

# MODELLBASIERTE AUSLEGUNG DES ANTRIEBSSTRANGS EINES NT-PEM-BRENNSTOFFZELLEN-DEMONSTRATORFAHRZEUGS

**Rico Löser, Patrick Wiener, Alexander Pierer, Michael Hoffmann**

*Abstract: Diese Arbeit setzt sich mit der Gesamtheit des Antriebsstrangs vom Brennstoffzellen-Modul bis zum Rad auseinander. Hierfür wird das Verhalten der Niedertemperatur-Polymerelektrolyt-Brennstoffzelle als Einzelzelle und zusammengeschaltet als Stack mithilfe eines vereinfachten Greybox-Modell in MATLAB/Simulink beschrieben. Das Modell, welches zudem an ein idealisiertes aber aussagekräftiges Antriebsstrangmodell gekoppelt ist, erlaubt die Auslegung der Antriebskomponenten für konkrete Betriebsszenarien unter Variation der zu- und abgeführten Medien sowie der Zustandsgrößen Temperatur und Druck. Simulierte Drehmomentverläufe im berechneten Motorkennfeld mit effektivem Arbeitspunkt, Zwischenkreisspannungen und auftretende Verluste in den elektrischen Komponenten bieten die Grundlage, um bereits in der Entwicklungsphase das Zusammenwirken der Antriebskomponenten abzuschätzen und den Antriebsstrang für ein Demonstratorfahrzeug auslegen zu können.*

KEYWORDS: SIMULATION, BRENNSTOFFZELLE, ANTRIEBSSTRANG

## 1. EINLEITUNG UND MOTIVATION

Mit Verabschiedung der nationalen Wasserstoffstrategie im Juni 2020 hat der Bund den politischen Rahmen für die Umsetzung der Energiewende gelegt [BMW, 2020]. Im automobilen Sektor hat sich die Niedertemperatur-Polymer-Elektrolyt-Membran Brennstoffzelle (NT-PEM BZ) als eine geeignete alternative Antriebsform gegenüber Verbrennungsmotoren herauskristallisiert. So setzt auch z.B. der neue Toyota Mirai II auf diese Brennstoffzellenart, indem 330 Zellen zu einem Stapel verschaltet werden [Toyota, 2021]. Auch in der Forschung ist dieser Trend klar zu erkennen. Jedoch sind Aussagen über das Betriebs- und Fehlverhalten der BZ meist nur mit immensen experimentellen Aufwand zu erzielen. Prozesse im Inneren der Zelle können nur begrenzt abgeschätzt werden. Aus diesem Grund ist der Einsatz der Simulation ein prädestiniertes Mittel, um neue Erkenntnisse über das Betriebs- und Fehlverhalten zu gewinnen. So sind Simulationsmodelle mittlerweile in der Lage das Betriebsverhalten der BZ zuverlässig vorherzusagen und abzubilden z.B. [Vath, 2009], [Meiler, 2013], [Vetter, 2018], [Chugh, 2020]. Hier liegt der Fokus auf dem Verständnis der BZ selbst und die für die Fahrzeugentwicklung notwendige Auslegung der zugehörigen Antriebskomponenten wird nicht im Detail betrachtet. Um dem entgegenzuwirken zielt diese Arbeit darauf ab, eine Kopplung zwischen den Teilmodellen der Brennstoffzelle und des Antriebsstrangs herzustellen und so neue Möglichkeiten in der Entwicklung zu legen. Beide Modelle bilden mit einer hinreichenden Detailtiefe die zentralen Funktionalitäten ab und nehmen an geeigneten Stellen Vereinfachungen an, um den Rechenaufwand zu minimieren und damit auch für den potenziellen Betrieb im Fahrzeug geeignet zu sein.

## 2. MODELLENTWICKLUNG BRENNSTOFFZELLENMODUL

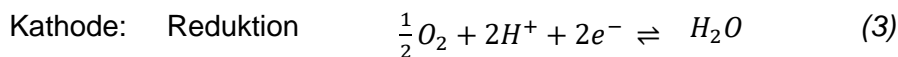
Das Simulationsteilmodell des Brennstoffzellenstapels ist ein skalierbares stationäres OD-Modell einer einzelnen NT-PEM BZ mit 1 cm<sup>2</sup> aktiver Membranfläche  $A_{aktiv}$  (verwendeter Elektrolyt Nafion®), welches verzögerungsfrei reagiert und dynamische Vorgänge infolge eines Hoch- und Runterfahrens der Brennstoffzelle nicht berücksichtigt. Periphere Elemente werden

als idealisiert angenommen und haben damit keine Auswirkungen auf das Zellverhalten. Rückkopplungen von Zustandsgrößen erfolgen nicht. Es werden zudem nur konzentrierte Parameter im Modell verwendet. Als Eingabeparameter dienen die relativen Feuchten  $\varphi_{An}$  und  $\varphi_{Kath}$ , die Zustandsgröße Temperatur  $T_{An}$  bzw.  $T_{Kath}$ , die Eingangsdrücke  $p_{ein,An}$  bzw.  $p_{ein,Kath}$  sowie der Betriebsdruck  $p_{geg}$ . Als Führungsgröße wird die Stromdichte  $J$  im Modell verwendet, welche schrittweise bis zu einem freiwählbaren Arbeitspunkt erhöht wird. Daraus wird die Zellspannung  $U_{BZ}$  über eine Überpotenzialbildung wie folgt berechnet:

$$U_{BZ} = E_{rev}(T_{BZ}, p) - U_{akt} - U_{Konz} - U_{\Omega} - U_{cross} - U_{Misch} - U_{\lambda_{St}} \quad (1)$$

## 2.1. Grundlagen

NT-PEM BZ basieren auf dem Prinzip der Umwandlung der in Wasserstoff chemisch gebundenen Energie in elektrische Energie und sind aus den Modellierungsblöcken Anode, Elektrolyt, Kathode und einem äußeren Laststromkreis aufgebaut (vgl. Abb. 1). Der über Gaskanäle in die Anode transportierte Wasserstoff oxidiert an der meist mit Platin versetzten katalytischen Schicht der halbdurchlässigen Nafion®-Membran, wodurch Wasserstoffprotonen und Elektronen entstehen Gl. (2). Die durch die Membran diffundierenden Wasserstoffprotonen reagieren an der Kathode mit Sauerstoff und mit den über den Laststromkreis zur Kathode sich bewegenden Elektronen zu Wasser Gl. (3). Beide Teilreaktionen lassen sich zu Redoxreaktion Gl. (4) zusammenfassen:



Mithilfe der freien molaren Reaktionsenthalpie der Gesamtreaktion (Gibbs-Energie  $\Delta G_0^0$ ) unter thermodynamischen Standardbedingungen ( $T_0, p_0$ ) ergibt sich die reversible Zellspannung  $E_{rev}(T_0, p_0)$  von 1,229 V,

$$E_{rev}(T_0, p_0) = -\frac{\Delta G_0^0}{2F} \quad (5)$$

wobei  $F$  die Faraday-Konstante ist. Alternativ wird die reversible Zellspannung aus der Differenzbildung der Elektrodenpotenziale der Kathode und der Anode  $E_{O_2/H_2O}^0 = 1,229$  V bzw.  $E_{H_2/H^+}^0 = 0$  V bestimmt.

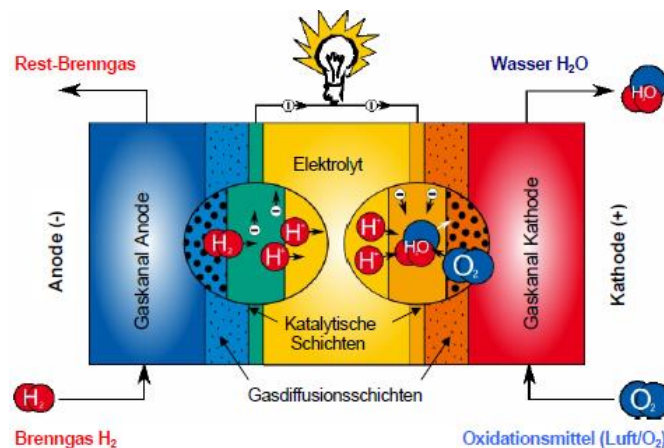


Abb. 1: Schematischer Aufbau einer PEM-Brennstoffzelle [Löhn, 2010]

Unter Realbedingungen wird Gl. (5) auf Grundlage der Nernst-Gleichung um eine Temperatur- und Druckabhängigkeit erweitert,

$$E_{rev}(T_{BZ}, p_{BZ}) = E_{rev}(T_0, p_0) + \frac{\Delta S_O^0}{2F} \cdot (T_{BZ} - T_0) \cdot \ln \left[ \left( \frac{pp_{H_2}}{p_0} \right) \cdot \left( \frac{pp_{O_2}}{p_0} \right)^{0,5} \right] \quad (6)$$

wobei  $\Delta S_O^0$  die molare Standardreaktionsentropie ist, welche die linearen Spannungsverluste infolge einer Temperaturänderung charakterisiert.  $T_{BZ}$  ist die Brennstoffzellentemperatur in K und  $pp_{H_2} = x_{H_2} \cdot p_{ein,An}$  sind der Wasserstoff- bzw.  $pp_{O_2} = x_{O_2} \cdot p_{ein,Kath}$  der Sauerstoffpartialdruck. Für letztere wird ein ideales Gasverhalten angenommen.

## 2.2 Modellierung Aktivierungsverluste

Die Aktivierungsverluste an den Elektroden  $U_{akt}$  dominieren für kleine Stromdichten und sind maßgeblich von den Austauschstromdichten  $j^0$ , welche ein Indikator für die Reaktionsgeschwindigkeit sind, abhängig. Folgende semiempirischen Gleichungen mit einer Temperatur- und Partialdruckabhängigkeit wurden aus [Zhang et al, 2013] und [Spiegel, 2008] hergeleitet und um eine Elektrodenflächenkonstante  $const_{i,E}$  zur Beschreibung verschiedener Elektrodenstrukturen erweitert:

$$U_{Akt,An} = \frac{R \cdot T_{An}}{\alpha_{H_2} \cdot z_{H_2} \cdot F} \log \left( \frac{J}{225,2 \cdot const_{An,E} \cdot e^{\frac{2347}{T_{An}}} \cdot (pp_{H_2})^{0,5}} \right) \quad (7)$$

$$U_{Akt,Kath} = \frac{R \cdot T_{Kath}}{\alpha_{O_2} \cdot z_{O_2} \cdot F} \log \left( \frac{J}{3,695 \cdot 10^{-2} \cdot const_{Kath,E} \cdot e^{\frac{1525}{T_{Kath}}} \cdot (pp_{O_2})^{1,678 \cdot 10^{-3} T_{Kath}}} \right) \quad (8)$$

$R$  ist die universelle Gaskonstante und beträgt  $8,314 \text{ J mol}^{-1} \text{ K}^{-1}$ .  $F$  ist die Faraday-Konstante mit  $96485,3 \text{ As mol}^{-1}$ ,  $z$  die Ladungszahl und  $\alpha$  der einheitenlose Durchtrittsfaktor. Für die Oxidation wird  $z_{H_2} = 2$  bzw.  $\alpha_{H_2} = 0,5$  und für die Reduktion  $z_{O_2} = 1$  bzw.  $\alpha_{O_2} = (0,001552 \cdot \varphi_{Kath} + 0,000139) \cdot T_{Kath}$  angenommen, wobei  $\varphi$  die relative Feuchte ist und als Verhältnis des Wasserpartialdrucks  $p_{H_2O}$  zum gesättigten Wasserpartialdruck  $p_{H_2O}^{sat}$  beschrieben wird. Der Sauerstoffpartialdruck  $pp_{O_2}$  weist zusätzlich eine Abhängigkeit von der Stromdichte  $J$  auf:

$$pp_{O_2} = -0,0064J^3 + 0,0294J^2 + 0,0262J + pp_{O_2} \quad (9)$$

## 2.3 Modellierung Konzentrationsverluste

Die Konzentrationsverluste  $U_{Konz}$  sind wie die Aktivierungsverluste  $U_{Akt}$  in einen anodischen und kathodischen Anteil aufgeteilt. Aufgrund der größeren Trägheit der Sauerstoffteilchen dominieren bei beiden die auftretenden Verluste infolge der Reduktion. Die Gesamtheit der elektroden-spezifischen Konzentrationsverluste  $U_{Konz,i}$  basieren auf einer Modellierung nach [Spiegel, 2008], jedoch werden die maximalen Stromdichten  $J_{Grenz,i}$  ab denen die chemische Reaktion zum Erliegen kommt, um eine Temperatur- und Partialdruckabhängigkeit nach [Zhang et al, 2013] erweitert:

$$U_{Konz,i} = \alpha_{i,i} \cdot J^{k_i} \cdot \ln \left( 1 - \frac{J}{J_{Grenz,i}} \right) \quad (10)$$

$$\text{Oxidation: } J_{Grenz,An} = const_{An,Grenz} \cdot e^{\frac{1438}{T_{An}}} \cdot pp_{H_2} \quad (11)$$

$$\text{Reduktion: } J_{Grenz,Kath} = const_{Kath,Grenz} \cdot e^{\frac{933,2}{T_{Kath}}} \cdot pp_{O_2} \quad (12)$$

Hierbei sind  $\alpha_i$  der Amplifikationskoeffizient und  $k_i$  die Massentransportkonstante.  $Const_{i,Grenz}$  beschreibt die jeweilige lineare Abhängigkeit der maximalen Grenzstromdichte  $J_{Grenz,i}$  vom Partialdruck  $pp_{H_2}$  bzw.  $pp_{O_2}$ .

## 2.4 Modellierung ohmsche Verluste

Mit dem Fickschen Gesetz lassen sich die Diffusionsvorgänge im Inneren der BZ beschreiben. Der gesamte Diffusionskoeffizient  $D_{H_2}$  durch die Membran-Elektroden-Anordnung (MEA) kann unter Annahme einer vollständigen Reaktion von Wasserstoff über das Verhältnis der Dicke der jeweiligen Schicht  $d_i$  zum zugehörigen Diffusionskoeffizienten  $D_i$  wie folgt ausgedrückt werden:

$$D_{H_2} = \frac{d_{GDL}^{An} + d_{CL}^{An} + d_{PEM}}{\left(\frac{d_{GDL}^{An}}{D_{GDL}^{An}}\right) + \left(\frac{d_{CL}^{An}}{D_{CL}^{An}}\right) + \left(\frac{d_{PEM}}{D_{PEM}}\right)} \quad (13)$$

In [Zhang et al, 2013] wurde eine Dominanz der Diffusion durch die PEM festgestellt. Die Verluste in der katalytischen Schicht (CL) betragen nur 1 % und in der Gasdiffusionsschicht (GDL) 0,01 % von denen durch die Membran. Aus diesem Grund ist es notwendig die ohmschen Verluste durch die PEM im Detail zu betrachten. Hierfür wird angenommen, dass die Leitfähigkeit  $\kappa$  in Dickenrichtung konstant bleibt und sich die Nafion®-Membran mit steigendem Wassergehalt  $\lambda$  gleichmäßig ausdehnt. Bei einer vollständigen Wassersättigung kann deren Volumen um bis zu 22 % zunehmen [Spiegel, 2008]. Unter Einbezug einer Referenzdicke  $d_{PEM,ref} = 50 \mu m$  ergibt sich folgender Zusammenhang für die ohmschen Verluste  $U_\Omega$ :

$$U_\Omega = \frac{\left(\frac{11}{700} \cdot \lambda + 1\right) \cdot d_{PEM,ref}}{\kappa(\lambda(\varphi), T)} \cdot 1,0101 \cdot J_{BZ} \quad (14)$$

Der Wassergehalt  $\lambda$  in Abhängigkeit der relativen Feuchte  $\varphi$  einer Nafion®-Membran bei 30 °C wird nach [Springer et al, 1991] modelliert:

$$\lambda = 36 \cdot (\varphi)^3 - 39,85 \cdot (\varphi)^2 + 17,81 \cdot \varphi + 0,043 \quad (15)$$

Für die vom Wassergehalt  $\lambda$  und der Brennstoffzellentemperatur  $T_{BZ}$  abhängigen Leitfähigkeit  $\kappa$  gilt folgender Ansatz nach [Abdin, 2016]:

$$\kappa = (0,005139 \cdot \lambda - 0,00326) \cdot e^{\left[1268 \cdot \left(\frac{1}{T_{ref}} - \frac{1}{T_{BZ}}\right)\right]} \quad (16)$$

## 2.5 Modellierung Crossover-Verluste

Der Wasserstoffdurchtritt (*Crossover*) beschreibt den Stofftransport von Wasserstoff durch feste Materialien wie die Membran der BZ auf molekularer Ebene. Die treibende Kraft des diffusionsgesteuerten Prozesses ist ein Wasserstoffpartialdruckgradient zwischen der Membraninnen- und -außenseite, wodurch trotz der beabsichtigten Undurchlässigkeit der Membran Wasserstoffmoleküle durch diese diffundieren. Hierdurch wird die freie molare Reaktionsenthalpie herabgesetzt [Schäfer, 2010].

Die auftretenden Verluste  $U_{cross}$  werden mit einem Verluststrom  $J_{H_2}^{Cross}$ , auch Crossover-Strom genannt, und dem Ansatz der Tafelgeraden wie folgt beschrieben:

$$U_{cross} = \frac{R \cdot T_{BZ}}{z_{O_2} \cdot F} [\ln(J_{H_2}^{Cross}) - \ln(j_{Kath}^0)] \cdot \left[1 - 0,456 \ln\left(\frac{d_{PEM}}{d_{PEM,ref}}\right)\right] \quad (17)$$

Tabelle 1: Crossover-Stromdichten  $J_{H_2}^{Cross}$  in  $mA\ cm^{-2}$  für Nafion® mit  $d=50\ \mu m$  in Abhängigkeit von der Temperatur  $T_{BZ}$  [K], relativen Zellfeuchte  $\varphi$  [%] und dem Betriebsdruck  $p_{geg}$  [atm]

$T_{BZ}$ [K]	$\varphi$ [%]	$p_{geg}$ [atm]			
		4	3	2	1
333,15	100	3,86	2,85	1,70	0,68
333,15	70	3,59	2,66	1,58	0,63
333,15	50	3,35	2,47	1,47	0,59
333,15	25	3,12	2,30	1,37	0,55
353,15	100	5,60	3,94	2,51	0,73
353,15	70	5,15	3,69	2,32	0,80
353,15	50	4,80	3,47	2,24	0,87
353,15	25	4,53	3,36	2,20	1,02

$T_{BZ}$ [K]	$\varphi$ [%]	$p_{geg}$ [atm]			
		4	3	2	1
373,15	100	7,34	5,19	2,86	0,80
373,15	70	7,42	5,44	2,76	1,14
373,15	50	6,58	4,96	2,61	1,35
373,15	25	5,59	4,30	2,74	1,59
393,15	100	7,86	5,89	3,18	1,57
393,15	70	10,67	8,03	4,50	2,30
393,15	50	12,71	9,69	5,60	3,11
393,15	25	16,11	12,12	8,22	4,19

Die Crossover-Stromdichte  $J_{H_2}^{Cross}$  ist von der umgesetzten Ladung  $Q$ , dem Permeabilitätskoeffizienten  $\psi_{H_2}^{PEM}$ , der Membrandicke  $d_{PEM}$  und dem anliegenden Druck an der Anode  $p_{H_2}^{An}$  abhängig und ist folgendermaßen definiert:

$$J_{H_2}^{Cross} = Q \cdot \frac{\psi_{H_2}^{PEM}}{d_{PEM}} \cdot p_{H_2}^{An} \quad (18)$$

Der Permeabilitätskoeffizient  $\psi_{H_2}^{PEM}$  geht aus dem Sievertschen Gesetz zur Bestimmung der unbekanntenen Wasserstoffkonzentration auf der PEM-Oberfläche hervor und ist eine komplexe Funktion aus Temperatur, Betriebsdruck und relativer Feuchte. Auf Grundlage der hierzu durchgeführten Messungen von [Zhang et al, 2013] wurden die in Tabelle 1 aufgeführten Crossover-Stromdichten  $J_{H_2}^{Cross}$  sowie die Membrandickenabhängigkeit der Crossover-Verluste  $U_{cross}$  bestimmt. Die Austauschstromdichte an der Kathode  $j_{Kath}^0$  wird vgl. Gl. (8) berechnet:

$$j_{Kath}^0 = 3,695 \cdot 10^{-2} \cdot const_{Kath,E} \cdot e^{-\frac{1525}{T_{Kath}}} \cdot (pp_{O_2})^{1,678 \cdot 10^{-3} T_{Kath}} \quad (19)$$

## 2.6 Modellierung Mischpotenzialverluste

Die Entstehung von Mischpotenzialen wie z.B. Platinoxid an der reaktiven Elektrodenoberfläche bedingt im degradationsfreien Betrieb eine Herabsetzung der Leerlaufspannung auf  $U_0 \sim 1\ V$ . Dies ist hauptsächlich von der Zelltemperatur  $T_{BZ}$  und vom Sauerstoffpartialdruck  $pp_{O_2}$  abhängig. Aus den gemessenen Mischpotenzial-Verlusten von [Zhang et al, 2013] für Temperaturen von 296,15 K bis 393,15 K wurde ausgehend von einem Referenzmischpotenzial  $U_{ref,Misch} = -0,135\ V$  und Referenzsauerstoffpartialdruck  $pp_{ref,O_2} = 0,53\ atm$  für die Randbedingungen: relative Feuchte  $\varphi = 100\ \%$ , Betriebsdruck  $p_{geg} = 3\ atm$  und Referenztemperatur  $T_{ref,BZ} = 353,15\ K$  folgende Abhängigkeit hergeleitet:

$$U_{Misch} = U_{ref,Misch} + 8,6768 \cdot 10^{-4} \cdot (T_{BZ} - T_{BZ,ref}) + \frac{2,303 \cdot R \cdot T_{BZ}}{\alpha_{O_2} \cdot z_{O_2} \cdot F} (pp_{O_2} - pp_{O_2,ref}) \quad (20)$$

## 2.7 Modellierung Massenströme

Die Spannungsverluste  $U_{\lambda_{St}}$  infolge einer Änderung der Stöchiometrie  $\lambda_{St,i}$  der Gase an Kathode und Anode basieren auf [Meiler, 2013] mit Referenzwerten an der Anode  $\lambda_{St,H_2,ref} = 1,5$  bzw.  $\lambda_{St,O_2,ref} = 2,0$  für die Kathode:

$$U_{\lambda_{St,An}} = [(\lambda_{St,H_2,ref} - 1)^{-1,212(j_{BZ}+1)} - (\lambda_{St,An} - 1)^{-1,212(j_{BZ}+1)}] \cdot 2,21 \cdot 10^{-3} \quad (21)$$

$$U_{\lambda_{St,Kath}} = [(\lambda_{St,O_2,ref} - 1)^{-1,1664(j_{BZ}+1)} - (\lambda_{St,Kath} - 1)^{-1,1664(j_{BZ}+1)}] \cdot 0,0049 \quad (22)$$

Für eine hohe Stöchiometrie ist die Abszissenachse eine Asymptote. Der Grenzfall  $\lambda_i = 1$  wird mit einer Polstelle beschrieben, da in diesem Fall nicht ausreichend Reaktionsgase für die BZ-Reaktion zur Verfügung stehen und die Zellreaktion zum Erliegen kommt.

### 3. MODELLENTWICKLUNG ANTRIEBSSTRANG

Das Simulationsteilmodell zum Antriebsstrang bildet die grundsätzlichen Zusammenhänge der verschiedenen Antriebskomponenten eines Brennstoffzellenfahrzeugs für Längsdynamikfahrzyklen vereinfacht ab. Komplexe physikalische Wirkungen werden hierfür auf Grundgleichungen der Kräfte- und Energiebilanz zurückgeführt. Das Systemverhalten wird als idealisiert betrachtet. Eine Hybridisierung des Brennstoffzellenfahrzeugs sowie die Implementierung von Nebenverbrauchern werden aufgrund des Ansatzes die Notwendigkeit des Verwendens einer Batterie nachzuweisen nicht thematisiert. Überschüssige Energie wird in einem Bremswiderstand in Wärme umgewandelt.

Der Leistungsfluss mit integrierter gleichbleibender Leistungsbilanz vom Rad zum Brennstoffzellenmodul bildet den grundlegenden Ansatz des Modells. Hierzu wird die Leistung des jeweiligen Teilsystems als Ein- bzw. Ausgangsgröße gewählt und über Gleichsetzen beider Größen in Beziehung gebracht. Verluste werden mittels des Wirkungsgrads des jeweiligen Moduls modelliert. Es ergibt sich der in Abb. 2 dargestellte Modellierungsansatz mit Signalfussplan des Antriebsstrangmodells:

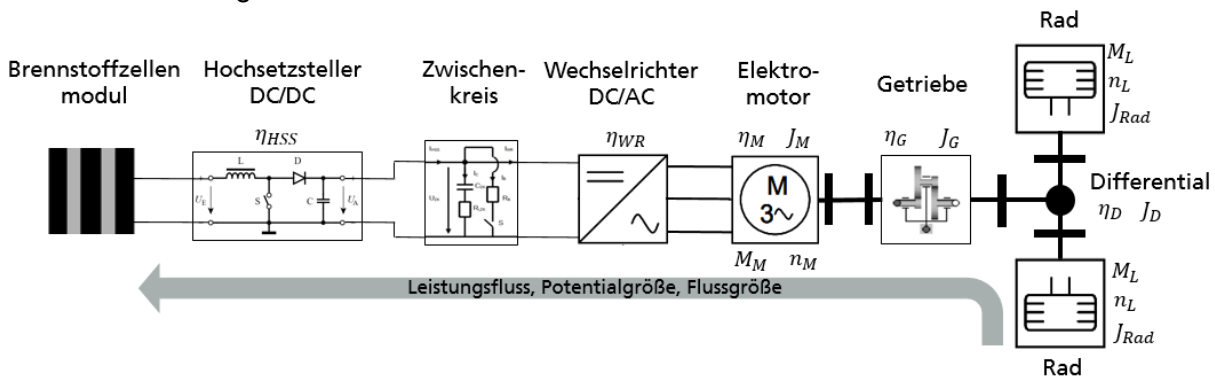


Abb. 2: Modellierungsansatz des Antriebsstrangs

#### 3.1. Modellierung Rad

Für ein Längsdynamik-Demonstratorfahrzeug in trockener, ideal ebener Umgebung mit vernachlässigbarem Lagerwiderstand wird die Widerstandsgesamtkraft  $F_W$ , über den Rollreibungswiderstand  $F_R$ , Steigungswiderstand  $F_{St}$ , Beschleunigungswiderstand  $F_B$  und Luftwiderstand  $F_L$  ausgedrückt. Für den Steigungs- und Rollreibungswiderstand, welche entgegengesetzt wirken, gelten folgende Zusammenhänge,

$$F_{St} = m \cdot g \cdot \sin(\alpha) \cdot (-\text{sgn}(v)) \quad (23)$$

$$F_R = m \cdot g \cdot \cos(\alpha) \cdot f_R \cdot (-\text{sgn}(v)) \quad (24)$$

$$\text{sgn}(v) = \begin{cases} 1 & \text{wenn } v > 0 \text{ (vorwärts)} \\ 0 & \text{wenn } v = 0 \text{ (Ruhe)} \\ -1 & \text{wenn } v < 0 \text{ (rückwärts)} \end{cases}$$

wobei  $m$  die Masse,  $g$  die Erdbeschleunigung,  $\alpha$  der Steigungswinkel,  $f_R$  der Reibbeiwert und  $v$  die Geschwindigkeit sind. Je nach Bewegungsrichtung ändert sich die Kraftrichtung. Die Berechnung des translatorischen und rotatorischen Anteils des Beschleunigungswiderstands  $F_B$  zur Trägheitsüberwindung erfolgt nach [Haken, 2018],

$$F_B = m \cdot (1 + \lambda) \cdot a \quad (25)$$

wobei  $m$  die Masse und  $a$  die Beschleunigung des Fahrzeugs sind. Der Drehmassenzuschlagsfaktor  $\lambda$  ist über folgende Beziehung des Massenträgheitsmoments aller rotierenden Anteile bezogen auf das Rad  $J_{ges, Rad}$  (vgl. Gl. (31)) mit dem Durchmesser  $r_{Rad}$  definiert:

$$\lambda = \frac{J_{ges, Rad}}{m \cdot r_{Rad}^2} \quad (26)$$

Der Luftwiderstand setzt sich aus der Dichte der Luft  $\rho_L$ , der dem Widerstand ausgesetzten Fahrzeugfläche  $A_{FZG}$ , dem Luftwiderstandsbeiwert  $c_W$  und der Differenz der Fahrgeschwindigkeit  $v$  und der Windgeschwindigkeit  $v_{Wind}$  wie folgt zusammen:

$$F_L = \frac{1}{2} \cdot \rho_L \cdot A_{FZG} \cdot c_W \cdot (v - v_{Wind})^2 \cdot (-sgn(v)) \quad (27)$$

Nach dem dritten Newtonschen Axiom ist die Vortriebskraft  $F_V$  betragsmäßig gleich der Widerstandsgesamtkraft  $F_W$  und wirkt ihr entgegen. Damit ergibt sich Folgendes für die Potenzialgrößen des Rades:

$$\text{Translatorisch: } P_{Rad} = F_V \cdot v \quad (28)$$

$$\text{Rotatorisch: } M_L = F_V \cdot r_{Rad} \quad (29) \quad n_L = \frac{v}{2 \cdot \pi \cdot r_{Rad}} \quad (30)$$

### 3.2. Modellierung Getriebe

Das Getriebe fungiert als Bindeglied zwischen Motor und Rad und hat als Aufgabe das Motordrehmoment  $M_M$  bzw. die Motordrehzahl  $n_M$  an das Lastdrehmoment  $M_L$  und die Lastdrehzahl  $n_L$  anzugleichen. Als Modellierungsparameter wird hierfür die Getriebeübersetzung  $\ddot{u}_G$  verwendet. Im Antriebsstrang vom Motor zum Rad befindet sich für eine Kurvenfahrt ein Differential, welches mit der Übersetzung  $\ddot{u}_D$  modelliert wird. Zwischen den angetriebenen und den nicht angetriebenen Rädern kann ein Schlupf  $\delta_s$  auftreten. Unter Einbezug der Massenträgheitsmomente  $J$  der Teilkomponenten ergibt sich folgender Zusammenhang:

$$J_{ges, Rad} = 2 \cdot \overline{J_{Rad, ang}} + 2 \cdot J_{Rad, ang} \cdot \left(\frac{1}{1-\delta_s}\right)^2 + J_D \cdot \left(\frac{\ddot{u}_D}{1-\delta_s}\right)^2 + (J_G + J_M) \cdot \left(\frac{\ddot{u}_D \cdot \ddot{u}_G}{1-\delta_s}\right)^2 \quad (31)$$

Unter Annahme eines Vollzylinders ist das Massenträgheitsmoment für ein angetriebenes oder nicht angetriebenes Rad wie folgt definiert:

$$J_{Rad} = \frac{1}{2} \cdot m_{Rad} \cdot r_{Rad}^2 \quad (32)$$

Auftretende Verluste an jedem Teilsystem werden mithilfe des Wirkungsgrades  $\eta_i$  ausgedrückt. Es ergeben sich die folgenden Potenzialgrößen für den Motor:

$$P_{M, el} = \begin{cases} \frac{P_{Rad}}{\eta_G \cdot \eta_D \cdot \eta_M} & \text{wenn } a > 0 \text{ (beschleunigen)} \\ P_{Rad} \cdot \eta_D \cdot \eta_G \cdot \eta_M & \text{wenn } a < 0 \text{ (bremsen)} \end{cases} \quad (33)$$

$$M_M = \begin{cases} \frac{M_L}{\eta_G \cdot \ddot{u}_G \cdot \eta_D} & \text{wenn } a > 0 \text{ (beschleunigen)} \\ \frac{M_L \cdot \eta_D \cdot \eta_G}{\ddot{u}_G} & \text{wenn } a < 0 \text{ (bremsen)} \end{cases} \quad (34)$$

### 3.3. Modellierung Elektromotor und Wechselrichter

Der Elektromotor wird als dreiphasige Synchronmaschine modelliert. Dies hat den Vorteil, nicht auf eine Kupplung für hohe Anlaufmomente wie bei der Asynchronmaschine zurückgreifen zu müssen. Die effektive Motorspannung  $U_{LL}$  ergibt sich aus der eingestellten Frequenz  $f$  durch den Wechselrichter. Bis zur Nennfrequenz  $f_N$  nimmt die Leiter-Leiter-Spannung  $U_{LL}$  bis zum Wert der Nennspannung  $U_N$  linear zu. Unter Vorgabe der Motordrehzahl  $n_M$  und der Polpaarzahl des Motors  $ppz$  können für diese Drehzahl alle Drehmomente von Null bis zum maximalen Drehmoment des Motors  $M_{M,max}$  angesteuert werden:

$$U_{LL} = \begin{cases} \frac{n_M}{n_N} \cdot U_N & \text{wenn } n_M < n_N \text{ (Spannungsstellbereich)} \\ U_N & \text{wenn } n_M > n_N \text{ (Feldschwächebereich)} \end{cases} \quad (35)$$

Mithilfe des nachfolgenden Ansatzes der Leistungsbilanz wird der notwendige elektrische Strom  $I_L$  für den Spannungsstellbereich und Feldschwächebetrieb für einen Beschleunigungs- und Bremsvorgang unter Zuhilfenahme der vorherigen Gleichung berechnet:

$$P_{M,el} = \sqrt{3} \cdot U_{LL} \cdot I_L \cdot \cos\varphi \quad (36)$$

Aufgrund des Drehstroms mit 3-phasigem Leiter wird der Verkettungsfaktor  $\sqrt{3}$  berücksichtigt. Der Faktor  $\cos\varphi$  ist der sogenannte Leistungsfaktor des Motors.

Da das Brennstoffzellenmodul eine Gleichspannung erzeugt, wird ein Wechselrichter mit dem Wirkungsgrad  $\eta_{WR}$  zur Erzeugung einer sinusförmigen Wechselspannung  $U_{WR}$  mit der Taktfrequenz  $f_{Takt}$  eingesetzt. Der Scheitelfaktor  $\sqrt{2}$  dient der Berechnung des Effektivwertes der Wechselspannung  $U_{WR}$ :

$$U_{WR} = \sqrt{2} \cdot |U_{LL}| \quad (37)$$

Die Leistung und der Strom des Wechselrichters wird mit der Gleichung zur Leistungsbilanz Gl. (36) unter Hinzunahme des Wirkungsgrades  $\eta_{WR}$  bestimmt.

### 3.4. Modellierung Hochsetzsteller mit Zwischenkreis

Der Zwischenkreis, welcher als realer Kondensator mit der Kapazität  $C_{ZK}$  und dem Innenwiderstand  $R_{i,ZK}$  modelliert wird, übernimmt die Funktion des Energiepuffers und –speichers für rückgespeiste Bremsenergie. Bei Abstinenz von Verlustspannungen an z.B. den Leitungen berechnet sich die Zwischenkreisspannung  $U_{ZK}$ , so dann gleichzusetzen mit  $U_{WR}$ , wie folgt:

$$U_{ZK} = U_{C,ZK} + U_{Ri,ZK} + U_C(t_0) \quad (38)$$

Zusätzlich wird zwischen dem Zwischenkreis und Brennstoffzellenmodul ein Hochsetzsteller geschaltet, um die erzeugte Spannung der BZ  $U_{BZ}$  auf den Bedarf am Zwischenkreis  $U_{ZK}$  zu erhöhen. Mit dem Wirkungsgrad  $\eta_{HSS}$  und Tastverhältnis  $\ddot{u}_{HSS}$  des Hochsetzstellers ergeben sich die Bedarfe an Strom  $I_{BZ}$  und Spannung  $U_{BZ}$  an das Brennstoffzellenmodul:

$$I_{BZ} = \frac{1}{1-\ddot{u}_{HSS}} \cdot I_{HSS} \quad (39)$$

$$U_{BZ} = \frac{1-\ddot{u}_{HSS}}{\eta_{HSS}} \cdot U_{ZK} \quad (40)$$

Das Übertragungsverhalten zwischen Soll- und Istwert der Zwischenkreisspannung und zugehörigen Stellstrom kann mit einem Regelkreis, bei welchem der notwendige Antriebsstrom als



Versorgungsstörung modelliert wird, beschrieben werden. Als Regelfunktion wird ein PI-Regler mit Verstärkung  $K_{PR}$ , Nachstellzeit  $T_N$  und Totzeit  $T_t$  gemäß Tab.2 angenommen:

$$G_R = K_{PR} \cdot \frac{1}{T_N s} \cdot e^{-T_t s} \quad (41)$$

Damit eine Überlastung des Zwischenkreises verhindert wird, wird beim Erreichen von 80 % der maximal möglichen Zwischenkreisspannung  $U_{ZK,max}$  ein Bremswiderstand  $R_B$  parallel zum Zwischenkreis zugeschaltet. Unter Zuhilfenahme des in Abb. 3 dargestellten Schaltplans kann für diesen Fall der modifizierte Kondensatorstrom  $I_{C,mod}$  wie folgt bestimmt werden:

$$I_{C,mod} = \frac{R_B(I_{HSS} + (-I_{WR})) - U_C}{R_B + R_{i,ZK}} \quad (42)$$

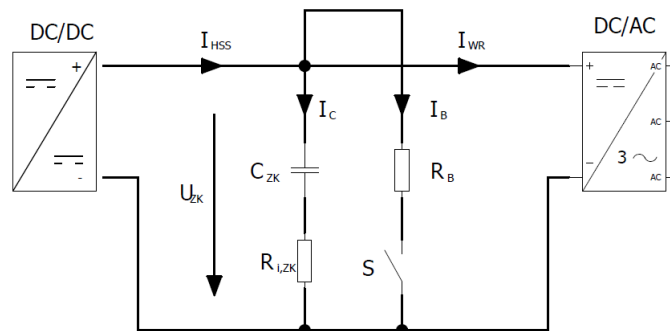


Abb. 3: Schaltbild Zwischenkreis

## 4. ERGEBNISSE

### 4.1. Validierung Brennstoffzellenmodul

Das Simulationsteilmodell Brennstoffzellenmodul wird anhand von Messwerten aus der Literatur validiert. Als Vergleichsmodelle dienen die Modelle von [Zhang et al, 2013], [Meiler, 2013] sowie [Vath, 2009], wobei die Validierung für die in Abb. 4 beschriebenen Betriebsszenarien durchgeführt wurde. Es ist festzustellen, dass die Leerlaufspannungen insgesamt sehr gut abgebildet werden. Für die Validierung Abb. 4(a) sind die experimentellen Messwerte mit den Modellwerten nahezu identisch. Im betrachteten Bereich ergibt sich ein mittlerer relativer Fehler von 1,76 %. Auf Abb. 4(b) ist deutlich zu erkennen, dass sich die ohmschen Verluste vom Modell zum Experiment unterscheiden. Dies kann in der unterschiedlichen Membranbeschaffenheit oder Zellstruktur bzw. in einer bereits stärker vorangeschrittenen Degradation begründet liegen. Für größere Stromdichten sind zudem größere Abweichungen festzustellen. Im Experiment können bereits bei niedrigeren Stromdichten verstärkt Stofftransportlimitierungen auftreten, so dass am Stack mit erhöhter aktiver Fläche der Membran die Massetransportverluste einen größeren Anteil als bei der simulierten Einzelzelle einnehmen [Vath, 2009]. Der qualitative Verlauf stimmt jedoch über die gesamten Messwerte überein. Die dargestellten Polarisationskurvenverläufe für Abb. 4(c) verdeutlichen die Eignung des Modells zum Abbild von Druckvariationen. Der Temperatur- und Feuchteinfluss aus Abb. 4(d) wird hinreichend genau abgebildet.

Zusammenfassend betrachtet, bildet das erstellte Simulink-Modell trotz zahlreicher Annahmen und Vereinfachungen sehr gut die aufgenommenen Messwerte aus der Literatur ab. Da im Normalfall die BZ nicht im Bereich der Stofftransportlimitierungen (größere Stromdichten) betrieben wird, sind die auftretenden Abweichungen als nicht kritisch einzustufen. Das Modell ist für die Auslegung des Antriebsstrangs geeignet.

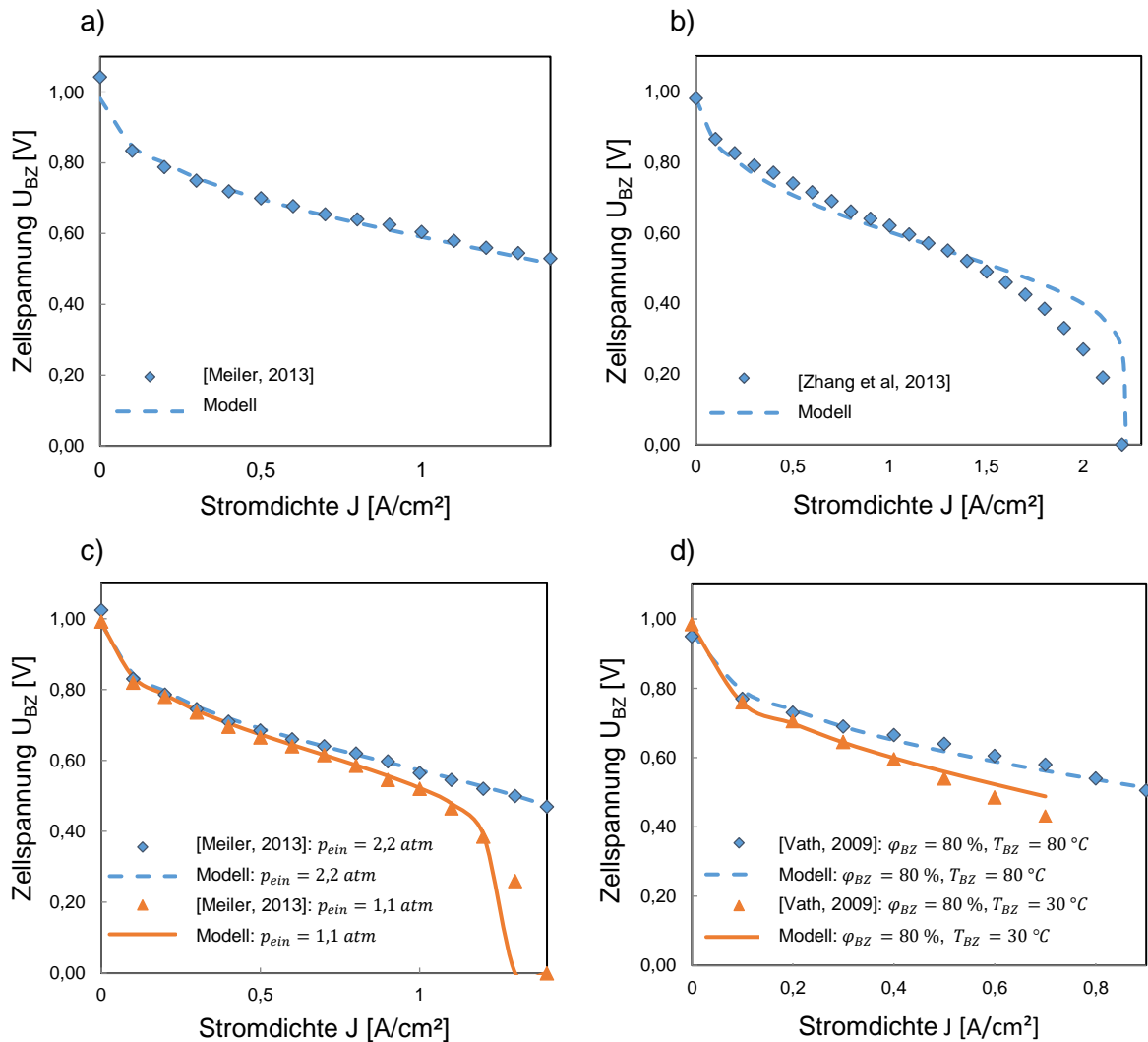
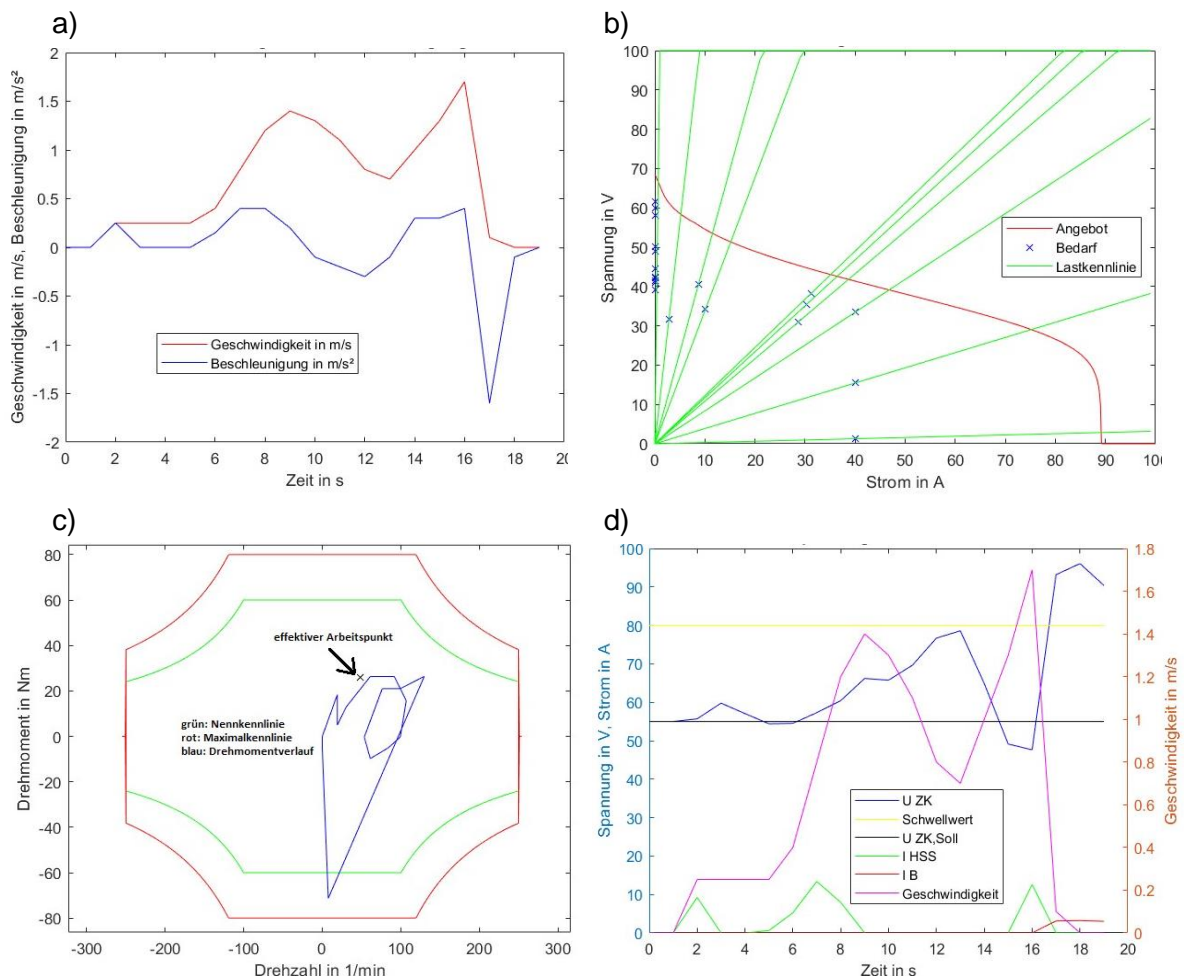


Abb. 4: Vergleich der Modellergebnisse mit Experimentaldaten aus der Literatur. **(a)** [Meiler, 2013]: Konstanter Eingangs- und Betriebsdruck von 3 atm bei durchgehender relativer Feuchte von 100 % und Zelltemperatur von 70 °C; **(b)** [Zhang et al, 2013]: Konstanter Eingangs- und Betriebsdruck von 3 atm bei durchgehender relativer Feuchte von 100 %, Zelltemperatur von 80 °C; **(c)** [Meiler, 2013]: Varierte Eingangs- und Betriebsdrücke von 2,2 atm und 1,1 atm bei vollständiger Befeuchtung von 100 % und Zelltemperatur von 70 °C; **(d)** [Vath, 2009]: Varierte Temperaturen von 80 °C und 30 °C bei konstanter Befeuchtung von 80 %

## 4.2. Simulation ausgewählter Antriebskonfiguration

Für die festgelegten Parameter in Tab.2 wird der in Abb. 5(a) dargestellte Fahrzyklus aus den Größen zurückgelegter Weg  $s_{FZG}$  Steigung bzw. Gefälle  $p$  am jeweiligen Ort in Abhängigkeit der Zeit  $t$  definiert, womit die Geschwindigkeit  $v$ , Beschleunigung  $a$  und der Neigungswinkel  $\alpha$  bestimmt sind. Daraus berechnet das Modell die Last- und Leistungsanforderungen vgl. Abb. 5(b). Aus dem Teilmodell des Brennstoffzellenmoduls wird für eine Stapelkonfiguration mit 70 Einzelzellen und einer aktiven Membranfläche von 40 cm<sup>2</sup> die stationäre Kennlinie vorgegeben. Die gesamte Last wird zu jedem Zeitpunkt als ein idealer ohmscher Widerstand interpretiert. Die Schnittpunkte der Lastkennlinien mit dem Spannungsangebot am Stack entsprechen den jeweiligen Arbeitspunkten. Das Modell gibt aus dem Fahrzyklus den zum Kennfeld zugehörigen Drehmomentverlauf in Abhängigkeit der Drehzahl vgl. Abb. 5(c) aus. Der simulierte Fahrzyklus sowie der effektive Arbeitspunkt (gemittelte effektive Drehmomente) liegen hauptsächlich innerhalb der festgelegten Nennkennlinie  $M_N$  von 60 Nm, was die thermische Beständigkeit des Fahrzeugs für den Zyklus belegt. Sofern das Drehmoment über einen

längeren Zeitraum im Zwischenbereich von der Nenn- und Maximal Kennlinie oder über der Kennlinie der Maximaldaten liegt, kann auf keine ausreichende thermische Beständigkeit bzw. eine Nichteignung des Fahrzeugs für den gewählten Zyklus geschlossen werden. Abb. 5(b) sowie Abb. 5(d) belegen zudem den Nutzen des Einsatzes einer zusätzlichen Batterie im Brennstoffzellenfahrzeug. Idealerweise wird der Stack im linearen ohmschen Bereich (für die erzeugte Kennlinie für Ströme von 15 A bis 70 A) betrieben. Viele Lastkennlinien weisen jedoch Schnittpunkte für sehr niedrige Ströme im Aktivierungsbereich des Stacks auf. Die Batterie wird im dynamischen Bereich für geringere Stromstärken zugeschaltet, um einen Stackbetrieb im linearen Bereich zu gewährleisten. Des Weiteren erhöht sie zusätzlich das Angebot an Leistung, weswegen auf kleinere Stapelkonfigurationen zurückgegriffen werden kann. Die Spannungsverläufe, am auf den Sollwert  $U_{ZK,Soll}$  von 55 V vorgeladenen Zwischenkreis, beweisen zusätzlich den größten Vorteil, überschüssige Energie zu rekuperieren und damit den Gesamtwirkungsgrad deutlich zu erhöhen. Selbst für den gewählten Testzyklus mit geringen Beschleunigungen muss nach einer Zeit von 16 s der Bremswiderstand hinzugeschaltet werden (gekennzeichnet durch die rote Kennlinie  $I_B$ ), damit eine Zwischenkreisspannungsüberlastung vermieden wird.



**Abb. 5: Ergebnisdarstellung gekoppeltes Modell. (a) Eingabe des Fahrzyklus aus Geschwindigkeit und Beschleunigung; (b) Bedarf und Angebot am Brennstoffzellen-Stack für konstanten Eingangs- und Betriebsdruck von 3 atm bei relativer Feuchte von 98 %, einer Zelltemperatur von 80 °C für eine 50 µm dicke Nafion®-Membran; (c) Drehmomentverlauf im Mn-Motorkennfeld und effektiver Arbeitspunkt; (d) Zwischenkreis mit Stellstrom und Bremschopper-Strom**

Tabelle 2: Festgelegte Modellparameter für Demonstratorfahrzeug

Parameter	Wert	Parameter	Wert
$A_{aktiv}$	40 cm <sup>2</sup>	$ppz$	1
$b_{FZG}$	1,25 m	$r_{Rad}$	0,25 m
$\cos \phi$	0,99	$T_N$	11 s
$c_{H_2}$	1	$T_t$	0,5 s
$c_W$	0,3	$U_C(t_0)$	200 V
$const_{An,E}$	1,6	$U_N$	30 V
$const_{Kath,E}$	1,6	$p_{geg}$	3 atm
$const_{An,Grenz}$	124,1	$T_{BZ}$	353,15 K
$const_{Kath,Grenz}$	70,605	$U_{ZK,max}$	100 V
$d_{PEM}$	50 $\mu$ m	$U_{ZK,Soll}$	55 V
$f_R$	0,01	$\ddot{u}_D$	1
$h_{FZG}$	0,65 m	$\ddot{u}_G$	2
$I_{HSS,max}$	40 A	$\ddot{u}_{HSS}$	0,5
$I_{WR,max}$	20 A	$v_{max}$	10 km h <sup>-1</sup>
$J_D$	10 % von $J_{Rad}$	$v_{Wind}$	0 m s <sup>-1</sup>
$J_G$	10 % von $J_{Rad}$	$\alpha_{An}$	0,0425
$K_{PR}$	1	$\alpha_{Kath}$	0,0425
$k_{An}$	1,1	$\eta_D$	0,97
$k_{Kath}$	1,1	$\eta_{HSS}$	0,98
$M_{M,max}$	80 Nm	$\eta_M$	0,92
$M_N$	60 Nm	$\eta_{WR}$	0,98
$m_{Fahrer}$	80 kg	$\rho_L (T = 15\text{ }^\circ\text{C}, p = 1\text{ atm})$	1,225 kg m <sup>-3</sup>
$m_{FZG}$	300 kg	$\varphi_{An}$	98 %
$m_{Rad}$	7 kg	$\varphi_{Kath}$	98 %
$n_{max}$	250 min <sup>-1</sup>	$\lambda_{An}$	1,5
$n_N$	100 min <sup>-1</sup>	$\lambda_{Kath}$	2,0
$n_{Zelle}$	70		

## 5. ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK

Die vorliegende Arbeit zeigt neben der physikalisch-chemischen Modellierung für beliebig konfigurierbare Brennstoffzellenstapel auch die Modellierung eines an geeigneten Stellen vereinfachten Antriebsstrangmodells auf. Mithilfe des gekoppelten Simulationsmodells konnte der Nutzen einer Batterie selbst für ein Demonstratorfahrzeug mit Brennstoffzellenantrieb bewiesen werden. Das Modell bietet auch eine ideale Grundlage für die Erweiterung der Teilmodelle. Es ist denkbar, verschiedene Betriebszustände und Fahrzyklen zu simulieren und daran Rückschlüsse auf die Antriebskomponenten zu schließen. Zudem wird angestrebt für andere Stapelkonfigurationen Polarisationskurven zu simulieren und anhand deren die Sensitivität einzelner Parameter zu bestimmen. Die Erweiterung des Antriebsstrangs um eine Batterie mit Laderegulierung, die Umsetzung von Kurvenfahrten sowie der Einsatz eines Direktantriebs sind ebenfalls vorgesehen. Dank des modularen Aufbaus des gekoppelten Simulationsmodells ist die Ableitung konkreter Betriebsführungsstrategien für eine exemplarische Nutzung des Brennstoffzellen-Demonstratorfahrzeugs Silberhummel® erzielbar.

## DANKSAGUNG

Vorliegende Publikation entstand im Rahmen des Forschungsprojekts „Entwicklung eines wirtschaftlichen und zuverlässigen Mess- und Regelkonzept für automotiv Brennstoffzellensysteme - HZwo:FRAME Eco-CC (VP 2.3)“ unter der Förderung des Europäischen Fonds für regionale Entwicklung (EFRE) / Sächsische Aufbaubank (SAB).



Diese Maßnahme wird mitfinanziert durch Steuermittel auf Grundlage des von den Abgeordneten des Sächsischen Landtags beschlossenen Haushaltes.

## LITERATURVERZEICHNIS

- [Abdin, 2016] Abdin Z., Webb C.J., Gray E.MacA. (2016, 24. Oktober). Energy: *PEM fuel cell model and simulation in Matlab–Simulink based on physical parameters*, 116(1), 1131-1144.  
<https://doi.org/10.1016/j.energy.2016.10.033>
- [BMW, 2020] Bundesministerium für Wirtschaft und Energie (2020, Juni). *Die Nationale Wasserstoffstrategie*.  
<https://www.bmbf.de/files/die-nationale-wasserstoffstrategie.pdf>
- [Chugh, 2020] Chugh S. et. al. (2020, 18. März). International Journal of Hydrogen Energy: *Experimental and modelling studies of low temperature PEMFC performance*, 45 (15), 8866-8874.  
<https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2020.01.019>
- [Haken 2018] Haken, K-L (2018, Januar). *Grundlagen der Kraftfahrzeugtechnik* (5. Aufl.). Hanser. ISBN: 978-3-446-45412-5
- [Löhn, 2010] Löhn, H. (2010). Dissertationsschrift: *Leistungsvergleich von Nieder- und Hochtemperatur-Polymerelektrolytmembran-Brennstoffzellen - Experimentelle Untersuchung, Modellierung und numerische Simulation*. TU Darmstadt
- [Löser, 2018] Löser, R. (2018, 01. Dezember). Bachelor-Arbeit: *Entwicklung eines Simulationsmodells für die Fehlerdiagnose an Brennstoffzellen*. Fraunhofer IWU.
- [Meiler, 2013] Meiler M. (2013). Dissertationsschrift: *Entwicklung eines dynamischen Modells für einen Polymer-Elektrolyt-Brennstoffzellen-Stack mittels experimenteller Systemidentifikation*. Universität Ulm.  
<https://oparu.uni-ulm.de/xmlui/handle/123456789/2549>
- [Schäfer, 2010] Schäfer C. (2010). Dissertationsschrift: *Diffusionseigenschaften bestimmter Metalle bei der Hochtemperatur-Wasserstoffabtrennung*. TU München.

- [Spiegel, 2008] Spiegel, C. (2008). *PEM Fuel Cell: Modelling and Simulation Using Matlab*, Academic Press, ISBN: 978-0-123-74259-9
- [Springer et al, 1991] Springer et al (1991). Journal of The electrochemical Society: *Polymer Electrolyte Fuel Cell Model*, 138 (8), 2334-2342.
- [Toyota, 2021] Toyota Motor Sales, U.S.A (2021) Ebrochure: *Mirai II*  
[https://www.toyota.com/content/ebrochure/2021/mirai\\_ebrochure.pdf](https://www.toyota.com/content/ebrochure/2021/mirai_ebrochure.pdf)
- [Vath, 2009] Vath A. (2009). Dissertationsschrift: *Dreidimensionale dynamische Modellierung und Berechnung von Polymer-Elektrolyt-Membran Brennstoffzellensystemen*. TU Darmstadt.  
[https://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de/1338/1/Dissertation\\_Andreas\\_Vath\\_BZ\\_2009\\_05\\_07.pdf](https://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de/1338/1/Dissertation_Andreas_Vath_BZ_2009_05_07.pdf)
- [Vetter, 2018] Vetter, R., Schumacher, J.O. (2018). Computer Physics Communications: *Free open reference implementation of a two phase fuel cell model*  
<https://doi.org/10.1016/j.cpc.2018>
- [Wiener, 2021] Wiener, P. (2021, 08. März). Bachelor-Arbeit: *Entwicklung eines Simulationsmodells für das Antriebssystem eines Demonstratorfahrzeugs*. Fraunhofer IWU
- [Zhang et al, 2013] Zhang et al (2013). *PEM Fuel Cell Testing and Diagnosis*. Elsevier, ISBN: 978-0-444-53688-4.