



Hochschule für Angewandte Wissenschaften Hamburg

Fakultät

Life Sciences

Konzeptionierung der Wasserstoffversorgung für ein Brennstoffzellensystem eines Containerschiffes

Bachelorarbeit

Im Studiengang

Umwelttechnik

Vorgelegt von

Julian Kurtz

Matrikelnummer



Hamburg, den 03.08.2023

1. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Sebastian Timmerberg (HAW Hamburg)
2. Gutachter: Dipl.-Ing. Lars Justus Ravens (E-Cap Marine GmbH)

Diese Bachelorarbeit wurde erstellt und betreut in der Firma E-Cap Marine GmbH.

Inhalt

| | |
|---|-----|
| Abbildungsverzeichnis..... | II |
| Tabellenverzeichnis | III |
| Abkürzungs- und Symbolverzeichnis | III |
| Elektronischer Anhang..... | V |
| 1 Einleitung | 1 |
| 2 Stand der Technik | 2 |
| 2.1 Herstellungsmethoden von Wasserstoff | 2 |
| 2.2 Speichermethoden für Wasserstoff..... | 4 |
| 2.3 Bunkern von gasförmigem Wasserstoff..... | 7 |
| 2.4 Brennstoffzellensysteme | 8 |
| 2.5 Thermodynamische Grundlagen von Wasserstoff..... | 10 |
| 2.6 Normen und Regelungen | 12 |
| 3 Methodik | 16 |
| 3.1 Systemgrenzen | 16 |
| 3.2 Druckverlustberechnung kompressibler Fluide..... | 20 |
| 3.3 Berechnungsgrundlagen der Rohrleitungseinbauten | 24 |
| 3.4 Massenstrombegrenzer | 26 |
| 4 Darstellung der Ergebnisse..... | 28 |
| 4.1 Schematische Systemdarstellung und Ventiltechnik | 28 |
| 4.1.1 Rohrleitungs- und Instrumentenfließschema des Hochdrucksystems..... | 31 |
| 4.1.2 Rohrleitungs- und Instrumentenfließschema des Niederdrucksystems..... | 34 |
| 4.2 Bestimmung der Rohrdurchmesser | 35 |
| 4.2.1 Hochdrucksystem | 35 |
| 4.2.2 Niederdrucksystem | 41 |
| 5 Diskussion und Fazit | 45 |
| 5.1 Bewertung der Ergebnisse | 45 |
| 5.2 Fazit und Ausblick..... | 48 |
| Literaturverzeichnis | 50 |
| Anhang..... | 53 |
| Eidesstattliche Erklärung | |

Abbildungsverzeichnis

| | |
|--|----|
| Abbildung 1: Qualitative Darstellung der Wasserstofferzeugungstechnologien..... | 2 |
| Abbildung 2: Gegenüberstellung von Alkalischer-/PEM-/Hochtemperatur-Elektrolyse..... | 4 |
| Abbildung 3: Visualisierung der Zylindertypen I bis V..... | 5 |
| Abbildung 4: Das Schiff MF Hydra..... | 7 |
| Abbildung 5: Aufbau und Funktionsweise einer Brennstoffzelle..... | 9 |
| Abbildung 6: Realgasfaktor von Wasserstoff bei verschiedenen Temperaturen..... | 11 |
| Abbildung 7: Schematischer Ablauf eines Alternative Design Approach..... | 15 |
| Abbildung 8: Visualisierung des zukünftigen Containerschiffes..... | 16 |
| Abbildung 9: Arrangement-Plan des Schiffes mit abgebildetem Wasserstoffsystem..... | 18 |
| Abbildung 10: Rohrleitungs- und Instrumentenfließschema des Tankcontainers..... | 19 |
| Abbildung 11: Das Colebrooke-Diagramm..... | 23 |
| Abbildung 12: Widerstandsbeiwerte von Rohrbögen und T-Stücken..... | 25 |
| Abbildung 13: Schematische Darstellung des Wasserstoffsystems..... | 28 |
| Abbildung 14: Zeichnung des "Double Block and Bleed-Valve"..... | 29 |
| Abbildung 15: Schematischer Aufbau der Druckminderungseinheit..... | 30 |
| Abbildung 16: Joule-Thompson-Koeffizienten verschiedener Temperaturen und Drücke..... | 31 |
| Abbildung 17: Schaltzeichen des Sicherheitsventils..... | 31 |
| Abbildung 18: Rohrleitungs- und Instrumentenfließschema des Hochdrucksystems..... | 32 |
| Abbildung 19: Benötigte Kv-Werte der Druckregelventile..... | 33 |
| Abbildung 20: Gegenüberstellung der verschiedenen Bunkerzeiten..... | 34 |
| Abbildung 21: Rohrleitungs- und Instrumentenfließschema des Niederdrucksystems..... | 35 |
| Abbildung 22: Ergebnisse der Druckverlustberechnung im Hochdrucksystem..... | 39 |
| Abbildung 23: Druckverlauf zwischen Tankcontainer 2 und Druckregelventil..... | 40 |
| Abbildung 24: Vergleich unterschiedlicher Kv-Werte und der dadurch entstehende Druckverlust..... | 40 |
| Abbildung 25: Ergebnisse der Druckverlustberechnung im Niederdrucksystem..... | 41 |
| Abbildung 26: Druckverlauf zwischen Druckregelventil und Brennstoffzelle (18 mm)..... | 42 |
| Abbildung 27: Zusammenhang zwischen den Strömungseigenschaften..... | 43 |
| Abbildung 28: Druckverlauf zwischen Druckregelventil und Brennstoffzellensystem (25 mm/18 mm) | 44 |
| Abbildung 29: Abweichungen der berechneten Wasserstoffdichten zu Datenbankwerten..... | 46 |
| Abbildung 30: Einfluss der Rohrlängen auf die Druckverlustberechnung..... | 47 |
| Abbildung 31: Virialkoeffizienten..... | 53 |
| Abbildung 32: Durchflusskoeffizienten in Abhängigkeit der Reynoldszahlen..... | 53 |
| Abbildung 33: Effizienz des Brennstoffzellensystems aufgetragen über dem Leistungsbereich..... | 54 |
| Abbildung 34: Formel zur Berechnung der Wasserstoffdichte..... | 55 |
| Abbildung 35: Formel zur Berechnung des Druckverlustes von Rohren und Ventilen..... | 56 |
| Abbildung 36: Bestimmung des Strömungsbereiches und Berechnung der Rohrreibungszahl..... | 56 |

Tabellenverzeichnis

| | |
|--|----|
| Tabelle 1: Betriebsparameter des zukünftigen Tanksystems | 18 |
| Tabelle 2: Bauteile der Hochdruckseite zwischen Tankcontainer und Druckregelventil | 36 |
| Tabelle 3: Iterationsschritte für die Druckverlustberechnung mit Kv-Wert..... | 37 |
| Tabelle 4: Iterative Berechnung der Rohrreibungszahl im Übergangsbereich..... | 38 |
| Tabelle 5: Verursachter Druckverlust durch die ersten drei Komponenten | 38 |
| Tabelle 6: Druckverlustberechnung von Tankcontainer 2 zum Druckregelventil über FPR-Connect .. | 41 |
| Tabelle 7: Iterative Bestimmung des Blendendurchmessers | 45 |
| Tabelle 8: Überprüfung der Kompressibilität Eingangswerte der Berechnung..... | 46 |
| Tabelle 9: Rohrdurchmesser mit dazugehörigen Biegeradien..... | 54 |
| Tabelle 10: Drücke am Druckregelventil und höchste Strömungsgeschwindigkeit | 57 |
| Tabelle 11: Drücke unmittelbar vor der Brennstoffzelle..... | 57 |
| Tabelle 12: Drücke unmittelbar vor der Brennstoffzelle bei variierendem Innendurchmesser | 57 |

Abkürzungs- und Symbolverzeichnis

Begriffe und Abkürzungen

| Abkürzung | Bedeutung |
|--------------------|--|
| AEL | alkalische Elektrolyse |
| BOP | Balance of Plant |
| BRT | Bruttoregistertonne |
| CCS | Carbon Capture and Storage |
| CH ₄ | Methan |
| CH ₃ OH | Methanol |
| CO | Kohlenstoffmonooxid |
| CO ₂ | Kohlenstoffdioxid |
| DVN | Det Norske Veritas |
| FPR | Fuel Preparation Room |
| fvK | Faserverstärkte Kunststoffe |
| HDPE | High Density Poly-Ethylen |
| HP | High Pressure |
| H ₂ | Wasserstoff |
| H ₂ O | Wasser |
| IEA | International Energy Agency |
| IMO | International Maritime Organization |
| IGC | International Code of the Construction and Equipment of Ships Carrying Liquefied Gases in Bulk |
| IGF | International Code of Safety for Ship Using Gases or Other Low-flashpoint Fuels |
| IMDG | International Maritime Dangerous Goods |
| kn | knoten |
| KOH | Kaliumhydroxid |
| LP | Low Pressure |
| Ma | Mach-Zahl |
| MEGC | Multiple Element Gas Container |
| NH ₃ | Ammoniak |
| NIST | National Institute of Standards and Technology |

| | |
|-----------------|--|
| NO _x | Stickoxide |
| PEM | Proton Exchange Membrane |
| PI | Pressure Indicator |
| PT | Pressure Transmitter |
| sm | Seemeilen |
| SOFC | Solid Oxide Fuel Cell |
| SOLAS | International Convention for the Safety of Life at Sea |
| SO _x | Schwefeloxide |
| TT | Temperatur Transmitter |
| VBA | Visual Basic for Applications |
| YSZ | Yttria-stabilized zirconia |

Symbole

| Symbol | Einheit | Bedeutung |
|-------------------------------|---------------------------|-----------------------|
| <i>A</i> | m ² | Fläche |
| <i>a</i> | (kPa·dm)/mol ² | Kohäsionsdruck |
| <i>b</i> | dm ³ /mol | Kovolumen |
| <i>C</i> | - | Durchflusskoeffizient |
| <i>c</i> | m/s | Schallgeschwindigkeit |
| <i>d</i> | m | Durchmesser |
| <i>E</i> | kWh | Energie |
| <i>k</i> | mm | Rohrrauigkeit |
| <i>K_v</i> | m ³ /h | K _v -Wert |
| <i>L</i> | m | Länge |
| <i>m</i> | kg | Masse |
| <i>\dot{m}</i> | kg/s | Massenstrom |
| <i>p</i> | bar | Druck |
| <i>V</i> | m ³ | Volumen |
| <i>v</i> | m/s | Geschwindigkeit |
| <i>\dot{V}</i> | m ³ /h | Volumenstrom |
| <i>\dot{V}_N</i> | m ³ /h | Normvolumenstrom |
| <i>Re</i> | - | Reynoldszahl |
| <i>T</i> | K | Temperatur |
| <i>Y</i> | - | Expansionsfaktor |
| <i>z</i> | - | Realgasfaktor |

Griechische Symbole

| <i>Symbol</i> | Einheit | Bedeutung |
|---------------|-------------------|----------------------------|
| β | - | Beta-Faktor |
| ζ | - | Zeta-Wert |
| κ | - | Isentropenexponenten |
| λ | - | Rohrreibungszahl |
| μ | Pa · s | dynamische Viskosität |
| μ_{TH} | K/bar | Joule-Thompson-Koeffizient |
| ν | m ² /s | kinematische Viskosität |
| ρ | kg/m ³ | Dichte |
| ρ_n | kg/m ³ | Normdichte |
| ν | m ² /s | kinematische Viskosität |

Elektronischer Anhang

Der elektronische Anhang ist auf dem Datenträger der Bachelorarbeit angefügt. Folgende Daten sind enthalten:

Berechnung_HD_System

Berechnung_HD_System_FPR_Connect

Berechnung_ND_System

1 Einleitung

Der menschengemachte Klimawandel ist eine der größten Herausforderungen unserer Zeit und hat weitreichende Auswirkungen auf unsere Umwelt, unsere Gesellschaft und unsere Wirtschaft. Der Ausstoß von großen Mengen an Treibhausgasen, die durch den Einsatz fossiler Brennstoffe entstehen, führen zu einer Erhöhung der globalen Durchschnittstemperatur und somit zu einem Anstieg des Meeresspiegels und zu Veränderungen in den globalen Wetter- und Klimamustern. Alleine der Verkehrssektor war im Jahr 2021 für ca. 25 % der emittierten CO₂-Äquivalente verantwortlich (UNEP, 2022). Etwa ein Zehntel davon ist auf die Schifffahrt zurückzuführen. Dieser Anteil entspricht etwa 840 Megatonnen CO₂ (IEA, International Energy Agency, 2022). Die International Maritime Organization (IMO) hat im Jahr 2018 das Ziel vereinbart die Treibhausgasemissionen von Seeschiffen bis 2050 im Vergleich zu 2008 zu halbieren (International Maritime Organization, 2018). Bis 2018 wurden vor allem Maßnahmen zur Reduzierung von Luftschadstoffen ergriffen, zu denen Schwefeloxide (SO_x) und Stickstoffoxide (NO_x) gehören. Die Reduzierung dieser wurde hauptsächlich durch Abgasreinigungssysteme und durch die Umstellung auf schwefelärmere Kraftstoffe, zu denen unter anderem auch verflüssigtes Erdgas (LNG) gehört, erreicht. Außerdem kann dazu die Einführung von Grenzwerten über den Schwefelgehalt der Kraftstoffe hinzugezählt werden. Da LNG zur Gruppe der fossilen Kohlenwasserstoffe gezählt wird, verhindert dessen Nutzung als Schiffskraftstoff nicht den Ausstoß von Treibhausgasen (Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt e. V., 2022).

Deshalb ist es unabdingbar auch in der internationalen Schifffahrt Treibstoffe einzusetzen, durch welche keine Treibhausgase emittiert werden. Zu diesen Kraftstoffen zählen beispielsweise Bio-Treibstoffe, Wasserstoff (H₂) oder Methanol (CH₃OH) und Ammoniak (NH₃), wenn diese aus erneuerbaren Energien gewonnen werden. Nach Schätzungen der International Energy Agency (IEA) werden im Jahr 2050 Wasserstoff und Ammoniak den größten Teil der in der Schifffahrt eingesetzten Kraftstoffe abdecken. Entsprechend der Vorstellungen der IEA werden diese beiden Energieträger ca. 60 % der benötigten Energie für die Schifffahrt bereitstellen (IEA, International Energy Agency, 2020). Obwohl die IMO sowie Staaten und Institutionen weitreichende Treibhausgasreduktionsziele für den Schiffsverkehr bis zum Jahr 2050 vereinbart haben, gibt es zum jetzigen Zeitpunkt nur wenige realisierte Projekte bei denen klimafreundliche Kraftstoffe als Energieträger auf Schiffen eingesetzt werden (DNV, o. J.). In Bezug auf Wasserstoff als Energieträger auf Schiffen beschreibt die Det Norske Veritas B.V. (DNV), dass die Verwendung von komprimiertem H₂ zum jetzigen Zeitpunkt gegenüber anderen klimaneutralen Kraftstoffen Vorteile mit sich bringt (DNV, 2022).

Im Rahmen dieser Arbeit soll resultierend aus oben genannten Aspekten das Wasserstoffsystem eines Containerschiffes konzeptionell ausgelegt werden, damit dieses im weiteren Projektverlauf von dem Unternehmen E-Cap Marine auf dem Schiff erfolgreich verbaut werden kann. Die konkrete Forschungsfrage lautet: „Welche Komponenten und welche Rohrrinnendurchmesser müssen im zukünftigen Wasserstoffsystem des Schiffes verbaut werden, um die Brennstoffzellensysteme nach dessen Anforderungen mit Wasserstoff versorgen zu können?“. Die Grundlagen für die Systemauslegung bilden Normen und Richtlinien vom DNV und der IMO. Dabei wird das Rohrleitungssystem und die benötigte Ventiltechnik zwischen Tankcontainer und Brennstoffzelle gewählt. Im Anschluss an die Systemauslegung wird der Druckverlust des Wasserstoffsystems berechnet, um festzustellen, ob die Versorgung der Brennstoffzellensysteme mit Wasserstoff gewährleistet ist.

2 Stand der Technik

Wasserstoff bietet aus heutiger Sicht ein großes Potential zur Dekarbonisierung des Schiffsverkehrs. Voraussetzung dafür ist, dass dieser Energieträger durch Elektrolyse aus klimaneutralem Strom gewonnen wird (EUROPÄISCHE KOMMISSION, 2020). Wasserstoff kann sowohl komprimiert, verflüssigt als auch chemisch gebunden gespeichert und transportiert werden. Diese und andere Merkmale machen Wasserstoff so attraktiv (Schmidt, 2020).

In diesem Kapitel soll ein Überblick über die verschiedenen Herstellungs-, Speicher- und Transportmethoden von Wasserstoff gegeben werden. Dabei werden Vor- und Nachteile der einzelnen Technologien beschrieben sowie verschiedene technische Daten dargestellt. Im Anschluss daran wird das Brennstoffzellensystem am Beispiel der Proton-Austausch-Membran Brennstoffzelle beschrieben. Darüber hinaus werden Beispiele von bereits bestehenden Projekten aufgegriffen. Gefolgt wird dieser Überblick von den thermodynamischen Grundlagen des Wasserstoffes im Hinblick auf das Realgasverhalten und den Joule-Thompson-Effekt. Abschließend wird ein Überblick über die Normen und Richtlinien gegeben, welche für die Auslegung des Wasserstoffsystems anwendbar sind.

2.1 Herstellungsmethoden von Wasserstoff

Wasserstoff kann aus verschiedenen Primärenergieträgern gewonnen werden. Häufig werden im Zusammenhang mit Wasserstoff Farben genannt, wie etwa grün oder grau, die sich durch die entsprechende Herstellungsform und die damit verbundene Treibhausgasbelastung sowie durch ökologische Aspekte im Sinne der Nachhaltigkeit erklären lassen. Je nach Farbe, können sich Kosten und Emissionen stark unterscheiden (Goehermann, 2021, S. 247–250).

Eine qualitative Übersicht der Wasserstofferzeugungstechnologien unter Berücksichtigung der Treibhausgasbelastung und der Nachhaltigkeit von Gerhardt et al. (2020) ist in Abbildung 1 mit Ergänzungen von Goehermann (2021) dargestellt.

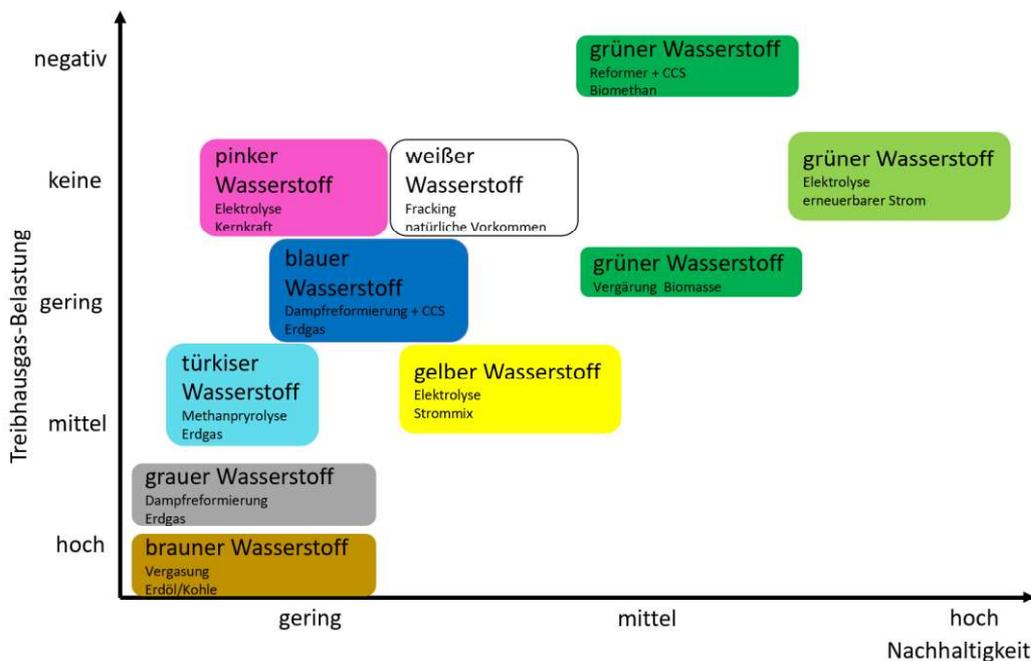


Abbildung 1: Qualitative Darstellung der Wasserstofferzeugungstechnologien
Quelle: Eigene Darstellung, in Anlehnung an (Gerhardt et al., 2020; Goehermann, 2021, S. 250)

Einige Technologien zur Produktion von Wasserstoff befinden sich nach aktuellem Stand noch in der Entwicklung, andere sind als kommerzielle Methoden zur Wasserstoffherstellung etabliert (A. Ajanovic et al., 2022).

Die Dampfreformierung ist dabei eine der am häufigsten angewendeten Prozesse zur Wasserstoffherstellung. In diesem Prozess wird aus Erdgas, Öl oder Kohle sogenannter graue Wasserstoff gewonnen und Kohlenstoffdioxid freigesetzt. Zuvor aufbereitetes Erdgas wird hierbei in einem Reformier mithilfe von Wasserdampf aufgespalten. Als Produkt entsteht Synthesegas, eine Mischung aus Kohlenstoffmonooxid (CO) und Wasserstoff (siehe Gleichung 2.1). Im Anschluss wird in der Wassergas-shift-Reaktion das Kohlenstoffmonooxid zusammen mit weiterem Wasserdampf in CO₂ und H₂ umgewandelt (siehe Gleichung 2.2).



Das dabei entstehende CO₂ wird in die Atmosphäre entlassen. Bei der Herstellung von einer Tonne Wasserstoff fallen ca. zehn Tonnen CO₂ an. Für die Herstellung von grauem Wasserstoff werden ca. 6 % des jährlich geförderten Erdgases und 2 % der jährlich geförderten Kohle verwendet (A. Ajanovic et al., 2022). Durch Carbon-Capture and Storage (CCS)-Verfahren können bis zu 95 % der entstehenden CO₂-Emissionen nach dem Prozess der Dampfreformierung abgeschieden und gespeichert werden. Das nicht abgeschiedene CO₂ gelangt in die Atmosphäre. Der daraus resultierende Wasserstoff wird als blauer Wasserstoff bezeichnet (Gerhardt et al., 2020). Eine klimaneutrale Methode zur Wasserstoffherstellung ist unter anderem die Gewinnung von Wasserstoff mittels Elektrolyse aus erneuerbarem (A. Ajanovic et al., 2022). Ein Großteil (95 %) des weltweit produzierten Wasserstoffes wird mithilfe chemischer Prozesse direkt aus fossilen Energieträgern gewonnen, während die restlichen 5 % mittels Elektrolyse hergestellt werden (Shell Deutschland Oil GmbH, 2017).

Im Folgenden wird genauer auf den grünen Wasserstoff eingegangen, der ausschließlich mit Hilfe von regenerativen Energien hergestellt wird. Die Herstellung, welche als CO₂-frei betrachtet werden kann, erfolgt meist mittels Elektrolyse und wird häufig als „Power-to-Gas“ bezeichnet (Goehermann, 2021, S. 248). Mittels elektrischer Energie wird in diesem chemischen Verfahren Wasser im flüssigen Zustand in seine Elemente Sauerstoff und Wasserstoff aufgespalten (Töpler & Lehmann, 2017, S. 8–9). Im Folgenden werden drei relevante Elektrolyseverfahren unterschieden.

Die alkalische Elektrolyse (AEL) als erstes mögliches Herstellungsverfahren wird bereits seit 1920 zur Wasserstoffgewinnung verwendet. In der Regel arbeitet die AEL mit einer 20- bis 40-volumenprozentigen Kaliumhydroxid (KOH) Lauge. Durch geringe Kosten und einer langen Lebensdauer ist die AEL zur Wasserstoffherzeugung geeignet (Töpler & Lehmann, 2017, S. 214–216).

Eine weitere häufig eingesetzte Art der Elektrolyse ist die Polymerelektrolytmembran-Elektrolyse, welche häufig auch als Proton-Exchange-Membran (PEM)-Elektrolyse bezeichnet wird. Bei dieser Art der Elektrolyse sind die Elektroden von einer protonenleitenden Membran getrennt. Im Gegensatz zur AEL ist die Leistung einer PEM gut regelbar, was bei einer Energieversorgung mit erneuerbaren Energien von Vorteil ist. Darüber hinaus bietet die PEM einen höheren Wirkungsgrad und ermöglicht kompaktere Bauformen. Für Wasserstoff, der unter Druck gespeichert werden soll, kann die Hochdruck-

PEM verwendet werden. Durch deren höheren Ausgangsdruck kann ein Teil der Energie für die Komprimierung des Wasserstoffes eingespart werden (Töpler & Lehmann, 2017, S. 216–218).

Die Solid-Oxide-Elektrolyse (SOEC) oder auch Hochtemperatur-Elektrolyse ist eine weitere Form der Elektrolyse, die hohe Wirkungsgrade und niedrige Kosten verspricht. Als Elektrolyt wird Yttrium-stabilisiertes Zirkonoxid (YSZ) verwendet. Das YSZ leitet die Sauerstoffionen von der Kathode zur Anode. Die SOEC arbeitet bei Temperaturen von 700 bis 1000°C. Als problematisch erweisen sich im Zusammenhang mit der SOEC Sicherheitsaspekte und die Stabilität der Elektroden (Töpler & Lehmann, 2017, S. 210–219).

In der folgenden Abbildung 2 werden die drei beschriebenen Elektrolyseverfahren gegenübergestellt.

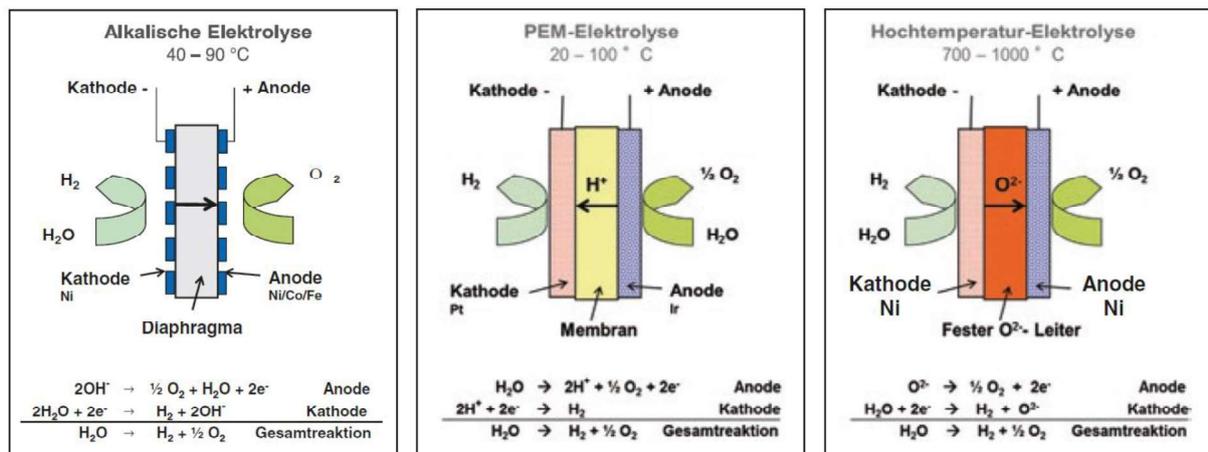


Abbildung 2: Gegenüberstellung von Alkalischer-/PEM-/Hochtemperatur-Elektrolyse
Quelle: (Töpler & Lehmann, 2017, S. 210)

Die Reformierung von Biogas sowie die Vergärung von Biomasse sind auch CO₂-neutral, sodass der entstehende Wasserstoff ebenfalls als grüner Wasserstoff bezeichnet werden kann (Gochemann, 2021, S. 248).

2.2 Speichermethoden für Wasserstoff

Im Folgenden werden die Speichermethoden für den gasförmigen Wasserstoff näher beschrieben. Dabei wird zunächst auf die Speicherung im komprimierten Zustand eingegangen. Im Anschluss werden weitere Speichermethoden genannt und erläutert.

Die gasförmige Speicherung von Wasserstoff ist zurzeit die am weitesten verbreitete und am besten erforschte Speichermethode von Wasserstoff (van Hoecke et al., 2021). Hierbei wird Wasserstoff in einem Hochdrucktank bzw. -zylinder unter Druck gesetzt, um die volumetrische Energiedichte zu erhöhen. Bei mobilen Anwendungen sind Speicherdrücke von 300 bis 700 bar üblich. Dabei kommen verschiedene Zylindertypen (Typ I-V) zum Einsatz, welche in Abbildung 3 dargestellt sind. Je nach Typ unterscheidet sich am Flaschenkörper das Material (van Hoecke et al., 2021).

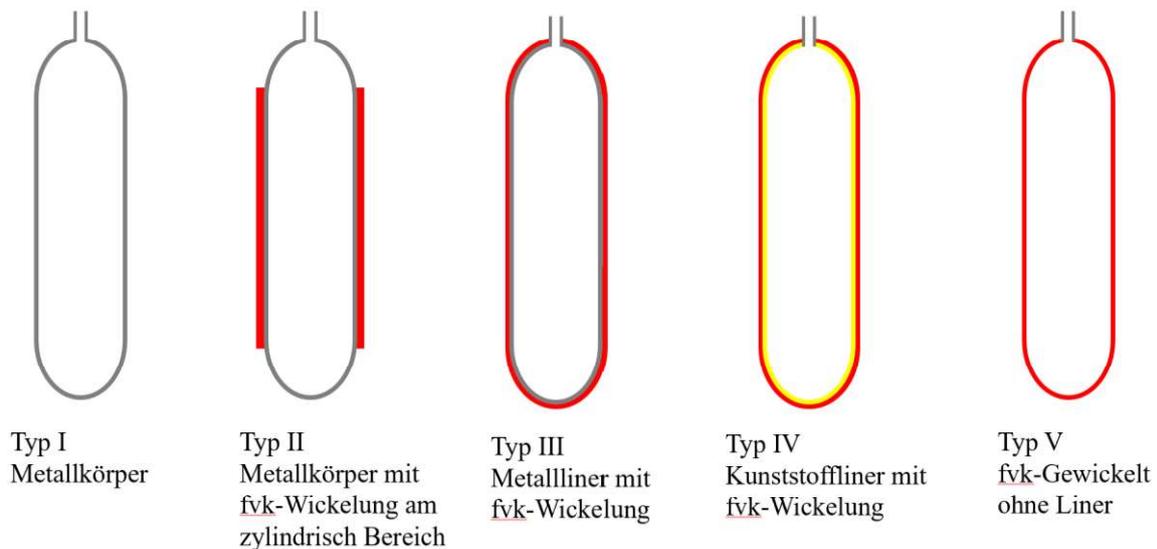


Abbildung 3: Visualisierung der Zylindertypen I bis V
 Quelle: Eigene Darstellung in Anlehnung an (Meyer et al., 2014)

Flaschen von Typ I bestehen meist aus Stahl, welcher die gesamten durch den Innendruck entstehenden Kräfte aufnimmt. Diese Art von Druckflaschen ist die am weitesten verbreitete und ist typischerweise in der Lage Drücke bis zu 300bar zu halten (van Hoecke et al., 2021).

Der Flaschentyp II besteht, wie auch Flaschen vom Typ I, aus einem metallenen Grundkörper. Dieser ist zusätzlich am zylindrischen Körper mit faserverstärkten Kunststoffen (fvk) umwickelt. Diese fvk nehmen einen Teil der Kräfte auf, sodass der Druckzylinder in der Lage ist, höher Innendruck zu halten. Um höhere Drücke für mobile Anwendungen speichern zu können, werden typischerweise Flaschen des Types III oder IV verwendet (van Hoecke et al., 2021).

Der Zylindertyp III besteht aus einem Liner, also einem Formkörper, welcher meist aus Aluminium gefertigt ist. Dieser Liner wird dann komplett mit fvk umwickelt, welche ca. 80 % der durch den Innendruck entstehenden Kräfte aufnehmen können (van Hoecke et al., 2021).

Ähnlich dazu besteht der Zylinder vom Typ IV auch aus einem Liner und einer äußeren fvk-Umwicklung. Allerdings wird dieser Formkörper nicht aus einem Metall gefertigt, sondern häufig aus einem Polymer, welches als „High Density Poly-Ethylen“ (HDPE) bezeichnet wird. Dieses Polymer sorgt für die Gasdichtigkeit und nimmt keine Kräfte auf, da diese von der fvk-Wicklung aufgenommen werden. Die Flaschentypen III und IV sind grundsätzlich in der Lage Drücke bis über 1000bar aufzunehmen, auch wenn für mobile Anwendungen die höchste Druckstufe standardmäßig bei 700bar liegt (van Hoecke et al., 2021).

Der Flaschentyp V kommt ganz ohne Liner aus und besteht nur aus fvk-Wicklungen. Bisher bedient dieser Flaschentyp aber nur Nischenanwendungen (Meyer et al., 2014).

Für mobile Anwendungen wird aufgrund des niedrigen Gewichtes und der hohen möglichen Speicherdrücke überwiegend der Flaschentyp IV verwendet (Rivard et al., 2019). Um größere Mengen an komprimiertem Wasserstoff zu transportieren, können ebenfalls Flaschen vom Typ IV verwendet werden. Hierfür werden in der Regel mehrere dieser Flaschen miteinander verbunden und in einem Gestell befestigt, welches die Maße und Aufnahmepunkte von herkömmlichen Seecontainern besitzt. Transportsysteme dieser Art heißen Multi-Element-Gas-Container (MEGC). Ausgenommen vom Luftverkehr können diese Systeme, je nach Zulassung, für den multimodalen Transport verwendet werden (IMO, 2020). Zusätzlich ist auch deren Verwendung als wechselbarem Tank für Schiffe möglich. Durch das Containersystem des MEGC können diese Behälter an den meisten Häfen auf

Schiffe verladen werden. Das Handling ist dabei ähnlich wie bei anderen Gefahrgutcontainern. Zudem muss keine Wasserstoffinfrastruktur am Hafen vorhanden sein. Als Nachteile können das geringere Volumen der MEGC im Vergleich zum Schiffstank sowie der Verlust von Transportkapazitäten auf Deck genannt werden (DNV, 2021b).

Als Beispielprojekt, in dem der Wasserstoff in einem MEGC als Schiffstanksystem gespeichert wird, kann die Elektra genannt werden (BEHALA, 2023). Die Elektra ist ein Kanalschubboot mit Heimathafen Berlin. Das Schubboot besitzt ein wasserstoffbasiertes hybrides Antriebssystem, bei dem die Grundlastenergieversorgung von Brennstoffzellen übernommen wird. Spitzenlasten werden durch Energie aus den Akkumulatoren abgedeckt. Der benötigte Wasserstoff wird an Bord in 6 MEGC gespeichert, welche bei maximalem Betriebsdruck jeweils 125kg Wasserstoff aufnehmen können. Der maximale Betriebsdruck des Tanksystems liegt bei 500bar. Anhand der Elektra soll unter anderem das Beladen des Schiffes mit gasförmigem Wasserstoff erforscht werden. Dafür werden die leeren durch gefüllte MEGC mittels eines Bordkrans ausgetauscht. Insgesamt werden 12 MEGC für die Elektra benötigt von denen sich 6 an Bord befinden, während die Restlichen 6 befüllt und im Anschluss für das Bunkern bereitgehalten werden (BEHALA, 2023). Neben der Druckgasspeicherung kann der gasförmige Wasserstoff auch chemisch gebunden in Metallhydriden gespeichert werden. Bei dieser Form der Speicherung befindet sich der Wasserstoff in gelöster Form in einem Metall wie etwa Magnesium. Dabei lagert sich der Wasserstoff in den Zwischengitterplätzen innerhalb der Metallatome an. Die Bildung der Metallhydride setzt Energie frei und kann daher als exotherm bezeichnet werden. Das Entweichen des Wasserstoffes aus den Metallgittern wird als Desorption bezeichnet, welches ein endothermer Vorgang ist, für den Wärme von außen zugeführt werden muss (Töpler & Lehmann, 2017). In Großbritannien wurde bereits ein Kanalboot mit einem Metallhydridspeicher mit einer Wasserstoffkapazität von 4 kg entwickelt. Der Transport und das Bunkern von Metallhydridspeichern bringen aktuell noch Herausforderungen mit sich (van Hoecke et al., 2021).

Neben der Speicherung als Metallhydrid kann der Wasserstoff auch durch die Hydrierung von CO₂ als Methanol gespeichert werden (Zell & Langer, 2019). Durch diesen Vorgang können Wasserstoffmoleküle auch mit anderen Kohlenstoffketten oder Cycloalkane wie z.B. Cyclohexan verbunden werden. Diese werden dann als flüssige organische Wasserstoffträger „Liquid organic hydrogen carriers“ (LOHC) bezeichnet und bilden eine eigene Form der Wasserstoffspeicherung (He et al., 2015).

Neben der gasförmigen und chemisch gebundenen Speicherung kann H₂ auch in flüssiger Form gespeichert werden. Verflüssigter Wasserstoff wird häufig als LH₂ abgekürzt. Unter Normaldruck und bei einer Temperatur von 20K (-253,15°C) befindet sich Wasserstoff im flüssigen Aggregatzustand. Dabei besitzt LH₂ eine Stoffdichte von 70,8 kg/m³ während die Energiedichte 2,36 kWh/l beträgt. Durch den Umgang mit verflüssigtem Erdgas als Liquefied Natural Gas hat die Schiffsindustrie bereits Erfahrung mit tiefgekühlten verflüssigten Kraftstoffen sammeln können (Töpler & Lehmann, 2017).

Allerdings bringt verflüssigter Wasserstoff Eigenschaften mit sich, die ihn vom LNG unterscheiden. Exemplarisch kann dafür der Siedepunkt genannt werden, welcher bei LH₂ ca. 90 K unterhalb von dem des LNG liegt. Darüber hinaus ist die Verflüssigung von Wasserstoff sehr energieintensiv. Um 1 kg Wasserstoff zu verflüssigen, benötigen industrielle Anlagen 11-15 kWh Energie (Stolzenburg et al., 2013).

Der flüssige Wasserstoff wird überwiegend in isolierten Tanks gespeichert, der trotz dessen verdampft der Wasserstoff nach einer gewissen Zeit verdampft. Dieses Phänomen wird Boil-off genannt (Sherif et al., 1997). Der dadurch verdampfende Wasserstoff muss durch ein Ventil kontrolliert abgelassen werden, da ansonsten der Speicher bersten würde (Schmidt, 2020, S. 414). Ein Schiff, welches H₂ als Kraftstoff in flüssiger Form speichert, ist eine Auto- und Personenfähre mit Platz für 299 Passagiere und

80 Autos der norwegischen Reederei Norled, die den Namen MF-Hydra trägt (siehe Abbildung 4). Diese speichert den verflüssigten Wasserstoff in einem vakuumisolierten Tank der Firma Linde (Norled, 2021). Dieser kann 4 t flüssigen Wasserstoff bei einem Druck zwischen 2 und 3 bar aufnehmen. Die Verdampfung des Wasserstoffes findet außerhalb des Tankes in einem Wärmetauscher statt, in dem der Wasserstoff auf Temperaturen von 10-30°C bei einem Druck von 3 bis 5bar aufgewärmt wird, um diesen im Anschluss zu den Brennstoffzellen zu leiten. Die Versorgung des Wasserstoffes übernimmt ebenfalls die Firma Linde. Jede dritte Woche wird mit ein Lastkraftwagen (LKW) 3,2 t des verflüssigten Wasserstoffes von Leuna (Deutschland) nach Viganeset (Norwegen) gefahren (Norled, 2021).



Abbildung 4: Das Schiff MF Hydra
Quelle: (Norled, 2023)

2.3 Bunkern von gasförmigem Wasserstoff

Das Beladen eines Schiffes mit Kraftstoff wird als Bunkern bezeichnet (MariGreen, 2018). Beim Bunkern von gasförmigem Wasserstoff können drei verschiedene Methoden unterschieden werden:

- Von der Hafenkante aufs Schiff,
- von Schiff zu Schiff,
- oder vom Truck zum Schiff.

In jedem dieser Fälle können entweder „Multiple Element Gas Containers“ ausgetauscht oder der Wasserstoff direkt über einen Schlauch in das Schiff gebunkert werden (MariGreen, 2018). Durch wechselbare MEGC wird keine spezielle Infrastruktur am Hafen benötigt und es können zudem die Bunkerzeiten verkürzt werden. Die MEGC, im ISO-Container Format, können an einem Elektrolyseur aufgefüllt und dann mit dem Zug oder LKW zum Hafen transportiert werden. Dort können die Container in einem dafür vorgesehenen Bereich gelagert werden. Bei Bedarf hebt ein Kran die leeren Tankcontainer von Bord und tauscht diese durch gefüllten Container aus. Alternativ können die MEGC auch nach Bedarf zum Hafen gebracht werden. In letzterem Falle würden die Gascontainer direkt vom Trailer auf das Schiff geladen werden (DNV, 2021b).

Beim Bunkern von gasförmigem Wasserstoff über einen Schlauch kann der Wasserstoff entweder aus einem Druckspeicher an Land in das Schiff überströmen oder mit Hilfe eines Kompressors in das Schiff

gedrückt werden. Für das Überströmen wird kein Kompressor am Hafen benötigt, allerdings müssen die landseitigen Druckspeicher mit entsprechendem Druck und Volumen vorgehalten werden. Der Speicherdruck und das Speichervolumen an Land müssen dabei größer sein als die des Schiffsspeichers (Hyde & Ellis, 2019). Um beispielsweise 500 kg Wasserstoff auf ein Schiff mit einem 350 bar Tank überströmen zu lassen, wäre an Land ein Speicher mit 2000 kg Wasserstoff bei einem Druck von 500 bar erforderlich (DNV, 2021b). Sobald der Druck im Schiffsspeicher dem Druck des Landspeichers entspricht, strömt kein Wasserstoff mehr. Dies verdeutlicht, dass zu keinem Zeitpunkt der gesamte Speicherinhalt auf das Schiff überführt werden kann. Dieser Prozess kann in Stufen unterteilt werden. In der Fachliteratur wird dies als Kaskadierung bezeichnet, wodurch ein Teil des landseitigen Speichervolumens eingespart werden kann (DNV, 2021b).

Beim Bunkern mit Hilfe eines Kompressors kann diese Problematik umgangen werden. Das dafür benötigte Equipment ist zwar im Vergleich teurer, ermöglicht jedoch eine genauere Steuerung des Bunkervorganges. Dabei wird der Wasserstoff unter vergleichsweise niedrigem Druck vorgehalten und mittels eines Kompressors direkt in den Schiffsspeicher hinein verdichtet (DNV, 2021b). Laut der DNV-Studie „Hydrogen Bunkering Scenarios“ aus dem Jahr 2021 benötigt diese Variante allerdings am meisten Zeit für den Bunkervorgang (DNV, 2021b).

2.4 Brennstoffzellensysteme

Um die chemisch gebundene Energie aus dem Wasserstoff für den Schiffsantrieb nutzbar zu machen, kann der Wasserstoff entweder mit Hilfe eines Verbrennungsmotors in mechanische Energie oder mittels eines Brennstoffzellensystems in elektrische Energie umgewandelt werden (MariGreen, 2018). In einem Motor wird der Wasserstoff in einem thermodynamischen Kreisprozess verbrannt (e-mobil BW GmbH, 2021).

Die Brennstoffzelle hat einige Vorteile gegenüber einem Motor. Im Vergleich zu einem Motor besitzen Brennstoffzellen häufig eine höhere Effizienz beim Umwandeln der chemisch gebundenen in elektrische Energie (e-mobil BW GmbH, 2021). Außerdem werden durch einen Verbrennungsmotor, welcher Wasserstoff als Kraftstoff verwendet, Treibhausgase und Luftschadstoffe wie NO_x ausgestoßen. Letztere entstehen im Motor aufgrund der hohen Brennraumtemperaturen (e-mobil BW GmbH, 2021). Wasserstoffmotoren sind in ihrem Aufbau sehr ähnlich zu herkömmlichen Diesel- und Benzinmotoren, weshalb diese auch Schmierstoffe benötigen. Diese werden zu einem geringen Teil mitverbrannt, wodurch nachweisbare CO_2 -Emissionen entstehen. Ein Brennstoffzellensystem hingegen kann in Bezug auf Luftschadstoffe und CO_2 -Ausstöße als emissionsfrei betrachtet werden (e-mobil BW GmbH, 2021). Das Brennstoffzellensystem besteht hauptsächlich aus dem eigentlichen Brennstoffzellenstapel (Stack) sowie Nebenaggregaten, welche auch als Balance of Plant (BoP)-Komponenten bezeichnet werden. Die BoP-Komponenten steuern die elektrische Energie und die Versorgung des Stacks mit allen zum Betrieb nötigen Medien wie z.B. Luft, Wasserstoff und Kühlwasser (Klell et al., 2018, S. 186).

Das Funktionsprinzip der Brennstoffzelle wird im Folgenden am Beispiel der Proton-Exchange-Membran (PEM) Brennstoffzelle beschrieben, welche auch in dem Containerschiff aus dieser Arbeit zum Einsatz kommt. Zur genaueren Funktionsbeschreibung wird der Fokus auf den Brennstoffzellenstapel gelegt. Dieser besteht aus mehreren einzelnen Brennstoffzellen, die in einer Reihenschaltung miteinander verbunden sind. Durch diese Reihenschaltung kann die Systemspannung auf ein gewünschtes Niveau gehoben werden. Eine einzelne Brennstoffzelle besteht aus den Bipolarplatten, über die der Wasserstoff auf der Anodenseite und die Luft auf der Kathodenseite gleichmäßig über die Gasdiffusionsschicht verteilt werden (Schmidt, 2020, S. 443–444). Auf der

Anodenseite diffundiert der Wasserstoff durch die Gasdiffusionsschicht zur Anode und spaltet sich dort unter Anwesenheit eines Katalysators (häufig Platin) zu zwei Wasserstoffprotonen (H^+) und zwei Elektronen (e^-). Zwischen der Anode und der Kathode ist die Protonen-Austausch-Membran positioniert. Diese Membran ist eine sulfonierte Polytetrafluorethylen (PTFE) Folie, welche im feuchten Zustand durchlässig für Protonen ist. Elektronen und Anionen können die Membran nicht durchdringen. Die an der Anode entstandenen Wasserstoffprotonen durchdringen die Membran und gelangen so zur Kathode. Nach dem Durchfließen des Stromkreises treffen dort auch die an der Anode freigewordenen Elektronen ein. Auf der Kathodenseite wird der Sauerstoff über die Strömungskanäle der Bipolarplatten und der Gasdiffusionsschicht an die Kathode herangeführt. Der Sauerstoff wird folglich an der Katalysatoroberfläche reduziert, reagiert mit zwei e^- und wird durch die Aufnahme von zwei H^+ zu Wasser. Das Wasser diffundiert durch die Gasdiffusionsschicht bis in die Strömungskanäle der Bipolarplatte, in der es zuletzt mit der Luftströmung aus der Brennstoffzelle herausgetragen wird (Schmidt, 2020, S. 443–444). Der beschriebene Vorgang wird in der untenstehenden Abbildung 5 veranschaulicht.

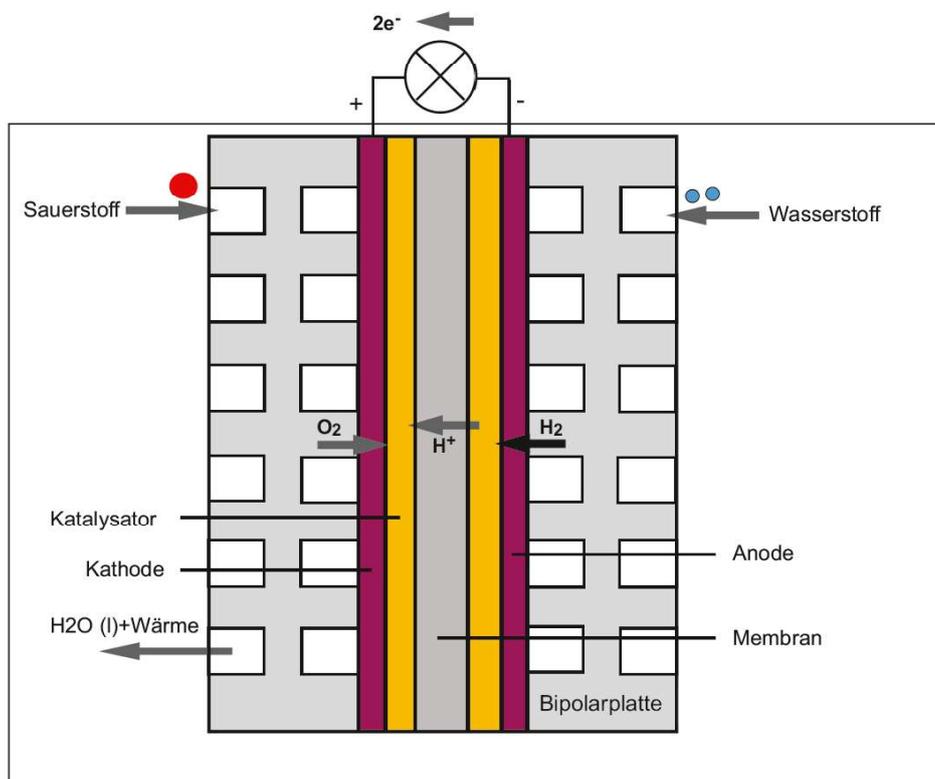


Abbildung 5: Aufbau und Funktionsweise einer Brennstoffzelle
Quelle: (Schmidt, 2020, S. 443)

Die PEM-Brennstoffzelle wird bereits in Projekten auf Schiffen eingesetzt. Dabei wird unter anderem das PEM-Brennstoffzellensystem der dänischen Firma „Ballard“ eingesetzt. Dieses System verfügt über ein Type-Approval des NDV, der die Verwendung des Systems auf klassifizierten Schiffen ermöglicht (Ballard, 2022). PEM-Brennstoffzellensysteme der Firma Ballard werden bereits auf der Elektra als drei mal 100 kW System eingesetzt (Peter Lindlahr, 2019).

Ein weiteres Projekt in dem Brennstoffzellensysteme der Firma Ballard zum Einsatz kommen, ist die in Kapitel 2.2 beschriebene MF Hydra. In dieser Fähre sind zwei Brennstoffzellen mit jeweils 200 kW verbaut (Ballard, 2022).

2.5 Thermodynamische Grundlagen von Wasserstoff

Im Folgenden werden einige thermodynamischen Grundlagen beschrieben, die für die Druckverlustberechnung im weiteren Verlauf dieser Arbeit benötigt werden. Dabei wird zunächst auf das Realgasverhalten von Wasserstoff eingegangen. Im Anschluss wird der Joule-Thompson-Effekt beschrieben.

Ein ideales Gas lässt sich durch die ideale Gasgleichung beschreiben (siehe Gleichung 2.3). Diese setzt sich zusammen aus:

- dem Druck (p),
- der universellen Gaskonstante (R),
- der Temperatur (T) und
- dem Volumen (V)

$$p = \frac{R \cdot T}{V} \quad (2.3)$$

Wird davon ausgegangen, dass die Wechselwirkungen der Gasmoleküle untereinander und das Volumen der Moleküle gegenüber dem Gasvolumen vernachlässigbar klein sind, ist dieses idealisierte Modell anwendbar. Bei hohen Drücken und Temperaturen sowie hohen Genauigkeitsansprüchen ist das Modell des idealen Gases hingegen nicht mehr zutreffend (Lauth & Kowalczyk, 2022, S. 21). Durch Realgasansätze wie z.B. der Van-der-Waals-Gleichung (2.4) oder dem Realgasfaktor kann das Gasverhalten verbessert angenähert werden.

$$p = \frac{n \cdot R \cdot T}{V - n \cdot b} - a \cdot \left(\frac{n}{V}\right)^2 \quad (2.4)$$

In der Gleichung 2.4 wird das ideale Gasgesetz durch zwei weitere Annahmen ergänzt. Die erste Annahme besagt, dass Moleküle ein Eigenvolumen besitzen und nicht auf $V = 0$ komprimiert werden können. Die zweite Annahme geht davon aus, dass den Molekülen nicht das gesamte Gasvolumen zur Verfügung steht. Basierend auf diesen Annahmen ergibt sich bei beliebiger Gasmenge für das Volumen der Term $V - n \cdot b$, der der Gleichung 2.4 entnommen werden kann. Die Größe (b) wird Kovolumen genannt. Die zweite Annahme beschreibt zudem die Anziehungskräfte zwischen den Gasmolekülen. Diese Anziehungskraft wird mit dem Term 2.5 ausgedrückt und als Kohäsionsdruck (a) bezeichnet.

$$a \cdot \left(\frac{n}{V}\right)^2 \quad (2.5)$$

Durch den Kohäsionsdruck wird der Druck des Gases im Vergleich zum idealen Gas verringert. Aufgrund der formulierten Annahmen kann anhand der Van-der-Waals-Gleichung das Gasverhalten verbessert beschrieben werden. Allerdings ist auch die Genauigkeit dieser, auf einem Modell basierenden, Gleichung begrenzt (Lauth & Kowalczyk, 2022, S. 30–32). Aus diesem Grund werden innerhalb dieser Arbeit die Berechnungen mithilfe des Realgasfaktors durchgeführt. Der Realgasfaktor (z) ist eine dimensionslose Größe, mit der das Realgasverhalten eines Gases beliebig genau angenähert werden kann. Die universelle Gasgleichung kann durch diesen Realgasfaktor ergänzt werden (siehe Gleichung 2.6) (Lauth & Kowalczyk, 2022, S. 30):

$$p \cdot V = z \cdot R \cdot T \quad (2.6)$$

Ein Realgasfaktor > 1 bedeutet, dass die Dichte langsamer wächst als der Druck. Sobald der Realgasfaktor den Wert 1 annimmt, ist der ideale Gaszustand erreicht. Die Abbildung 6 zeigt am Beispiel von Wasserstoff den Verlauf von z als Funktion des Druckes bei verschiedenen Temperaturen (Klell et al., 2018, S. 48–50).

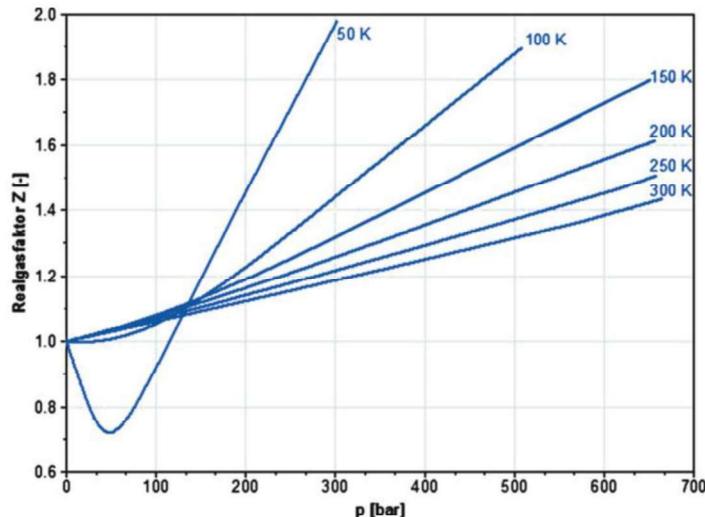


Abbildung 6: Realgasfaktor von Wasserstoff bei verschiedenen Temperaturen
Quelle: (Klell et al., 2018, S. 50)

Der Realgasfaktor kann mit Hilfe der Virialgleichung (2.7) beliebig genau angenähert werden.

$$z = 1 + \frac{B(T)}{V_m} + \frac{C(T)}{V_m^2} + \dots \quad (2.7)$$

Als empirische Darstellung realer Gase wurde die Gleichung 2.7 im Jahr 1901 von H. Kamerling-Onnes entwickelt (Lauth & Kowalczyk, 2022, S. 39). Die Konstanten $B(T)$ und $C(T)$ werden Virialkoeffizienten genannt. Die pV -Kurve eines Gases lässt sich durch das Hinzufügen beliebig vieler Virialkoeffizienten beliebig genau annähern. Die Virialgleichung basiert dabei auf keinem Modell, wodurch die Konstanten der Gleichung physikalisch nicht interpretiert werden können. Durch diese mathematische Hilfe können Kurvenverläufe beliebig genau beschrieben werden (Lauth & Kowalczyk, 2022, S. 39). Eine Gleichung, die auf den Grundlagen der Virialgleichung basiert, wurde von Lemmon et al. (2008) beschrieben (2.8). Diese Gleichung wurde für Prozesse entwickelt, in denen Wasserstoff als Kraftstoff verwendet wird. Die Dichte von Wasserstoff kann mit einer 0,01 %igen Genauigkeit in einem Temperaturbereich von 220 K bis 1000 K und Drücken von bis zu 700 bar bestimmt werden (Lemmon et al., 2008).

$$z = \frac{p}{\rho \cdot R \cdot T} = 1 + \sum_{i=1}^9 a_i \left(\frac{100 \text{ K}}{T} \right)^{b_i} \cdot \left(\frac{p}{1 \text{ MPa}} \right)^{c_i} \quad (2.8)$$

Die Konstanten a_i , b_i und c_i können dem Anhang A entnommen werden. Zusammen mit der molaren Masse von Wasserstoff $M=2,01588 \text{ g/mol}$ und der universellen Gaskonstante $R=8,314472 \text{ J/(mol}\cdot\text{K)}$ kann die Dichte des Wasserstoffes berechnet werden (siehe Gleichung 2.9):

$$\rho = \frac{p \cdot M}{z \cdot R \cdot T} \cdot 1000 \quad (2.9)$$

Der Joule-Thompson-Effekt beschreibt die Temperaturänderung, die aus der Entspannung eines Gases resultiert. Dieser Effekt lässt sich in einem System beobachten, welches keine Wärmeenergie mit der Umgebung austauscht und somit als adiabat bezeichnet wird (Lauth & Kowalczyk, 2022, S. 109–115). Mithilfe des Joule-Thompson-Koeffizienten (μ_{TH}) kann dieser Effekt mathematisch beschrieben werden. Der Koeffizient beschreibt die Temperaturänderung eines Gases bei isenthalper Zustandsänderung. Definiert ist der Joule-Thompson-Koeffizienten als partielle Ableitung der Temperatur nach dem Druck bei konstanter Enthalpie (siehe Gleichung 2.10):

$$\mu_{TH} = \left(\frac{\partial T}{\partial p} \right)_H \quad (2.10)$$

Unter Hochdruck besitzt Wasserstoff einen negativen Joule-Thompson-Koeffizienten. Dies bedeutet, dass sich der Wasserstoff bei isenthalper Entspannung, z.B. durch eine Drossel erwärmt (Klell et al., 2018, S. 50).

2.6 Normen und Regelungen

Für die Sicherheit von Schiffen gilt die IMO als dafür zuständige Sonderorganisation der Vereinten Nationen. Diese Organisation gibt globale Standards für die Sicherheit und Umweltverträglichkeit der internationalen Schifffahrt vor (DNV, 2021a). Die Hauptrolle der IMO besteht darin, ein Grundgerüst an Regularien zu erstellen. Die Maßnahmen dieses regulatorischen Grundgerüsts beinhalten dabei folgende Aspekte:

- Die Konstruktion,
- die Ausrüstung,
- die Besatzung,
- den Betrieb und
- die Entsorgung von Schiffen.

Eine Konvention der IMO ist die „International Convention for the Safety of Live at Sea“ (SOLAS), welche internationale Mindeststandards für die Konstruktion, die Ausrüstung und den Betrieb von Schiffen definiert (DNV, 2021a).

Die Kontrolle der Einhaltung dieser Mindeststands ist die Aufgabe der Flaggenstaaten. Ein Flaggenstaat übernimmt nach internationalem Seerecht die Verantwortung für die Schiffe, die unter seiner Flagge fahren. Die deutsche Flaggenstaatverwaltung unterliegt unter anderem dem Bundesministerium für Digitales und Verkehr und dem Bundesamt für Seeschifffahrt und Hydrographie (Deutsche Flagge, 2023a). Flaggenstaaten können diese Kontrollaufgaben auch an sogenannte Klassifikationsgesellschaften delegieren. Diese privaten Unternehmen fungieren im Schifffahrtsbereich als technische Gutachter. Umgangssprachlich werden die Klassifikationsgesellschaften deshalb auch als Schiffs-TÜV bezeichnet. Die Aufgaben der Klassen können in zwei konkrete Aufgabenbereiche eingeteilt werden. Zum einen übernimmt die Klasse Aufgaben im Auftrag des Reeders (Deutsche Flagge, 2023b). Dazu gehört die Überprüfung der von der Klasse erstellten Vorschriften in Bezug auf den Typ, den Bau, die Ausrüstung, die Wartung und die Überwachung von Schiffen. Werden diese Klassifikationsregeln vom Schiff erfüllt, erhält dieses die „Klassenzertifikate“, wodurch dem Schiff eine

bestimmte Klasse erteilt wird. Mit dieser kann der Wert des Schiffes sowie die Schiffs- und Ladungsversicherung bemessen werden. Die Seetüchtigkeit eines Schiffes kann ebenfalls über die Klasse beurteilt werden. Über die Klasse wird ebenfalls das zugelassene Fahrgebiet des Schiffes festgelegt (Deutsche Flagge, 2023b).

Alle Seeschiffe, die als Fracht- oder Fahrgastschiffe eingesetzt werden, müssen klassifiziert sein. Neben der Tätigkeit im Auftrag des Reeders können die Klassifikationsgesellschaft auch Aufgaben im Namen der Flaggenstaaten übernehmen. Dabei überprüfen die Klassifikationsgesellschaften die Einhaltung der internationalen technischen Sicherheitsvorschriften der IMO und stellen internationale Schiffssicherheitszeugnisse aus (Deutsche Flagge, 2023b). Welche Aufgaben der Flaggenstaat an die Klassifikationsgesellschaften überträgt, variiert von Staat zu Staat. So gibt es Staaten, die nahezu alle Aufgaben an die Klassifikationsgesellschaften übertragen und andere, wie z.B. die deutsche Flagge, die nur sehr wenige Aufgaben überträgt (Deutsche Flagge, 2023b).

Für europäische Flaggenstaaten kommt hinzu, dass diese nur Aufgaben an Klassifikationsgesellschaften übertragen dürfen, die nach der Verordnung (EG) Nr. 391/2009 der Europäischen Kommission anerkannt sind (Deutsche Flagge, 2023b). Schiffe, die internationalen Handel betreiben, müssen den Anforderungen der SOLAS entsprechen. (DNV, 2021a).

Für die Benutzung von Wasserstoff als maritimen Kraftstoff gibt es zurzeit noch keine spezifischen Regelungen. Durch das SOLAS Kapitel II-I ist aber ein Designprozess möglich, der es erlaubt Wasserstoff als Kraftstoff einzusetzen. Dadurch ist gewährleistet, dass das gewählte System das gleiche Sicherheitslevel aufweist, wie von der SOLAS gefordert (DNV, 2021a). Dieser Prozess ist in der IMO-Regelung MSC.1/Circ.1455 beschrieben, welcher meist als „Alternative Design Approach“ bezeichnet wird (International Maritime Organization, 2019). Als Grundlage für den Alternative Design Approach kann der „International Code of Safety for Ships Using Gases or Other Low-flashpoint Fuel“ (IGF-Code) verwendet werden. Der IGF-Code enthält Regularien für die Adaption von Kraftstoffen mit niedrigem Flammpunkt (unter 60°C), zu denen unter anderem auch Wasserstoff zählt. Zurzeit enthält der IGF-Code nur für LNG detaillierte Vorschriften. Dadurch bildet dieser bei allen anderen Gasen, die als Schiffskraftstoff verwendet werden sollen, die Grundlage für den Alternative Design Approach (International Maritime Organization, 2017). Der IGF-Code ist somit der wichtigste internationale Code, welcher auf mit Wasserstoff betriebenen Schiffen angewendet werden kann. Dieser Code trat am 1. Januar 2017 in Kraft und gilt für Schiffe mit einer Bruttoreaumzahl von 500 BRT oder mehr. Darüber hinaus gilt der IGF-Code für Passagierschiffe, die auf internationalen Gewässern fahren (International Maritime Organization, 2017). Zurzeit wird an einer Novelle des IGF-Codes gearbeitet, welche ein Kapitel über Brennstoffzellen enthalten wird. Im Juni 2022 wurde von der IMO eine sogenannte Interim guideline for the safety of ships using fuel cell power installation veröffentlicht (International Maritime Organization, 2022). Der Zweck dieser Interim guideline ist, dass mehr Erfahrungen mit Brennstoffzellen auf Schiffen gesammelt werden, bevor diese schließlich als Kapitel im IGF-Code verankert werden. Es wird erwartet, dass das finale Kapitel zu den Brennstoffzellen im Jahre 2028 im IGF-Code aufgenommen wird. Für die Speicherung von Wasserstoff als Kraftstoff wurden allerdings seitens der IMO dabei keine Anweisungen veröffentlicht (DNV, 2021a).

Neben dem IGF-Code hat die IMO zusätzlich den International Code for the Construction and Equipment of Ships Carrying Liquefied Gases in Bulk (IGC-Code) veröffentlicht. Dieser ist bei der Konstruktion von Flüssiggastankern anzuwenden (DNV, 2021a). Somit spielt der IGC-Code für die Konstruktion des Wasserstoffsystems aus dieser Arbeit keine Rolle.

Als Regelwerk für den Bau der Tankcontainer kann der International Dangerous Goods Code (IMDG-Code) herangezogen werden (DNV, 2021a). Dieses von der IMO herausgegebene Regelwerk ist eine Transportvorschrift für Gefahrgüter im Seeschiffverkehr. Der IMDG-Code beschreibt dabei unter anderem den Bau und die Prüfverfahren der Transportbehälter für Gefahrenstoffe (IMO, 2020). Auch das Tanksystem muss den Alternative Design Approach durchlaufen, um eine Zulassung zu erhalten (DNV, 2021a). Dieser Prozess wird im Folgenden detaillierter beschrieben.

Der Alternative Design Approach verfolgt einen risikobasierten Genehmigungsansatz. So kann anhand von Risikoanalysen die neue Konstruktion mit bereits existierenden Konstruktionen verglichen werden. Dadurch können mögliche Gefahren eingeschätzt und schlussendlich ein äquivalentes Sicherheitsniveau, im Vergleich zu herkömmlichen Designs, erreicht werden. Der Alternative Design Approach setzt eine enge Zusammenarbeit zwischen der Klassifikationsgesellschaft wie beispielsweise dem DNV und den Schiffsentwicklern voraus (DNV, 2021a). Dieser Prozess ist in fünf Meilensteine unterteilt, welche am linken Rand der Abbildung 7 dargestellt sind. Der in derselben Abbildung dargestellte Ablauf wirkt sehr geradlinig, allerdings können die einzelnen Schritte beliebig oft wiederholt werden, bis ein zufriedenstellendes Ergebnis erreicht wurde (DNV, 2021a).

Für den primären Designprozess (Meilensteine 1 und 2) empfiehlt der DNV die Durchführung einer Gefahrenidentifikation mit allen Beteiligten, eine Lückenanalyse mit Bezug zum IGF-Code und weitere Risikoanalysen in Bezug auf das Konzept. Die Entwicklung des finalen Designs umfasst die Meilensteine drei bis fünf. Dabei wird die Genehmigung des finalen Designs durch die Klassifikationsgesellschaft benötigt, um die Genehmigung der nationalen Behörde (Flaggenstaat) zu erhalten. Damit dies gelingen kann, müssen die Entwürfe und Analysen aus der vorherigen Projektphase, dem primären Design, aktualisiert werden. Dies macht unter anderem die erneute Durchführung einer Risikoanalyse notwendig. Am Ende des finalen Design-Prozesses liegt der Fokus auf den Zulassungstests, der Produktion und dem Betrieb. Erstere können Tests und Analysen umfassen, um technische und konstruktive Annahmen, welche in den quantitativen (Risiko-)Analysen getroffen wurden, zu bestätigen. Die Zulassungstests werden vom Projektteur durchgeführt und durch die Behörde überwacht. Bei positivem Testausgang kann das System eine Betriebsgenehmigung erhalten, andernfalls können aber auch Betriebsbeschränkungen oder bestimmte Bauauflagen erteilt werden (DNV, 2021a).

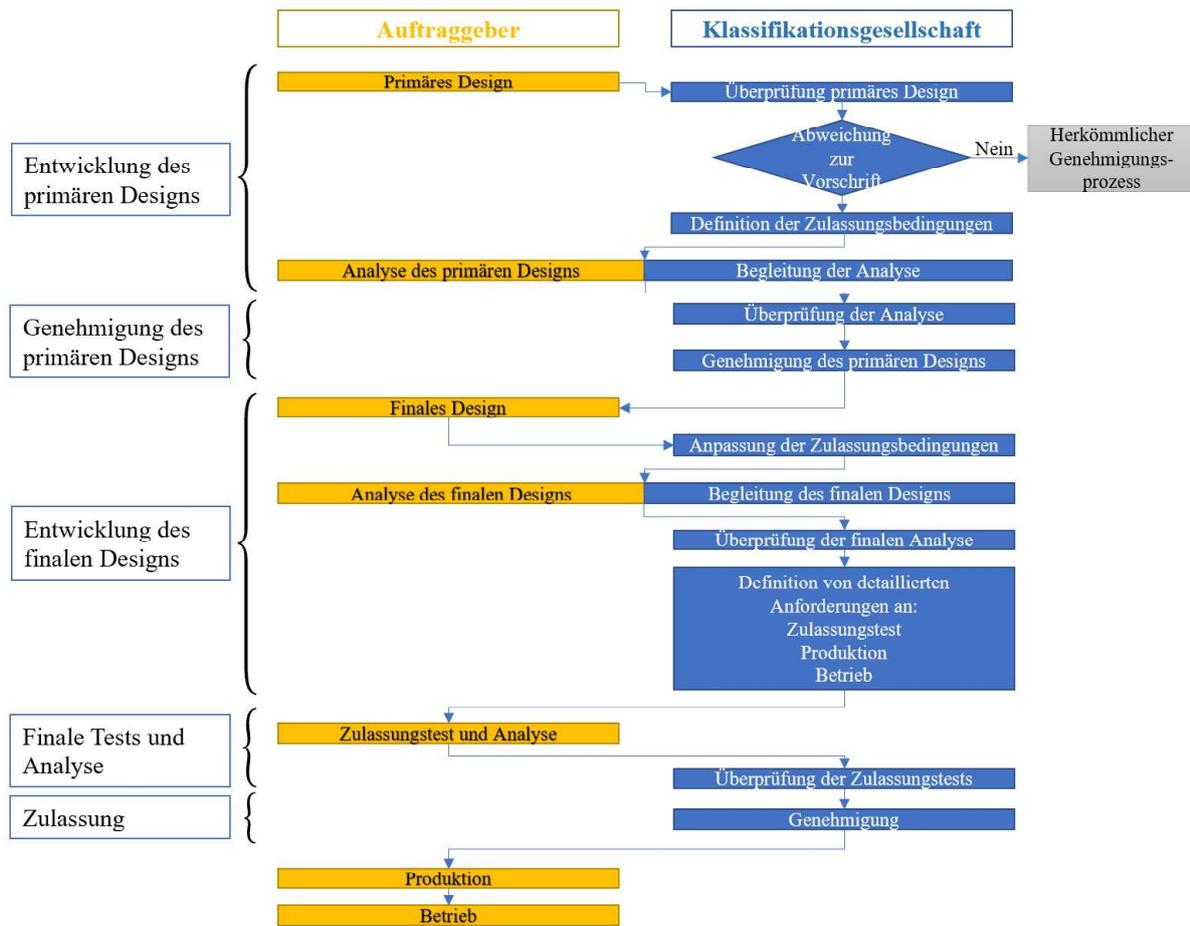


Abbildung 7: Schematischer Ablauf eines Alternative Design Approach
 Quelle: Eigene Darstellung in Anlehnung an (DNV, 2021a)

3 Methodik

In diesem Abschnitt wird auf die Vorgehensweise zur Erstellung des Wasserstoffsystems eingegangen. Zunächst soll die Skizzierung der Grenzen des Wasserstoffsystems ein Überblick über das Projekt verschaffen. Zudem werden die angewendeten Formeln und Methoden zur Berechnung des Druckverlustes innerhalb des Wasserstoffsystems eingeführt. Mithilfe dieser kann der benötigte Rohrinnendurchmesser des Systems ermittelt werden, um sicherzustellen, dass die Brennstoffzellensysteme im optimalen Druckbereich mit ausreichend Wasserstoff versorgt werden.

Die Grundlagen für die Systemauslegung und für die Auswahl der Systemkomponenten bilden in diesem Zuge die Regelwerke, welche bereits im Kapitel 2.6 beschrieben wurden. Dabei gibt insbesondere der IGF-Code die Grundlagen für die Entwicklung des Wasserstoffsystems vor.

3.1 Systemgrenzen



Abbildung 8: Visualisierung des zukünftigen Containerschiffes
Quelle: (E-Cap Marine GmbH, o. J.)

Das Wasserstoffsystem soll auf einem Containerschiff verbaut werden, welches sich derzeit in der Planungs- und Entwicklungsphase befindet. Das Schiff wird eine Aufnahmekapazität von insgesamt 318 40 ft-Containern, bei einer Länge von 138,00 m und einer Breite von 22 m besitzen. Die Nutzlast des zukünftigen Schiffes, welches in der Abbildung 8 zu sehen ist, wird zum jetzigen Zeitpunkt auf 5900 t geschätzt.

Der Antriebsstrang des Schiffes wird elektrisch sein. Als Energieerzeuger sind zwei dieselbetriebene Generatoren mit je 1728 kW elektrischer Leistung bei 900 u/min und ein Brennstoffzellensystem mit 3200 kW vorgesehen. Das Containerschiff soll später in der Lage sein ausschließlich mit der Energie aus den Brennstoffzellen eine Strecke von 400 Seemeilen (sm) bei einer Geschwindigkeit von 11,5 Knoten (kn) zurückzulegen. Bei dieser Geschwindigkeit benötigt der Antrieb eine geschätzte Leistung von 2000 kW. Wird die Energie von den Dieselgeneratoren bereitgestellt, soll die Reichweite 3000 sm bei einer Geschwindigkeit von 14 kn betragen. Ein hybrider Fahrmodus ist ebenfalls vorgesehen. Dabei werden insgesamt 6656 kW elektrische Leistung (P) bereitgestellt, 3200 kW durch die Brennstoffzellen und 3458 kW durch zwei Dieselgeneratoren (E-Cap Marine GmbH, o. J.).

Das Wasserstoffsystem soll auf dem hinteren Schiffsteil, dem Heck, platziert werden. Dieses System wird aus 8 Tankcontainern und 2 Powerpacks mit jeweils 8 Brennstoffzellensystemen bestehen. Bei

einem Druck von 380 bar kann in den 8 Tankcontainern eine Wasserstoffmasse von ca. 8200 kg gespeichert werden. Diese Werte beruhen auf den Angaben der Firma „Wystrach“ und basieren auf deren 40 ft-Wasserstofftransportsystem „WyCarrier“. Für diesen MEGC gibt das Unternehmen eine Wasserstoffmasse von 1029 kg an (Wystrach, 2023).

1 kg Wasserstoff enthält einen Heizwert von 33,33 kWh (Töpler & Lehmann, 2017, S. 5). Eine gespeicherte Wasserstoffmenge von 8232 kg Wasserstoff enthält folglich 274,37 MWh Energie (E). Für die Strecke von 400 sm bei einer Geschwindigkeit von 12 kn und einer durchschnittlichen Leistung von 2000 kW müssen 66,67 kWh elektrische Energie durch die Brennstoffzellen bereitgestellt werden (siehe Gleichung 3.1).

$$E = \frac{400 \text{ Seemeilen}}{12 \text{ Seemeilen/h}} * 2000 \text{ kW} = 66,67 \text{ MWh} \quad (3.1)$$

Der Leistungsbedarf im Hafen ist mit 150 kW angegeben. Diese Leistung, die sog. Hotellast, wird als Grundlast des Schiffes neben dem beschriebenen Antrieb angenommen und benötigt auf der betrachteten Strecke folgende Energiemenge ($E_{\text{Hotellast}}$) (siehe Gleichung 3.2).

$$E_{\text{Hotellast}} = \frac{400 \text{ Seemeilen}}{12 \text{ Seemeilen/h}} * 150 \text{ kW} = 5,00 \text{ MWh} \quad (3.2)$$

Der Wirkungsgrad (η) der Brennstoffzellensysteme unterscheidet sich über den Leistungsbereich. Für höhere Leistungen ist der Wirkungsgrad niedriger als für geringere Leistungen. Der Wirkungsgrad über den Leistungsbereich kann der Abbildung 33 im Anhang A entnommen werden. Um den Wasserstoffbedarf zu kalkulieren, muss die Leistung der Brennstoffzellen ermittelt werden. Wie bereits beschrieben, benötigt der Antrieb bei einer Fahrt von 12 kn eine Leistung von 2000 kW. Zusammen mit der Hotellast ergibt sich daraus eine Leistung von 2150 kW, die von den Brennstoffzellensystemen bereitgestellt werden muss. Pro Brennstoffzellensystem ergibt sich also eine Leistung von 134 kW. Bei dieser Leistung liegt der Wirkungsgrad bei ca. $\eta = 52,5 \%$. Für die Fahrt von 400 sm wird also eine Wasserstoffmasse ($m_{\text{Wasserstoff}}$) von 4095,83 kg benötigt (siehe Gleichung 3.3).

$$m_{\text{Wasserstoff}} = \frac{66,67 \text{ MWh} + 5,00 \text{ MWh}}{33,33 \frac{\text{kWh}}{\text{kg}} * 0,525} = 4095,83 \text{ kg} \quad (3.3)$$

Um eine Seemeile mit 12 kn zu fahren, benötigt das Schiff eine Wasserstoffmenge von 10,24 kg. Mit 8 gefüllten Tankcontainern ist somit eine Reichweite von ca. 800 sm möglich. Jeweils 4 der insgesamt 8 Tankcontainer sind an einem Powerpack angeschlossen. Alle Systeme werden in 40 ft-Containern verbaut. Die zwei Powerpacks werden auf dem Schiff übereinander angeordnet und beinhalten jeweils 8 Brennstoffzellensysteme, einen Fuel-Preparation-Room (FPR) sowie die benötigte Steuer- und Leistungselektronik. Der FPR ist ein gasdichter Raum, in dem sämtliche Ventiltechnik eingebaut ist. In diesem Raum wird sich auch das in dieser Arbeit ausgelegte Wasserstoffsystem befinden. Damit das

Verbauen der Ventiltechnik erleichtert wird, sind im FPR die Wasserstoffrohre nur einwandig ausgeführt. Der nominale Systemdruck der Tanksysteme wurde auf 380 festgelegt.

In der Abbildung 9 ist ein Auszug des Arrangement Plans des Schiffes dargestellt, auf welchem das Wasserstoffsystem erkennbar ist. Die Tankcontainer sind mit „CH2 40 ft Container“ gekennzeichnet. Jeweils zwei dieser Container sind dabei übereinandergestapelt. Die zwei Powerpacks sind als farbige Container dargestellt und sind rechts neben den Tankcontainern angeordnet. Die linken 4 Tankcontainer werden an das obere Powerpack angeschlossen, während die übrigen Tankcontainer mit dem unteren Powerpack verbunden werden. Im normalen Betrieb arbeiten die beiden Powerpacks also völlig unabhängig voneinander. Eine Verbindung der beiden FPRs auf der Hochdruckseite ist allerdings vorgesehen und wird in Kapitel 4.1 genauer erläutert.

Das Bunkern des Wasserstoffes soll primär über das Auswechseln der MEGC realisiert werden. Des Weiteren soll das Bunkern mit Wasserstoff auch über einen Anschluss möglich sein.

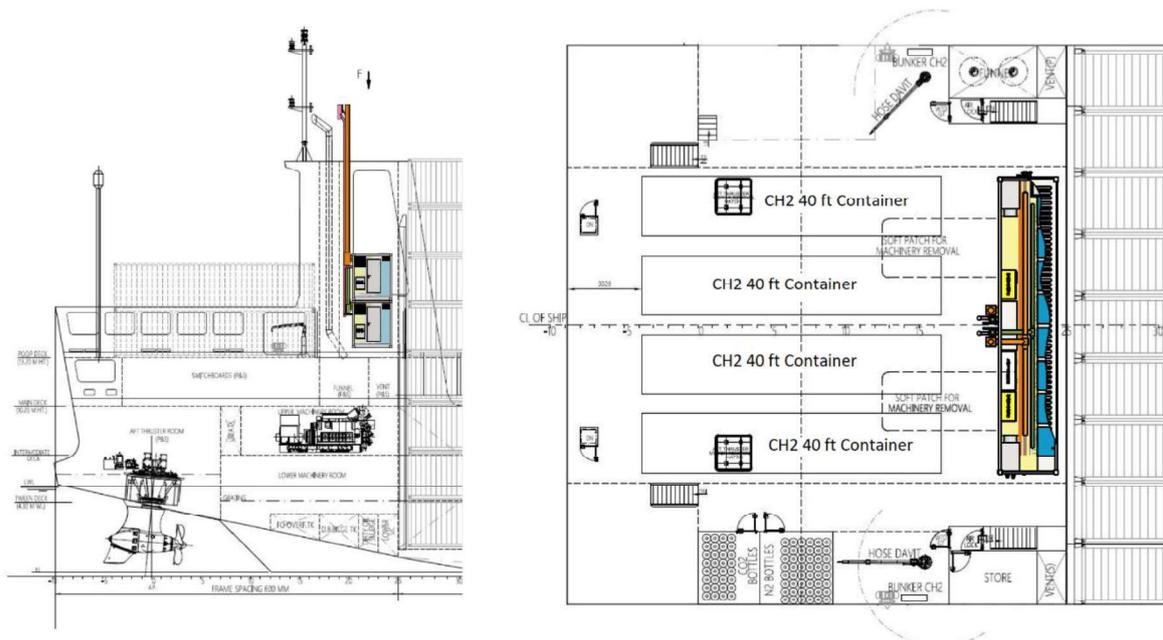


Abbildung 9: Arrangement-Plan des Schiffes mit abgebildetem Wasserstoffsystem
Quelle: (E-Cap Marine GmbH, o. J.)

Es folgt die Betrachtung des auszulegenden Tanksystems, in dem der Wasserstoff gelagert wird, der für den Betrieb der Brennstoffzellen benötigt wird. Dieses bildet die vordere Systemgrenze und legt somit die Eingangswerte für die Berechnung des Druckverlustes fest. Die zukünftigen Arbeitsdrücke und Temperaturen sind in der Tabelle 1 aufgelistet.

Tabelle 1: Betriebsparameter des zukünftigen Tanksystems
Quelle: Eigene Darstellung

| | Druck (bar) | Temperatur (°C) |
|---------|-------------|-----------------|
| Nominal | 380 | 15 |
| Maximal | 450 | 65 |

Die untere im Betrieb zulässige Druckgrenze liegt bei 20 bar. Das System kann in zwei wesentliche Teile eingeteilt werden. Der erste Teil besteht aus der Rahmenstruktur mit den Maßen eines 40 ft-Containers. Als zweiten Teil kann das Drucksystem bestehend aus Typ IV-Druckflaschen und der Leitungs- und Ventiltechnik betrachtet werden.

Es folgt ein Überblick über die in der Richtlinie geforderten baulichen Ausrüstung und Konstruktion des MEGC, um einen Leitfaden über den Bau des Tanksystems zu erstellen. Dieser sollte nach Kapitel 6.7.5 (Vorschriften für Auslegung, Bau und Prüfung von Gascontainern mit mehreren Elementen (MEGC) für die Beförderung von nicht tiefgekühlten Gasen) des IMDG-Codes gebaut werden. Zunächst werden die Druckflaschen des Typ IV betrachtet. Diese müssen entweder nach der ISO 11119-3 oder nach der ISO 11515 gebaut werden. Dabei reichen die Volumina von 0 bis 450 l (ISO 11119-3) und 450 bis 3000 l (ISO 11515). Diese Flaschen dürfen nach Kapitel 6.7.5.3.2 des IMDG-Codes zu Sektionen von höchstens 3000 l zusammengefasst werden. Dabei muss jede Sektion mit einem Absperrventil vom restlichen Tank isoliert werden können. Sicherheitsventile für die einzelnen Flaschen oder Sektionen sind nicht vorgeschrieben, können aber bei Bedarf verbaut werden. Vor dem Befüll- und Entleeranschluss müssen zwei Ventile hintereinander angebracht sein, wovon eines ein Rückschlagventil sein darf (IMO, 2020). Für das in dieser Arbeit betrachtete Tanksystem bietet das Rückschlagventil allerdings keine Vorteile, da sowohl das Befüllen als auch das Entleeren über dasselbe Rohr stattfinden muss. Bereits auf der Grundlage der beschriebenen Anforderungen des IMDG-Codes an den MEGC, kann ein Rohrleitungs- und Instrumenten-Diagramm (R&I-Diagramm) gezeichnet werden (siehe Abbildung 10).

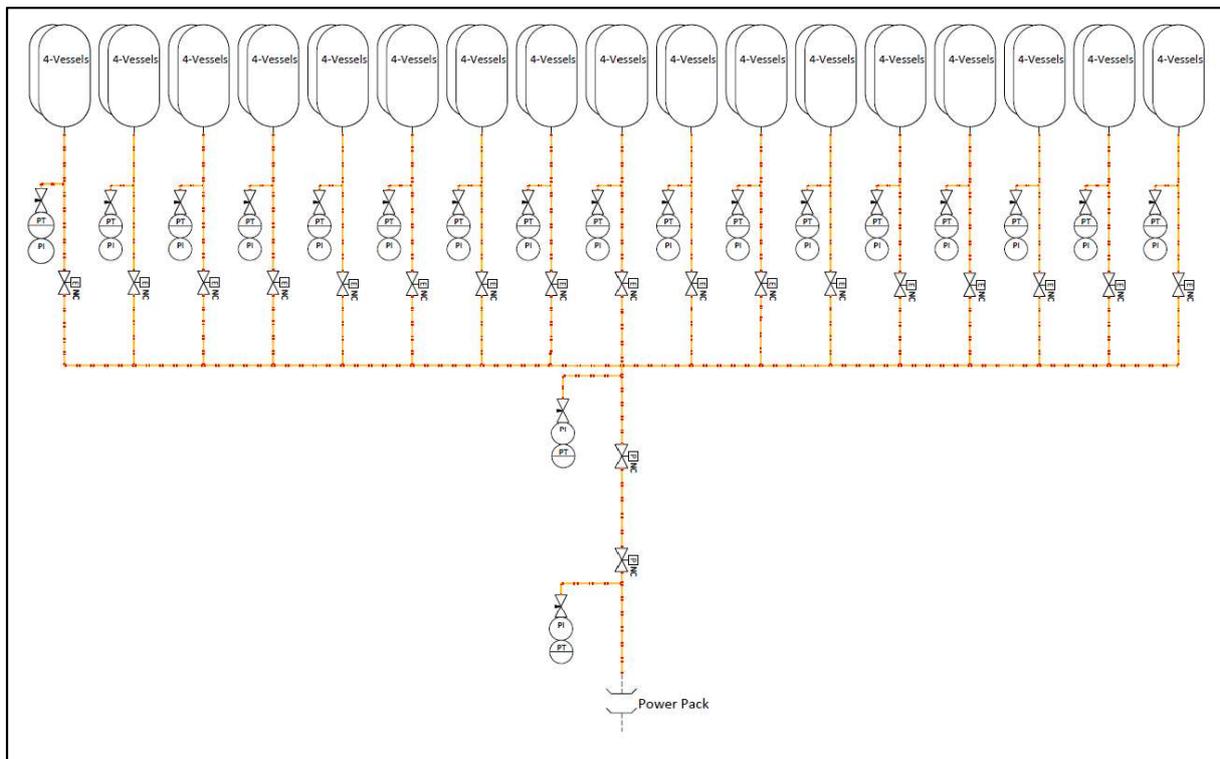


Abbildung 10: Rohrleitungs- und Instrumentenfließschema des Tankcontainers
Quelle: Eigene Darstellung

Da der MEGC nur transportiert werden darf, wenn die Sammelleitung entlüftet ist, muss noch ein Entlüftungssystem für die Leitungen vorgesehen werden. Wichtig zu nennen ist das Kapitel 6.7.5.2.8 des IMDG-Codes, in welchem die Kräfte vorgeschrieben sind, die der MEGC ohne Beschädigungen aufnehmen können muss (IMO, 2020). Die dort beschriebenen Kräfte müssen insbesondere für den Bau der Rahmenstruktur beachtet werden. Damit bildet der IMDG-Code eine wichtige Grundlage zur Planung des Tanksystems.

3.2 Druckverlustberechnung kompressibler Fluide

In diesem Kapitel soll auf die Druckverlustberechnung des Wasserstoffsystems eingegangen werden. Dabei wird aufgezeigt, wie Fluide beim Durchströmen von Rohren beeinflusst werden können. Die Berechnungen der Rohrdurchmesser für die Hochdruck- und Niederdruckseite werden im späteren Verlauf dieser Arbeit getrennt voneinander durchgeführt. Sämtliche Berechnungen werden in Excel durchgeführt. Dafür werden unter anderem Formeln in Visual Basic for Applications (VBA) programmiert. Zunächst wird auf den entstehenden Druckverlust beim Durchströmen von Rohrleitungen eingegangen.

Durch Reibungen und Turbulenzen treten bei Strömungen von realen Fluiden Verluste auf. Die dabei verlorengangene Strömungsenergie wird daraufhin in den meisten Fällen in Wärme- oder Schallemissionen umgesetzt (Sigloch, 2014, S. 131). Das Strömungsverhalten kompressibler Fluide kann bei niedrigen Strömungsgeschwindigkeiten als inkompressibel angenommen werden, d.h., dass die Dichte des strömenden Gases unverändert bleibt, während die Kompressibilität der Gase bei höheren Strömungsgeschwindigkeiten wieder eine Rolle spielt. Die Grenze zwischen kompressibler und inkompressibler Gasströmungen definiert sich durch die Mach-Zahl (Ma) (Oertel & Prandtl, 2022, S. 209). Diese wird im Folgenden genauer erläutert.

Die Mach-Zahl ist eine dimensionslose Größe und gibt den Abstand der Strömungsgeschwindigkeit (v) zur Schallgeschwindigkeit (c) des Fluids an. Diese Zahl kann also als Geschwindigkeitsvergleich zwischen der Bewegungs- und Schallgeschwindigkeit des Fluids angesehen werden. Vor diesem Hintergrund steht $Ma = 1$ dafür, dass das Fluid mit Schallgeschwindigkeit strömt, während alle Werte < 1 bedeuten, dass das Fluid mit Unterschallgeschwindigkeit strömt. Darüber hinaus kennzeichnet die Mach-Zahl das elastische Verhalten des Fluids (Sigloch, 2014, S. 88). Sie wird wie folgt berechnet (siehe 3.4).

$$Ma = \frac{v}{c} \quad (3.4)$$

In der Literatur sind unterschiedliche Mach-Zahlen zu finden, bei denen eine Fluidströmung als inkompressibel angenommen werden kann. Diese liegen meist bei Ma 0,2 oder 0,3 (Böckh & Saumweber, 2013, S. 172; Sigloch, 2014, S. 8). Im Folgenden wird dieses inkompressible Strömungsverhalten für Wasserstoff als Fluid erläutert. Die Bedingung für ein nahezu inkompressibles Gasverhalten ist anhand der Gleichung 3.5 gezeigt.

$$\frac{\Delta\rho}{\rho_0} \approx \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{v}{c}\right)^2 \quad (3.5)$$

Der Term $\frac{1}{2} \cdot \left(\frac{v}{c}\right)^2$ kann zu $\frac{1}{2} \cdot Ma^2$ umgeschrieben werden. Wenn das Verhältnis von Dichtänderung ($\Delta\rho$) zur initialen Fluidichte (ρ_0) $\ll 1$ ist, kann die Fluidströmung als inkompressibel angenommen werden (Sigloch, 2014, S. 8). Je nach Druck und Temperatur unterscheiden sich die Schallgeschwindigkeiten des Wasserstoffes. Unter atmosphärischem Druck und bei einer Temperatur von 15°C beträgt die Schallgeschwindigkeit von Wasserstoff 1293,9 m/s, die bei zunehmendem Druck ansteigt (National Institute of Standards and Technology, o. J.). Werden nun 20 % der Schallgeschwindigkeit als Grenze für inkompressible Strömungen angenommen, ergibt sich ein Wert

von 259,78 m/s. Werden diese Werte in die Gleichung 3.5 eingesetzt, ergibt sich daraus eine relative Dichteänderung von 0,02 (siehe Gleichung 3.6).

$$\frac{\Delta\rho}{\rho_0} = \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{259,78 \frac{\text{m}}{\text{s}}}{1293,90 \frac{\text{m}}{\text{s}}} \right) = 0,02 = 2 \% \quad (3.6)$$

Auf der Grundlage dieses Ergebnisses wird in dieser Arbeit eine Strömungsgeschwindigkeit des Wasserstoffes unterhalb von 260m/s als inkompressibel angenommen. Im Folgenden wird für den Fall der inkompressiblen Gasströmung die Berechnung des Druckverlustes beschrieben, die aufgrund der Rohrreibung zustande kommt.

Der Druckverlust (Δp) einer inkompressiblen Fluidströmung innerhalb eines Rohres kann dann mit Hilfe der Gleichung 3.7 bestimmt werden (Böckh & Saumweber, 2013, S. 117). Dieser ist dabei die Differenz aus dem Eingangsdruck (p_1) und dem Ausgangsdruck (p_2) des Rohres und abhängig von:

- der Rohrreibungszahl (λ),
- der Rohrlänge (L),
- dem Innendurchmesser des Rohres (d),
- der Strömungsgeschwindigkeit (v) und
- der Dichte des Fluids (ρ)

$$\Delta p = p_1 - p_2 = \lambda \cdot \frac{L}{d} \cdot \frac{v^2 \cdot \rho}{2} \quad (3.7)$$

Der Reibungsdruckverlust hängt von der Strömungsform ab. Dabei müssen laminare und turbulente Strömungen getrennt voneinander betrachtet werden (Böckh & Saumweber, 2013, S. 114–115). Je nach Strömungsform ändert sich die Berechnung der Rohrreibungszahl. Ob eine Strömung laminar oder turbulent ist, hängt von der Reynoldszahl (Re) ab (Böckh & Saumweber, 2013, S. 115–124). Diese ist eine dimensionslose Größe, welche das Verhältnis zwischen Trägheits- und Reibungskräften einer Strömung angibt. Wahlweise kann die Reynoldszahl mit Hilfe der kinematischen (ν) oder der dynamischen Viskosität (η) berechnet werden (siehe Gleichung 3.8)

$$Re = \frac{v \cdot d \cdot \rho}{\eta} = \frac{v \cdot d}{\nu} \quad (3.8)$$

Ist die Reynoldszahl < 2320 kann die Strömung als laminar bezeichnet werden. Das bedeutet, dass alle Fluidteilchen parallel zur Rohrwand fließen. Bei einer Reynoldszahl die > 2320 ist, handelt es sich um eine turbulente Strömung, wobei die Hauptgeschwindigkeit der Fluidteilchen in Richtung der Rohrachse liegt. Hinzu kommen auch noch zeitlich variierende Geschwindigkeiten in andere Strömungsrichtungen (Böckh & Saumweber, 2013, S. 112). Die Berechnung der Rohrreibungszahl für laminare Strömungen kann der Gleichung 3.9 entnommen werden.

$$\lambda = \frac{64}{Re} \quad (3.9)$$

Um die Rohrreibungszahl von turbulenten Strömungen berechnen zu können, muss zusätzlich noch zwischen hydraulisch glatten und rauen Strömungen unterschieden werden (Böckh & Saumweber, 2013,

S. 122–124). Dafür wird das Verhältnis aus Rohrrauigkeit (k) und dem Innendurchmesser des Rohres gebildet. Eine Strömung kann als turbulente hydraulisch glatte Strömung bezeichnet werden, wenn $Re > 2320$ ist und $Re \cdot k/d < 65$ ist. Für diesen Fall gibt es zwei verschiedene Gleichungen, die die Rohrreibungszahl bestimmen (Böckh & Saumweber, 2013, S. 122). Für Reynoldszahlen, die unter 100000 liegen ($Re < 100000$), gilt die Gleichung 3.10.

$$\lambda = 0,3164 \cdot Re^{-0,25} \quad (3.10)$$

Für Reynoldszahlen, die oberhalb von 100000 liegen ($Re > 100000$) muss die Gleichung 3.11 angewendet werden, um die Rohrreibungszahl zu berechnen.

$$\lambda = [\log(Re^2 \cdot \lambda) - 0,8]^{-2} \quad (3.11)$$

Für sehr hohe Reynoldszahlen ist für die Berechnung der Rohrreibungszahl die Rauigkeit des Rohres ausschlaggebend (Böckh & Saumweber, 2013, S. 112). Die Gleichung 3.12 zeigt die Bestimmung der Rohrreibungszahl für turbulente hydraulisch raue Strömungen, welche bei $Re \cdot k/d > 1300$ angewendet wird. In dieser Arbeit wird eine Rohrrauigkeit von 0,04 mm angenommen. Dies entspricht der Rauigkeit von neuen glattgezogenen Stahlrohren. (VDI-Gesellschaft Verfahrenstechnik und Chemieingenieurwesen, 2013, S. 1224). Dieser Rohrtyp wird im zukünftigen Wasserstoffsystem verbaut.

$$\lambda = \left[2 \cdot \log \left(3,715 \cdot \frac{d}{k} \right) \right]^{-2} \quad (3.12)$$

Zwischen der hydraulisch glatten und rauen Strömung befindet sich der sogenannte Übergangsbereich. Wenn $65 < Re \cdot k/d < 1300$, dann liegt das Strömungsverhalten in diesem Bereich. Die Rohrreibungszahl wird dann mit Hilfe der Gleichung 3.13 bestimmt (Böckh & Saumweber, 2013, S. 124).

$$\lambda = \left[2 \cdot \log \left(\frac{2,51}{Re \cdot \sqrt{\lambda}} + 0,269 \cdot \frac{k}{d} \right) \right]^{-2} \quad (3.13)$$

Analog zur Berechnung der Rohrreibungszahl für hydraulisch glatte Strömungen mit Reynoldszahlen oberhalb von 10^5 (siehe Gleichung 3.11), muss auch die Rohrreibungszahl im Übergangsbereich iterativ bestimmt werden. Um einen möglichst genauen Startwert für die Iteration zu erhalten, kann das Colebrooke-Diagramm zur Hand genommen werden, welches in Abbildung 11 dargestellt ist (Böckh & Saumweber, 2013, S. 123–124).

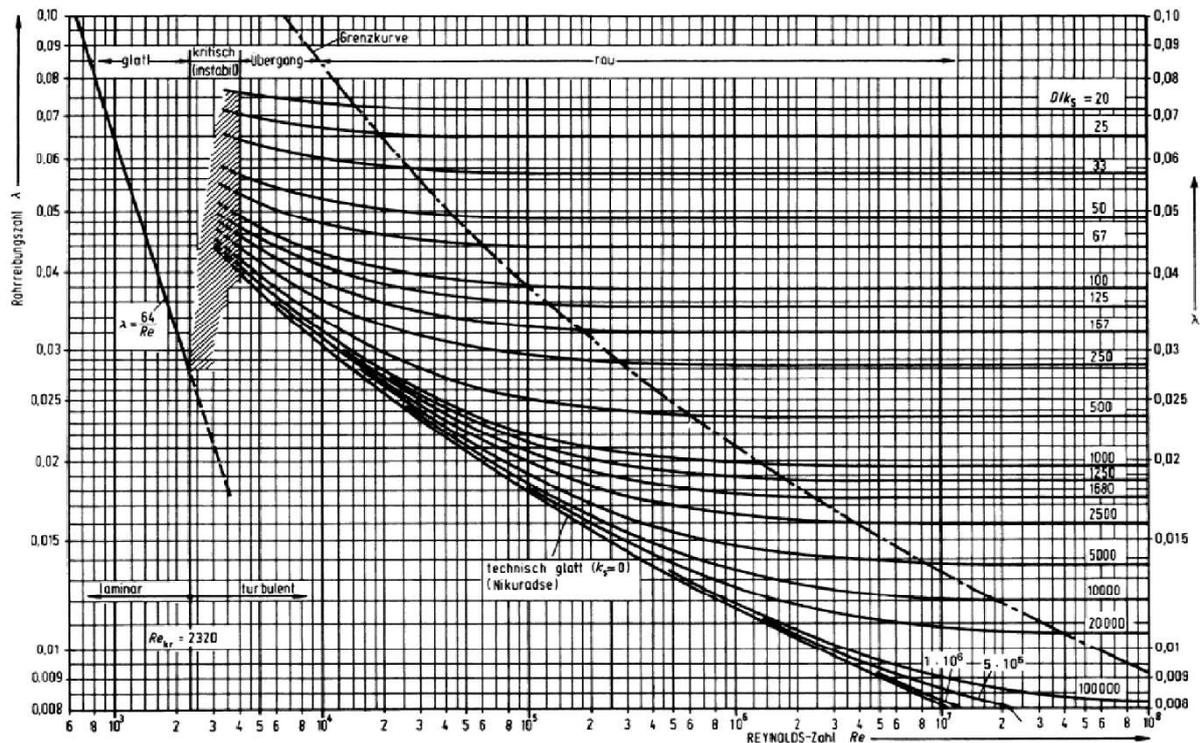


Abbildung 11: Das Colebrooke-Diagramm
 Quelle: (Sigloch, 2014)

Die bisher gezeigten Rechenmethoden zur Druckverlustberechnung können für gasförmige Fluide mit Strömungsgeschwindigkeiten unterhalb von Ma 0,2 angewendet werden. Bei Rohrströmungen mit einer Geschwindigkeit von $Ma > 0,2$ kann das strömende Gas nicht mehr als inkompressible Fluidströmung betrachtet werden.

Durch die Reibung im Rohr entsteht ein Druckverlust, welcher das Medium expandieren lässt. Dieser Effekt wird als Expansionsströmung bezeichnet (Sigloch, 2014, S. 372). Durch diese Expansion steigt die Strömungsgeschwindigkeit entlang des Rohres entsprechend des steigenden spezifischen Volumens. Höhere Geschwindigkeiten verursachen wiederum höhere Druckverluste. Durch diesen Zusammenhang steigt der Druckverlust über die Länge des Rohres nicht linear, sondern progressiv an. Der tatsächliche Druckverlust und die damit auftretende Expansion hängt von der Strömungsreibung und dem Wärmeaustausch des Fluids mit der Umgebung ab (Sigloch, 2014, S. 372–373). Dabei können typischerweise zwei Grenzfälle unterschieden werden, in denen die Rohe isoliert bzw. nicht isoliert sind. Bei Rohren ohne Isolierung kann ein Wärmeaustausch zwischen dem Fluid und der Umgebung ungehindert stattfinden. Dadurch gleichen sich die Temperaturen von dem Fluid und der Rohrumbgebung an. Dieser Zustand wird als isotherm bezeichnet (Sigloch, 2014, S. 372). Der zweite Grenzfall entsteht bei isolierten Rohren, bei welchen die Isolierung einen Wärmeaustausch mit der Umgebung verhindert. Dadurch zeigt die Strömung ein adiabatisches Verhalten (Sigloch, 2014, S. 372). Obwohl beide Grenzfälle (isotherm/ adiabatisch) in der Praxis nicht vorzufinden sind, werden sie als Vereinfachung den Berechnungen zugrunde gelegt. Für die in dieser Arbeit betrachteten Expansionsströmungen wird ein annähernd isothermes Verhalten angenommen. Die Berechnung des Druckverlustes einer isothermen Expansionsströmung wird in der Gleichung 3.14 dargestellt.

$$\Delta p = p_1 \left(1 - \sqrt{1 - \lambda \cdot \frac{L}{d} \cdot \frac{\rho}{p_1} \cdot v^2} \right) \quad (3.14)$$

Die Rohrreibungszahl wird dabei analog zur inkompressiblen Fluidströmung berechnet. Zudem verändert sich die Rohrreibungszahl entlang des Rohres, trotz des Druckabfalls, nicht bedeutend (Eck, 1991, S. 195–197)

Anhand der Grundlagen dieses Kapitels wurde ein Teil des Excel-Tools entwickelt, die zugehörigen VBA-Codes sind im Anhang C in den Abbildungen 35 und 36 gezeigt. Das VBA-Programm trifft die Entscheidung über die Strömungsform (laminar / turbulent / usw.). Für die zutreffende Strömungsform wird im Anschluss die Rohrreibungszahl berechnet. Mit dieser wird, abhängig von der Mach-Zahl, der Druckverlust der Rohrleitung berechnet.

3.3 Berechnungsgrundlagen der Rohrleitungseinbauten

Da Rohrleitungssysteme nicht nur aus geraden Rohren mit gleichem Querschnitt bestehen, ist auch eine Betrachtung des Druckverlustes in anderen Rohrleitungselementen nötig. Übliche Elemente, die auch in dieser Arbeit untersucht werden, sind unter anderem Krümmern, Verzierungen, Ventile und Querschnittsverengungen. In solchen Elementen können wesentlich größere Druckverluste auftreten als in geraden Rohrleitungen (Böckh & Saumweber, 2013, S. 145). Eine theoretische Bestimmung dieser Verluste ist nur in den wenigsten Fällen möglich, weshalb meist auf Messungen ausgewichen werden muss. Der Reibungsdruckverlust wird mittels der Widerstandszahl (ζ) berechnet und kann für typische Rohreinbauten der Literatur entnommen werden. Die Berechnung des Druckverlustes durch Rohrleitungseinbauten kann der Gleichung 3.15 entnommen werden (Böckh & Saumweber, 2013, S. 145–146).

$$\Delta p = \zeta \cdot \frac{v^2 \cdot \rho}{2} \quad (3.15)$$

Zur beispielhaften Ermittlung des Druckverlustbeiwerts wird im Folgenden ein T-Stück (Rohrverzweigung) betrachtet. In diesem wird ein Teil vom Hauptstrom (G_z) abgezweigt, wodurch sich zwei neue Fluidströme (G_a und G_d) ergeben. Letzterer bildet dabei den abzweigenden Strom. Für jeden Fluidstrom kann der Druckverlustbeiwert (ζ_a und ζ_d) für T-Stücke aus dem Diagramm (siehe Abbildung 12) entnommen werden. Zunächst muss das Verhältnis zwischen dem Hauptstrom und dem abzweigenden Strom gebildet werden. Dieses Verhältnis ist auf der Abszissenachse des Diagrammes aufgetragen. Je nachdem für welchen Strom der Druckverlustbeiwert gesucht wird, kann dieser demselben Diagramm entnommen werden. Strömt in diesem Kontext beispielsweise 50 % des Fluids in den Nebenstrom, ergibt sich folgendes Verhältnis, das in der Gleichung 3.16 abgebildet wird.

$$\frac{G_a}{G_z} = \frac{50 \%}{100 \%} = 0,5 \quad (3.16)$$

Aus dem Diagramm entnommen, ergibt sich somit für den Nebenstrom ein Druckverlustbeiwert von ca. 0,92 ($\zeta_a = 0,92$). Der Druckverlustbeiwert des Hauptstromes ist hingegen in etwa 0 ($\zeta_d = 0$). Die

jeweiligen Druckverluste des T-Stückes können dann unter Berücksichtigung der Strömungsgeschwindigkeit und der Fluidichte mit der Gleichung 3.15 berechnet werden.

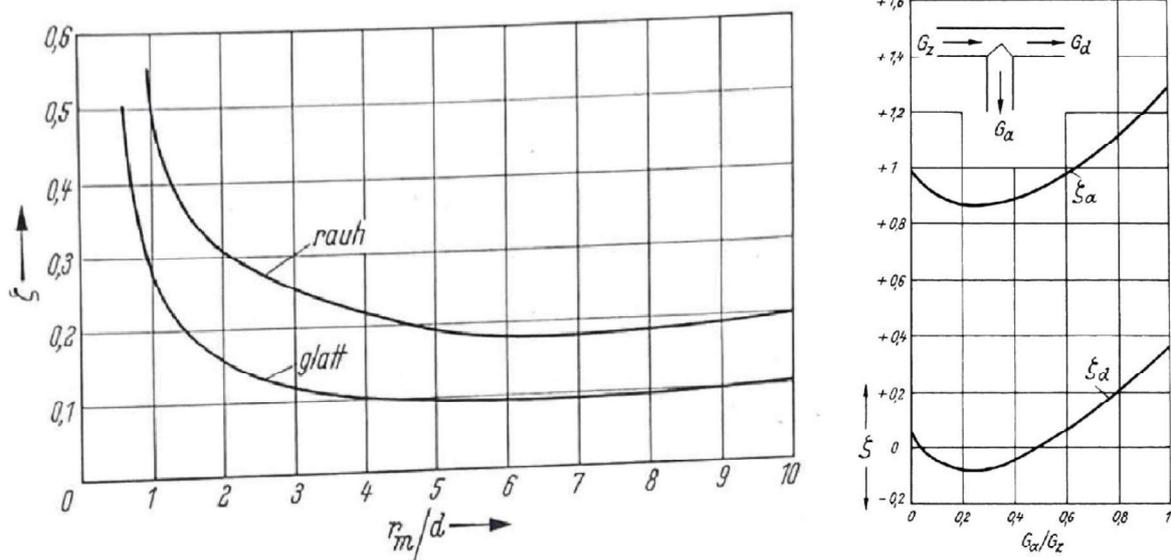


Abbildung 12: Widerstandsbeiwerte von Rohrbögen und T-Stücken
Quelle: (Eck, 1991, S. 59; VDI-Gesellschaft Verfahrenstechnik und Chemieingenieurwesen, 2013, S. 1231)

Der Druckverlustbeiwert von Rohrbögen lässt sich auf eine ähnliche Art und Weise bestimmen. Dieser hängt allerdings vom Verhältnis des Biegeradius (r) zum Rohrinne Durchmesser (d) und vom Winkel der Rohrbiegung ab. Zusätzlich muss bekannt sein, ob es sich um ein glattes oder rauhes Rohr handelt. Damit ist allerdings nicht die hydraulische Glätte gemeint, sondern die technische. Für das in dieser Arbeit behandelte System kommen kaltgezogene Rohre zum Einsatz. Diese werden in der Literatur als glatt bezeichnet (Eck, 1991, S. 53). Für Rohrbögen mit einem 90°- Winkel gilt die linke Seite der Abbildung 12.

Zur Berechnung des Druckverlustes beim Durchströmen von Ventilen kann der Kv-Wert herangezogen werden. Dieser ist ein Maß für den möglichen Wasserdurchfluss eines Ventils. Der Kv-Wert wird in Kubikmeter pro Stunde angegeben und entspricht einem Durchfluss bei einer Temperatur von 5°C bis 30°C bei einer Druckdifferenz von 1 bar. Der Kv-Wert wird nach DIN EN 60534 berechnet. Als vereinfachte Gleichungen für die Bestimmung des Kv-Wertes können die Gleichungen 3.17 und 3.19 verwendet werden. Zur Berechnung des Kv-Wertes muss zwischen überkritischen und unterkritischen Druckgefällen unterschieden werden. Letzteres tritt auf, wenn der Druckverlust über dem Ventil kleiner ist als die Hälfte des Eingangsdruckes. In diesem Fall kann der Kv-Wert des Ventils über die Gleichung 3.17 mit dem Normvolumenstrom (\dot{V}_N) und der Normdichte (ρ_N) berechnet werden (Mankenberg GmbH, 2011).

$$K_v = \frac{\dot{V}_N}{514} \cdot \sqrt{\frac{\rho_N \cdot T}{\Delta p \cdot p_2}} \quad (3.17)$$

Um den Druckabfall über dem Ventil berechnen zu können, muss die Formel zur Bestimmung des K_v -Wertes im unterkritischen Druckgefälle nach Δp umgestellt werden. Daraus ergibt sich folgende Gleichung 3.18.

$$\Delta p = \left(\frac{\dot{V}_N}{514 \cdot K_v} \right)^2 \cdot \frac{\rho_N \cdot T}{p_2} \quad (3.18)$$

Das Ergebnis muss dabei iterativ bestimmt werden. Für überkritische Druckgefälle muss die in der Gleichung 3.19 dargestellten Formel angewendet werden (Mankenberg GmbH, 2011).

$$K_v = \frac{\dot{V}_N}{257 \cdot p_1} \cdot \sqrt{\rho_N \cdot T} \quad (3.19)$$

Eine Umstellung dieser Gleichung nach Δp bzw. p_2 ist nicht möglich. Im weiteren Verlauf dieser Arbeit wird allerdings gezeigt, dass dies auch nicht notwendig ist, da über den Ventilen im System, in denen der Druckabfall berechnet wird, ausschließlich unterkritische Druckgefälle vorherrschen. Die Berechnung des Druckverlustes wird ebenfalls mithilfe eines VBA-Programmes im Excel-Tool berechnet, der Programmcode kann in der Abbildung 36 im Anhang C nachvollzogen werden.

3.4 Massenstrombegrenzer

Massenstrombegrenzer wie etwa Blenden gehören zu den Drosseln. Es handelt sich dabei um Bauteile, welche den Strömungsquerschnitt auf der Eintrittsseite verengen und auf der Austrittsseite wieder vergrößern. Dadurch kann eine Blende den Durchfluss eines Fluides begrenzen (Böckh & Saumweber, 2013, S. 152–153).

Da der Hersteller der Brennstoffzelle eine Blende zur Massenstrombegrenzung in der Rohrleitung unmittelbar vor der Brennstoffzelle vorsieht, wird im Folgenden ein Verfahren zur Bestimmung des Blendendurchmessers vorgestellt. Eine mögliche Berechnungsgrundlage der Normblenden bildet die DIN ISO 5167-2. Diese gilt allerdings nur für Rohrinne Durchmesser, die größer als 50mm sind (Böckh & Saumweber, 2013, S. 154). Aufgrund dieser Tatsache wird zur eigenen Berechnung ein Rechenschema des Unternehmens Blackmonk Engineering verwendet, dessen Berechnungsgrundlage auf dem „Cane Technical Paper 410M: The Flow of Fluids Through Valves, Fittings and Pipes“ basiert (Learman, 2009). Dafür müssen die folgenden Größen bekannt sein:

- der Rohrinne Durchmesser,
- die Stoffdichte,
- der Druckverluste über der Blende (Δp_{blende}) (wird gewählt),
- die Viskosität des Fluids,
- der Isentropenexponenten (κ),
- der Volumenstroms und
- der Eingangsdrucke.

Besonderes Augenmerk muss auf die Drücke vor und hinter der Blende gelegt werden. Wie bereits beschrieben, muss der Eingangsdruck p_1 bekannt sein, der Druck auf der Blendenausgangsseite (p_2) wird in Form von (Δp_{blende}) gewählt. Hinzu kommt noch der Druck (p_3), der nach einer gewissen Strecke im Rohr hinter der Blende herrscht. Dieser ist größer als der Druck p_2 , welcher sich unmittelbar hinter der Blende befindet (Learman, 2009).

Zur Berechnung der Blende muss zunächst die Reynoldszahl für das strömende Fluid im Rohr vor der Blende mit Hilfe der Gleichung 3.8 bestimmt werden.

Im Anschluss muss der Beta-Faktor (β) abgeschätzt werden. Dies ist das Verhältnis aus dem Durchmesser der Blende (d_{Blende}) und dem Innendurchmesser des Rohres (d) (siehe Gleichung 3.20)(3.20).

$$\beta = \frac{d_{Blende}}{d} \quad (3.20)$$

Mit Hilfe des Beta-Faktors, dem Isentropenexponenten und des Eingangs- und Ausgangsdruckes kann der Expansionsfaktor (Y) mit der Gleichung 3.21 berechnet werden. Dieser Faktor korrigiert die Änderung der Stoffeigenschaften, die das kompressible Fluid beim Durchströmen der Blende erfährt.

$$Y = 1 - \left(\frac{\left(1 - \frac{p_2}{p_1}\right)}{\kappa} \right) \cdot (0,41 + 0,35 \cdot \beta^4) \quad (3.21)$$

Der Durchflusskoeffizient (C), welcher z.B. Reibungseffekte beim Durchströmen der Blende korrigiert, wird mit Hilfe des Beta-Faktors und der Reynoldszahl anhand der Abbildung 32 in Anhang A bestimmt. Mit Hilfe des Beta-Faktors kann der Blendendurchmesser berechnet werden. Hierzu wird die Gleichung 3.21 entsprechend umgestellt. Anhand der Gleichung 3.22 kann folglich der dauerhaft durch die Blende verursachte Druckverlust ($\Delta p_{dauerhaft} = p_1 - p_3$) berechnet werden.

$$\Delta p_{dauerhaft} = \Delta p_{blende} \cdot (1 - \beta^2) \quad (3.22)$$

Der Blendendurchmesser muss im Anschluss mit der Gleichung 3.23 erneut berechnet werden.

$$d_{Blende} = \left(\frac{4 \cdot \dot{V}}{\pi \cdot Y \cdot C} \sqrt{\frac{\rho}{2 \cdot \Delta p_{blende}}} \right)^{0,5} \quad (3.23)$$

Die Ergebnisse des Blendendurchmessers aus den Gleichungen 3.20 und 3.23 werden miteinander verglichen. Bei auftretenden Abweichungen muss ein neuer Beta-Faktor geschätzt und die Berechnungsschritte müssen wiederholt werden. Dies geschieht so häufig, bis sich die Blendendurchmesser der beiden Gleichungen angenähert haben (Learman, 2009). Um das Ergebnis zu validieren, wird im letzten Schritt der Volumenstrom (\dot{V}) berechnet (siehe Gleichung 3.24) (Crane, 1982).

$$\dot{V} = Y \cdot C \cdot A \sqrt{\frac{2 \cdot \Delta p_{blende}}{\rho}} \quad (3.24)$$

Stimmt der Volumenstrom mit dem zu Anfang angegebenen Eingangswert überein, ist die Blende korrekt ausgelegt worden (Learman, 2009).

4 Darstellung der Ergebnisse

In diesem Kapitel werden die Ergebnisse der Arbeit dargestellt. Zunächst wird ein schematischer Überblick über das System gegeben und die benötigte Ventiltechnik erläutert. Diese wurde aus dem IGF-Code abgeleitet. Auf dieser Grundlage wird das Rohrleitungs- und Instrumentenfließschema (R&I-Fließschema) des Hoch- und Niederdrucksystems dargestellt. Im Anschluss daran werden die Ergebnisse der Druckverlustberechnung des Wasserstoffsystems vorgestellt. Durch welche eine Aussage zum benötigten Rohrrinnendurchmesser getroffen werden kann.

4.1 Schematische Systemdarstellung und Ventiltechnik

Bevor das R&I-Fließschema detailliert beschrieben wird, zeigt die Abbildung 13 einen schematischen Aufbau des Wasserstoffsystems, an welchem der Zusammenhang der verschiedenen Teilsysteme erklärt wird.

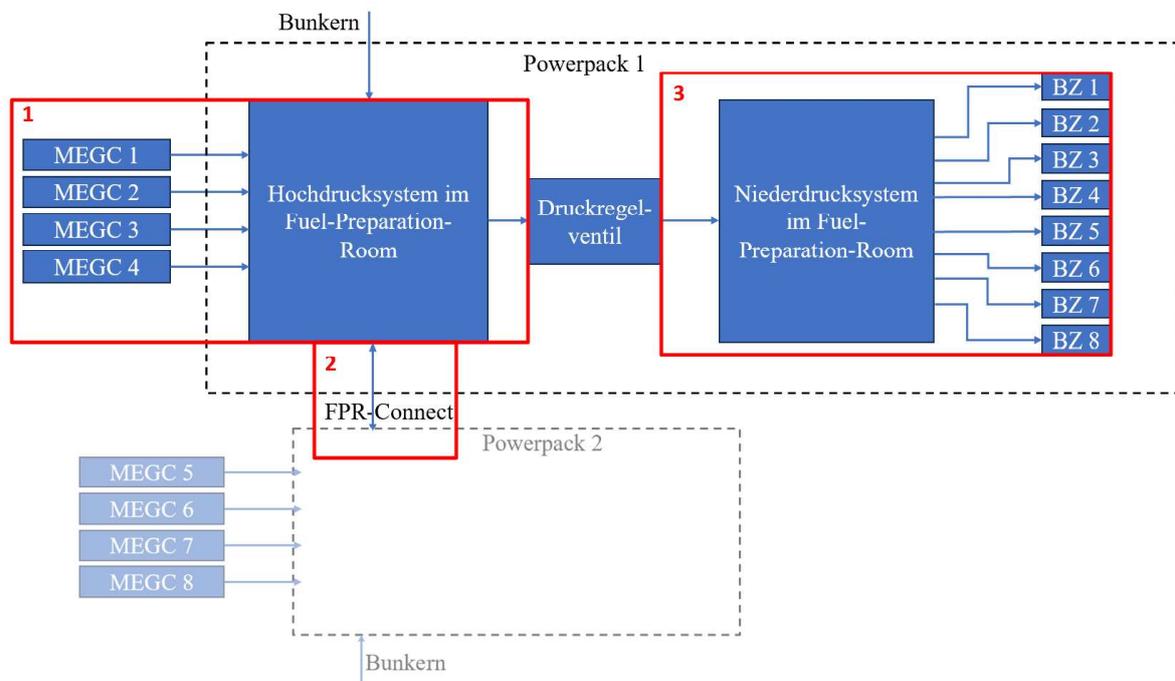


Abbildung 13: Schematische Darstellung des Wasserstoffsystems
Quelle: eigene Darstellung

In der Abbildung 13 sind zwei Powerpacks abgebildet. Da die Powerpacks identisch aufgebaut sind, ist eines davon transparent und ohne Teilsysteme dargestellt. Aufgrund des identischen Aufbaus ist das nachfolgend erstellte R&I-Fließschema auf beide Powerpacks anwendbar ist. Das Wasserstoffsystem der Powerpacks kann in drei Hauptteile eingeteilt werden. Diese sind im Schaubild mit den Zahlen von 1 bis 3 gekennzeichnet:

- 1 Hochdrucksystem: Dieses System wird von den MEGCs mit Wasserstoff versorgt, der Druck wird demnach vom Fülldruck der Tankcontainer bestimmt. Das Hochdrucksystem endet am Druckregelventil.

- 2 FPR-Connect: Die Verbindung zwischen den zwei Powerpacks wird in dieser Arbeit als FPR-Connect bezeichnet. Durch diese können sich die zwei Powerpacks gegenseitig mit Wasserstoff versorgen.
- 3 Niederdrucksystem: Hinter dem Druckregelventil beginnt das Niederdrucksystem. Dieses ist direkt an die 8 Brennstoffzellensysteme angeschlossen und versorgt diese mit Wasserstoff.

Zusätzlich verfügen beide Powerpacks über eine Rohrleitung zum Wasserstoffbunkern.

Die für das Wasserstoffsystem benötigten Ventile lassen sich anhand des IGF-Codes und aus dem Datenblatt des Brennstoffzellensystems ableiten. Sämtliche Ventile und Sensoren werden an Positionen verbaut, an denen im Störfall Wasserstoff austreten könnte, die dadurch in explosionsgefährdeten Bereichen liegen. Da sichergestellt werden muss, dass keine Explosionen durch elektrische Geräte ausgelöst werden, benötigen die Ventile und Sensoren eine Atmosphäre Explosibles (ATEX) Zulassung (International Maritime Organization, 2017). Diese Zulassung basiert auf der EU-Richtlinie 2014/34/EU. In dieser ist geregelt, welche Voraussetzungen erfüllt sein müssen, damit das Bauteil in den sogenannten EX-Zonen verbaut werden darf (Europäisches Parlament, 2014).

Die Absperrventile, die elektrisch oder pneumatisch angesteuert werden, benötigen eine sog. „Fail Safe“-Sicherheitsfunktion. Diese gewährleistet, dass das Ventil beim Ausfall der Steuerung in eine definierte Position fährt. Ventile, die sich bei einem Ausfall der Steuerung öffnen, werden als Normal Open (NO) bezeichnet. Schließt sich ein Ventil automatisch, wird dieses als Normal Close (NC) bezeichnet. Das Öffnen bzw. das Schließen des Ventils bei einem Ausfall der Ansteuerung übernimmt eine Feder im Ventiltrieb. Diese drückt das Ventil in den definierten Schaltzustand. Des Weiteren müssen die Ventile über eine Rückmeldeeinrichtung verfügen, welche der Steuereinheit die tatsächliche Position des Ventils signalisiert.

Eine besondere Art des Absperrventils ist das im IGF-Code geforderte Double Block and Bleed-Valve (DBB). Dieses setzt sich aus insgesamt drei Absperrventilen zusammen und muss laut IGF-Code vor jedem Gasverbraucher verbaut sein. Die Anordnung dieser Ventile ist der Abbildung 14 zu entnehmen. Die oberen Ventile 1 und 2 mit dem Kürzel NC müssen sich beim Auslösen des Sicherheitssystems im Fehlerfall sowie bei einem Ausfall der Steuerung schließen. Das Ventil 3, mit dem Kürzel NO muss sich öffnen und das Gas in der Rohrleitung zwischen Ventil 1 und 2 entlüften. Laut dem IGF-Code kann dieses Ventil auch in einem Ventilkörper zusammengefasst werden.

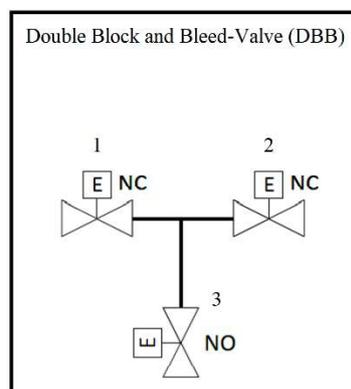


Abbildung 14: Zeichnung des "Double Block and Bleed-Valve"
Quelle: Eigene Darstellung

Ein weiterer Ventiltyp, der eine zentrale Funktion im System erfüllt, ist das Druckregelventil. Dieses verringert den Druck des strömenden Wasserstoffes, um die Anforderungen des

Brennstoffzellensystems zu erfüllen. Der vom Brennstoffzellensystem benötigte Wasserstoffeingangsdruck liegt zwischen 3,5 und 6,5 bar. Um den Toleranzbereich des Ausgangsdruckes möglichst gering zu halten, sind in dem betrachteten System jeweils zwei Druckregelventil nacheinander verbaut. Mit dem ersten davon kann eine größere Druckdifferenz geregelt werden, während das zweite nur über einen kleiden Druckbereich regelt. Dadurch ist die Ausgangstoleranz geringer. Um eine Redundanz zu gewährleisten, werden zwei dieser Stränge parallel nebeneinander verbaut. Ein schematischer Aufbau der Druckregeleinheit ist in der Abbildung 15 erkennbar.

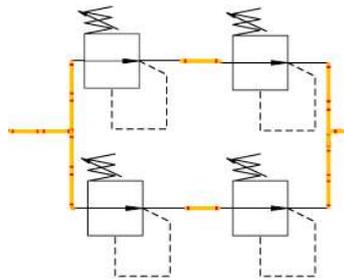


Abbildung 15: Schematischer Aufbau der Druckminderungseinheit
Quelle: Eigene Darstellung

Da der Wasserstoff durch das Druckregelventil entspannt wird, wird sich dieser aufgrund des negativen Joule-Thomson-Effekts erwärmen. Dieses Verhalten wird im Folgenden genauer untersucht. Dafür wird für die Eingangstemperatur (T_1) = 338 K, dem Eingangsdruck (P_1) = 450 bar und dem Ausgangsdruck (P_2) = 6 bar angenommen. Aus der NIST-Datenbank geht hervor, dass der Joule-Thomson-Koeffizient des Wasserstoffes sich bei ansteigendem Druck verringert. Für die Berechnung des Temperaturanstieges wurde deshalb als Mittelwert der Joule-Thomson-Koeffizienten von $\mu_{TH} = -0,044240$ K/bar bei einem Druck von 222 bar gewählt (National Institute of Standards and Technology, o. J.).

Die Berechnung der Temperatur nach der Entspannung (T_2) kann der Gleichung 4.1 entnommen werden.

$$T_2 = T_1 + \mu_{TH} \cdot \Delta p = 338 \text{ K} + \left(-0,044240 \frac{\text{K}}{\text{bar}} \cdot -444 \text{ bar} \right) = 357,64 \text{ K} \quad (4.1)$$

Dies entspricht einer Temperatur von 84,49°C. Wie in der Abbildung 16 zu erkennen ist, verringert sich der Joule-Thomson-Koeffizient mit steigender Temperatur. Deshalb kann davon ausgegangen werden, dass das Ergebnis von 225,64 K geringfügig von den tatsächlichen Werten abweicht.

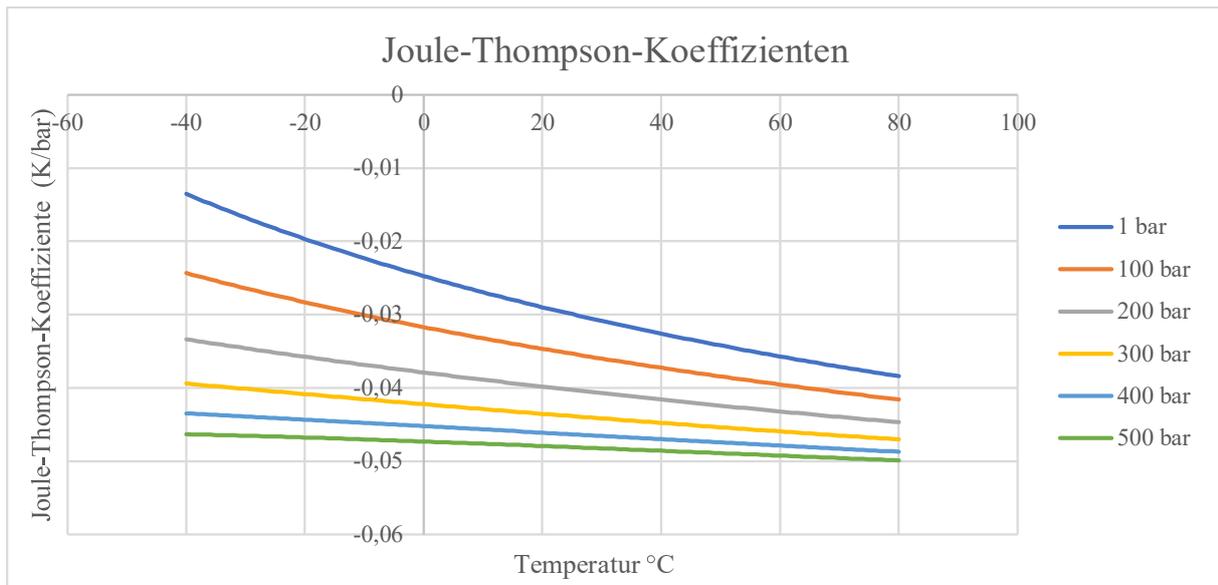


Abbildung 16: Joule-Thompson-Koeffizienten verschiedener Temperaturen und Drücke
 Quelle: Eigene Darstellung mit Daten aus: (National Institute of Standards and Technology, o. J.)

Nachfolgend wird auf das Sicherheitsventil eingegangen, welches dafür zuständig ist, den jeweiligen Druckbereich gegen Überdruck zu schützen. Dadurch soll gewährleistet sein, dass das Brennstoffzellensystem und andere Systemkomponenten geschützt werden. Damit dieser Schutz vor und hinter dem Druckregelventil wirksam ist, sollte jeweils ein Sicherheitsventil im Niederdruck- und im Hochdruckbereich verbaut werden. Sollte es zu einem Defekt der Druckregleinheit kommen, kann der Überdruck über dieses Ventil entsprechend abgelassen werden. Im Hochdruckbereich schützt das Sicherheitsventil ebenfalls vor zu hohen Systemdrücken. Das Schaltzeichen des Sicherheitsventils, welches auch im R&I- Fließschema abgebildet ist, ist in der 17 dargestellt.

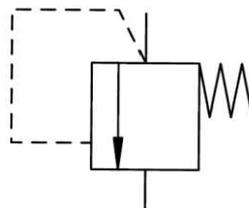


Abbildung 17: Schaltzeichen des Sicherheitsventils
 Quelle: Eigene Darstellung

4.1.1 Rohrleitungs- und Instrumentenfließschema des Hochdrucksystems

In der Abbildung 18 ist das R&I-Diagramm der Hochdruckseite dargestellt, welches nach den Vorgaben des IGF-Codes erstellt wurde. Darin ist zu erkennen, dass jeder MEGC separat an das System angeschlossen werden kann. Dadurch ist eine redundante Wasserstoffversorgung gewährleistet. Des Weiteren ermöglicht dies jeweils nur ein MEGC zurzeit zu leeren. Falls nötig, können so am Hafen jeweils die leeren Container von Bord gehoben und durch volle ersetzt werden. Bei gleichzeitiger Entleerung hätten alle Container den gleichen Füllstand und müssten unter Umständen mit einer vorhandene Restfüllung ausgetauscht werden. Die Wasserstoffleitungen vom Tankcontainer zum FPR bestehen aus starren Rohren, die an einer Containerbrücke zwischen Powerpack und Tankcontainern befestigt werden. Da diese Rohre nicht durch den Schiffskörper laufen, benötigen sie keine doppelte

Wandung. Der letzte Meter zum Tankcontainer wird durch einen flexiblen Schlauch und eine Kupplung realisiert.

Hinter der Rohrdurchführung in den FPR sind Filter in der Leitung verbaut, wodurch eine Kontaminierung des Systems mit Fremdkörpern verhindert wird. Hinter dem Filter wurde eine Kombination aus Rückschlagventil und pneumatisch betätigtem Absperrventil verbaut. Im Betrieb strömt der Wasserstoff über das Rückschlagventil aus dem Container in das System, wodurch garantiert wird, dass der Wasserstoff aus dem Hochdrucksystem nicht in einen Container mit geringerem Druck zurückströmen kann. Das Absperrventil wird im Falle des Bunkerens mit Wasserstoff über den Bunkeranschluss geöffnet. Hinter der Kombination aus Rückschlag- und Absperrventil gelangt der Wasserstoff in das Hochdrucksammelrohr. Neben dem Anschluss für das direkte Wasserstoffbunkern ist im Hochdrucksammelrohr auch der sog. „FPR-Connect“ verbaut. Diese Leitung verbindet beide FPRs der zwei übereinander angeordneten Powerpacks miteinander. Dadurch können alle Tankcontainer jeden FPR und somit auch jede Brennstoffzelle mit Wasserstoff versorgen. Diese Verbindung der Wasserstoffsysteme der FPRs soll allerdings nur im Fehlerfall geöffnet werden, sodass sie im Normalbetrieb nicht zum Einsatz kommen soll.

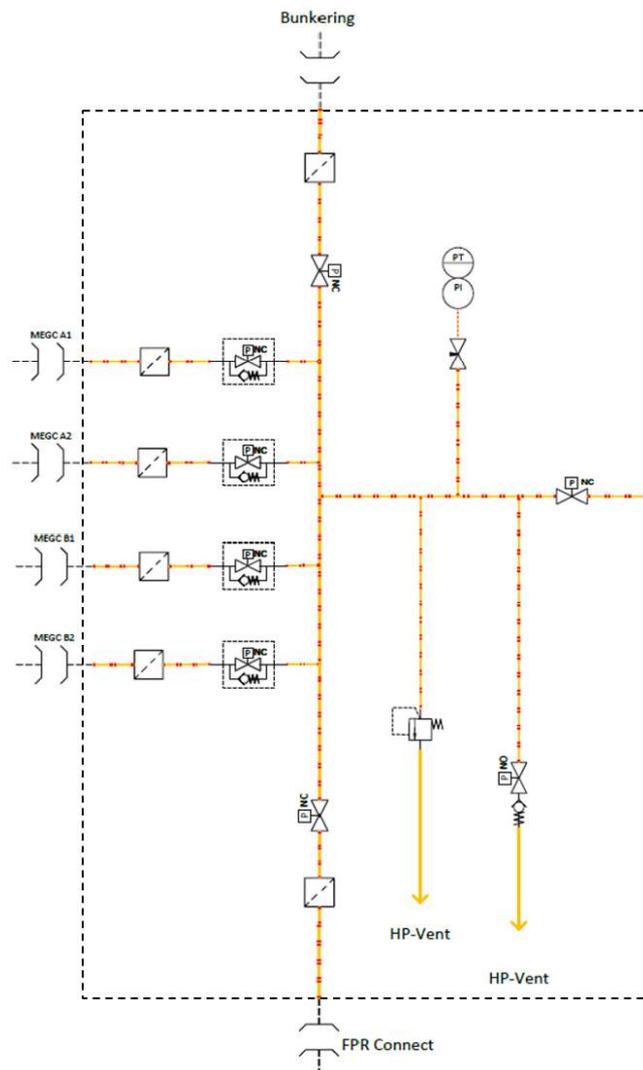


Abbildung 18: Rohrleitungs- und Instrumentenfließschema des Hochdrucksystems
Quelle: Eigene Darstellung

Bevor der Wasserstoff das Druckregelventil erreicht, strömt dieser an einem Sicherheitsventil vorbei. Dieses Ventil entlässt den Wasserstoff aus dem System über den Hochdruck-Vent (HP-Vent) nach außen, wenn der zulässige Betriebsdruck überschritten wird. Das Bleed-Valve mündet ebenfalls im Hochdruck-Vent und wird bei einer Systemabschaltung geöffnet, um den Druck aus den Rohrleitungen zu entlassen. Damit ein mögliches Eindringen von anderen Gasen aus dem Hochdruck-Vent in das Wasserstoffsystem verhindert wird, muss hinter dem Bleed-Valve ein Rückschlagventil verbaut werden.

Die Druckmessenrichtungen sind durch die Kürzel PI und PT gekennzeichnet. PI steht dabei für Pressure Indicator (Manometer) und PT für Pressure Transmitter (Drucksensor). Das Hauptbrenngasventil gibt den Wasserstoffdurchfluss zu den Druckregelventilen frei.

Der mögliche Durchsatz eines Druckregelventiles wird mit dem Kv-Wert angegeben. Zur Bestimmung des benötigten Kv-Wertes können die Gleichungen 3.17 und 3.19 verwendet werden. In der folgenden Abbildung 19 sind die möglichen Kv-Werte in Abhängigkeit vom Eingangs- und Ausgangsdruck dargestellt. Als Berechnungsgrundlage gilt für die Hochdruckseite der geringstmögliche Tankdruck (20 bar) abzüglich eines zu erwartenden Druckverlustes. Dadurch wurde der Eingangsdruck am Druckregelventil auf 14 bar festgelegt. Ein höherer Eingangsdruck würde sich die Kv-Werte verringern. Der Ausgangsdruck des Druckregelventils auf der Niederdruckseite wurde auf 6 bar festgelegt. Je nach Druckbereich zwischen den Druckregelventilen kann der benötigte Kv-Wert ausgewählt werden. Ein möglichst geringer Kv-Wert wünschenswert, da dadurch die Auswahl an möglichen Druckregelventilen steigt.

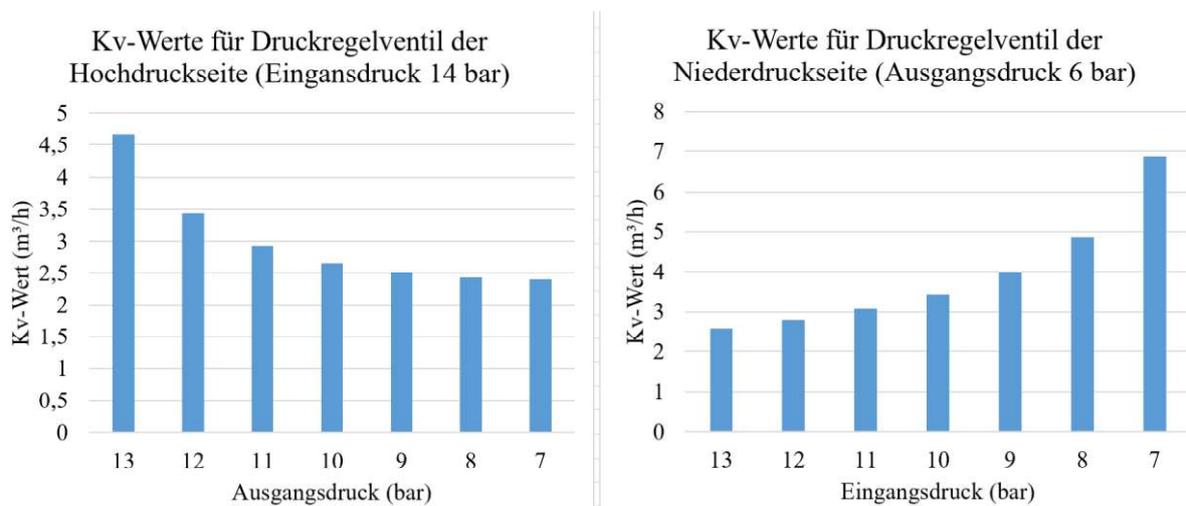


Abbildung 19: Benötigte Kv-Werte der Druckregelventile
Quelle: Eigene Darstellung

Anhand der Abbildung 19 können die Druckregelventile, die in Reihe geschaltet sind, ausgewählt werden. Würde beispielsweise auf der Hochdruckseite ein Regelventil mit 11 bar am Ausgang ausgewählt werden, müsste das Regelventil auf der Niederdruckseite ebenfalls einen Kv-Wert von ca. 3 m³/h besitzen. Um eine Entscheidung über das Druckregelventil treffen zu können, sollte der errechnete Kv-Wert mit einem Sicherheitsfaktor von 1,3 multipliziert werden.

Als abschließende Beschreibung der Hochdruckseite wird der Bunkervorgang genauer betrachtet, bei dem der gasförmige Wasserstoff über die Bunkerleitung in die MEGC strömt. Der Fokus liegt dabei auf der zeitlichen Dauer des Bunkervorganges. Jeweils vier Tankcontainer können über einen Bunkeranschluss versorgt werden. Zusammen können diese eine Wasserstoffkapazität von ca. 4100 kg

aufnehmen. Im Operationsprofil des Schiffes sind die Aufenthalte im Hafen mit 15 h angegeben. Um einen Überblick über die Bunkerdauer und die damit zusammenhängenden Volumenströme und Strömungsgeschwindigkeiten zu erhalten, sind in der folgenden Abbildung 20 diese bei verschiedenen Bunkerzeiten dargestellt. Zur Berechnung der Strömungsgeschwindigkeit und des Volumenstromes wurde die mittlere Dichte des Wasserstoffes zwischen 20 und 380 bar bei einer Temperatur von 15°C verwendet. Der Rohrdurchmesser wurde mit 20 mm angenommen.

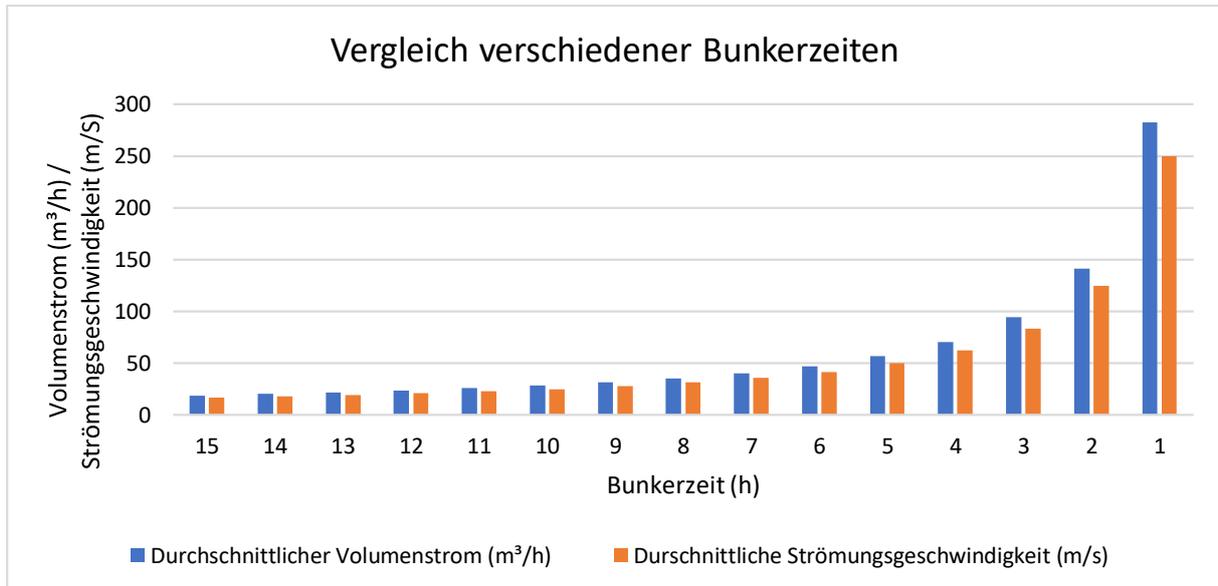


Abbildung 20: Gegenüberstellung der verschiedenen Bunkerzeiten
Quelle: Eigene Darstellung

4.1.2 Rohrleitungs- und Instrumentenfließschema des Niederdrucksystems

Im Folgenden wird das R&I-Diagramm der Niederdruckseite beschrieben, welches in der untenstehenden Abbildung 21 dargestellt ist. Beginnend bei den Druckregelventilen gelangt hinter diesen der Wasserstoff zu einem T-Stück mit einer Abzweigung zum Überdruckventil. Dieses Ventil stellt sicher, dass der Druck die Grenze von 7 bar im Niederdrucksystem nicht übersteigt. Gefolgt wird dieses von einem pneumatisch betätigten Sicherheitsventil (Bleed-Valve), welches im nicht-betätigten Zustand geöffnet ist. Dadurch wird, analog zum Hochdrucksystem, das Niederdrucksystem beim Abschalten des Systems entlüftet. Das Überdruck- und das Sicherheitsventil entlüften jeweils in den Niederdruck-Vent (LP-Vent). Die Drucksensoren und das Manometer sind ebenfalls kurz hinter den Druckregelventilen verbaut. Letzteres ist speziell für den Wartungsfall vorgesehen und erlaubt es, den Systemdruck direkt abzulesen. Auf diese Weise wird sichergestellt, dass das System bei Wartungseingriffen entlüftet, also drucklos ist. Der Temperatursensor „TT“ (Temperature Transmitter) misst die Wasserstofftemperatur und meldet diese an die Steuereinheit.

Zusammen stellen alle Messeinrichtungen sicher, dass der Wasserstoff die von der Brennstoffzelle geforderten Werte bezüglich Druck und Temperatur einhält. Das zuvor beschriebene „Double Block and Bleed-Ventil“, wird dabei vom IGF-Code in Kapitel 9.4.4 gefordert. Darin steht geschrieben, dass jeder Gasverbraucher mit einem entsprechenden DBB ausgestattet sein muss. Nach Kapitel 9.4.9 des IGF-Codes kann dieses Ventil auch die Funktion des Hauptgasbrennstoffventils erfüllen, womit in diesem System kein weiteres Ventil vor dem Brennstoffzellensystem benötigt wird. Im Anschluss folgt eine Blende, die vom Hersteller des Brennstoffzellensystems gefordert wird. Durch die Blende soll der

Massenstrom des Wasserstoffes auf 4,9 g/s begrenzt werden. Der schwarze Rahmen der Wasserstoffleitung zu den Brennstoffzellen soll das äußere Rohr darstellen, welches um die Wasserstoffleitung gelegt wird. Der IGF-Code fordert dieses doppelte Rohr für Brenngasleitungen, die in gasdichte Maschinenräume verlaufen. Im Hohlraum zwischen innerem und äußerem Rohr muss ein 30-facher Luftwechsel pro Stunde stattfinden. Die Luft durchströmt im Anschluss den FPR, welcher ebenfalls mindestens 30 Luftwechsel pro Stunde aufweisen muss.

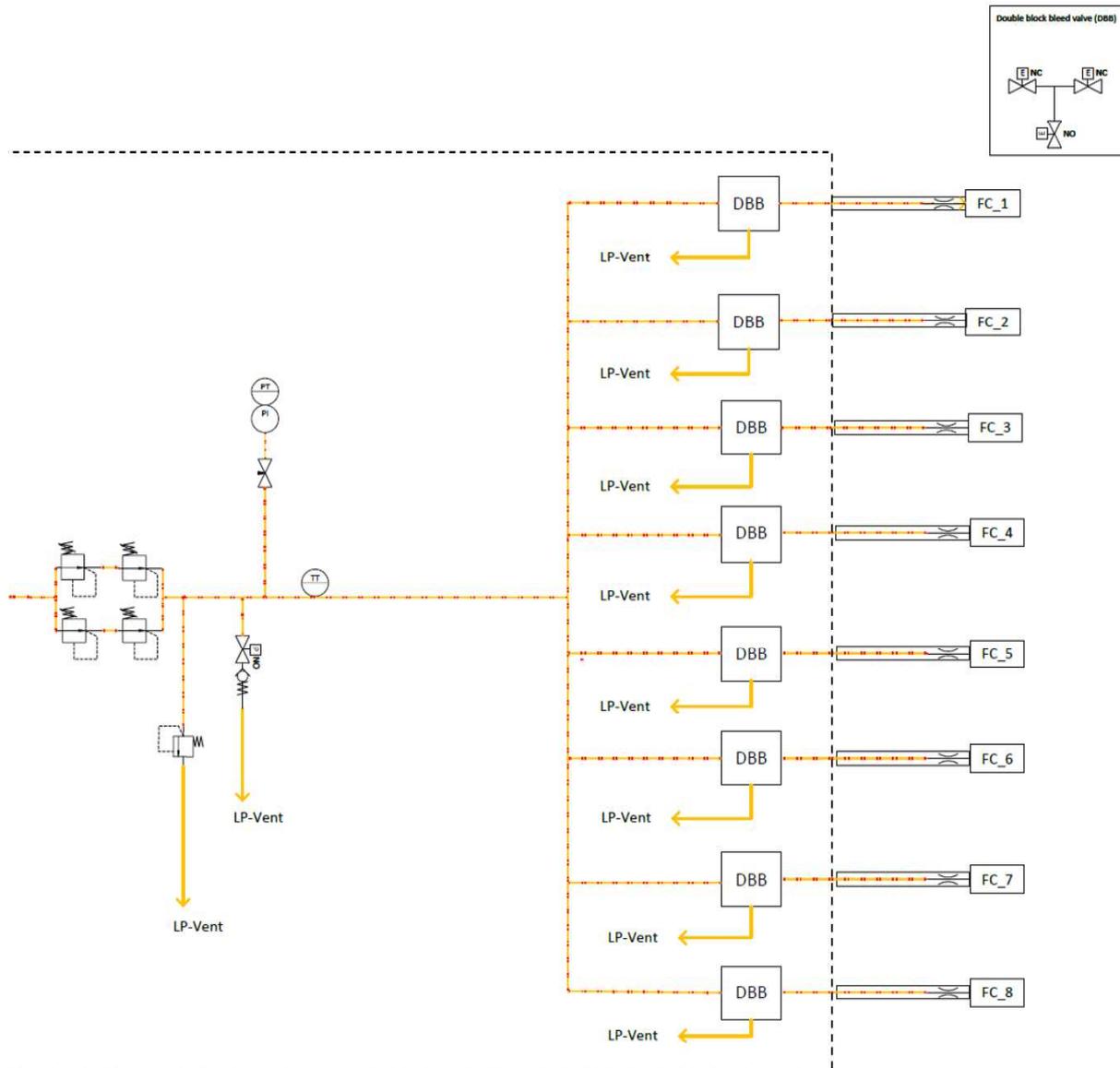


Abbildung 21: Rohrleitungs- und Instrumentenfließschema des Niederdrucksystems
Quelle: Eigene Darstellung

4.2 Bestimmung der Rohrdurchmesser

4.2.1 Hochdrucksystem

Die Rohrdurchmesser sind maßgeblich von den Druckverlusten und der Strömungsgeschwindigkeit abhängig. Durch einen geringeren Rohrdurchmesser steigt bei einem konstanten Massenstrom und einer konstanten Dichte die Strömungsgeschwindigkeit an. Ein Anstieg der Strömungsgeschwindigkeit erhöht wiederum den Druckverlust in dem Rohr. Deshalb wurden die Berechnungen mit verschiedenen

Rohrinnendurchmessern durchgeführt, um den optimalen Innendurchmesser bestimmen zu können. Dafür muss zunächst der Wasserstoffbedarf der Brennstoffzellen bestimmt werden. Das Datenblatt der Brennstoffzellensysteme legt einen maximalen Massenstrom (\dot{m}) von 4,9 g Wasserstoff pro Sekunde fest. Dies entspricht einer Wasserstoffmenge von 17,64 kg/h. Für die Berechnungen wird ein „Worst Case Szenario“ angenommen, bei dem von einer Systemtemperatur mit 338 K (65°C) auf der Hochdruckseite ausgegangen wird. Dies ist die maximale Betriebstemperatur des MEGC. Da sich der Wasserstoff beim Entspannen über dem Druckregelventil erwärmt, wird auf der Niederdruckseite zur Berechnung des Rohrinnendurchmessers eine Temperatur von 80°C angenommen. Dies ist laut dem Integration Manual der Brennstoffzelle die höchst zulässige Wasserstoffeingangstemperatur, mit der die Brennstoffzellensysteme versorgt werden dürfen.

Im Folgenden wird zunächst die Berechnung der Druckverluste auf der Hochdruckseite gezeigt. Wie bereits beschrieben, wird der Druck im Hochdrucksystem vom Tankcontainer bestimmt. Der Betriebsdruck reicht dabei von 20 bis 450 bar. Da die Dichte des Wasserstoffes mit geringer werdendem Druck sinkt und somit bei gleichbleibendem Rohrdurchmesser auch die Strömungsgeschwindigkeit ansteigt, wird für die Berechnung der Hochdruckseite ein Startdruck von 20 bar festgelegt. Dies ist für das Tanksystem der niedrigste zugelassene Arbeitsdruck, welcher im Betrieb nicht unterschritten werden darf. Dadurch wird der Rohrdurchmesser anhand des ungünstigsten Betriebszustandes ausgelegt. Aus dem R&I-Fließschema geht hervor, dass in einem Powerpack 8 Brennstoffzellen verbaut sind. Ein Powerpack wird jeweils von einem Tankcontainer zurzeit versorgt. Dies entspricht einem Massenstrom von 141,12 kg/h Wasserstoff. Die Berechnungen werden für jeden der 4 Tankcontainer pro Powerpack durchgeführt, da für jeden Tankcontainer die Rohrlängen bis zum Druckregelventil unterschiedlich sind. Die Rohreinbauten wurden dem R&I-Fließschema entnommen und die Rohrlängen aus CAD-Modellen abgeschätzt. Für die Berechnung des Druckverlustes wird ein einheitlicher Rohrdurchmesser angenommen. Der Druckverlust wird dann für jeden Leitungsdurchmesser, beginnend bei 20 mm, bestimmt. Zur Verdeutlichung der Berechnungsmethode wird der Druckverlust anhand der ersten drei Bauteile des Leitungssystems, beginnend am Tankcontainer, bestimmt. In der folgenden Tabelle 2 sind die Bauteile ab dem Tankcontainer aufgelistet.

Tabelle 2: Bauteile der Hochdruckseite zwischen Tankcontainer und Druckregelventil
Quelle: Eigene Darstellung

| Bauteil | Länge (m) | Kv-Wert (m ³ /h) | ζ-Wert |
|-----------------------|-----------|-----------------------------|--------|
| H2-Kupplung Container | - | 3,53 | - |
| Schlauch | 1 | - | - |
| Winkel 90° | - | - | 0,15 |

Bei der Tankkupplung angefangen wird der Druckverlust für jedes Bauteil berechnet. Zusätzlich zum Kv-Wert kann mit den bereits beschriebenen Startwerten (Druck und Massenstrom) der Druckabfall über der Wasserstoffkupplung berechnet werden. Dafür wird die Gleichung 3.18 verwendet. Die Berechnung des Normvolumenstroms ist in Gleichung 4.2 gezeigt, der sich aus dem Massenstrom und der Normdichte des Wasserstoffes zusammensetzt. Die Normdichte wurde aus der NIST-Datenbank entnommen und beträgt 0,08988 kg/m³.

$$\dot{V}_N = \frac{\dot{m}}{\rho_N} = \frac{141,12 \frac{\text{kg}}{\text{h}}}{0,08988 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}} = 1570,09 \frac{\text{m}^3}{\text{h}} \quad (4.2)$$

Mit dem Ergebnis des Normvolumenstromes kann anschließend der Druckabfall berechnet werden (siehe Gleichung 4.3).

$$\Delta p = \left(\frac{\dot{V}_N}{514 \cdot K_v} \right)^2 \cdot \frac{\rho_N \cdot T}{p_2} = \left(\frac{1570,09 \frac{\text{m}^3}{\text{h}}}{514 \cdot 3,53} \right)^2 \cdot \frac{0,08988 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \cdot 338}{20 \text{ bar}} = 1,137 \text{ bar} \quad (4.3)$$

Wie bereits erläutert wurde, muss die Gleichung iterativ berechnet werden. Dies wird im Folgenden am Beispiel der Wasserstoffkupplung durchgeführt. Als Startwert für p_2 wird der Eingangsdruck (20 bar) verwendet. Wird das Ergebnis Δp dann von p_2 abgezogen, bildet dieses Ergebnis den Startwert für den nächsten Iterationsschritt. Die verschiedenen Iterationsschritte mit ihren jeweiligen Zwischenergebnissen sind in der Tabelle 3 aufgeführt.

Tabelle 3: Iterationsschritte für die Druckverlustberechnung mit K_v -Wert
Quelle: Eigene Darstellung

| Iterationsschritt | p_2 (bar) | Zwischenergebnis Δp (bar) | $20 - \Delta p$ (bar) |
|-------------------|-------------|-----------------------------------|-----------------------|
| 1 | 20,000 | 1,137 | 18,863 |
| 2 | 18,863 | 1,206 | 18,794 |
| 3 | 18,794 | 1,210 | 18,789 |

Wie in der Tabelle 3 zu erkennen ist, ist die Veränderung des Ausgangsdruckes p_2 bereits im dritten Iterationsschritt sehr gering. Der durch die Wasserstoffkupplung verursachte Druckverlust kann also mit 1,21 bar angegeben werden. Das VBA-Rechenprogramm führt immer 20 Iterationsschritte durch. Mit dem Ausgangsdruck von 18,79 bar kann der Druckverlust bestimmt werden, der durch den Wasserstoffschlauch als nachfolgende Komponente verursacht wird. Dieser wird in diesem Fall vereinfacht als Rohr berechnet. Um den Druckverlust im Schlauch zu berechnen, muss zunächst die Strömungsgeschwindigkeit und im Anschluss die Mach-Zahl mittels der Gleichung 3.4 ermittelt werden. Die Wasserstoffdichte von 1,33 kg/m³ bei einer Temperatur von 338 K und einem Druck von 18,79 bar wurde mit Hilfe der Gleichungen 2.8 und 2.9 berechnet. Bei einem Innendurchmesser von 20 mm ergibt sich daraus folgende Strömungsgeschwindigkeit, die der Gleichung 4.4 entnommen werden können.

$$v = \frac{\dot{m} \cdot 4}{\pi \cdot d^2 \cdot \rho} = \frac{141,12 \frac{\text{kg}}{\text{h}} \cdot 4}{\pi \cdot (0,02 \text{ m})^2 \cdot 1,33 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \cdot 3600 \frac{\text{s}}{\text{h}}} = 93,52 \frac{\text{m}}{\text{s}} \quad (4.4)$$

Mit dem Ergebnis der Strömungsgeschwindigkeit kann nun die Mach-Zahl bestimmt werden (siehe Gleichung 4.5).

$$Ma = \frac{v}{c} = \frac{93,52 \frac{\text{m}}{\text{s}}}{1309 \frac{\text{m}}{\text{s}}} = 0,07 \quad (4.5)$$

Da die Mach-Zahl $< 0,2$ ist, kann die Fluidströmung als inkompressibel angenommen werden. Die Bestimmung der Reynoldszahl ist in der Gleichung 4.6 gezeigt. Die dynamische Viskosität wird dafür aus der NIST-Stoffdatenbank entnommen.

$$Re = \frac{v \cdot d \cdot \rho}{\eta} = \frac{93,52 \frac{\text{m}}{\text{s}} \cdot 0,02\text{m} \cdot 1,33 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}}{8,7 \cdot 10^{-6} \text{ Pa s}} = 2,57 \cdot 10^5 \quad (4.6)$$

Somit ergibt $Re \cdot k/d = 514$. Es handelt sich also um eine Strömung, die im Übergangsbereich liegt. Die Rohrreibungszahl berechnet sich somit iterativ mithilfe der Formel 3.13. Der Startwert zur iterativen Berechnung wurde aus dem Colebrooke-Diagramm mit 0,025 abgelesen werden. In der folgenden Tabelle 4 sind die Iterationsschritte eingetragen.

Tabelle 4: Iterative Berechnung der Rohrreibungszahl im Übergangsbereich
Quelle: Eigene Darstellung

| Iterationsschritt | Startwert | Ergebnis |
|-------------------|-----------|----------|
| 1 | 0,025 | 0,024 |
| 2 | 0,024 | 0,024 |

Bereits nach zwei Iterationsschritten verändert sich das Ergebnis der Rohrreibungszahl mit $\lambda = 0,024$ nicht weiter. Das Excel-Tool berechnet immer 20 Iterationen, dabei ist der Startwert mit 0,04 festgelegt ist. Mithilfe der Rohrreibungszahl kann daran anschließend mit der Gleichung 3.7 der Druckverlust berechnet werden. Der Schlauch besitzt ein Δp von 7029 Pa und entspricht somit einem Wert von $7,0 \cdot 10^{-2}$ bar.

Als letztes Beispiel wird die Berechnung des Druckverlustes über einem 90° -Winkel gezeigt. Dafür muss der ζ -Wert des Winkels aus der Abbildung 12 abgelesen werden. Der minimale Biegeradius kann der Tabelle 9 des Anhangs B entnommen werden. Um den ζ -Wert zu bestimmen, wurde das geringste Verhältnis des Biegeradius zum Innendurchmesser aller Rohrdurchmesser herangezogen. Diese Berechnung ergibt 1,9 und entspricht somit einem ζ -Wert von ca. 0,15. Mithilfe der Gleichung 3.15 kann der Druckverlust bestimmt werden. Beim Durchströmen des 90° -Winkels entsteht ein Druckverlust von 741 Pa = $7,41 \cdot 10^{-3}$ bar. Damit ergeben sich für die ersten drei Komponenten ein Gesamtdruckverlust von 1,29 bar. Ein Überblick diesbezüglich ist in der Tabelle 5 abgebildet.

Tabelle 5: Verursachter Druckverlust durch die ersten drei Komponenten
Quelle: Eigene Darstellung

| Bauteil | Druckverlust (bar) |
|-----------------------|----------------------|
| H2-Kupplung Container | 1,21 |
| Schlauch | $7,02 \cdot 10^{-2}$ |
| Winkel 90° | $8,78 \cdot 10^{-3}$ |
| Summe: | 1,29 |

Alle weiteren Komponenten wurden, wie im Beispiel gezeigt, berechnet. Bei Strömungsgeschwindigkeiten, die oberhalb von Ma 0,2 liegen, wurde die Gleichung 3.14 angewendet. In der folgenden Abbildung 22 sind die Ergebnisse der Druckverlustberechnung mit Rohrdurchmessern von 14 mm bis 20 mm dargestellt. In der Tabelle 10 in Anhang C können diese Ergebnisse nachvollzogen werden. Der verbleibende Druck (p_2) vor dem Druckregelventil ist für jeden MEGC einzeln berechnet.

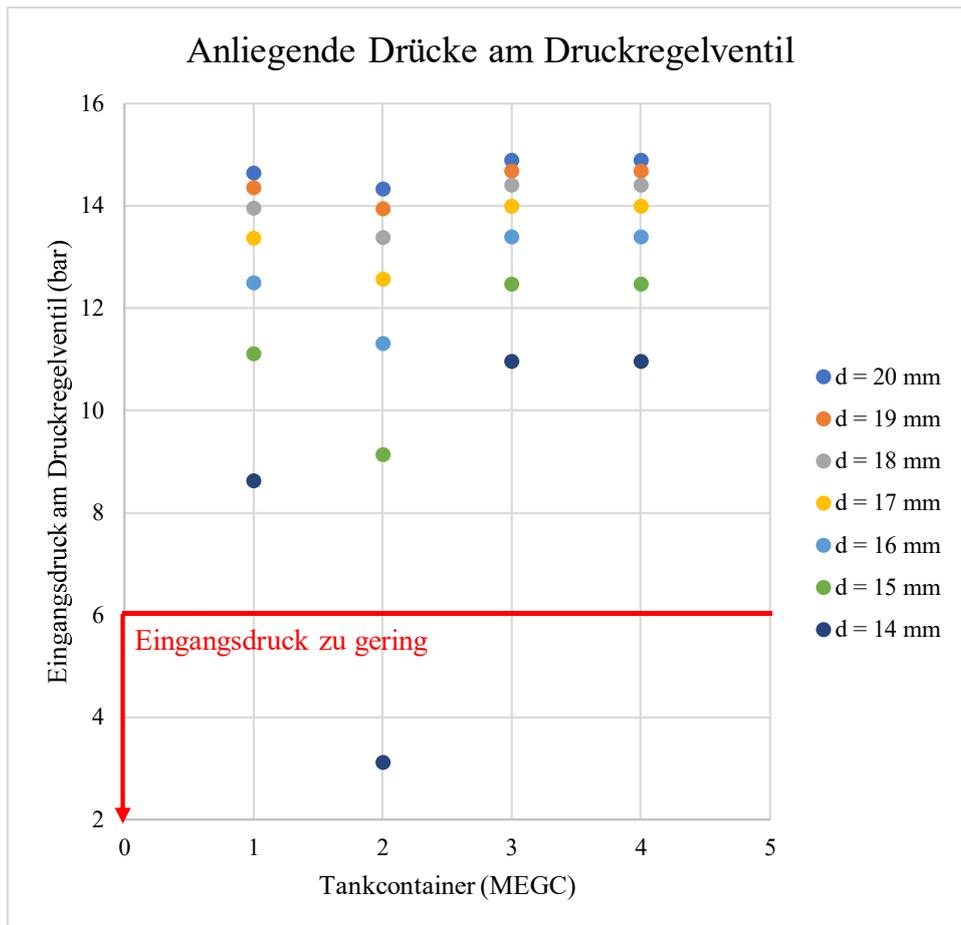


Abbildung 22: Ergebnisse der Druckverlustberechnung im Hochdrucksystem
 Quelle: Eigene Darstellung

Zu erkennen ist, dass der Druck vor dem Druckregelventil ab einem Rohrdurchmesser von < 15 mm stark absinkt, was wiederum eine Erhöhung der Strömungsgeschwindigkeit zur Folge hat. Der Druckverlust bei einem Innendurchmesser < 15 mm ist somit nicht mehr tolerierbar. Diese Toleranzgrenze wird anhand der roten Linie im Diagramm der Abbildung 22 gekennzeichnet. Des Weiteren ist zu erkennen, dass der Wasserstoff aus dem MEGC 2 den größten Druckverlust erfährt, dies lässt sich auf die Rohrlänge zurückführen. Diese ist von MEGC 2 bis zum Druckregelventil am längsten. Der Druckverlauf der Hochdruckseite zwischen MEGC 2 und dem Druckregelventil bei einem Rohrdurchmesser von 18 mm ist in der folgenden Abbildung 23 dargestellt.

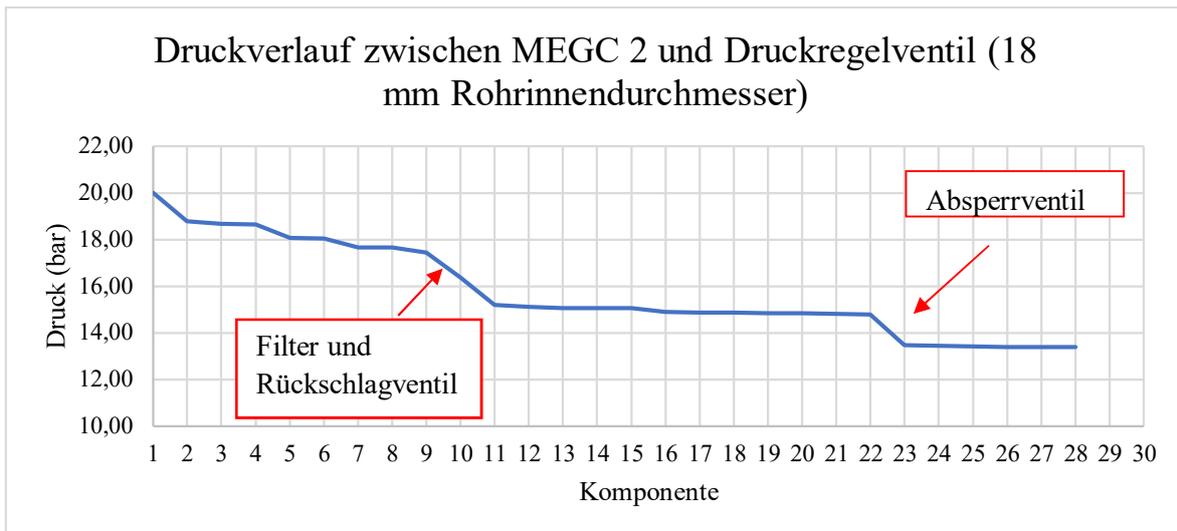


Abbildung 23: Druckverlauf zwischen Tankcontainer 2 und Druckregelventil
 Quelle: Eigene Darstellung

Ein großer Druckabfall ist bei den Komponenten 10 und 11 zu erkennen. Es handelt sich dabei um das Rückschlagventil und den Filter. Zu beachten ist dabei, dass zur Berechnung der Komponenten ein Kv-Wert von 4 angenommen wurde. Dies muss bei der späteren Komponentenauswahl berücksichtigt werden, da bei geringerem Kv-Wert der Druckabfall über diesen Komponenten deutlich größer werden könnte. Diese Problematik wird in der Abbildung 24 visualisiert.

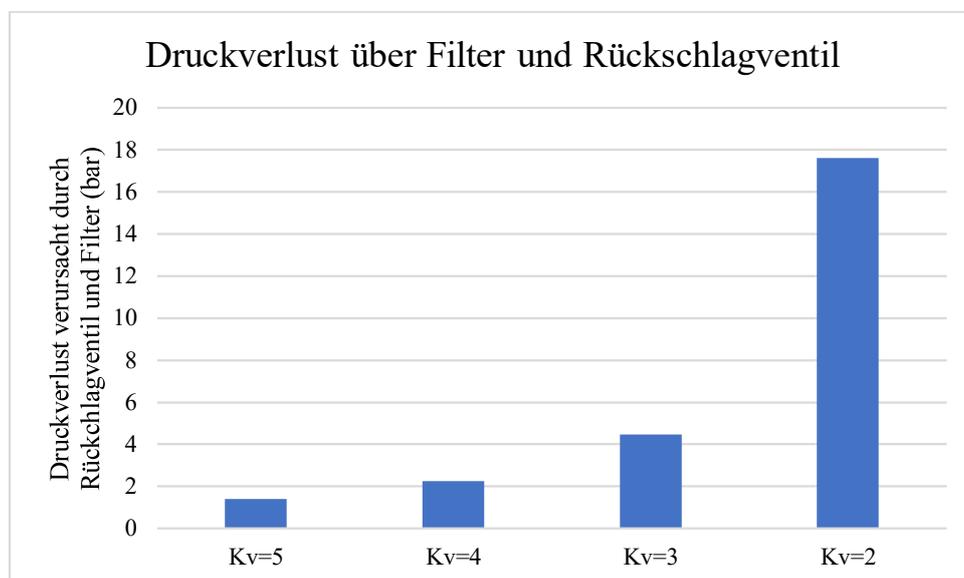


Abbildung 24: Vergleich unterschiedlicher Kv-Werte und der dadurch entstehende Druckverlust
 Quelle: Eigene Darstellung

Wie bereits beschrieben, sollen im Fehlerfall die FPRs der beiden Powerpacks untereinander verbunden werden, damit diese sich gegenseitig mit Wasserstoff versorgen können. Tritt dieser Fall ein, muss der Wasserstoff eine längere Strecke durch die Rohrleitungen zurücklegen. Diese Berechnung wurde mit der Rohrstrecke des MEGC 2 durchgeführt, da diese im Normalbetrieb den höchsten Druckverlust aufweist. Die Ergebnisse sind in Tabelle 6 dargestellt.

Tabelle 6: Druckverlustberechnung von Tankcontainer 2 zum Druckregelventil über FPR-Connect
 Quelle: Eigene Darstellung

| Rohrinnendurchmesser d (mm) | MEGC 2 über FPR-Connect bis Druckregelventil | |
|----------------------------------|---|--|
| | Eingangsdruck am Druckregelventil p_2 (bar) | Strömungsgeschwindigkeit unmittelbar vor dem Druckregelventil v (m/s) |
| 20 | 8,79 | 197,08 |
| 19 | 7,78 | 244,60 |
| 18 | 6,01 | 345,96 |
| 17 | 2,80 | 718,01 |

Ab einem Innendurchmesser von 17 mm fällt der Druck vor dem Druckregelventil des FPR 2 deutlich unter die Grenze von 6 bar. Dieses Ergebnis gibt einen minimal möglichen Rohrdurchmesser des Hochdrucksystems von 18 mm vor.

4.2.2 Niederdrucksystem

Im Niederdrucksystem wird der Systemdruck von den Anforderungen der Brennstoffzellensysteme bestimmt. Diese benötigen einen Wasserstoffeingangsdruck zwischen 3,5 und 6,5 bar. Der nominale Arbeitsdruck ist mit 4,5 bar und die höchstzulässige Wasserstofftemperatur ist mit 80°C angegeben. Diese Temperatur bildet die Grundlage für diese Berechnung. Zur Ermittlung des Druckverlustes wird ein Startdruck von 6 bar festgelegt und entspricht somit im späteren Betrieb dem Ausgangsdruck des Druckminderers. Für die Berechnung wurde mit einem Durchmesser von 25 mm gestartet. Für jede der 8 Brennstoffzellen wurde der die Berechnung des Druckverlustes separat durchgeführt. Die Ergebnisse sind in Abbildung 25 dargestellt und können anhand der Tabelle 11 im Anhang C nachvollzogen werden. Dabei wird deutlich, dass der Rohrinnendurchmesser des Niederdrucksystems nicht kleiner als 17 mm sein darf.

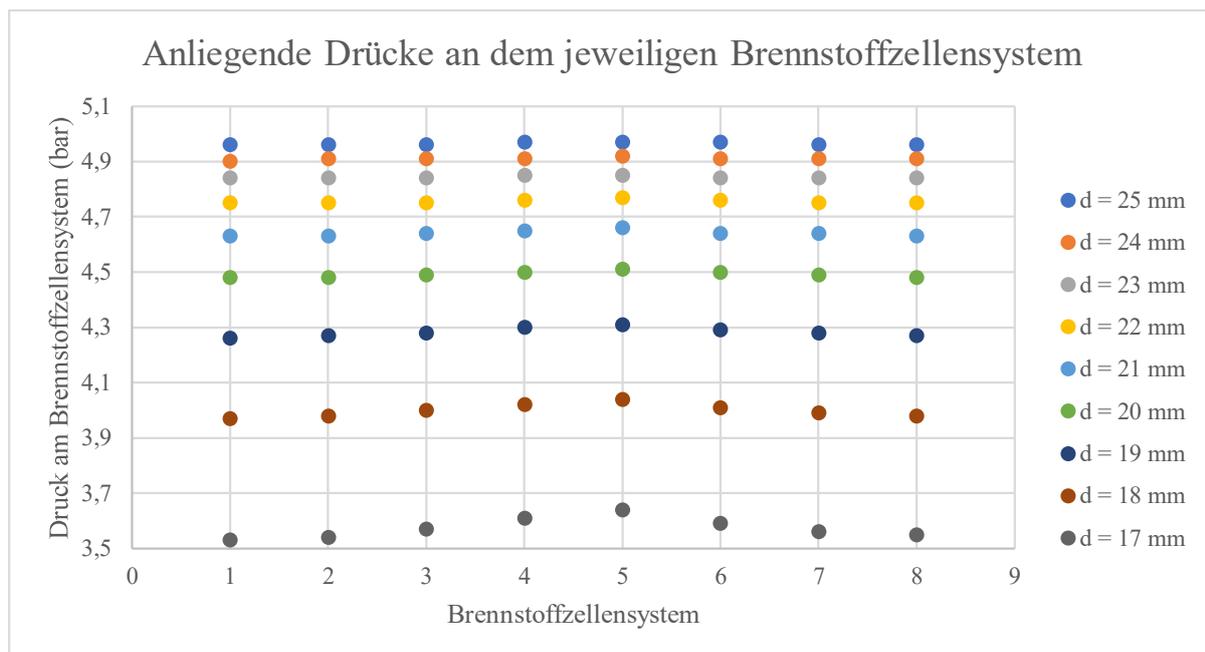


Abbildung 25: Ergebnisse der Druckverlustberechnung im Niederdrucksystem
 Quelle: Eigene Darstellung

Der Druckverlauf im Leitungsnetz bei einem Rohrdurchmesser von 18 mm zwischen dem Druckregelventil und dem Brennstoffzellensystem 1 als längste Rohrstrecke ist in der Abbildung 26 dargestellt. Dabei ist deutlich zu erkennen, dass der höchste Druckverlust am DBB und beim Einströmen des Wasserstoffes durch das T-Stück in die Verteilleitung entsteht. Aufgrund dessen muss für die spätere Auswahl des DBB besonderes Augenmerk auf die Strömungseigenschaften und den Kv-Wert des Ventils gelegt werden.

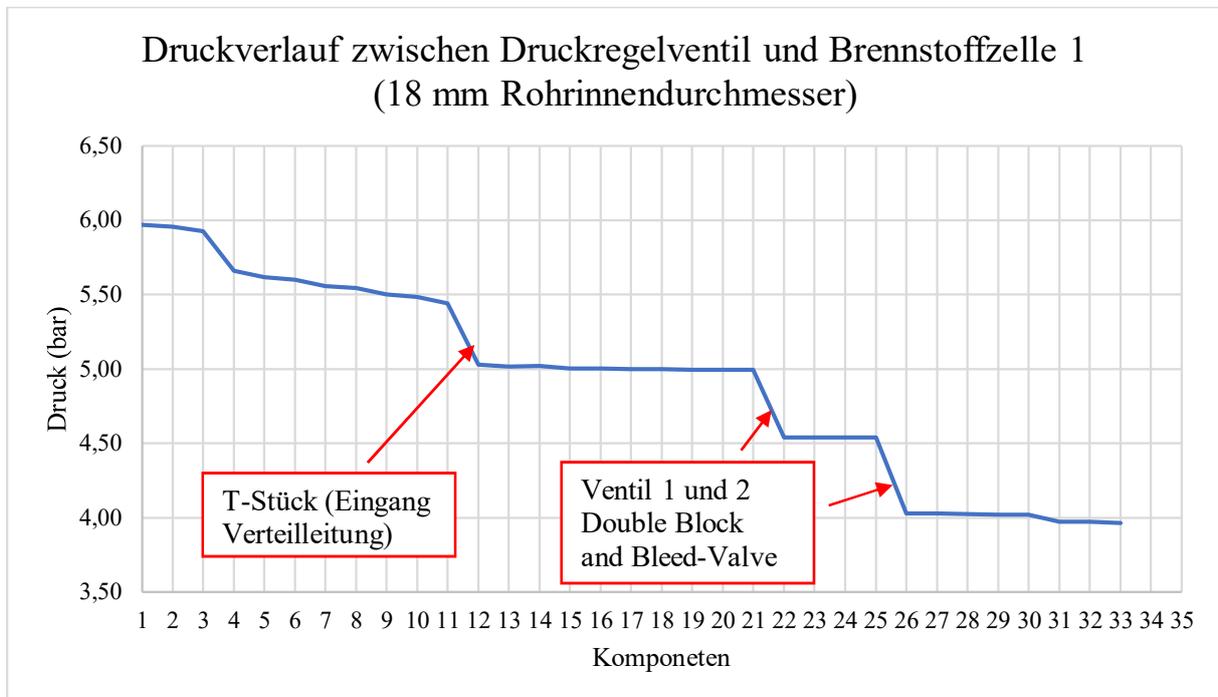


Abbildung 26: Druckverlauf zwischen Druckregelventil und Brennstoffzelle (18 mm)
Quelle: Eigene Darstellung

Da der Volumenstrom mehrfach geteilt wird, sind die maximalen Strömungsgeschwindigkeiten nicht unmittelbar vor der Brennstoffzelle zu finden. Stattdessen liegen diese am Eingang der Verteilerleitung. Die Zusammenhänge zwischen Strömungsgeschwindigkeit, Volumenstrom, Massenstrom und der Dichte des Wasserstoffes bei einem Rohrdurchmesser von 18 mm sind in der Abbildung 27 für das Leitungsnetz zwischen Druckregelventil und Brennstoffzelle dargestellt.

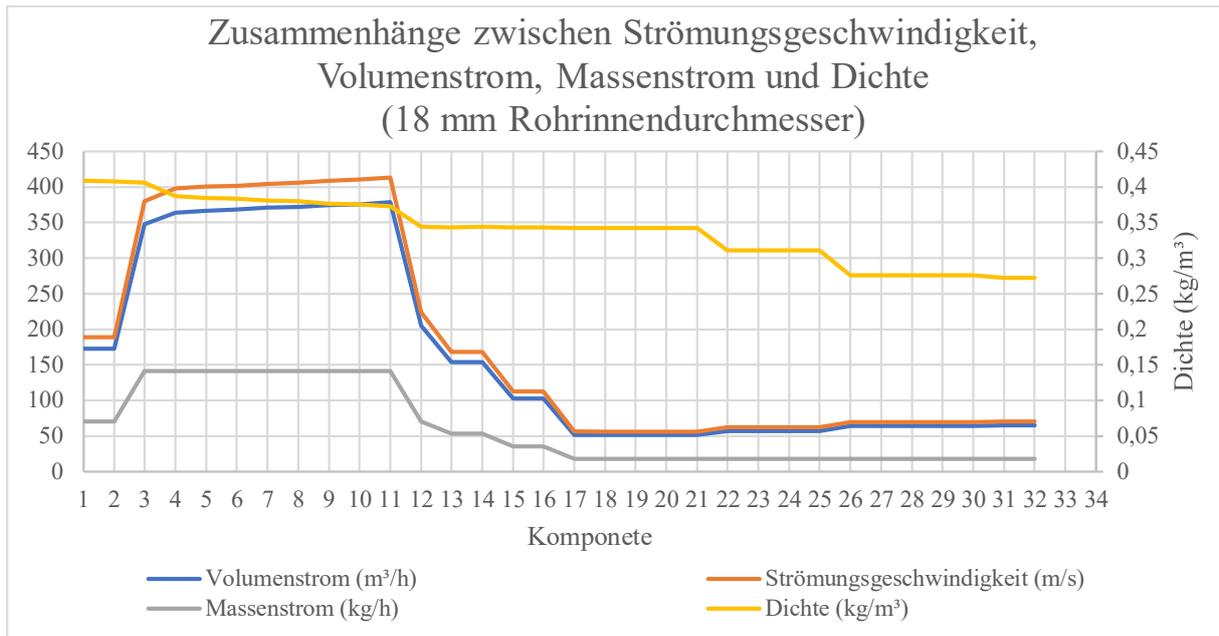


Abbildung 27: Zusammenhang zwischen den Strömungseigenschaften

Quelle: Eigene Darstellung

Werden die Abbildungen 26 und 27 miteinander verglichen, fällt auf, dass in den Rohrleitungsabschnitten mit einer hohen Strömungsgeschwindigkeit (Komponenten 3 bis 11), auch der Druck vergleichsweise stark absinkt. Deshalb wurde im Folgenden überprüft, ob der Druckverlust verringert werden kann, wenn der Rohrendurchmesser hinter dem Druckregelventil bis einschließlich des Verteilrohrs auf 25 mm vergrößert wird. Die einzelnen Rohre zu den Brennstoffzellensystemen behalten dabei den Innendurchmesser von 18 mm.

In der Abbildung 28 ist das Ergebnis für das Brennstoffzellensystem 1 dargestellt. Für alle anderen Brennstoffzellen finden sich die Ergebnisse in der Tabelle 12 in Anhang C wieder. Es wird deutlich, dass bei einer Vergrößerung des Rohrendurchmessers der Komponenten 1 bis 19 der Druckverlust verringert werden kann.

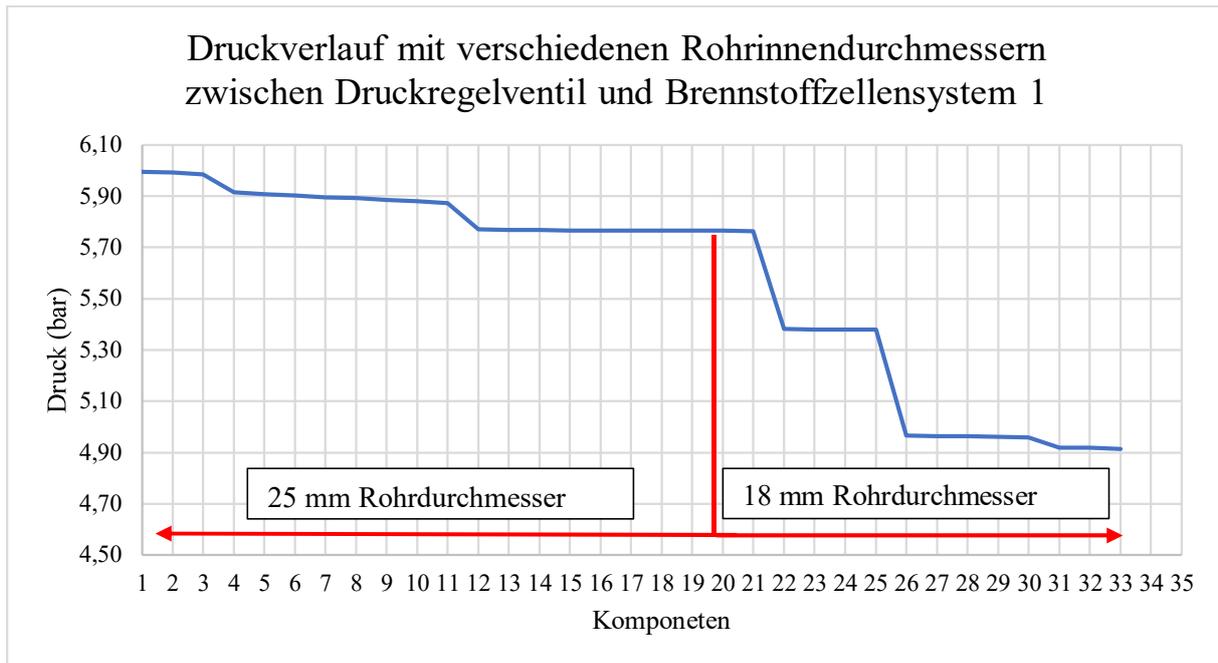


Abbildung 28: Druckverlauf zwischen Druckregelventil und Brennstoffzellensystem (25 mm/18 mm)
Quelle: Eigene Darstellung

Im Fuel Cell Integration Manual wird gefordert, dass das Rohrvolumen zwischen dem DBB und der Brennstoffzellensystemanschlussplatte nicht größer als 5 l ist. Dieses wird weiteren Verlauf für das Brennstoffzellensystem 1 überprüft, da dieses den längsten Rohrleitungsabschnitt zwischen Absperrventil und Brennstoffzellensystemanschlussplatte aufweist. Als Vereinfachung werden keine Rohrbögen in der Berechnung berücksichtigt. Die Rohrlänge zwischen DBB und dem Brennstoffzellensystem 1, welche dem Berechnungstool zur Berechnung des Druckverlustes entnommen wurden, summiert sich somit auf 5786 mm. Für die weitere Berechnung wird der Innendurchmesser von 25 mm gewählt. Das Rohrvolumen beträgt somit 2,84 l.

$$V = \frac{d^2 * \pi}{4} * l = \frac{25^2 \text{ mm} * \pi}{4} * 5786 \text{ mm} * \frac{1 \text{ dm}^3}{1000000 \text{ mm}^3} = 2,84 \text{ dm}^3 \quad (4.7)$$

Dieses Ergebnis bestätigt, dass auch von jedem kleineren Rohrdurchmesser und vor jedem weiteren Brennstoffzellensystem die 5 l-Grenze eingehalten wird.

Es folgt die Bestimmung der geforderten Blende zur Begrenzung des Massenstroms auf 4,9 g/s. Dies erfolgt mit dem in Kapitel 3.4 vorgestellten Rechenschema. Aufgrund der diversen Iterationsschritte sind die Zwischenergebnisse in Tabelle 7 dargestellt. Die Grundlage dieser Berechnung bildet das Ergebnis der Druckverlustberechnung für die Brennstoffzelle 1 mit verschiedenen Rohrdurchmessern (Komponente 1 bis 19 = 25 mm und Komponente 20 bis Brennstoffzellensystem = 18 mm). Die Eingangswerte werden dabei aus dem Berechnungstool für den Druckverlust entnommen, die ebenfalls der Tabelle 7 aufgeführt sind. Der Druckverlust über der Blende soll dabei 0,2 bar betragen.

Tabelle 7: Iterative Bestimmung des Blendendurchmessers

Quelle: Eigene Darstellung

| Startwerte | | Berechnung | Stufe 1 | Stufe 2 |
|------------|------------------------|--|---------|---------|
| d | 18mm | | | |
| ρ | 0,34 kg/m ³ | Beta-Faktor (geschätzt) | 0,5 | 0,55 |
| Re | 34000 | Expansionsfaktor Y (Gleichung (3.21)) | 0,988 | 0,987 |
| κ | 1,4 | Durchflusskoeffizient C (Abbildung 32) | 0,625 | 0,64 |
| p_1 | 4,91 bar | Durchmesser (mm) (Gleichung 3.20) | 9,0 | 9,9 |
| p_2 | 4,71 bar | Durchmesser (mm) (Gleichung 3.23) | 9,9 | 9,8 |
| \dot{V} | 52,2 m ³ /h | Volumenstrom (m ³ /h) (Gleichung 3.24) | 42,6 | 52,8 |

Der Tabelle 7 ist zu entnehmen, dass bereits in Stufe 2 das genaueste Ergebnis erreicht werden konnte. Die Blendendurchmesser, welche mit den Gleichungen 3.20 und 3.23 berechnet wurden, unterscheiden sich um 0,1 mm. Eine genauere Annäherung ist durch die visuelle Bestimmung des Durchflusskoeffizienten nicht möglich. Im Beispiel wurde das Brennstoffzellensystem 1 untersucht. Das Ergebnis für die Brennstoffzelle 5 mit der kürzesten Rohrstrecke ähnelt dem Ergebnis des Blendendurchmessers aus dem Beispiel der Tabelle 7 sehr. Dieses Ergebnis des Blendendurchmessers ergab ebenfalls 9,9 mm. Im letzten Schritt kann mit Hilfe der Gleichung 3.22 der durch die Blende dauerhaft verursachte Druckverlust berechnet werden, dieser ergibt 0,14 bar. Somit ergibt sich für p_3 ein Druck von 4,77 bar.

5 Diskussion und Fazit

In den vorangegangenen Kapiteln wurde ein Überblick über die benötigten Bauteile des Wasserstoffsystems gegeben. Dabei wurden R&I-Diagramme erstellt und auf Basis dieser die Druckverlustberechnung durchgeführt, um damit den Rohrdurchmesser bestimmen zu können. In diesem Kapitel werden die Ergebnisse der Systemauslegung diskutiert. Dabei wird ein besonderes Augenmerk auf die Berechnung des Druckverlustes in Folge der Rohrreibung gelegt.

5.1 Bewertung der Ergebnisse

Im weiteren Verlauf dieses Kapitels werden die Berechnungsgrundlagen noch einmal betrachtet und bewertet. Im Zuge dieser Arbeit wurde mit Hilfe der Formel von Lemmon et al. die Dichte des Wasserstoffes bei gegebenem Eingangsdruck und gegebener Temperatur berechnet. Um die Genauigkeit der Gleichung von Lemmon et al. bestätigen zu können, kann die Abbildung 29 hinzugezogen werden. Diese stellt die Dichten des Wasserstoffes bei einer Temperatur von 338 K (entspricht in etwa 65°C) dar. Die grün-gestrichelte Kurve basiert dabei auf den Werten, die der NIST-Datenbank entnommen wurden. Die rote Kurve spiegelt die Werte wider, die mit Hilfe der Gleichungen 2.8 und 2.9 berechnet wurden. Die Abweichung im Betrag zwischen den Datenbank-Werten und den

berechneten Werten ist in blau dargestellt. Dabei fällt auf, dass diese Abweichungen höchstens 0,0068 % betragen und somit für diesen Anwendungsfall vernachlässigt werden können.

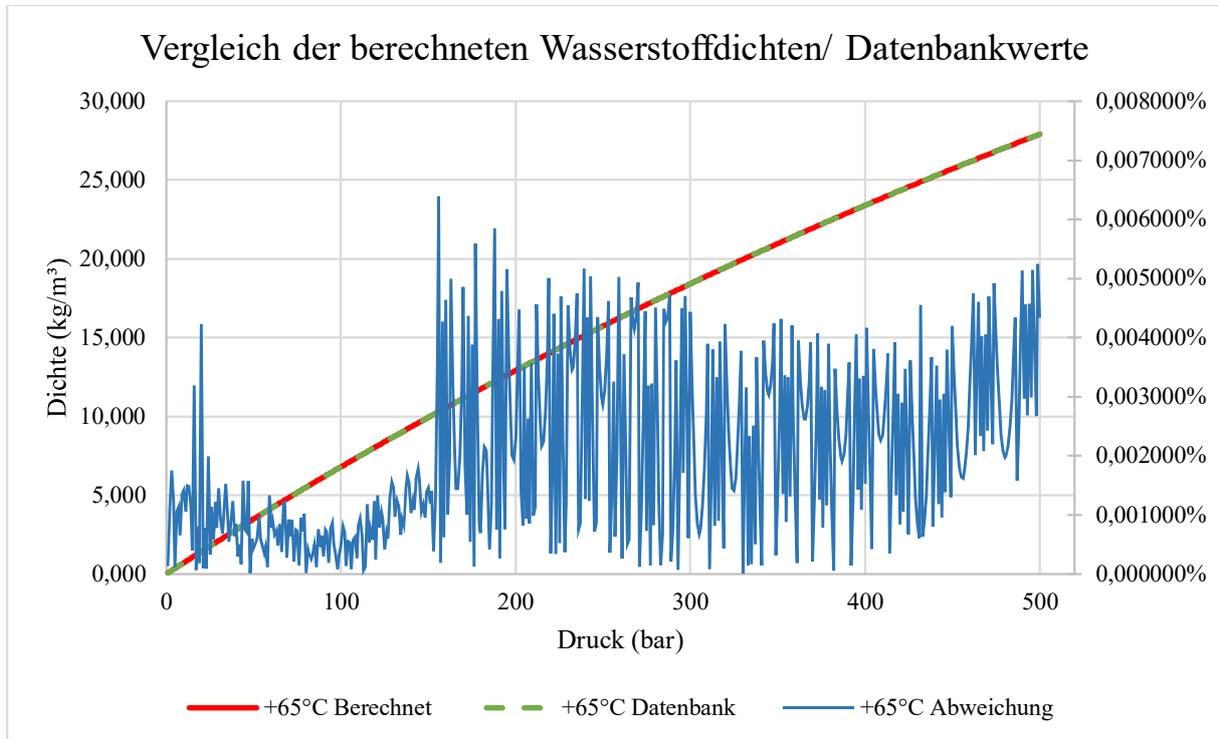


Abbildung 29: Abweichungen der berechneten Wasserstoffdichten zu Datenbankwerten
Quelle: Eigene Darstellung mit Daten aus (National Institute of Standards and Technology, o. J.)

Für die weitere Durchführung der Druckverlustberechnungen wurden zwei Hypothesen aufgestellt. Zum einem wurde ein isothermes Verhalten der Fluidströmung angenommen, wodurch sich die Temperatur in den betrachteten Rohrleitungsabschnitten nicht verändert. Dies würde bedeuten, dass die entstehende Temperatur sofort durch die Rohrwandung an die Umgebung abgegeben wird. Eine derartige sofortige Temperaturabgabe ist, wie bereits in Abschnitt 3.2 beschrieben, unrealistisch. Dies hat zur Folge, dass im realen System die Temperatur des strömenden Wasserstoffes ansteigt, wodurch das Gas expandiert und sich somit die Strömungsgeschwindigkeit erhöht. Letzteres wiederum verursacht einen erhöhten Druckverlust im System. Zum anderen wurde bei einer Strömungsgeschwindigkeit unterhalb von Mach 0,2 die Fluidströmung als inkompressibel betrachtet. Diese Annahme soll nun überprüft werden. Dazu wird der Druckverlust eines Rohres mit 2 m Länge berechnet.

In der Tabelle 8 sind die Eingangswerte, welche die Grundlagen für diese Berechnung bilden, aufgeführt.

Tabelle 8: Überprüfung der Kompressibilität Eingangswerte der Berechnung
Quelle: Eigene Darstellung

| | |
|---------------------------|------|
| Eingangsdruck (bar) | 20 |
| Massenstrom (kg/h) | 140 |
| Rohrinnendurchmesser (mm) | 21 |
| Rohrrauigkeit (mm) | 0,04 |
| Temperatur (K) | 288 |

Zum Vergleich wird dieses Rohr in 20 Stücke mit einer jeweiligen Länge von 10 cm und in 200 Stücke mit einer Länge von jeweils 1 cm geteilt. Bei diesen Stücken wird der Druckverlust nacheinander berechnet. Dabei ist der berechnete Ausgangsdruck der Eingangsdruck des nächsten Stückes. Die Ergebnisse sind in der Abbildung 30 dargestellt.

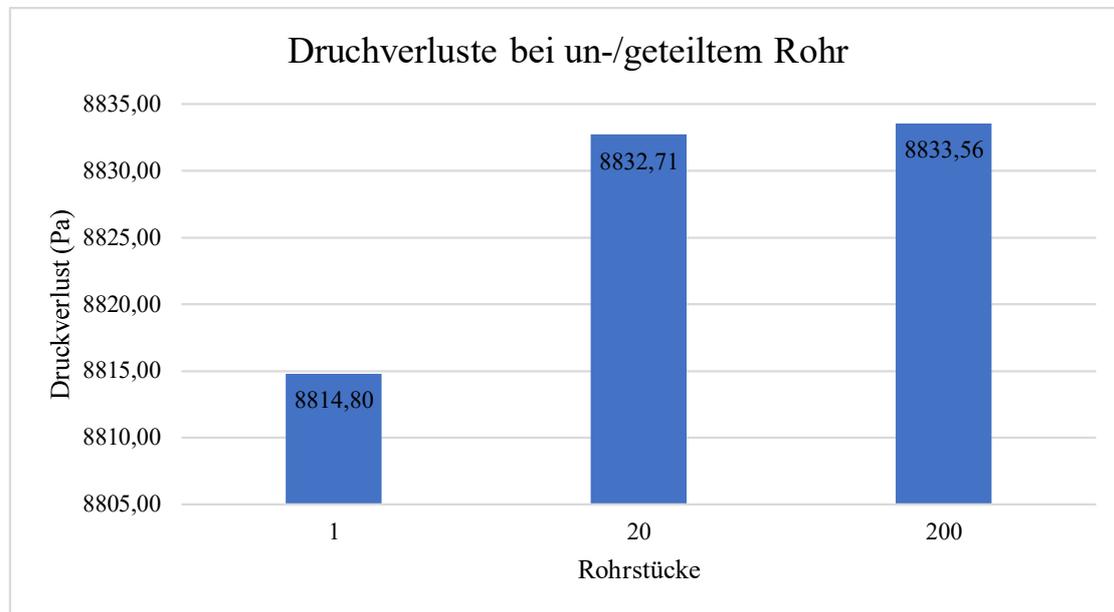


Abbildung 30: Einfluss der Rohrlängen auf die Druckverlustberechnung
Quelle: Eigene Darstellung

Der Druckverlust des 2 m-Rohres, welches in einem Stück berechnet wurde, ist somit 17,9 Pa geringer als der des in 20 Stücke geteilten Rohres. Der Unterschied zum 200-fach geteilten Rohr ist nur geringfügig größer. Dadurch wird deutlich, dass auch bei einer Strömungsgeschwindigkeit unterhalb von Ma 0,2, der Wasserstoff im Rohr geringfügig expandiert. Durch diese Expansion besteht kein linearer Zusammenhang zwischen dem Druckverlust und der Rohrlänge.

Je kleiner die Rohrstücke werden, in die das Rohr für die Berechnung aufgeteilt wird, umso größer wird der Unterschied zwischen dem berechneten Druckverlust des 2 m-Rohres und dem der Rohrstücke. Ein prozentualer Fehler kann nicht beziffert werden, da dieser unter anderem von der Rohrlänge und der Strömungsgeschwindigkeit abhängt. Allerdings kann gesagt werden, dass der entstehende Fehler mit steigender Rohrlänge und steigender Strömungsgeschwindigkeit zunimmt. Somit ist der im Modell berechnete Druckverlust bei einer Fluidgeschwindigkeit unterhalb von Ma 0,2 vermutlich geringer als der im realen System. Ab einer Mach-Zahl $> 0,2$ wird die Gleichung 3.14 zur Bestimmung des Druckverlustes verwendet. Wird diese Gleichung zur Berechnung des Druckverlustes im Rohr aus dem vorangegangenen Beispiel angewendet, verringert sich der Unterschied des Druckverlustes zwischen dem geteilten Rohr (10 cm-Stücke) und dem Rohr mit einer Länge von 2 m auf 0,63 Pa. Dadurch wird deutlich, dass durch die Gleichung 3.14 die Expansion des Wasserstoffes berücksichtigt wird. Daher könnte die Gleichung 3.14 auch bei Strömungsgeschwindigkeiten unterhalb von Ma 0,2 eingesetzt werden, um die Expansion des Wasserstoffes zu berücksichtigen und somit den entstehenden Fehler zu verringern.

Eine weitere Fehlerquelle könnten die einzelnen Verbindungselemente zwischen den Rohren bilden, wie z.B. der Schneidringadapter und Gewinde. Diese wurden für die Berechnung nicht berücksichtigt.

An diesen Verbindungsstellen ändert sich der Rohrrinnendurchmesser und die Struktur der Rohrwandung, wodurch der Druckverlust beeinflusst werden könnte. Um diese Abweichungen zu den realen Bedingungen validieren zu können, sollten das Modell aus dieser Arbeit an realen Systemen oder mit anderen Modellen verglichen werden.

Damit kann abschließend zur Bewertung des Entwurfs gesagt werden, dass die im vorangegangenen Text beschriebenen Effekte nicht im Modell berücksichtigt wurden. Hierzu zählen

- der Anstieg der Temperatur,
- die Expansion des Fluids bei $Ma < 0,2$,
- die Veränderung der Strömung durch Übergänge und Anschlüsse.

Aufgrund dieser Effekte kann das Rechenmodell nicht vollständig die realen Bedingungen wiedergeben und berechnet den Druckverlust vermutlich zu gering. Es ist somit empfehlenswert, für die Bestimmung des Rohrrinnendurchmessers im Niederdruckbereich die Mitte des geforderten Druckbereiches des Brennstoffzellensystems anzupeilen. Im Hochdruckbereich sollte der Rohrrinnendurchmesser nach der Bestimmung des Druckverlustes immer um 10% größer gewählt werden. Wurde somit beispielsweise bei einem Rohrrinnendurchmesser von 20 mm ein zufriedenstellender Druck am Eingang des Druckregelventils errechnet, sollte der tatsächliche gewählte Rohrrinnendurchmesser 22mm betragen.

5.2 Fazit und Ausblick

In diesem Abschnitt soll zunächst eine Schlussfolgerung aus den Ergebnissen gezogen werden. Im Anschluss daran wird ein Ausblick über Möglichkeiten gegeben, um an diese Forschung anzuknüpfen und dabei die Ergebnisse dieser Arbeit zu validieren und ergänzen.

An dieser Stelle soll noch einmal die Forschungsfrage aufgegriffen werden. Durch die Erstellung der R&I-Fließschemata, die auf den Vorgaben des IGF-Codes basieren, wurden die Komponenten des Wasserstoffsystems definiert. Auf dieser Grundlage konnte im nächsten Schritt der Rohrrinnendurchmesser des Systems bestimmt werden. Unter Berücksichtigung der Ergebnisse, ist es empfehlenswert im Niederdrucksystem den Rohrrinnendurchmesser zu variieren. Ein Rohrrinnendurchmesser von 25 mm inklusive des Verteilerrohres macht es möglich, einen geringeren Rohrrinnendurchmesser bei den doppelwandigen Rohren zu den Brennstoffzellensystemen zu erzielen. Dieser sollte im Niederdruckbereich mindestens 16 mm betragen, um dadurch auch eventuelle Ausgangsdrucktoleranzen der Druckregelventile egalalisieren zu können. Im Hochdruckbereich sollte der Rohrrinnendurchmesser hingegen mindestens 18 mm betragen. Mit einbezogenen Sicherheitsfaktoren erreicht dieser schließlich ca. 20 mm. Die Bestimmung der Blende zeigte, dass der Durchmesser dieser bei den betrachteten kleinen Druckunterschieden (0,05 bar) nicht für alle Brennstoffzellensysteme einzeln bestimmt werden muss. Somit ist es ausreichend, einen Mittelwert für die Bestimmung des Blendendurchmessers zugrunde zu legen.

An beiden Druckbereichen haben die Berechnungen gezeigt, dass die Ventiltechnik einen großen Einfluss auf den Druckverlust im System hat. Daher sollte großer Wert auf die Auswahl der Ventile gelegt werden, insbesondere im Hinblick auf die Strömungseigenschaften im Ventilkörper.

Die in der vorliegenden Arbeit durchgeführte Systemauslegung legt dabei den Grundstein für den weiteren Projektverlauf. Dadurch ist es möglich, eine erste Auswahl an Ventilen und Rohrrinnendurchmessern treffen zu können. Im nächsten Schritt des Projektes, welcher den Forderungen des Alternative Design Approach folgt, muss eine Gefährdungs- und Risikoanalyse zusammen mit der Klassifikationsgesellschaft und allen anderen Stakeholder durchgeführt werden. Darin wird das System

überprüft und ggf. Nachforderungen an das Wasserstoffsystem gestellt. Daraufhin müsste das Wasserstoffsystem angepasst werden.

Insbesondere die zurzeit noch fehlenden detaillierten CAD-Modelle des Wasserstoffsystem müssen im Anschluss ergänzt werden. Aus diesen wäre es dann möglich, die genauen Rohrlängen und evtl. hinzukommende Rohrbögen und Abzweigungen zu bestimmen. Mit dem Rechenmodell müsste folglich das Wasserstoffsystem neu berechnet werden, um sicherzustellen, dass die Anforderungen der Brennstoffzellensysteme weiterhin eingehalten werden. Nachdem das System gefertigt wurde, kann die Genauigkeit des Rechenmodells überprüft werden. Dazu muss der Ist-Zustand des Systems in das Modell eingepflegt werden. Darauf basierend können die von der im System verbauten Sensorik gemessenen Parameter mit den errechneten Werten verglichen werden. Dies würde dann einen Überblick über die Genauigkeit des Modells ermöglichen. Anhand der genannten Möglichkeiten könnte das Modell in weiteren Forschungsprojekten ergänzt werden, um somit die Rohrlängendurchmesser des Systems ohne Einschränkungen bestimmen zu können.

Literaturverzeichnis

- A. Ajanovic, M. Sayer & R. Haas (2022) „The economics and the environmental benignity of different colors of hydrogen“, *International Journal of Hydrogen Energy*, Vol. 47, No. 57, S. 24136–24154 [Online]. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2022.02.094 (Abgerufen am 10 Mai 2023).
- Ballard (2022) *Market Updates | Ballard Newsroom | Ballard Power* [Online]. Verfügbar unter <https://www.ballard.com/about-ballard/newsroom/market-updates/ballard-fuel-cells-installed-onboard-the-world-s-first-liquid-hydrogen-powered-ferry> (Abgerufen am 22 Juni 2023).
- BEHALA (2023) *ELEKTRA mit ganz neuem Energie-System* [Online]. Verfügbar unter <https://www.behala.de/elektra/> (Abgerufen am 22 Juni 2023).
- Böckh, P. von & Saumweber, C. (2013) *Fluidmechanik: Einführendes Lehrbuch*, 3. Aufl., Berlin, Heidelberg, Springer Vieweg.
- Crane (1982) „FlowofFluids-ThroughValveFittingsandPipes“ [Online]. Verfügbar unter <https://www.researchgate.net/file.PostFileLoader.html?id=56e01ba8b0366d0ab561c315&assetKey=AS%3A337709886394387%401457527720082> (Abgerufen am 26 Juni 2023).
- Deutsche Flagge (2023a) *Flaggenstaatverwaltung, Klassen* [Online]. Verfügbar unter <https://www.deutsche-flagge.de/de/flagge/flaggenstaat> (Abgerufen am 22 Juni 2023).
- Deutsche Flagge (2023b) *Klassifikationsgesellschaften* [Online]. Verfügbar unter <https://www.deutsche-flagge.de/de/flagge/flaggenstaat/klassifikationsgesellschaften/klassen> (Abgerufen am 23 Juni 2023).
- Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt e. V. (2022) „kurzstudie-maritime-treibstoffe“ [Online]. Verfügbar unter <https://www.dlr.de/content/de/downloads/publikationen/broschueren/2022/kurzstudie-maritime-treibstoffe.pdf>; [jsessionid=F8E5C7004A7B90268030B1B5930DAC77.delivery-replication2?__blob=publicationFile&v=4](https://www.dlr.de/content/de/downloads/publikationen/broschueren/2022/kurzstudie-maritime-treibstoffe.pdf) (Abgerufen am 20 April 2022).
- DNV (o.J.) *Alternative Fuels Insight* [Online]. Verfügbar unter <https://afi.dnv.com/statistics/16486173-4f14-4cc5-b9f6-f2f4b4c47a15> (Abgerufen am 25 Juli 2023).
- DNV (2021a) „Handbook for hydrogen-fuelled vessels“ [Online]. Verfügbar unter https://www.iims.org.uk/wp-content/uploads/2021/07/Handbook_for_hydrogen-fuelled_vessels.pdf (Abgerufen am 19 Juni 2023).
- DNV (2021b) „RH2INE-Kickstart-Study-Scenario-building-Hydrogen-Bunkering-Scenarios“ [Online]. Verfügbar unter <https://www.rh2ine.eu/wp-content/uploads/2021/10/RH2INE-Kickstart-Study-Scenario-building-Hydrogen-Bunkering-Scenarios.pdf> (Abgerufen am 3 März 2023).
- DNV (2022) „RH2INE-Kickstart-Study-Scenario-building-Hydrogen-Containment-Systems“ [Online]. Verfügbar unter <https://www.rh2ine.eu/wp-content/uploads/2021/10/RH2INE-Kickstart-Study-Scenario-building-Hydrogen-Containment-Systems.pdf> (Abgerufen am 25 April 2023).
- E-Cap Marine GmbH (o. J.) *internes Dokument*.
- Eck, B. (1991) *Technische Strömungslehre*, 9. Aufl., Berlin, Springer.
- e-mobil BW GmbH (2021) „Systemvergleich zwischen Wasserstoffverbrennungsmotor und Brennstoffzelle im schweren Nutzfahrzeug“ [Online]. Verfügbar unter https://www.e-mobilbw.de/fileadmin/media/e-mobilbw/Publikationen/Studien/e-mobilBW-Studie_H2-Systemvergleich.pdf (Abgerufen am 20 Juni 2023).
- EUROPÄISCHE KOMMISSION (2020) „Eine Wasserstoffstrategie für ein klimaneutrales Europa“ [Online]. Verfügbar unter <https://eur-lex.europa.eu/legal-content/DE/TXT/PDF/?uri=CELEX:52020DC0301> (Abgerufen am 1 Mai 2022).
- Europäisches Parlament (2014) „Richtlinie 2014/34/EU des Europäischen Parlaments und des Rates vom 26. Februar 2014 zur Harmonisierung der Rechtsvorschriften der Mitgliedstaaten für Geräte und Schutzsysteme zur bestimmungsgemäßen Verwendung in explosionsgefährdeten Bereichen (Neufassung)Text von Bedeutung für den EWR“ [Online]. Verfügbar unter <https://eur-lex.europa.eu/legal-content/DE/TXT/PDF/?uri=CELEX:32014L0034> (Abgerufen am 3 Juni 2023).
- Gerhardt, N., Brand, J., Schmitz, R., Beil, M., Pfennig, M. & Kneiske, T. (2020) „WASSERSTOFF IM ZUKÜNFTIGEN ENERGIESYSTEM: FOKUS GEBÄUDEWÄRME“ [Online]. Verfügbar

- unter <https://publica-rest.fraunhofer.de/server/api/core/bitstreams/6f08118c-98fb-4d13-8e4e-29bf0ce0956c/content> (Abgerufen am 30 Juni 2023).
- Gochermann, J. (2021) *Halbzeit der Energiewende?: An der Schwelle in eine neue Energiegesellschaft*, Berlin, Heidelberg, Springer.
- He, T., Pei, Q. & Chen, P. (2015) „Liquid organic hydrogen carriers“, *Journal of Energy Chemistry*, Vol. 24, No. 5, S. 587–594 [Online]. DOI: 10.1016/j.jechem.2015.08.007 (Abgerufen am 6 Mai 2023).
- Hyde, K. & Ellis, A. (2019) „Challenges in the use of hydrogen for maritime applications“ [Online]. Verfügbar unter <https://northsearegion.eu/media/9385/feasibility-of-hydrogen-bunkering-final-080419.pdf> (Abgerufen am 12 Juni 2023).
- IEA, International Energy Agency (2020) „Net Zero by 2050 - A Roadmap for the Global Energy Sector“ [Online]. Verfügbar unter https://iea.blob.core.windows.net/assets/deebef5d-0c34-4539-9d0c-10b13d840027/NetZeroby2050-ARoadmapfortheGlobalEnergySector_CORR.pdf (Abgerufen am 20 April 2023).
- IEA, International Energy Agency (2022) *Transport – Analysis - IEA* [Online]. Verfügbar unter <https://www.iea.org/reports/transport> (Abgerufen am 20 April 2023).
- IMO (2020) „IMDG-Code 2020 deutsch (Amdt. 40-20)“ [Online]. Verfügbar unter <https://www.deutsche-flagge.de/de/redaktion/dokumente/dokumente-sonstige/imdg-code.pdf> (Abgerufen am 13 Juli 2023).
- International Maritime Organization (2017) *IGF Code - International Code of Safety for Ships Using Gases or Other Low-Flashpoint Fuels* [Online]. Verfügbar unter <https://www.imorules.com/GUID-2E74D3C7-CAF5-4563-A9A5-75804578DFAB.html> (Abgerufen am 19 Juni 2023).
- International Maritime Organization (2018) „INITIAL IMO STRATEGY ON REDUCTION OF GHG EMISSIONS FROM SHIPS“ [Online]. Verfügbar unter [https://wwwcdn.imo.org/localresources/en/KnowledgeCentre/IndexofIMOResolutions/MEPCDocuments/MEPC.304\(72\).pdf](https://wwwcdn.imo.org/localresources/en/KnowledgeCentre/IndexofIMOResolutions/MEPCDocuments/MEPC.304(72).pdf) (Abgerufen am 24 April 2023).
- International Maritime Organization (2019) *MSC.1/Circular.1212/Rev.1 - Revised Guidelines on Alternative Design and Arrangements for SOLAS Chapters II-1 and III* [Online]. Verfügbar unter <https://www.imorules.com/GUID-C39C8825-EA84-4068-97C6-187EE28CFC5C.html> (Abgerufen am 19 Juni 2023).
- International Maritime Organization (2022) *MSC.1/Circular.1647 – Interim Guidelines for the Safety of Ships Using Fuel Cell Power Installations* [Online]. Verfügbar unter https://www.imorules.com/MSCCIRC_1647.html (Abgerufen am 19 Juni 2023).
- Klell, M, Eichseder, H & Trattner, A (Hg.) (2018) *Wasserstoff in der Fahrzeugtechnik: Erzeugung, Speicherung, Anwendung*, 4. Aufl., Wiesbaden, Heidelberg, Springer Vieweg.
- Lauth, JG & Kowalczyk, J (Hg.) (2022) *Thermodynamik: Eine Einführung*, 2. Aufl., Berlin, Heidelberg, Springer Spektrum.
- Learman, S. (2009) „Gas ROP Sizing Calculator Guide“ [Online]. Verfügbar unter <https://www.blackmonkengineering.com/static/gas-rop-sizing-calculator-guide.pdf> (Abgerufen am 26 Juni 2023).
- Lemmon, E. W., Huber, M. L. & Leachman, J. W. (2008) „Revised Standardized Equation for Hydrogen Gas Densities for Fuel Consumption Applications“, *Journal of research of the National Institute of Standards and Technology*, Vol. 113, No. 6, S. 341–350.
- Mankenberg GmbH (2011) „Auslegung von Druckregelventilen“ [Online]. Verfügbar unter http://www.mankenberg.de/UPLOAD/pdf/s33_0.pdf (Abgerufen am 19 Juni 2023).
- MariGreen (2018) „Hydrogen-Feasibility-Study-MariGreen“ [Online]. Verfügbar unter <https://www.dst-org.de/wp-content/uploads/2018/11/Hydrogen-Feasibility-Study-MariGreen.pdf> (Abgerufen am 20 Juni 2023).
- Meyer, K., Pignagnoli, F., Potts, D. & Hunter, G. (2014) „Lightweighting matters in energy storage“, *Reinforced Plastics*, Vol. 58, No. 4, S. 20–23 [Online]. DOI: 10.1016/S0034-3617(14)70176-6 (Abgerufen am 3 Mai 2023).

- National Institute of Standards and Technology (o. J.) *Thermophysical Properties of Fluid Systems* [Online]. Verfügbar unter <https://webbook.nist.gov/chemistry/fluid/> (Abgerufen am 9 Juni 2023).
- Norled (2021) „POWERPOINT PRESENTASJON“ [Online]. Verfügbar unter https://www.uib.no/sites/w3.uib.no/files/attachments/norled_mf_hydra_dec_2021.pdf (Abgerufen am 26 Juni 2023).
- Norled (2023) *MF hydra* [Online]. Verfügbar unter <https://www.norled.no/en/news/the-mf-hydra-first-in-the-world/> (Abgerufen am 26 Juni 2023).
- Oertel, H & Prandtl, L (Hg.) (2022) *Prandtl - Führer durch die Strömungslehre: Grundlagen und Phänomene*, 15. Aufl., Wiesbaden, Heidelberg, Springer Vieweg.
- Peter Lindlahr (2019) *ELEKTRA* [Online]. Verfügbar unter <https://www.e4ships.de/deutsch/binnenschiffahrt/elektra/> (Abgerufen am 22 Juni 2023).
- Rivard, E., Trudeau, M. & Zaghib, K. (2019) „Hydrogen Storage for Mobility: A Review“, *Materials (Basel, Switzerland)*, Vol. 12, No. 12.
- Schmidt, T. (2020) *Wasserstofftechnik: Grundlagen, Systeme, Anwendung, Wirtschaft*, München, Hanser.
- Shell Deutschland Oil GmbH (2017) „SHELL HYDROGEN STUDY ENERGY OF THE FUTURE?“ [Online]. Verfügbar unter https://www.shell.com/energy-and-innovation/new-energies/hydrogen/_jcr_content/root/main/section/simple/simple_261236462/call_to_action/links/item0.stream/1662718999052/6a3564d61b9aff43e087972db5212be68d1fb2e8/shell-h2-study-new.pdf (Abgerufen am 10 Mai 2023).
- Sherif, S. A., Zeytinoglu, N. & Veziroğlu, T. N. (1997) „Liquid hydrogen: Potential, problems, and a proposed research program“, *International Journal of Hydrogen Energy*, Vol. 22, No. 7, S. 683–688 [Online]. DOI: 10.1016/S0360-3199(96)00201-7.
- Sigloch, H. (2014) *Technische Fluidmechanik*, 9. Aufl., Berlin, Heidelberg, Springer Vieweg.
- Stolzenburg, Berstad & Decker (2013) „Efficient Liquefaction of Hydrogen: Results of the IDEALHY Project“ [Online]. Verfügbar unter https://www.idealhy.eu/uploads/documents/IDEALHY_XX_Energie-Symposium_2013_web.pdf (Abgerufen am 4 April 2023).
- Swagelok (o. J.) „Rohrbiegevorrichtung für Werkbankaufstellung Benutzerhandbuch (MS-13-145;rev_I;de-DE;Wartung)“ [Online]. Verfügbar unter <https://www.swagelok.com/downloads/webcatalogs/de/MS-13-145.pdf> (Abgerufen am 12 Juli 2023).
- Töpler, J & Lehmann, J (Hg.) (2017) *Wasserstoff und Brennstoffzelle: Technologien und Marktperspektiven* [Online], 2. Aufl., Berlin, Heidelberg, Springer Berlin Heidelberg. Verfügbar unter <http://nbn-resolving.org/urn:nbn:de:bsz:31-epflicht-1562361>.
- UNEP (2022) „Emissions Gap Report 2022“ [Online]. Verfügbar unter https://www.unep.org/resources/emissions-gap-report-2022?gclid=EAIaIQobChMI3KGe_4i4_gIV0eJ3Ch2yqAIzEAAYASAAEgKfrPD_BwE (Abgerufen am 20 April 2023).
- van Hoecke, L., Laffineur, L., Campe, R., Perreault, P., Verbruggen, S. W. & Lenaerts, S. (2021) „Challenges in the use of hydrogen for maritime applications“, *Energy & Environmental Science*, Vol. 14, No. 2, S. 815–843.
- VDI-Gesellschaft Verfahrenstechnik und Chemieingenieurwesen (2013) *VDI-Wärmeatlas: Mit 320 Tabellen* [Online], 11. Aufl., Berlin, Heidelberg, Springer Vieweg. Verfügbar unter <https://link.springer.com/referencework/10.1007/978-3-642-19981-3> (Abgerufen am 27 Mai 2023).
- Wystrach (2023) *Wystrach GmbH in Weeze – Systemlieferant für Wasserstoffsysteme und Industriegasbündel* [Online]. Verfügbar unter <https://www.wystrach.gmbh/produkte/wycarrier/> (Abgerufen am 18 Juni 2023).
- Zell, T & Langer, R (Hg.) (2019) *Hydrogen storage: Based on hydrogenation and dehydrogenation reactions of small molecules* [Online], Berlin, Boston, De Gruyter. Verfügbar unter <https://www.degruyter.com/document/doi/10.1515/9783110536423/html> (Abgerufen am 5 Mai 2023).

Anhang

Anhang A (Stand der Technik / Methodik)

| i | a_i | b_i | c_i |
|-----|---------------------------------|-------|-------|
| 1 | 0.058 884 60 | 1.325 | 1.0 |
| 2 | -0.061 361 11 | 1.87 | 1.0 |
| 3 | -0.002 650 473 | 2.5 | 2.0 |
| 4 | 0.002 731 125 | 2.8 | 2.0 |
| 5 | 0.001 802 374 | 2.938 | 2.42 |
| 6 | -0.001 150 707 | 3.14 | 2.63 |
| 7 | $0.958\ 852\ 8 \times 10^{-4}$ | 3.37 | 3.0 |
| 8 | $-0.110\ 904\ 0 \times 10^{-6}$ | 3.75 | 4.0 |
| 9 | $0.126\ 440\ 3 \times 10^{-9}$ | 4.0 | 5.0 |

Molar Mass: $M = 2.015\ 88\ \text{g/mol}$

Universal Gas Constant: $R = 8.314\ 472\ \text{J/(mol} \cdot \text{K)}$

Abbildung 31: Virialkoeffizienten

Quelle: (Lemmon et al., 2008)

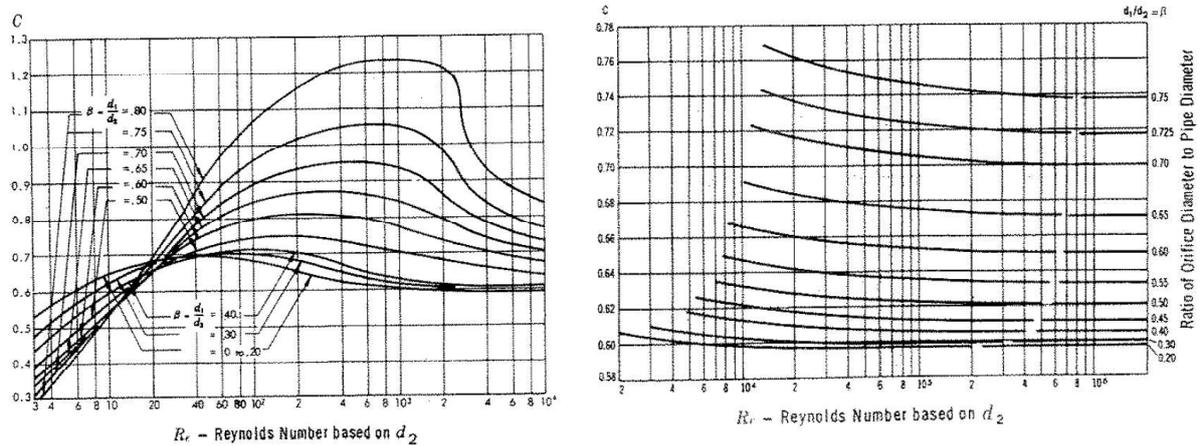


Abbildung 32: Durchflusskoeffizienten in Abhängigkeit der Reynoldszahlen

Quelle: (Crane, 1982)

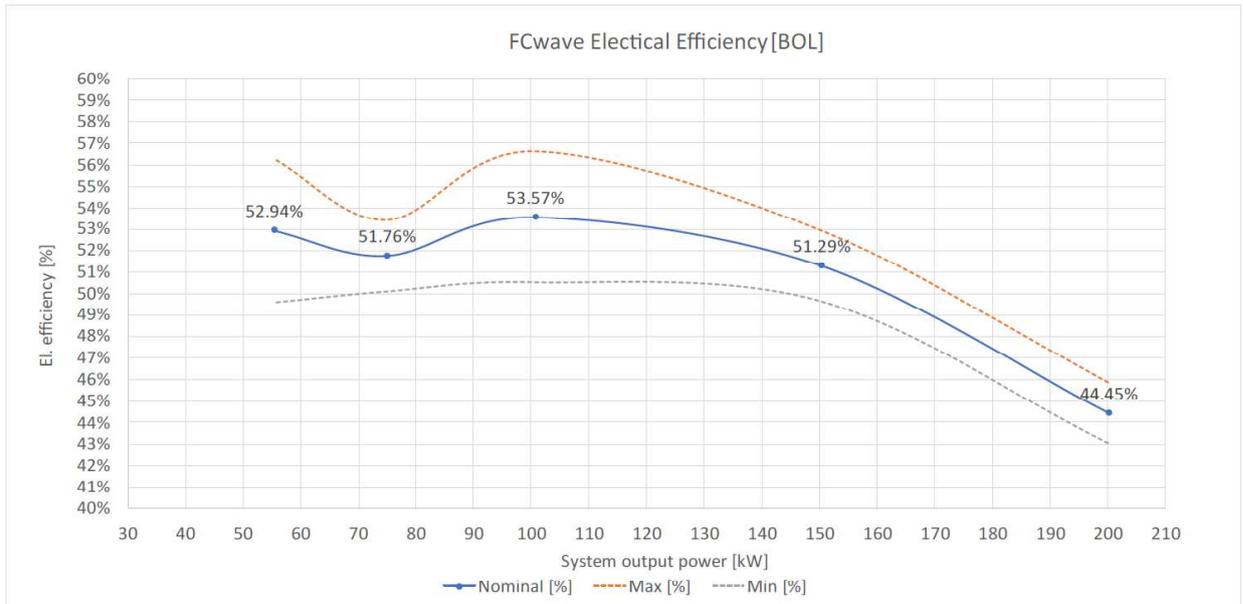


Abbildung 33: Effizienz des Brennstoffzellensystems aufgetragen über dem Leistungsbereich
 Quelle: (E-Cap Marine GmbH, o. J.)

Anhang B

Tabelle 9: Rohrdurchmesser mit dazugehörigen Biegeradien
 Quelle: (Swagelok, o. J.)

| Rohrdurchmesser (mm) | Biegeradius (mm) |
|----------------------|------------------|
| 10,00 | 25 |
| 12,00 | 25 |
| 12,70 | 25 |
| 14,29 | 75 |
| 15,00 | 355 |
| 16,00 | 30 |
| 18,00 | 55 |
| 19,05 | 56 |
| 20,00 | 50 |

Anhang C (Programmtexte)

In diesem Abschnitt des Anhangs sind die VBA-Formeln gezeigt.

```
Function Dichte(T, p)

p = p * 0.000001

R = 8.314472
M = 2.01588

ZA = 0.0588846 * (100 / T) ^ 1.325 * (p / 1) ^ 1
ZB = -0.06136111 * (100 / T) ^ 1.87 * (p / 1) ^ 1
ZC = -0.002650473 * (100 / T) ^ 2.5 * (p / 1) ^ 2
ZD = 0.002731125 * (100 / T) ^ 2.8 * (p / 1) ^ 2
ZE = 0.001802374 * (100 / T) ^ 2.938 * (p / 1) ^ 2.42
ZF = -0.001150707 * (100 / T) ^ 3.14 * (p / 1) ^ 2.63
ZG = 0.0000959 * (100 / T) ^ 3.37 * (p / 1) ^ 3
ZH = -0.000000111 * (100 / T) ^ 3.75 * (p / 1) ^ 4
ZJ = 0.000000000126 * (100 / T) ^ 4 * (p / 1) ^ 5

Z = 1 + ZA + ZB + ZC + ZD + ZE + ZF + ZG + ZH + ZJ

Dichte = (p * 1000) / (R * T * Z) * M

End Function
```

Abbildung 34: Formel zur Berechnung der Wasserstoffdichte

Quelle: Eigene Darstellung

```

Function Druckverlust(Ma, Entscheidung, Lambda, KV, NormVolstr, Roh, NRoh, p1, T, v, L, d)

If (Entscheidung = "Rohr") Then
  If (Ma < 0.2) Then
    dp = (Lambda * L * Roh * v * v) / (d * 2)

  ElseIf Ma > 0.2 Then
    dp = p1 * (1 - Sqr(1 - Lambda * L * Roh * v * v / (d * p1)))

  ElseIf Ma < 0.8 Then
    dp = "Vorsicht Schallgeschwindigkeit"
  End If
End If

Else
  p1 = p1 * 0.00001
  Pi = p1
  P2 = p1

  For i = 1 To 20
    dp = (NormVolstr / (KV * 514)) ^ 2 * (NRoh * T) / P2
    P2 = Pi - dp
  Next

  dp = dp * 100000
End If

Druckverlust = dp

```

Abbildung 35: Formel zur Berechnung des Druckverlustes von Rohren und Ventilen
Quelle: Eigene Darstellung

```

Function Rohrreibungszahl(Entscheidung, kd, Re, d, k)

If Entscheidung = "Rohr" Then
  If Re < 2320 Then
    Rohrreibung = 64 / Re

  ElseIf Re > 2320 And Re < 100000 And Re * kd < 65 Then
    Rohrreibung = 0.3164 * (Re) ^ -0.25

  ElseIf Re > 100000 And Re * kd < 65 Then
    RohrreibungI = 0.4

    For i = 1 To 20
      Rohrreibung = (Log((Re) ^ 2 * RohrreibungI) / Log(10) - 0.8) ^ -2
      RohrreibungI = Rohrreibung
    Next

  ElseIf Re * kd > 1300 Then
    Rohrreibung = (2 * Log(3.715 * d / k) / Log(10)) ^ -2

  ElseIf 65 < Re * kd And Re * kd < 1300 Then
    RohrreibungI = 0.4

    For i = 1 To 20
      Rohrreibung = (2 * Log(2.51 / (Re * Sqr(RohrreibungI)) + 0.269 * k / d) / Log(10)) ^ -2
      RohrreibungI = Rohrreibung
    Next

  End If

  Else
    Rohrreibung = "Nur bei 'Rohr' benötigt"
  End If

  Rohrreibungszahl = Rohrreibung

End Function

```

Abbildung 36: Bestimmung des Strömungsbereiches und Berechnung der Rohrreibungszahl
Quelle: Eigene Darstellung

Anhang D (Ergebnisse)

Tabelle 10: Drücke am Druckregelventil und höchste Strömungsgeschwindigkeit

Quelle: Eigene Darstellung

| di (mm) | MEGC 1 bis | | MEGC 2 bis | | MEGC 3 bis | | MEGC 4 bis | |
|------------|------------------|-----------|------------------|-----------|------------------|-----------|------------------|-----------|
| | Druckregelventil | | Druckregelventil | | Druckregelventil | | Druckregelventil | |
| | p_2 (bar) | v (m/s) |
| 20 | 14,64 | 119,31 | 14,33 | 121,85 | 14,89 | 117,33 | 14,59 | 119,74 |
| 19 | 14,35 | 134,66 | 13,94 | 138,58 | 14,68 | 131,67 | 14,28 | 135,32 |
| 18 | 13,95 | 154,06 | 13,38 | 160,41 | 14,40 | 149,35 | 13,85 | 155,11 |
| 17 | 13,37 | 179,66 | 12,57 | 190,75 | 13,99 | 171,86 | 13,23 | 181,46 |
| 16 | 12,50 | 215,79 | 11,31 | 237,60 | 13,39 | 201,84 | 12,29 | 219,23 |
| 15 | 11,11 | 273,13 | 9,14 | 327,71 | 12,47 | 244,74 | 10,78 | 281,07 |
| 14 | 8,63 | 390,75 | 3,12 | 829,67 | 10,96 | 314,62 | 7,96 | 419,99 |
| 13 | 1,16 | 1125,96 | 0 | - | 8,08 | 468,81 | 0 | - |
| 12 | 0 | - | 0 | - | 0 | - | 0 | - |

Tabelle 11: Drücke unmittelbar vor der Brennstoffzelle

Quelle: Eigene Darstellung

| d (mm) | p an BZ1 (bar) | p an BZ2 (bar) | p an BZ3 (bar) | p an BZ4 (bar) | p an BZ5 (bar) | p an BZ6 (bar) | p an BZ7 (bar) | p an BZ8 (bar) |
|----------|------------------------|------------------------|------------------------|------------------------|------------------------|------------------------|------------------------|------------------------|
| 25 | 4,96 | 4,96 | 4,96 | 4,97 | 4,97 | 4,97 | 4,96 | 4,96 |
| 24 | 4,90 | 4,91 | 4,91 | 4,91 | 4,92 | 4,91 | 4,91 | 4,91 |
| 23 | 4,84 | 4,84 | 4,84 | 4,85 | 4,85 | 4,84 | 4,84 | 4,84 |
| 22 | 4,75 | 4,75 | 4,75 | 4,76 | 4,77 | 4,76 | 4,75 | 4,75 |
| 21 | 4,63 | 4,63 | 4,64 | 4,65 | 4,66 | 4,64 | 4,64 | 4,63 |
| 20 | 4,48 | 4,48 | 4,49 | 4,50 | 4,51 | 4,50 | 4,49 | 4,48 |
| 19 | 4,26 | 4,27 | 4,28 | 4,30 | 4,31 | 4,29 | 4,28 | 4,27 |
| 18 | 3,97 | 3,98 | 4,00 | 4,02 | 4,04 | 4,01 | 3,99 | 3,98 |
| 17 | 3,53 | 3,54 | 3,57 | 3,61 | 3,64 | 3,59 | 3,56 | 3,55 |
| 16 | 2,81 | 2,84 | 2,89 | 2,96 | 3,00 | 2,92 | 2,87 | 2,84 |

Tabelle 12: Drücke unmittelbar vor der Brennstoffzelle bei variierendem Innendurchmesser

Quelle: Eigene Darstellung

| d (mm) | p an BZ1 (bar) | p an BZ2 (bar) | p an BZ3 (bar) | p an BZ4 (bar) | p an BZ5 (bar) | p an BZ6 (bar) | p an BZ7 (bar) | p an BZ8 (bar) |
|----------|------------------------|------------------------|------------------------|------------------------|------------------------|------------------------|------------------------|------------------------|
| 25 / 18 | 4,91 | 4,92 | 4,93 | 4,94 | 4,96 | 4,94 | 4,93 | 4,92 |
| 25 / 17 | 4,90 | 4,90 | 4,92 | 4,92 | 4,95 | 4,93 | 4,92 | 4,91 |
| 25 / 16 | 4,87 | 4,88 | 4,90 | 4,90 | 4,95 | 4,92 | 4,90 | 4,89 |

Eidesstattliche Erklärung

Ich versichere, dass ich die vorliegende Arbeit ohne fremde Hilfe selbstständig verfasst habe und nur die angegebenen Quellen und Hilfsmittel benutzt habe. Wörtlich oder dem Sinn nach aus anderen Werken entnommenen Stellen sind unter Angabe der Quelle kenntlich gemacht.

Hamburg, den



(Unterschrift der des Studierenden)