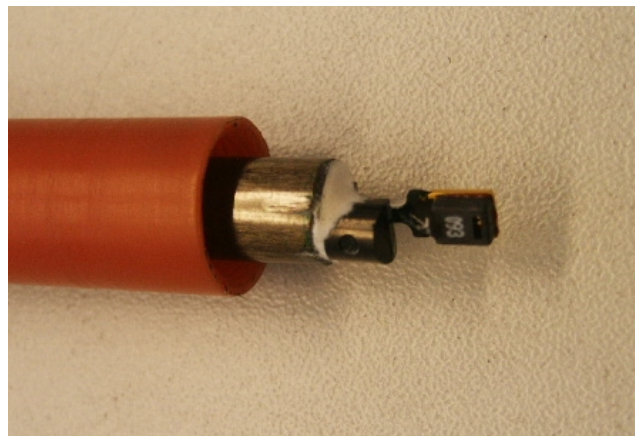


Abbildung 5.19: Konfektionierter Sensorkopf mit den beiden Sensoren [29]

Neben der Erfassung der Sensorsignale sind im Mikrorechner zwei analoge Ausgänge zur Ausgabe der relativen Feuchte und der Temperatur im Einheitssignalformat 0 – 10 V implementiert. Zur unmittelbaren Information ist ein Display eingebaut, auf dem umschaltbar alle Daten angezeigt werden. Eine serielle Schnittstelle (RS232) kann zur Kommunikation mit der übergeordneten Steuerung genutzt werden. In einer nächsten Entwicklungsstufe sind der Anschluss und die Auswertung zweier Sensorköpfe zur Erfassung beider Reaktanten geplant. Im Anhang e ist das realisierte Gerät abgebildet.

5.4.3 Praktische Messergebnisse

5.4.3.1 Messungen im Referenzgefäß

Die praktischen Messungen wurden mit Untersuchungen zum statischen Verhalten bei konstanten relativen Feuchten begonnen. Das verwendete Abgleich-Set hält die relative Feuchte von 75,3 % mit einem Salz konstant. Diese Feuchte bezieht sich auf eine Temperatur von 25 °C, sie ändert sich im Temperaturbereich von 20 bis 30 °C

nur um 1 %. Der Sensor wurde über mehrere Stunden dieser relativen Feuchtigkeit ausgesetzt und die Daten des Feuchtesensors und des separaten Temperatursensors wurden aufgezeichnet. Zusätzlich ist in dem abgebildeten Diagramm die temperaturkorrigierte Kurve der relativen Feuchte enthalten. Wie dem Diagramm zu entnehmen ist, erreicht die korrigierte Kurve recht genau die im Behälter herrschenden Feuchte von 75,3 % (Abbildung 5.20). Dabei sind die ersten zwei Stunden zu vernachlässigen, da laut Bedienungsanleitung des Abgleich-Sets sich stabile Verhältnisse erst nach dieser Zeit einstellen.

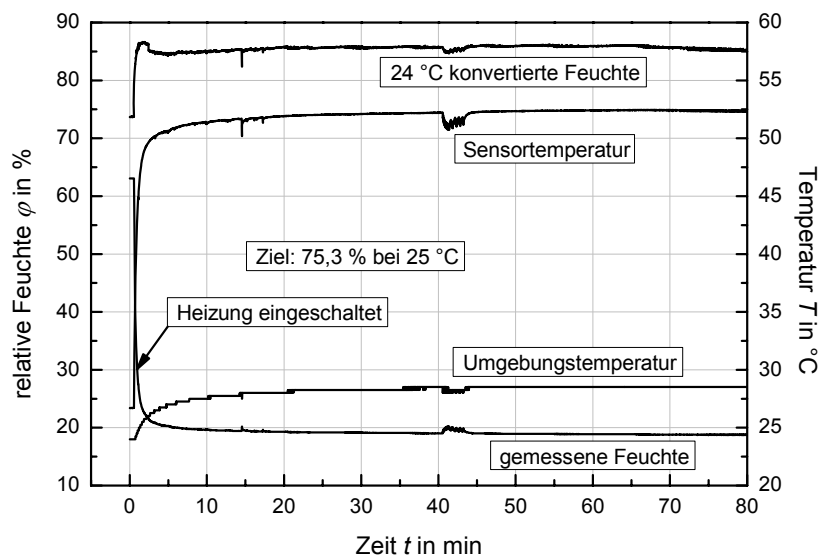


Abbildung 5.20: Langzeitmessung der relativen Feuchte in einem Referenzgefäß

5.4.3.2 Vergleichende Messungen

Die weitergehenden Messungen wurden in einer realen technologischen Anlage durchgeführt. Neben den Messwerten der Sensoren der Eigenentwicklung wurden die Messwerte eines hochgenauen Laborfeuchtemessgerätes als Referenz aufgezeichnet. Die Abbildung 5.21 zeigt die vom Referenzgerät ausgegebenen Werte und die aufbereiteten relativen Feuchtemesswerte des entwickelten Messgerätes in zwei verschiedenen Feuchtigkeitsbereichen.

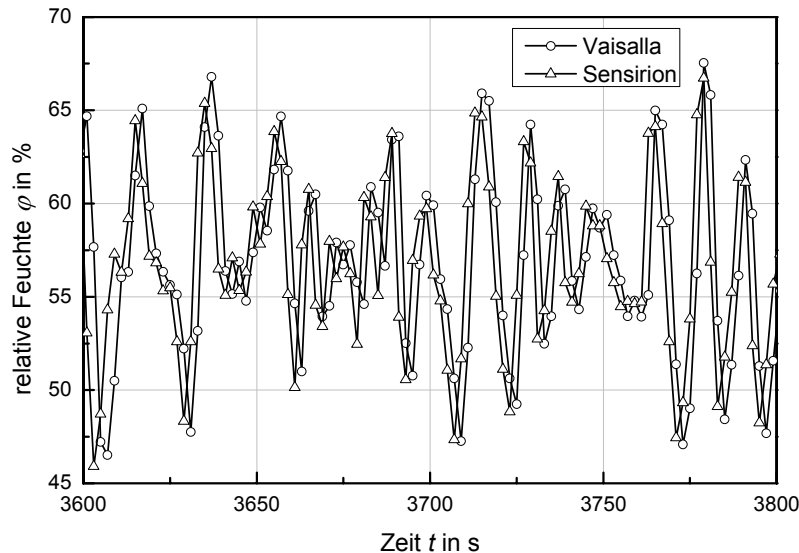


Abbildung 5.21: Vergleich der relativen Feuchtemesswerte bei ca. 55% relative Feuchte

Für die Untersuchungen wurde der Brennstoffzellenteststand am Max-Planck-Institut genutzt. Leider konnte mit der Versuchsanordnung keine stabile Referenzfeuchte hergestellt werden, so dass die Kurven stark schwanken. In weiteren Untersuchungen ist ein neuer Messaufbau mit einem Membranbefeuchter geplant. Wie den Abbildungen zu entnehmen ist, stimmen die Werte bei beiden mittleren Feuchten weitestgehend überein. Die Kurven zeigen weiterhin, dass die Dynamik der Eigenentwicklung geringer ist als die des Vergleichsystems. Da das entwickelte Messsystem für betriebsmesstechnische Anwendungen entwickelt wurde, bleiben die Abweichungen in akzeptablen Grenzen.

5.4.3.3 Fehlerdiskussion

Die Temperatur des Sensors kann durch Selbsterwärmung oder gezieltes Beheizen des Sensors von der realen Medientemperatur abweichen. Somit ist die am Sensor gemessene Feuchte φ_1 nicht die Feuchte des Medienstromes φ_2 . Da davon ausgegangen werden kann, dass der Dampfdruck zwischen den Messorten gleich ist, können die Definitionsgleichungen für die relative Feuchte nach Gleichung (4.14) gleichgesetzt werden, wobei die Temperaturabhängigkeit berücksichtigt wird.

$$\varphi = \frac{p_D}{p_S} \quad (5.14)$$

$$\varphi_1 \cdot p_S(T_1) = \varphi_2 \cdot p_S(T_2) \quad (5.15)$$

Über diese Gleichung wird die reale Feuchte φ_2 des Medienstroms berechnet. Auf nicht beheizten Sensoren kondensieren bei sehr hohen relativen Feuchten Wassertropfen aus, so dass die Messung verfälscht wird. Durch die Erhöhung der

Temperatur wird die relative Feuchtigkeit am Sensor gesenkt und ein Betauen verhindert. Zur Bestimmung der tatsächlichen relativen Feuchte muss zusätzlich die Temperatur des Medienstroms gemessen werden. Dies geschieht durch einen gesonderten Temperaturmessfühler. Die relative Feuchte des Mediums kann nach Gleichung (5.15) bestimmt werden.

Zur Betrachtung der aus der Temperaturabweichung ΔT resultierenden Feuchteabweichung $\Delta\varphi$ werden diese Abweichungen nach den Gleichungen (5.16) und (5.17) eingeführt

$$T_1 = T_2 + \Delta T \quad (5.16)$$

$$\Delta\varphi = \varphi_1 - \varphi_2 \quad (5.17)$$

Wird an Stelle der Feuchte φ_2 die nach φ_2 aufgelöste Gleichung (5.15) eingesetzt, ergibt sich Gleichung (5.18) für die Abweichung der Feuchte

$$\Delta\varphi = \varphi_1 \left(1 - \frac{\rho_s(T_2 + \Delta T)}{\rho_s(T_2)} \right) \quad (5.18)$$

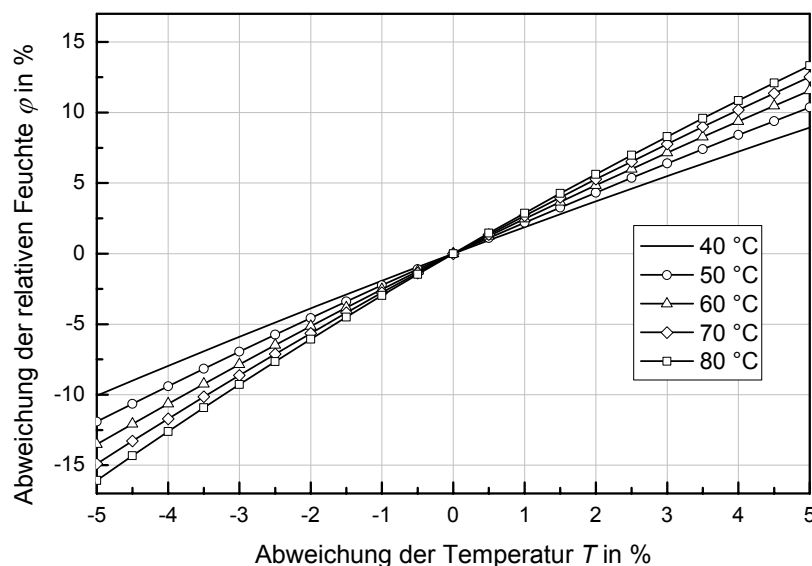


Abbildung 5.22: Abhängigkeit der Abweichung der relativen Feuchte von der Temperatur

Die Verhältnisse sind in Abbildung 5.22 dargestellt. Wie dem Diagramm zu entnehmen ist, wächst die Abweichung der relative Feuchte gegenüber der Abweichung der Medientemperatur bei höheren Temperaturen stärker. Um die Abweichung der relativen Feuchte klein zuhalten, muss die Erfassung der Temperatur mit genauen Sensoren und dicht am Feuchtesensor erfolgen.

6 Zusammenfassung und Ausblick

Weltweit werden große Anstrengungen unternommen, den Verbrauch an fossiler Energie zu verringern und die damit verbundene CO₂-Emission zu senken. Ein Weg, dieses Ziel zu erreichen, wird in einer Wasserstoffwirtschaft, die vorwiegend erneuerbare Energiequellen nutzt, gesehen. Hierbei wird der Brennstoffzellentechnologie eine Schlüsselrolle zur Gewinnung von Elektroenergie zugeschrieben. Mit dieser Arbeit wird ein Beitrag zur effektiven Energieumwandlung geleistet werden. Da autonome Systeme das größte Anwendungspotenzial besitzen, konzentrierte sich die Arbeit auf deren Optimierung.

In Fortführung der am Lehrstuhl getätigten Forschungsarbeiten wurde das vorhandene Brennstoffzellensystem in einen offenen Versuchsstand weiterentwickelt, mit dem die Funktion und die Leistungsfähigkeit der Einzelkomponenten bis in den Grenzbereich untersucht werden konnten. Besondere Bedeutung wurde auf das offene Steuerungskonzept gelegt, wodurch die Implementierung neuer Softwarelösungen, die Einbeziehung neuer Baugruppen, die Fernsteuer- und Überwachbarkeit u.a. ermöglicht wurde. Durch das integrierte neue Messkonzept konnte die Störsicherheit und Reproduzierbarkeit der Messwerte erhöht werden. Das Ergebnis der Untersuchungen fand Niederschlag in einem neu aufgebauten Referenzsystem, das die Anforderungen an ein autonomes System erfüllt. Die nachfolgenden Untersuchungen am Referenzsystem weisen im Vergleich zur Literatur auf erhebliche Optimierungspotentiale hin.

Zur Verdeutlichung der Zusammenhänge der Parameter und physikalischen Einflussfaktoren sowie von Optimierungspotenzialen werden im Hauptteil der Arbeit Modelle in Form von Gleichungssystemen vorgestellt. Dabei stand die Energiebilanzierung der Teilsysteme im Mittelpunkt der Betrachtungen. Die theoretischen Untersuchungen ergaben, dass mit einer Wirkungsgradverbesserung einzelner Komponenten nicht zwangsläufig der Systemwirkungsgrad steigt, da die Teilkomponenten nicht wechselwirkungsfrei sind. Vielmehr wird durch die Anpassung einzelner Komponenten an den konzipierten Anwendungsfall der Systemwirkungsgrad bestimmt. Die Untersuchungen zeigten weiterhin, dass die Feuchte der Edukte und die Luftversorgung der Brennstoffzelle eine zentrale Bedeutung für die Optimierung des Betriebes aufweisen. Die Rolle des Kühlsystems wird entscheidend vom Anwendungsfall bestimmt.

Aus der Vielzahl der Optimierungsansätze wurden das Steuerungskonzept, die Spannungsaufbereitung, die Einzelzellspannungsüberwachung und ein Feuchtemesssystem ausgewählt. Die Funktionsfähigkeit der ausgewählten Lösungen

wurde praktisch umgesetzt und erprobt. Derzeit wird die Einzelzellspannungsüberwachung in Feldtestanlagen eines Industriepartners eingesetzt.

Die zukünftigen Forschungsarbeiten sollten folgende Fragestellungen verfolgen:

- Die ganzheitliche Betrachtung eines Brennstoffzellensystems durch die Kopplung von verfahrens- und elektrotechnischen Modellen;
- Das Verhalten von Brennstoffzellensystemen bei dynamische Laständerungen unter dem Aspekt automotiver Anwendungen;
- Die Absicherung des Spitzenlastbedarfes bei Brennstoffzellensystemen;
- Die Senkung des Energiebedarfs der peripheren Komponenten.

7 Literaturverzeichnis

- [1] **Abt. Pumpen und Verdichter, Halle 1983** ABT. PUMPEN UND VERDICHTER, HALLE (Hrsg.) ; BENDLER, Hans (Autor) ; SPENGLER, Hans (Autor): *Technisches Handbuch Verdichter*. 3. Aufl. Berlin : Verl. Technik, 1983
- [2] **Abt. Pumpen und Verdichter, Halle 1987** ABT. PUMPEN UND VERDICHTER, Halle (Hrsg.) ; PRAGER, Rudolf (Autor): *Technisches Handbuch Pumpen*. 7. Aufl. Berlin : Verl. Technik, 1987. – ISBN 3-34100213-8
- [3] **Amphlett 1995** AMPHLETT, J. C. ; BAUMERT, R. ; MANN, R. F. ; PEPPEY, B. A. ; ROBERGE, P. R.: Performance Modeling of the Ballard Mark IV Solid Polymer Electrolyte Fuel Cell. In: *J. Electrochem. Soc.* 142 (1995), Nr. 1, S. 1 – 8
- [4] **Ansyco 1998** ANSYCO : Analytische Systeme und Komponenten GmbH : *Applikation 9c*. URL <http://www.ansyco.de/Applik9c.htm>. Stand 1998
- [5] **Atkins 1996** ATKINS, Peter W.: *Physikalische Chemie*. [Hauptbd.]: HÖPFNER, Arno (Hrsg.). 2. Aufl. Weinheim : VCH, 1996. – ISBN 3-527-29275-6
- [6] **Atmel Corp. 2003** ATMEL CORP.: *Datasheet Atmega8(L)*. San Jose, 2003. - Datenblatt
- [7] **Baumecker 2005** BAUMECKER, Thomas: *Entwicklung und Inbetriebnahme einer Computer basierten Mess- und Steuersoftware für eine autonome Brennstoffzellenanlage*. Magdeburg, Universität, Fak. für Elektrotechnik und Informationstechnik, Inst. für Elektrische Energiesysteme, Studienarbeit, 2005
- [8] **Berg 2004** BERG, P. ; PROMISLOW, K. ; ST. PIERRE, J. ; STÜMPER, J.: Water Management in PEM Fuel Cells. In: *J. Electrochem. Soc.* 151 (2004), Nr. 3, S. A341 – A353
- [9] **Büchi 1997** BÜCHI, F. N. ; SRINAVASAN, S.: Operating Proton Exchange Membrane Fuel Cells Without External Humidification of the Reactant Gases. In: *J. Electrochem. Soc.* 144 (1997), Nr. 8, 2767 – 2772

- [10] **Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie 2006**
Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie: Energiedaten :
Nationale und Internationale Entwicklung ; Gesamtausgabe. URL
<http://www.bmwi.de/BMWi/Navigation/Energie/Energiestatistiken/energiedaten.did=51884.html>. Stand: Februar 2006
- [11] **Bussel 1998** BUSSEL, Huberts P. L. H.van. ; KOENE, Frans G. H. ;
MALLANT, Ronald K. A. M.: Dynamic Model of Solid Polymer Fuel Cell
Water Management. In: *J. Power Sourc.* 71 (1998), S. 218 – 222
- [12] **Cerbe 1996** CERBE, Günter ; HOFFMANN, Hans-Joachim: *Einführung in
die Thermodynamik*. 11., verb. Aufl. München : Hanser, 1996. -
ISBN 3-446-18849-5
- [13] **Cerbe 2004** CERBE, Günter: *Grundlagen der Gastechnik :
Gasbeschaffenheit, Gasverteilung, Gasverwendung ; mit 122 Tafeln,
99 Beispielen, 66 Aufgaben*. 6., vollst. neu bearb. Aufl. München : Hanser,
2004. – ISBN 3-446-22803-9
- [14] **Cleghorn 2003** CLEGHORN, S. ; KOLDE, J. ; LIU, W.: Catalyst Coated
Composite Membranes. In: VIELSTICH, Wolf ; LAMM, Arnold ;
GASTEIGER, Hubert A.: *Handbook of Fuel Cells : Fundamentals,
Technology and Applications. Vol. 3 : Fuel Cell Technology and
Applications Pt. 1; Pt. 3 : Polymer Electrolyte Membrane Fuel Cells and
Systems (PEMFC); Ch. 44*. Chichester : Wiley, 2003. –
ISBN 0-471-49926-9 (Set)
- [15] **Dallas Semiconductor/MAXIM 2003** DALLAS
SEMICONDUCTOR/MAXIM: *DS18B20*. Sunnyvale, 2003. - Datenblatt
- [16] **Dietrich 2003** DIETRICH, P. ; BÜCHI, F. ; TSUKADA, A. ; BÄRTSCHI, M.
; KÖTZ, R. ; SCHERER, G. G. ; RODATZ, P. ; GARCIA, O. ; RUGE, M. ;
WOLLENBERG, M. ; LÜCK, P. ; WIARTALLA, A. ; SCHÖNFELDER, C. ;
SCHNEUWLY, A. ; BARRADE, P.: Hy.Power – A Technology Platform
Combining a Fuel Cell System and Supercapacitor. In: VIELSTICH, Wolf ;
LAMM, Arnold ; GASTEIGER, Hubert A.: *Handbook of Fuel Cells :
Fundamentals, Technology and Applications. Volume 4 : Fuel Cell
Technology and Applications Pt. 2; Pt. 11 : Current Fuel Cell propulsion
Systems; Ch. 87*. Chichester : Wiley, 2003, S. 1184-1198. –
ISBN 0-471-49926-9 (Set)

- [17] **Dutta 2001** DUTTA, S. ; SHIMPALEE , S. ; ZEE, J. W. van: Numerical Prediction of Mass-exchange Between Cathode and Anode Channels in a PEM Fuel Cell. In: *Int. J. Heat Mass Transfer* 44 (2001), S. 2029 – 2042
- [18] **Dziuba 2002** DZIUBA, Robert: *Analyza wytwarzania i regulacji napięcia stałego w układzie przekształtnikowym zasilaniem z generatora pracującego ze zmienną prędkością : praca doktorska*. Warszawa, Polytechn. Warszawska, Dissertation, 2002
- [19] **EG&G Technic Serv. Inc. 2002** EG&G TECHNIC. SERV. INC., SCIE APPL. INT. CORP. (Hrsg.): *Fuel Cell Handbook*. 6. Aufl. Morgantown : U.S. Dep. of Energy, Off. of Fossil Energy, Nat. Energy Technol. Lab., 2002.
- [20] **Fuller 1992** FULLER, T. F. ; NEWMAN, J.: Experimental Determination of the Transport Number of Water in Nafion 117 Membrane. In: *J. Electrochem. Soc.* 139 (1992), Nr. 5, S. 1332 – 1337
- [21] **Gottesfeld 1997** GOTTESFELD, S. ; ZAWODZINSKI, T. A.: Polymer Electrolyte Fuel Cells. In: *Advances in Electrochem. Sci. and Engin.* 5 (1997), S. 195 – 300
- [22] **Gravermann 2004** GRAVERMANN, Mark: *Wechselrichterintegration in einem Brennstoffzellenversuchsstand*. Magdeburg, Universität, Fak. für Elektrotechnik und Informationstechnik, Lehrst. für Elektrische Energieversorgung, Studienarbeit, 2004
- [23] **Gravermann 2005** GRAVERMANN, Mark: *Netzanbindung von Brennstoffzellenanlagen an das Niederspannungsnetz*. Magdeburg, Universität, Fak. für Elektrotechnik und Informationstechnik, Lehrst. für Elektrische Energieversorgung, Diplomarbeit, 2005
- [24] **Gummert 2006** GUMMERT, GUIDO ; SUTTON, WOLFGANG: *Stationäre Brennstoffzellen*. Heidelberg : C. F. Müller, 2006 (Technik und Markt). – ISBN 3-7780-7725-5
- [25] **Guzella 1999** GUZZELLA, L.: *Control Oriented Modelling of Fuel-Cell Based Vehicles*. – *NSF-Workshop*. Santa Barbara, 1999. - Präsentation
- [26] **Hamann 1998** HAMANN, Carl H. ; VIELSTICH, Wolf: *Elektrochemie*. 3., voll. überarb. u. erw. Aufl. Weinheim : Wiley, 1998. – ISBN3-527-27894-X

- [27] **Heideck 2002** HEIDECK, G. ; PURMANN, M. ; STYCZYNSKI, Z.: PEM-Fuel-Cell Operation Using an Intermediate Heat Storage Unit : Realisation Concepts In: *Modern Electric Power Systems : Proceed. of Intern. Symp. Wroclaw : Polish Acad. Of Sci., The Power Syst. Dep. Of the Committ. On Electr. Engeneer.*, 2002. - S. 429-433 (MEPS '02). – ISBN 83-87299-93-6
- [28] **Heideck 2004** HEIDECK, G. ; PURMANN, M. ; STYCZYNSKI, Z.: Micro-Computer Control for a Fuel Cell Test Bench for Residential Use. In: *J. Power Sourc.* (2004), Nr. 127, S. 319-324
- [29] **Heideck 2004** HEIDECK, Günter ; PURMANN, Mathias ; STYCZYNSKI, Zbigniew: Cost-Saving Humidity Measurement in PEM-Fuel Cells. In: *2nd France-Deutschland Fuel Cell Conference*. Belfort, 2004. - S. 89-92. - ISBN 2914279-16-7
- [30] **Heideck 2005** HEIDECK; G. ; PURMANN, M. ; STYCZYNSKI, Z.: Multi Channel Voltage Control for Fuel Cells. In: *J. Power Sourc.* (2005), Nr.145, S. 594-597
- [31] **Heinze 2004** HEINZE, Daniel: *Untersuchung eines PEM-Brennstoffzellenstacks unter dem Aspekt der Messdatenerfassung, -auswertung anschliessender Simulation*. Magdeburg, Universität, Fak. für Elektrotechnik und Informationstechnik, Inst. für Elektrische Energiesysteme, Diplomarbeit, 2004
- [32] **Henne 1995** HENNE, Erich: *Luftbefeuchtung*. 4., völl. überarb. Aufl. München : Oldenbourg, 1995. - ISBN 3-486-26289-0
- [33] **Hinatsu 1994** HINATSU, J. T. ; MIZUHATA, M. ; TAKENAKA, H.: Water Uptake of Perfluorosulfonic Acid Membranes from Liquid Water and Water Vapour. In: *J. Electrochem. Soc.* 141 (1994), Nr. 6, S. 1493 – 1498
- [34] **Inst. für Fachschulwesen d. DDR 1989** INST. FÜR FACHSCHULWESEN D. DDR (Hrsg.) ; MEYER, Günter (Mitarb.) ; SCHIFFNER; Erich (Mitarb.): *Technische Thermodynamik*. 4. Aufl. Leipzig : Fachbuchverlag, 1989. - ISBN 3-343-00221-6
- [35] **Iselt 1996** ISELT, Peter ; ARNDT, Ulrich: *Grundlagen der Luftbefeuchtung*. Heidelberg : C.F. Müller, 1996. - ISBN 3-7880-7537-6

- [36] **Janssen 2001** JANSSEN, G. J.: A Phenomenological Model of Water Transport in a Proton Exchange Membrane Fuel Cell. – In: *J. Electrochem. Soc.* 148 (2001), Nr. 12, S. A1313 – A1323
- [37] **Käferstein 1990** KÄFERSTEIN, Peter ; DÖHLING, Dieter: Lehrmaterial zur Lehrveranstaltung Wärmeübertragungsapparate. 1. Aufl. Magdeburg, Techn. Universität, 1990
- [38] **Kilgenstein 1988** KILGENSTEIN, Otmar: *Schaltnetzteile in der Praxis : Arten der Schaltregler, ihre Eigenschaften und Bauelemente, ausgeführte und durchgemessene Beispiele*. 2., überarb. u. erw. Aufl. Würzburg : Vogel, 1988. – ISBN 3-8023-0727-5
- [39] **Kim 1995** KIM, J. ; LEE, S.-M. ; SRINIVASAN, S.: Modeling of Proton Exchange Membrane Fuel Cell Performance with an Empirical Equation. In: *J. Electrochem. Soc.* 142 (1995), Nr. 8, S. 2670 – 2674
- [40] **Krewitt 2004** KREWITT, Wolfram (Hrsg.) ; PEHNT, Martin (Hrsg.) ; FISCHEDICK, Manfred (Hrsg.) ; TEMMING, Heiner von (Hrsg.): *Brennstoffzellen in der Kraft-Wärme-Kopplung : Ökobilanzen, Szenarien, Marktpotenziale*. Berlin : Erich Schmidt, 2004 (Beiträge zur Umweltgestaltung ; A 156). – ISBN 3-503-07870-3
- [41] **Krykunov 2004** KRYKUNOV, O. ; MERFERT, I.: *DC/DC-Wandler für Brennstoffzellensysteme*. – Vortrag auf dem Workshop: *Neue Perspektiven der Brennstoffzellentechnologie – Netzeinbindung von Brennstoffzellenanlagen*. Riesa, 2004
- [42] **Larminie 2000** LARMINIE, James ; DICKS, Andrew: *Fuell Cell Systems Explained*. Chichester : Wiley, 2000. – ISBN 0-471-49026-1
- [43] **Laurencelle 2001** LAURENCELLE, F. ; CHAHINE, R. ; HAMELIN, J. ; AGBOSSOU, K. ; FOURNIER, M. ; BOSE, T. K. ; LAPERRIERE, A.: Characterization of a Ballard MK5-E Proton Exchange Membrane Fuel Cell Stack. In: *Fuel Cells J.* 1 (2001), Nr. 1, S. 66 – 71
- [44] **Lee 1998** LEE, J. H. ; LALK, T. R. ; APPLEBY, A. J. : Modeling Electrochemical Performance in Large Scale Proton Exchange Membrane Fuel Cell Stacks. In: *J. Power Sourc.* 70 (1998), S. 258 – 268

- [45] **Lemke 2005** LEMKE, Andreas: *Untersuchung der elektrischen Energieumwandlung für ein autonomes Brennstoffzellensystem*. Magdeburg, Universität, Fak. für Elektrotechnik und Informationstechnik, Inst. für Elektrische Energiesysteme, Studienarbeit, 2005
- [46] **Liu 2005** LIU, Z. ; MAO, Z. ; WU, B. ; WANG, L. ; SCHMIDT, V. M.: Current Density Distribution in PEFC. In: *J. Power Sourc.* 141 (2005), S. 205-210
- [47] **Maiß 2005** MAIß, Jürgen: Prima Klima : Temperatur & Feuchtesensor SHT11. In: *elektor* 36 (2005), Nr. 417, S. 40-43
- [48] **McKay 2004** MCKAY, Denise ; STEFANOPOULOU, Anna: Parameterization and Validation of a Lumped Parameter Diffusion Model for Fuel Cell Stack Membrane Humidity Estimation. In: *IEEE Proceedings of 2004 American Control Conference, 2004*
- [49] **Michon 2004** MICHON, M. ; DUARTE, J. L. ; HENDRIX, M. ; GODOY SIMOES, M.: A Three-Port Bidirectional Converter for Hybrid Fuel Cell Systems. In: *35th Annual IEEE Power Electronics Specialists Conference*. Aachen, 2004
- [50] **Müller-Aulmann 2005** MÜLLER-AULMANN, Michael: Precision- μ C : Die neuen Micro-Converter. In: *elektor* 36 (2005), Nr. 412, S. 38-42
- [51] **Neumann 2005** NEUMANN, Steffen: *Aufbau und Untersuchung eines Feuchtemesssystems für Brennstoffzellensysteme*. Magdeburg, Universität, Fak. für Elektrotechnik und Informationstechnik, Inst. für Elektrische Energiesysteme, Studienarbeit, 2005
- [52] **Nguyen 1993** NGUYEN, T. V. ; WHITE, R. E.: A Water and Heat Management Model for Proton-Exchange-Membrane Fuel Cells. In: *J. Electrochem. Soc.* 140 (1993), No. 8, S. 2178 – 2186
- [53] **O'Neill 1993** O'NEILL, Peter A.: *Industrial Compressors : Theory and Equipment*. Oxford : Butterworth Heinemann, 1993. – ISBN 0-7506-0870-6
- [54] **Oertel 2001** OERTEL, Dagmar ; FLEISCHER, Torsten: *Brennstoffzellen-Technologie : Hoffnungsträger für den Klimaschutz ; Technische, ökonomische. und ökologische Aspekte ihres Einsatzes in Verkehr u. Energiewirtschaft*. Berlin : Erich Schmidt, 2001 (Beiträge zur Umweltgestaltung ; A 146). – ISBN 3-503-06042-1

- [55] **Panasonic/VRLA Batteries** PANASONIC/VRLA BATTERIES: *Valve-Regulated Lead Acid Batteries : Individual Data Sheet UP-RW1245P1*. 2002. – Datenblatt
- [56] **Perma Pure LCC 2004** PERMA PURE LCC: *Product Gallery: MH*. URL <http://www.permapure.com/Products/MH/MH-Perform.htm>. 2004
- [57] **Pohlenz 1984** POHLENZ, Werner (Hrsg.) ; ADOLPH, Ulrich (Hrsg.): *Pumpen für Flüssigkeiten*. 4. Aufl. Berlin : Verl. Technik, 1984
- [58] **Popescu 2005** POPESCU, Alex: *Erprobung und Variation von Routinen einer Brennstoffzellensteuerung mit multitaskfähigem Betriebssystem*. Magdeburg, Universität, Fak. für Elektrotechnik und Informationstechnik, Inst. für Elektrische Energiesysteme, Studienarbeit, 2005
- [59] **Pukrushpan 2004** PUKRUSHPAN, J. T. ; PENG, H ; STEFANOPOULOU, A. G.: Control-Oriented Modeling and Analysis for Automotive Fuel Cell Systems. In: *J. Dyn. Syst. Meas. Contr.* 126 (2004), Nr. 1, S. 14 – 25
- [60] **Purmann 2003** PURMANN, Mathias: *Optimierung des Betriebsverhaltens von PEM-Brennstoffzellen unter Berücksichtigung von elektrischem und Gesamtwirkungsgrad bei unterschiedlichen Lastanforderungen und Betriebsparametern*. Magdeburg, Universität, Fak. für Elektrotechnik und Informationstechnik, Inst. für Elektrische Energiesysteme, Diss., 2003
- [61] **Purmann 2004** PURMANN, M. ; HEIDECK, G. ; STYCZYNSKI, Z. Autonomous Fuel Cell Systems for Island Operation : Demands and Practical Optimisation Approaches. In: *CRIS 2004 PROCEEDINGS : Intern. Inst. for Critic. Infrastruct. ; Secur. Critic. Infrastruct. ; 2nd. Intern. Confer. on Critic. Infrastruct., Sess. 2: Critic. Infrastruct. for DR, Spec. Topic I*. Grenoble, 2004. (CRIS 2004)
- [62] **Purmann 2005** PURMANN, Mathias ; HEIDECK, Günter ; STYCZYNSKI, Zbigniew: Extended Model for the Dynamic Simulation of a PEM Fuel Cell in Stationary Applications. In: *2005 IEEE St. Petersburg Power Tech Confer. Proceed.* St. Petersburg, 2005 (2005 IEEE)

- [63] **Reklaitis 1983** REKLAITIS, G. V. ; RAVINDRAN, A. ; RAGSDALL, K. M.: *Engineering Optimization Methods and Applications*. New York : Wiley, 1983. – ISBN 0-471-05579-4
- [64] **Ren 2001** REN, X ; GOTTFELD, S.: Electro-Osmotic Drag of Water in Poly(perfluorosulfonic acid) Membranes. In: *J. Electrochem. Soc.* 148 (2001), Nr. 1, S. A87 – A93
- [65] **Riedel 2005** RIEDEL, Candy: *Implementierung und Erprobung von Optimierungsalgorithmen für ein PEM-Brennstoffzellensystem auf Basis einer Mikroprozessorsteuerung*. Magdeburg, Universität, Fak. für Elektrotechnik und Informationstechnik, Inst. für Elektrische Energiesysteme, Diplomarbeit, 2005
- [66] **Riefenstahl 2000** RIEFENSTAHL, Ulrich: *Elektrische Antriebstechnik*. Stuttgart : Teubner, 2000. – ISBN 3-519-06429-4
- [67] **Rieke 1987** RIEKE, P. C. ; VANDERBORGH, N. E.: Temperature Dependence of Water Content and Proton Conductivity in Polyperfluorosulfonic Acid Membranes. In: *J. Membrane Sci.* 32 (1987), S. 313 – 328
- [68] **Scherer 2004** SCHERER, Thomas: Virtuelles Löten : LabView - Programmieren für Elektroniker. In: *elektor* 35 (2004), Nr. 406, S. 30-33
- [69] **Scherf 2003** SCHERF, Helmut E.: *Modellbildung und Simulation dynamischer Systeme : mit Matlab- und Simulink-Beispielen*. München : Oldenbourg, 2003. – ISBN 3-486-27285-3
- [70] **Schlag 1993** Schlag, Hans-Peter: *Experimentelle und theoretische Untersuchungen zur Berechnung der Kennlinien von gasbetriebenen Einphaseninjektoren und Gutaufgabeninjektoren*. Düsseldorf : VDI-Verl., 1993 (Fortschritt-Berichte VDI : Reihe 3 ; 313). – ISBN 3-18-141303-8
- [71] **Schneider 2005** SCHNEIDER, M.: *Aufbau einer Brennstoffzellen-Netzeinspeisung*. Magdeburg, Universität, Fak. für Elektrotechnik und Informationstechnik, Inst. für Elektrische Energiesysteme, Diplomarbeit, 2005

- [72] **Schulz 1977** SCHULZ, Hellmuth: *Die Pumpen : Arbeitsweise, Berechnung, Konstruktion*. 13., neubearb. Aufl. Berlin : Springer, 1977. – ISBN 3-540-08098-8
- [73] **Schulze 2005** SCHULZE, Falk: *Wirkungsgradbestimmung an einer autonomen PEM-Brennstoffzellenanlage*. Magdeburg, Universität, Fak. für Elektrotechnik und Informationstechnik, Inst. für Elektrische Energiesysteme, Studienarbeit, 2005
- [74] **Siegfried 1992** SIEGFRIED, H.-J.: *Grundlagen und Grundsaltungen der Regelungstechnik*. Tettngang : Senn, 1992. – ISBN 3-88812-057-7
- [75] **Specht 1990** SPECHT, E. ; JESCHAR, R. ; ALT, R.: *Wärmeübertragung Vorlesungsmanuskript*. Magdeburg, Universität, Fak. für Verfahrens- und Systemtechnik, Inst. für Strömungstechnik u. Thermodynamik, 1990
- [76] **Springer 1991**...SPRINGER, T. E. ; ZAWODZINSKI, T. A. ; GOTTESFELD, S: Polymer Electrolyte Fuel Cell Modell. In: *J. Electrochem. Soc.* 138 (1991), Nr. 8, S. 2334 – 2342
- [77] **Stamann 2005** STAMANN, Mario: *Aufbau und Inbetriebnahme eines Überwachungssystems für Brennstoffzellensysteme*. Magdeburg, Universität, Fak. für Elektrotechnik und Informationstechnik, Inst. für Elektrische Energiesysteme, Studienarbeit, 2005
- [78] **Struck 1983** STRUCK, Herbert: *Dezentrale Wärme-Kraft-Kopplung : Technik und Wirtschaftlichkeit von Blockheizkraftwerken*, Studienarbeit, 1983
- [79] **Styczynski 2002/2003** STYCZYNSKI, Z.: *Skript zur Vorlesung Alternative Energiequellen : Teil: Elektrische Energiesysteme*. Magdeburg, Universität, Fak. für Elektrotechnik, Lehrstuhl Elektrische Netze u. alternative Energiequellen, WS 2002/2003. - Vorlesungsskript
- [80] **Theuring 2005** THEURING, Steffen: *Untersuchungen an einer PEM-Brennstoffzelle*. Magdeburg, Universität, Fak. für Elektrotechnik und Informationstechnik, Inst. für Elektrische Energiesysteme, Diplomarbeit, 2005

- [81] **Vaisala 2003/2004** VAISALA : *Feuchte, Taupunkt, Kohlendioxid, Ammoniak, Luftdruck, Wind*. Stuttgart, 2003-2004, S. 44-47. - Firmenschrift
- [82] **Walter 2004** WALTER, Roland: *AVR-Mikrocontroller-Lehrbuch : Einführung in die Welt der AVR-RISC-Mikrocontroller am Beispiel des ATmega8*. Eberswalde : PS Verl., 2004
- [83] **Xie 1995** XIE, G. ; OKADA, T.: Water Transport Behavior in Nafion 117 Membranes. In: *J. Electrochem. Soc.*, 142 (1995), Nr. 9, S. 3057 – 3062
- [84] **Zawodzinski 1995** ZAWODZINSKI, T. A. ; DAVEY, J. ; VALERIO, J. ; GOTTFELD, S.: The Water Content Dependence of Electro-Osmotic Drag in Proton-Conducting Polymer Electrolytes. In: *Electrochimica Acta* 40 (1995), Nr. 3, S. 297 – 302
- [85] **ZSW 2001** ZSW: *Vorläufige Betriebsanleitung H₂-Luft-Brennstoffzelle mit Teststand*. Ulm, circa 2001. - Datenblatt
- [86] **Zu wenig Wind 2004** Zu wenig Wind. In: *Fonds Magazin* (2004), Nr. 5, S. 19 - 21
- [87] **Zukunft der Brennstoffzellen rückt näher 2005** Zukunft der Brennstoffzellen rückt näher. In: *bzm Brennstoffzellen Magazin* (2005), Nr. 3, S. 16

8 Formelzeichen und Abkürzungen

<u>Formelzeichen</u>	<u>Beschreibung</u>	<u>Einheit</u>
<u>Lateinisch</u>		
a	Wasseraktivität	-
	Differenzhöhe	m
A	Fläche	cm^2
c	Maschinenkonstante	-
	Konzentration	mol/cm^3
c_p / c_v	spezifische Wärmekapazität bei konstantem Druck / Volumen	$J/(g \cdot K)$
D	Diffusionskoeffizient	cm^2/s
e_A	induzierte Ankerspannung	V
EW	Äquivalentes Gewicht der Membran	g/mol
f	Frequenz	Hz
F	Faraday-Konstante, $F=96485 \text{ C/mol}$	C/mol
g	Fallbeschleunigung	m/s^2
G	Gibb'sche oder freie Enthalpie	kJ/mol
h	Spezifische Enthalpie	J/g
h_o	oberer Heizwert	J/mol
h_B	Heizwert Brenngas	J/mol
H	Enthalpie, Heizwert	kJ/mol
\dot{H}	Enthalpiestrom	$W/(mol \cdot s)$
i	Strom	A
	Stromdichte einer Brennstoffzelle	A/cm^2
i_0	Austauschstromdichte	A/cm^2
i_{grenz}	Grenzstromdichte	A/cm^2
I	Stromstärke	A

J	Trägheitsmoment	kgm^2
k	Konstante	
L	Induktivität	mH
m	Masse	g
	Anzahl der Umdrehungen	
\dot{m}	Massenstrom	g/s
M	Moment	Nm
	molare Masse	g/mol
n	Drehzahl	min^{-1}
	Zellenzahl eines Brennstoffzellenstacks	-
n_d	Dragkoeffizient, Anzahl der pro Proton mitgeschleppten Wassermoleküle	-
p	Druck	bar, bar_a
P	Leistung	W
Q	Wärmemenge	W
		W/mol
\dot{Q}	Wärmestrom	W/s
r_0	Verdampfungswärme bei 0°C	J/g
R	ohmscher Widerstand	$\Omega, \Omega cm^2$
	spezielle Gaskonstante	$J/(g \cdot K)$
S	Entropie	$kJ/(mol \cdot K)$
t	Zeit	s
	Dicke der Membran	μm
	Temperatur	$^{\circ}C$
T	Temperatur	K
	Zeitkonstante, Periodendauer	s
u	Spannung eines elektrischen Aktors	V

U	Spannung einer Brennstoffzelle	V
v	Geschwindigkeit	m/s
V	Volumen	cm^3, m^3, l
\dot{V}	Volumenstrom	NI/min
		mol/s
Y	Spezifische Förderarbeit	Nm/kg
z	Zylinderzahl	-
z_i	Anzahl der ausgetauschten Elektronen	-

Griechisch

α	Wärmeübergangskoeffizient	$W/(K \cdot m^2)$
χ	absolute Feuchte	g/g
	Massenkonzentration	-
ε	Verhältnis von Schad- zu Hubvolumen	-
	Emissionsgrad	-
γ	molarer Volumenanteil	-
η	Wirkungsgrad	-
	Viskosität	Ns/m^2
φ	Verdrehwinkel	-
	relative Feuchte	-
κ	Verhältnis von c_p zu c_v	-
λ	Stöchiometrie	-
	Membranwassergehalt	-
v_T	Tastverhältnis	-
π_D	Verhältnis von druck- zu saugseitigem Druck	-
ρ	Stoffdichte	g/cm^3
σ	Membranleitfähigkeit	$1/(\Omega \cdot cm)$

σ_S	Stefan-Boltzmann-Konstante, $\sigma_S = 5,67 \cdot 10^{-8} W(m^2 \cdot K^4)$	$W(m^2 \cdot K^4)$
ω	Drehzahl	s^{-1}
Ψ_E	Erregerflussverkettung	Vs

Indizes

<i>0</i>	tiefgestellt: Leerlauf, Anfangszustand
	hochgestellt: Standardbedingungen
<i>a</i>	ausgeschaltet
<i>A</i>	Anker
<i>AC</i>	Wechselstrom
<i>akt</i>	Aktivierungsverluste
<i>An</i>	Anode
<i>aus</i>	Ausgangsgröße
<i>B</i>	Brennstoff
	Bubbler, Windkessel
<i>Bat</i>	Batterie
<i>BZ</i>	Brennstoffzelle
<i>D</i>	Druckseite
	Dampf
<i>Düse</i>	Düsengröße
<i>e</i>	eingeschaltet
<i>E</i>	Edukt
<i>ein</i>	Eingangsgröße
<i>el</i>	elektrisch
<i>F</i>	Förderleitung
	Fluss
<i>fl</i>	flüssig
<i>g</i>	gasförmig

<i>Gas</i>	Gas
<i>ges</i>	gesamt
<i>GR</i>	Gleitreibung
<i>h</i>	hydraulisch
<i>H</i>	Hubraum
<i>H₂</i>	Wasserstoff
<i>H₂O</i>	Wasser
<i>HR</i>	Haftreibung
<i>i</i>	innere bzw. an Fördermedium übertragende Größe
<i>i=0</i>	ohne Stromfluss
<i>K</i>	Kompressor
	an der Kupplung anliegende Größe
<i>Ka</i>	Kathode
<i>Kl</i>	Klemme
<i>Komp</i>	Kompression
<i>Konv</i>	Konvektion
<i>konz</i>	Konzentrationsverluste
<i>KW</i>	Kühlwasser
<i>L</i>	Induktivität
<i>Luft</i>	Luft
<i>m</i>	mechanisch
<i>M</i>	Motor
	Mischstrom
	Messwert
<i>max</i>	Maximum
<i>Mem</i>	protonenleitende Membran PEM
<i>min</i>	Minimum

<i>N</i>	Größe bezogen auf die Nernstgleichung nutzbarer Anteil
<i>N₂</i>	Stickstoff
<i>O</i>	Oberfläche
<i>O₂</i>	Sauerstoff
<i>ohm</i>	ohmsche Verluste
<i>prod</i>	in der Brennstoffzelle produziertes Wasser
<i>R</i>	Reibung
<i>Re</i>	Rezirkulationspumpe
<i>rev</i>	reversibel
<i>s</i>	isentrop
<i>S</i>	Sättigungszustand, Schadraum, Saugseite
<i>soll</i>	Sollgröße
<i>St</i>	Brennstoffzellenstack
<i>Str</i>	Strahlung
<i>Sys</i>	System
<i>T</i>	Treibstrahlstrom
<i>th</i>	theoretische Größe
<i>tn</i>	thermo neutral
<i>tr</i>	Membran im trockenen Zustand
<i>Umg</i>	Umgebung
<i>verbr</i>	durch chemische Reaktion verbrauchter Reaktant
<i>verd</i>	verdampft
<i>Verl</i>	Verluste
<i>vol</i>	volumetrisch
<i>VR</i>	viskose Reibung

<i>Zelle</i>	einzelnen Brennstoffzelle
<i>Zir</i>	Zirkulierende Größe
<i>Zw</i>	Zwischenkreis

Anhang a

Kompressor zur Wasserstoffrezirkulation [60]

Zur Simulation der stationären Kennlinie liegen Daten für eine vermessene Gaspumpe vom Typ GKM 12/07 vor. Die Pumpe kann bei Nennspannung bis zu 20 NI/min transportieren. Die Druckverluste, die beim Transport von Wasserstoff durch die Kanäle auftreten, sind gering und können von der Pumpe mühelos überwunden werden. Die Messungen an der Pumpe haben gezeigt, dass ein nahezu linearer Zusammenhang von Volumenstrom und Druckerhöhung bei verschiedenen Drehzahlen besteht. Durch den Antrieb der Pumpe mit einem Gleichstrommotor ist der Zusammenhang von Drehzahl und Klemmenspannung ebenfalls linear, so dass zur Beschreibung dieses Sachverhaltes folgender Ansatz gewählt werden kann (a.1):

$$\dot{V} = k_1 \cdot \Delta p_{Re} + k_2 \cdot U_{KI} \quad (\text{a.1})$$

Ebenfalls mit einem linearen Ansatz kann die Abhängigkeit der elektrischen Leistung vom Volumenstrom und der Klemmenspannung dargestellt werden (a.2):

$$P_{Re} = (k_3 + k_4 \cdot U_{KL}) \cdot \dot{V}_{H_2} + k_5 + k_6 \cdot U_{KI} \quad (\text{a.2})$$

Der Zirkulationsvolumenstrom ist über den Wasserstoffumsatz, die Anzahl der Stackzellen und dem Stackstrom definiert (a.3):

$$\dot{V}_{Zir} = (\lambda_{H_2} - 1) \cdot 0,00696 \cdot I_{Bz} \cdot n_{Bz} \quad (\text{a.3})$$

Damit ergibt sich durch Zusammenführung der Gleichungen (a.1) und (a.3) der benötigte Zusammenhang für die Klemmenspannung U_{KI} (a.4):

$$U_{KI} = \frac{(\lambda_{H_2} - 1) \cdot 0,00696 \cdot I_{Bz} \cdot n_{Bz} - k_1 \cdot \Delta p_{Re}}{k_2} \quad (\text{a.4})$$

Damit ist der Ansatz für den Gaskompressor unter stationären Bedingungen hinreichend genau beschrieben.

Das dynamische Verhalten einschließlich der Beschreibung des Versuchsaufbaues ist in [60] dargestellt.

Anhang b

Herleitung zum Feuchtemanagement [80]

Der Gesamtdruck p des Gas-Dampf-Gemisches Luft ergibt sich aus der Summe der Partialdrücke des Gases p_G und des Dampfes p_D nach Gleichung (b.1). Die relative Feuchte φ des Gases ist durch das Verhältnis von Dampfdruck p_D und dem Sättigungsdruck p_S bestimmt (Gleichung (b.2)). Das Gas ist gesättigt, wenn es nicht mehr in der Lage ist, weiter Wasser gasförmig aufzunehmen. In diesem Fall ist der Dampfdruck gleich dem Sättigungsdruck und somit die relative Feuchte gleich 1 oder 100 %.

$$p = p_{\text{Gas}} + p_D \quad (\text{b.1})$$

$$\varphi = \frac{p_D}{p_S} \quad (\text{b.2})$$

Die Taupunkttemperatur des Gases, kurz Taupunkt, ist erreicht, wenn aus dem Gas Wasser kondensiert. Die Kondensation beginnt bei der relativen Feuchte von 100 %. Die Taupunkttemperatur kann aus der Sättigungsdampfdruckkurve ermittelt werden. Wegen der Abhängigkeit der relativen Feuchte von der Temperatur ist die temperaturunabhängige absolute Feuchte χ eines Gases von Interesse. Sie ist definiert als Verhältnis von der Dampfmasse m_D und Gasmasse m_{Gas} (Gleichung (b.3)).

$$\chi = \frac{m_D}{m_{\text{Gas}}} = \frac{m_D}{m - m_D} = \frac{R_{\text{Gas}}}{R_D} \frac{\varphi \cdot p_S}{p - \varphi \cdot p_S} \quad (\text{b.3})$$

Dabei ist m die Gesamtmasse des Gemischs.

Werden in die Gleichung (b.3) die Gaskonstanten für Luft $R_{\text{Luft}} = 287,1$ und Dampf $R_D = 461,5 \text{ J/(kgK)}$ eingesetzt, so entsteht die Gleichung (b.4) für die absolute Feuchte des Gasgemisches:

$$\chi_{\text{Luft}} \left[\frac{\text{g}}{\text{g}} \right] = 0,622 \frac{\varphi \cdot p_D}{p - \varphi \cdot p_D} \quad (\text{b.4})$$

Zur Bestimmung der durch das Gas ausgeführten absoluten Wassermenge muss neben der Temperatur und der gemessenen relativen Feuchte des Gases auch noch dessen Druck an der Messstelle bekannt sein. Wird die Gleichung (b.4) nach dem

Dampfdruck umgestellt, so ergibt sich Gleichung (b.5), die den Zusammenhang verdeutlicht:

$$\varphi \cdot p_s = p_D = \frac{\chi_{Luft}}{0,622 + \chi_{Luft}} p \quad (b.5)$$

Nachfolgend werden wichtige modellierungsrelevante Ansätze genannt.

Der Gesamtdruck p eines feuchten Gases setzt sich aus den Partialdrücken des Gases und des Wasserdampfes zusammen.

$$p = p_{Gas} + p_{H_2O,g} \quad (b.6)$$

Der Sättigungsdruck p_s von Wasserdampf innerhalb eines gasförmigen Mediums ist nur von der Temperatur t [°C] abhängig und lässt sich z.B. mit folgendem Regressionsansatz (Gültigkeitsbereich 0 bis 100 °C) beschreiben [37].

$$p_s [Pa] = 611 \cdot \exp(7,257 \cdot 10^{-2} \cdot t - 2,937 \cdot 10^{-4} \cdot t^2 + 9,810 \cdot 10^{-7} \cdot t^3 - 1,901 \cdot 10^{-9} \cdot t^4) \quad (b.7)$$

Liegt das feuchte Gas bei einer bestimmten Temperatur im ungesättigten Zustand vor, so kann über die relative Feuchte φ der Wasserdampfpartialdruck ermittelt werden. Die relative Feuchte ist gleich dem Verhältnis von Wasserdampfpartialdruck $p_{H_2O,g}$ und Sättigungsdruck p_s . Für den gesättigten Zustand gilt demnach $\varphi = 1$ ($p_{H_2O,g} = p_s$). Die relative Feuchte kann mit Hilfe eines Feuchtesensors gemessen werden und wird in Prozent angegeben.

$$\varphi = \frac{p_{H_2O,g}}{p_s} \quad (b.8)$$

Mit Hilfe des Sättigungsdruckes des Wasserdampfes sowie der relativen Feuchte und des Gesamtdruckes des Transportmediums lässt sich der Massenanteil des Wasserdampfes – die absolute Feuchte – innerhalb eines Kilogramms des trockenen Gases bestimmen [13]. Sie ist definiert als Verhältnis von Dampfmasse $m_{H_2O,g}$ zur Gasmasse m_{Gas} .

$$x_{Gas} = \frac{m_{H_2O,g}}{m_{Gas}} = \frac{m_{H_2O,g}}{m - m_{H_2O,g}} = \frac{R_{Gas}}{R_{H_2O,g}} \cdot \frac{\varphi \cdot p_s}{p - \varphi \cdot p_s} \text{ in } \left[\frac{kg_{H_2O,g}}{kg_{tr.Gas}} \right] \quad (b.9)$$

Mit Einsetzen der spezifischen Gaskonstanten R für Wasserdampf ($R_{\text{H}_2\text{O,g}} = 461,5 \text{ J/kgK}$), Luft ($R_{\text{Luft}} = 287,4 \text{ J/kgK}$) und Wasserstoff ($R_{\text{H}_2} = 4124,3 \text{ J/kgK}$) wird erhalten

$$\chi_{\text{Luft}} = 0,622 \cdot \frac{\varphi \cdot p_s}{p - \varphi \cdot p_s} \text{ in } \left[\frac{\text{kg}_{\text{H}_2\text{O}}}{\text{kg}_{\text{tr.Luft}}} \right] \quad (\text{b.10})$$

$$\chi_{\text{H}_2} = 8,937 \cdot \frac{\varphi \cdot p_s}{p - \varphi \cdot p_s} \text{ in } \left[\frac{\text{kg}_{\text{H}_2\text{O}}}{\text{kg}_{\text{tr.H}_2}} \right]. \quad (\text{b.11})$$

Die absolute Feuchte bleibt bei Absinken der Gastemperatur solange konstant, bis der Sättigungszustand ($\varphi = 1$) erreicht ist (Taupunkt). Der Partialdruck des Dampfes folgt dabei dem geringer werdenden Sättigungsdruck.

Über die absoluten Feuchtegehalte der Medienströme lassen sich unter Vorgabe der eingestellten Volumenströme die eingebrachten Enthalpieströme berechnen. Die Enthalpieströme der beiden Prozessmedien stellen deren Energieinhalte dar. Der Enthalpiestrom der Luft lässt sich über die Anteile aus fühlbarer und latenter Wärmeenergie ausdrücken. Der Anteil latenter Wärmeenergie beschreibt den Energieinhalt des dampfförmig in der Luft vorliegenden Wassers. Die latente Wärmeenergie wird bei Phasenumwandlung des Wasserdampfes zu flüssigem Wasser freigesetzt.

$$\dot{H}_{\text{Luft,ein}} = \dot{m}_{\text{Luft,ein}} \cdot (h_{\text{Luft,ein}} + \chi_{\text{Luft,ein}} \cdot h_{\text{H}_2\text{O,g}}) \text{ in } [W] \quad (\text{b.12})$$

Die Brennstoffenthalpie des zugeführten Wasserstoffs setzt sich aus den gleichen Anteilen zusammen wie die der Luft. Hinzu kommt allerdings der chemisch gebundene, als Brennwert h_B bezeichnete, Anteil. Im Falle der Niedertemperaturbrennstoffzellen wird zur Berechnung der obere Heizwert ($h_B = -285,84 \text{ kJ/mol}$) herangezogen, da angenommen wird, dass sich das Produktwasser in flüssiger Form bildet. Der Enthalpiestrom des Wasserstoffs lässt sich über Gleichung (b.13) berechnen.

$$\dot{H}_{\text{H}_2,\text{ein}} = \dot{m}_{\text{H}_2,\text{ein}} \cdot (h_{B,\text{H}_2} + h_{\text{H}_2,\text{ein}} + \chi_{\text{H}_2,\text{ein}} \cdot h_{\text{H}_2\text{O,g}}) \text{ in } [W] \quad (\text{b.13})$$

Die Enthalpien der abgeführten Medienströme setzen sich aus den gleichen Anteilen zusammen, nur dass sich die einzelnen Anteile – beispielsweise durch Aufnahme von Produktwasser oder Verbrauch von Wasserstoff usw. – in ihrem Betrag verändert haben. Die spezifische Enthalpie eines trockenen Gases berechnet sich mit Gleichung (b.14) und die des dampfförmigen Wassers mit Gleichung (b.15) [35].

$$h_i = c_{p,i} \cdot t_i \text{ in } \left[\frac{\text{kJ}}{\text{kg}} \right] \quad (\text{b.14})$$

$$h_{\text{H}_2\text{O},g} = c_{p,\text{H}_2\text{O},g} \cdot t_i + r_n \text{ in } \left[\frac{\text{kJ}}{\text{kg}} \right] \quad (\text{b.15})$$

Die spezifische Enthalpie eines feuchten Gases setzt sich aus den beiden Anteilen zusammen (Gleichung (b.16)). Liegt ein feuchtes Gas in übersättigtem Zustand vor, wird neben dem dampfförmigen Wasser auch flüssiges Wasser transportiert, so muss ein dritter Term berücksichtigt werden (Gleichung (b.17)).

$$h_{(1+x),i} = c_{p,i} \cdot t_i + \chi_i \cdot (c_{p,\text{H}_2\text{O},g} \cdot t_i + r_n) \text{ in } \left[\frac{\text{kJ}}{\text{kg}} \right] \quad \varphi \leq 1 \quad (\text{b.16})$$

$$h_{(1+x),i} = c_{p,i} \cdot t_i + \chi_s \cdot (c_{p,\text{H}_2\text{O},g} \cdot t_i + r_n) + (\chi_i - \chi_s) \cdot c_{\text{H}_2\text{O},(fl)} \cdot t_i \text{ in } \left[\frac{\text{kJ}}{\text{kg}} \right] \quad \varphi > 1 \quad (\text{b.17})$$

In der Gleichung (b.17) sind die spezifische Wärmekapazität $c_{p,i}$ des Gases i , t_i die Temperatur des Gases i , die spezifische Wärmekapazität $c_{\text{H}_2\text{O},g}$ des Wasserdampfes ($c_{p,\text{H}_2\text{O},g} \approx 1,86 \text{ kJ/kgK}$), die spezifische Verdampfungswärme r_n des Wassers ($r_n(0^\circ\text{C}) = 2500 \text{ kJ/kg}$), die spez. Wärmekapazität $c_{\text{H}_2\text{O},(fl)}$ flüssigen Wassers, die absolute Feuchte des Gases χ_i und die absolute Sättigungsfeuchte χ_s des Gases i bei vorliegender Gastemperatur t_i enthalten [32].

Anhang c

Membranbefeuchter

- Energiebilanz [75]

Die Befeuchtung der trockenen Gase entspricht den Verhältnissen eines Wärmeübertragers. Die Energiebilanz des Wärmeübertragers ist in Abbildung c.1 dargestellt. Die Enthalpieabnahme des Wassers führt zur Enthalpieerhöhung des Edukts und ist in Gleichung (c.1) bzw. (c.2) formuliert. Der Index E steht für Edukt und kann sowohl Luft als auch Wasserstoff sein.

$$-\dot{Q}_{H_2O} = \dot{M}_{H_2O}(h'_{H_2O} - h_{H_2O}) = \dot{Q}_E = \dot{M}_E(h'_E - h_E) = \dot{Q} \quad (c.1)$$

$$\Delta\dot{Q} = \Delta\dot{H}_E = -\Delta\dot{H}_{H_2O} \quad (c.2)$$

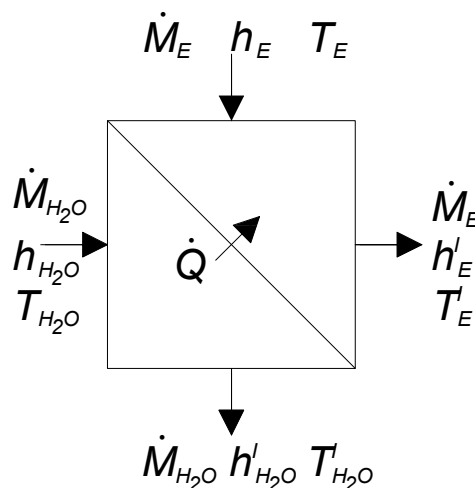


Abbildung c.1: Energiebilanz eines Wärmeübertrages

Der Temperaturverlauf des Edukts ergibt sich aus der Enthalpiestromänderung des Wassers (c.3) und dem durch die Membran übertragenen Wärmestrom gemäß dem Newtonschen Ansatz (c.4).

$$\Delta\dot{H}_{H_2O} = \dot{m}_{H_2O} \cdot c_{H_2O} \cdot \Delta T_{H_2O} \quad (c.3)$$

$$\Delta\dot{Q} = k(T_{H_2O} - T_E) \frac{A}{L} \Delta x \quad (c.4)$$

Mit den beiden Gleichungen (c.3) und (c.4) und dem Kapazitätsstrom ergibt sich aus der Bilanz in Gleichung (c.2) folgender Ausdruck

$$\dot{W}_E \frac{dT_E}{dx} + \frac{kA}{L}(T_E - T_{H_2O}) = 0 \quad (c.5)$$

Für unterschiedliche Kapazitätsströme von Wasser und Edukt folgt aus Gleichung (c.2).

$$\dot{W}_{H_2O}(T_{H_2O}(x) - T_M) = \dot{W}_E(T_M - T_E(x)) \quad (c.6)$$

Aus Gleichung (c.5) und (c.6) wird die Wassertemperatur eliminiert, sodass die entkoppelte Differentialgleichung (c.5) nur noch von der Edukttemperatur T_E und der mittleren Ausgleichstemperatur T_M abhängt (c.7).

$$T_E = (T_{E_{x=L}} - T_M) \exp \left[\left(1 + \frac{\dot{W}_E}{\dot{W}_{H_2O}} \right) \frac{kA}{\dot{W}_E} \left(1 - \frac{x}{L} \right) \right] + T_M \quad (c.7)$$

Der Temperaturverlauf des Edukts gilt für den Wärmeübertrager im Gegenstrom. Die Edukteintrittstemperatur ist an der Stelle $x = L$ und die Austrittstemperatur für $x = 0$ definiert. Die Ausgleichstemperatur ist aus Gleichung (c.6) zu ermitteln.

- Einfluss der Edukttemperatur [32]

Von der ermittelten Temperatur des Edukts in Abhängigkeit vom Wärmeeintrag des Wassers, dem Wärmedurchgangskoeffizienten k , der den Wärmedurchgang an der Membran darstellen soll, der Strömungsführung und der geometrischen Abmessungen des Befeuchters ist nun der Zusammenhang zwischen Befeuchtung und Temperatur herzuleiten. Das Edukt sei Luft.

Die absolute Feuchte χ hängt vom Wasserdampfpartialdruck p und der Temperatur ab.

$$\chi = 216,7 \frac{p}{T_E} \quad (c.8)$$

Der Wasserdampfpartialdruck ist dem Sättigungsdampfdruck p_s und der relativen Feuchtigkeit φ direkt proportional. Mit dem Ziel der vollständigen Befeuchtung des Edukts ($\varphi = 1$) ergibt sich der Sättigungsdampfdruck mit der *Magnus-Formel*

$$p_{H_2O} = 6,112 \exp\left(\frac{17,62 \cdot (273,12 + T_E)}{(T_E - 30)}\right). \quad (c.9)$$

Gleichung (c.9) in (c.8), unter der Voraussetzung $\varphi = 1$, eingesetzt zeigt den Zusammenhang der absoluten Feuchte von der Lufttemperatur.

$$\chi = \frac{1324,5}{T_E} \exp\left(\frac{17,62 \cdot (273,12 + T_E)}{(T_E - 30)}\right) \quad (c.10)$$

- Aufstellen des Regelkreises [74]

Die vom Wasser eingetragene Wärmeleistung entspricht der vom Edukt aufgenommenen Wärmeleistung. Aus Gleichung (c.1) folgt

$$\dot{Q} = c \cdot V \cdot \rho \cdot \frac{dT}{dt}. \quad (c.11)$$

Die Differentialgleichung im Zeitbereich lautet

$$b \cdot u(t) = \dot{y}(t) \quad (c.12)$$

mit dem Koeffizienten

$$b = \frac{1}{c \cdot V \rho}. \quad (c.13)$$

Die Umwandlung vom Zeitbereich in den Bildbereich erfolgt durch die *Laplace*-Transformation. Gleichung (c.12) ergibt *Laplace*-transformiert

$$Y(s) = \frac{b \cdot U(s)}{s} - \frac{y(0)}{s}, \quad (c.14)$$

mit konstanter zugeführter Wärmeleistung $\varphi(s)$ des Wassers. Für eine variierende Wärmeleistung ergibt sich ein anderer Zusammenhang für $\varphi(s)$, der hier nicht betrachtet wird.

Die Übertragungsfunktion G_S ist aus Gleichung (c.14) ersichtlich und entspricht einem I-Glied.

$$G(s) = \frac{Y(s)}{U(s)} = \frac{b}{s}. \quad (c.15)$$

Als Regler wird ein P-Glied mit der Reglerverstärkung k_p benutzt, sodass folgender Regelkreis entsteht (Abbildung c.2).

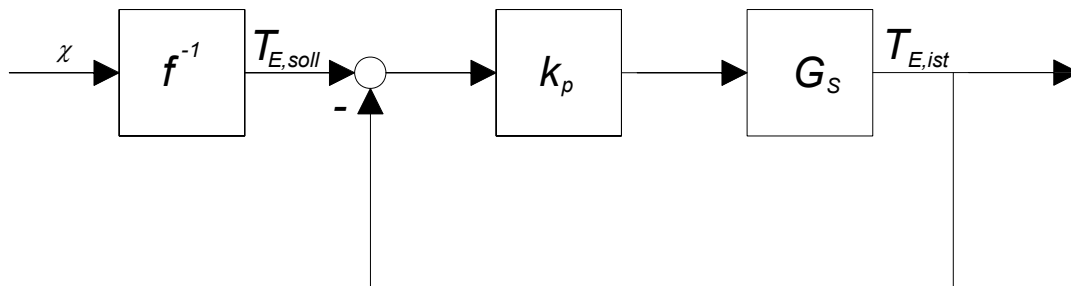


Abbildung c.2: Regelkreis zur Bestimmung der absoluten Feuchte

Die Regelgröße $T_{E,ist}$ wird mit der Solltemperatur $T_{E,soll}$, die über den funktionalen Zusammenhang in Gleichung (c.10) bzw. (c.16) vorgegeben ist, verglichen, worauf der P-Regler den Wärmeeintrag des Wassers in Abhängigkeit der erforderlichen Temperatur (Feuchtigkeit) einstellt.

$$T_E = f^{-1}(\chi) = T_{E,soll} \quad (c.16)$$

In Abbildung c.3 ist der Regelkreis, der mit Simulink erstellt wurde, dargestellt.

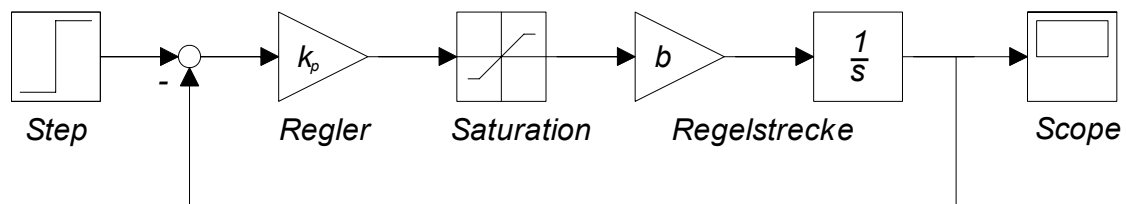


Abbildung c.3: Regelkreis für die Befeuchtung

Die Regelstrecke stellt das dynamische System „Befeuchter“ dar.

Der P-Regler wird durch die Saturation limitiert. Wenn der Sättigungsdampfdruck erreicht ist, ist ein weiterer Anstieg der Wärmezufuhr nicht mehr erwünscht bzw. möglich.

In Abbildung c.4 ist die Regelgröße für einen beliebigen Temperaturwert in Abhängigkeit der Zeit dargestellt. Die Dynamik der Sprungantwort, d.h. wie schnell das System auf eine Regleränderung reagiert, die durch die Trägheit des Systems „Befeuchter“ gekennzeichnet ist, ist durch den Temperaturanstieg ersichtlich.

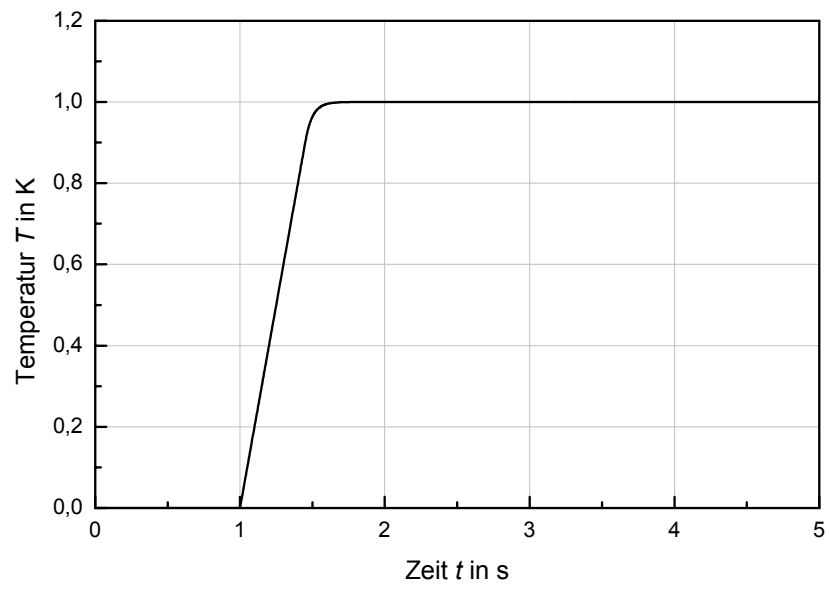


Abbildung c.4: Sprungantwort des Regelkreises

Anhang d

Eingesetzter Wechselrichter (Inverter)

Tabelle d.1: Technische Daten des Wechselrichters

Batterieanschluss (Klemmen –B +B)	
Nennspannung	24 V
zulässiger Eingangsspannungsbereich	20...30 V
max. Stromaufnahme/Absicherung	30 A/40 A
typ. Eigenverbrauch	3,6 W
Mindest-Amperestundenzahl der Batterie	40 Ah
230 V Ausgang (Schutzkontakt-Steckdose)	
Ausgangsspannung	225 V \pm 5 %
Ausgangsfrequenz	50 Hz \pm 1 %
Ausgangsstrom dauer/maximal	1,8 A/5,4 A
max. Daueranschlußleistung bei $\cos \varphi > 0,8$	400 VA
max. Spitzenleistung bei $\cos \varphi > 0,8$	1200 VA
typ. Wirkungsgrad (Nennlast 400 W)	90 %
Tiefentladeschutz	
Anzeige der Entladevorwarnung	< 24 V
Abschaltschwelle des Tiefentladeschutzes	20,8 V
Rückschaltschwelle	24,6 V



Abbildung d.1: Eingesetzter Wechselrichter [45]

Anhang e

Feuchtemessgerät [51]

Das Feuchtemessgerät hat ein Display, auf dem die gemessenen und berechneten Größen von relativer Feuchte, Taupunkt und Temperatur angezeigt werden. An der einen Stirnseite befinden sich die Anschlüsse für zwei Sensoren und an der anderen die Steckverbinder für die Kommunikationsschnittstelle, Stromversorgung und analoge Signalausgabe der Feuchte. Die folgenden Bilder [51] zeigen das gesamte Feuchtemesssystem und die Stirnseiten mit den Anschlüssen.



Abbildung e.1: Feuchtemessgerät

Anhang f

Abbildungen des Versuchsstandes und des Referenzsystems



Komponenten:

Elektrolyseur
 Wechselrichter
 Netzsimulator
 Verbraucher
 Messdatenerfassung
 Mikrorechnersteuerung

Abbildung f.1: Bildhafte Darstellung des Versuchsstandes [60]

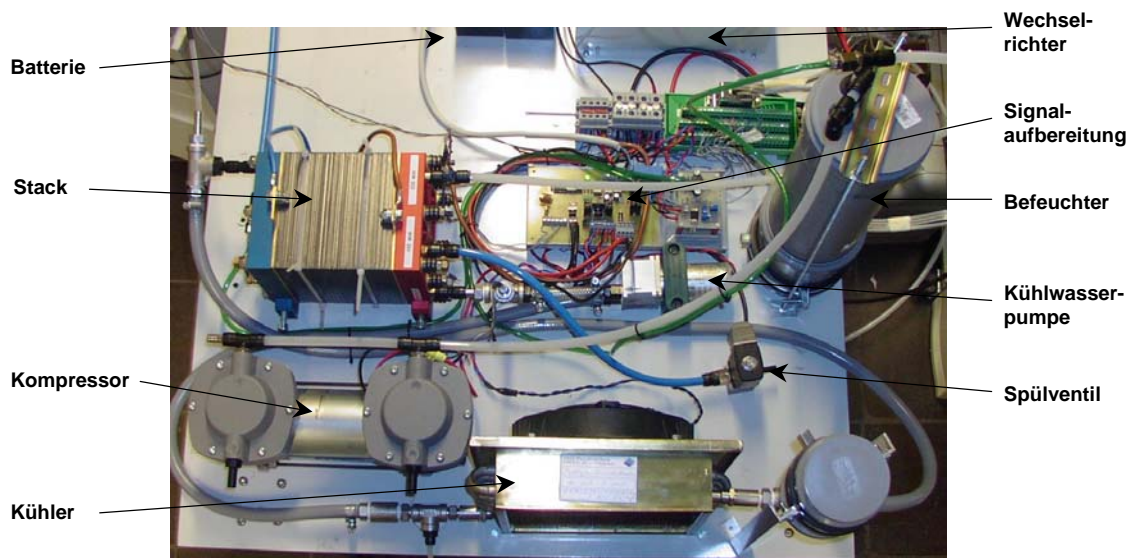


Abbildung f.2: Bildhafte Darstellung des Referenzsystems [7]