

TUM School of Engineering and Design

Untersuchung von neuartigen Wasserstofftankkonzepten für die Integration in zukünftige Fahrzeugarchitekturen

Michael Gerhard Ruf

Vollständiger Abdruck der von der TUM School of Engineering and Design der Technischen Universität München zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktors der Ingenieurwissenschaften

genehmigten Dissertation.

Vorsitz:

Prof. Dr.-Ing. Fernaß Daoud

Prüfer der Dissertation:

1. Prof. Dr.-Ing. Klaus Drechsler
2. Prof. Dr.-Ing. Thomas von Unwerth

Die Dissertation wurde am 30.08.2022 bei der Technischen Universität München eingereicht und durch die TUM School of Engineering and Design am 09.02.2023 angenommen.

Technische Universität München
TUM School of Engineering and Design
Lehrstuhl für Carbon Composites
Boltzmannstraße 15
D-85748 Garching bei München

Tel.: +49 (0) 89 / 289 – 15092

Fax.: +49 (0) 89 / 289 – 15097

Email: info.lcc@ed.tum.de

Web: www.asg.ed.tum.de/lcc

VORWORT

„Das Runde muss ins Eckige.“ – Sepp Herberger

Die vorliegende Arbeit entstand im Zeitraum zwischen 2019 und 2022 im Rahmen des Doktorandenprogramms der BMW AG in München. Es sind Ergebnisse aus dem vom Bundesministerium für Wirtschaft und Energie öffentlich geförderten Projekt BRYSON (Förderkennzeichen 03ETB019) mit eingeflossen.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Klaus Drechsler, Leiter des Lehrstuhls für Carbon Composites der Technischen Universität München, für die Betreuung der Arbeit, die zahlreichen fachlichen Austauschmöglichkeiten sowie die Kooperationsbereitschaft mit der BMW AG. Ebenso danke ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Thomas von Unwerth, Leiter der Professur für Alternative Fahrzeugantriebe der Technischen Universität Chemnitz, für das konstruktive Feedback zur durchgeführten Forschungsarbeit sowie die Erstellung des Zweitgutachtens.

Mein herzlichster Dank gilt außerdem Herrn Dr. rer. nat. Hans-Ulrich Stahl und Herrn Dr.-Ing. Klaas Kunze für die fachliche Betreuung der Arbeit seitens der BMW AG. Ihre Unterstützung in operativen und wissenschaftlichen Belangen sowie die zahlreichen fachlichen Diskussionen zu meinen Untersuchungen trugen wesentlich zum Erfolg dieser Arbeit bei. Zusätzlich danke ich Herrn Dr.-Ing. Swen Zaremba, dem stellvertretenden Leiter des Lehrstuhls für Carbon Composites, für den regelmäßigen Austausch, die Kooperation sowie das ehrliche Feedback während meiner Dissertationszeit.

Besten Dank möchte ich meinen Kolleginnen und Kollegen im Wasserstoffumfeld bei der BMW AG aussprechen, die mir mit fachlichem Rat stets zur Seite standen und mich auch bei komplexen Problemstellungen unterstützten. Insbesondere danke ich den Studierenden Cyrill Schmid, Daniel Bär, Annkathrin Swanson, Kutlu Alp Öztas und Benjamin Villard, die im Rahmen ihrer Praktika und Studienabschlussarbeiten zum Erfolg dieser Arbeit beitrugen.

Die Mitarbeit im Förderprojekt BRYSON erlaubte mir die Zusammenarbeit mit hervorragenden Forschungspartnern und schaffte eine sehr gute Grundlage für meine Untersuchungen. Ich danke allen Partnern, insbesondere Herrn Prof. Dr.-Ing. Alexander Horoschenkoff sowie den Studierenden der Hochschule München, für die besonders fruchtbare Kooperation, den fachlichen Austausch und die spannenden Diskussionen.

Besonders hervorheben möchte ich an dieser Stelle meine Familie und meine Freundin Theresa. Durch ihre Fürsorge, Unterstützung und ihren Rückhalt in allen Belangen während meiner Dissertationszeit machten sie die Durchführung dieser Arbeit überhaupt erst möglich.

KURZFASSUNG

Gemeinsame Fahrzeugarchitekturen für Batterieelektro- sowie Brennstoffzellenfahrzeuge ermöglichen Skaleneffekte in der Entwicklung und Produktion und führen zu reduzierten Kosten für beide Antriebsarten. Eine Voraussetzung dafür ist die Nutzung gemeinsamer Bauräume für die Antriebskomponenten. Ausgehend von den Batteriespeichern, die im Fahrzeugunterboden in flachen quaderförmigen Bauräumen integriert sind, stellt dieser Bauraum die Randbedingung für die Integration des Wasserstoffspeichers dar. Aktuelle Wasserstofftanks lassen sich aufgrund des großen Durchmessers schwierig in die flachen Bauräume integrieren. Deshalb werden neue Druckbehälterbauweisen untersucht, die eine effiziente Integration in den Batteriespeicherbauraum erlauben.

Auf Basis einer Patentrecherche werden potenzielle Bauweisen für zylindrische Typ IV Druckbehälter analysiert. Zunächst werden Einflussfaktoren auf die Wandstärke der Armierungsschicht aus carbonfaserverstärktem Kunststoff (CFK) betrachtet. Dazu werden anhand analytischer Modelle die werkstoffspezifischen Festigkeiten sowie die Abhängigkeit von der fertigungsbedingten Faserarchitektur charakterisiert. Neben der CFK-Armierungsschicht wird der Liner, der die Dichtigkeit des Druckbehälters gewährleistet, analysiert. Anhand von Permeationsversuchen an verschiedenen Werkstoffen wird das Potenzial für die Reduktion der Linerwandstärke aufgezeigt. Mit Hilfe eines Parametermodells wird für eine differenzielle und integrale Bauweise eines zylindrischen Druckbehältersystems die Speichereffizienz der Behälter analysiert.

Als Vergleich zu den zylindrischen Druckbehältern wird ein Konzept für einen nahezu quaderförmigen Drucktank mit Zugstreben im Behälterinneren entwickelt. Basierend darauf werden drei Bauweisen abgeleitet, die anhand von analytischen und numerischen Untersuchungen sowie durch den Aufbau und Test von Prototypen näher analysiert werden. Neben einer reinen Stahlbauweise (Typ I) werden eine Stahl-CFK-Bauweise (Typ II) und eine CFK-Bauweise (Typ IV) für den zugverstrebt Druckbehälter untersucht.

Die Potenzialbewertung und der Vergleich der entwickelten Konzepte erfolgt anhand der volumetrischen Speichereffizienz, die die Wasserstoffspeichermenge in einem Referenzbauraum beschreibt. Darüber hinaus werden weitere technologische Aspekte wie die gravimetrische Effizienz, die fertigungstechnische Machbarkeit, die Großserientauglichkeit und der Technologiereifegrad berücksichtigt.

Der bauweisenübergreifende Vergleich zeigt das höchste Einsatzpotenzial für zylindrische Typ IV Druckbehälter in Differenzialbauweise. Diese weisen die höchste Technologiereife und Großserientauglichkeit auf, erlauben aber die geringste Wasserstoffspeichermenge. Im Gegensatz dazu lässt sich die höchste volumetrische Effizienz durch die Stahlbauweise des zugverstrebt Druckbehälters realisieren. Allerdings zeigt diese eine geringe gravimetrische Effizienz und Großserientauglichkeit sowie einen moderaten Technologiereifegrad.

ABSTRACT

Shared vehicle architectures for battery and fuel cell electric vehicles enable economies of scale in development and production and lead to reduced costs in both drivetrain variants. Therefore, common design spaces for the drivetrain components are required. Battery systems are integrated in flat box-shaped design spaces in car underbodies, which define the installation space of the hydrogen storage. The integration of current hydrogen tanks in these design spaces is challenging due to their large diameters. Thus, new pressure vessel designs are investigated, which enable an efficient integration in design spaces of battery storage systems.

Starting with a patent research, potential designs for cylindrical type IV pressure vessels are analyzed. First, impact factors on the wall thickness of the reinforcement layer consisting of carbon fiber reinforced composites (CFRP) are investigated. Based on analytical models, the material specific strength as well as the dependency on the manufacturing relevant fiber architecture are characterized. Besides the CFRP tank wall, the liner is analyzed, which assures tightness of the pressure vessel. In permeation tests with different materials the potential to reduce the wall thickness of the liner is shown. Using a parameter model, a differential and integral designs of cylindrical pressure vessels are analyzed with regards to storage efficiency.

Besides cylindrical pressure vessels, a concept for a nearly box-shaped pressure tank with inner tension struts is developed. Consequently, three specific designs are derived, which are analyzed by analytical and numerical evaluations as well as experimental testing of prototypes. The investigation includes a steel design (type I), a CFRP-steel-design (type II) and a CFRP design (type IV).

The review of performance and the comparison of the developed concepts are based on the analysis of the volumetric efficiency. This describes the amount of storable hydrogen in a reference design space. Furthermore, technological aspects like the gravimetric efficiency, manufacturability, large-scale production capability and technology readiness level are considered.

The comparison across all designs shows the highest potential for application for cylindrical type IV pressure vessels in a differential design. They represent the highest technology readiness level and are well-suited for large scale production. However, they have the lowest amount of storable hydrogen. By contrast, the steel design of a box-shaped pressure vessel with inner tension struts enables the highest volumetric efficiency. But it shows the lowest gravimetric efficiency and low suitability for large scale production as well as a moderate technology readiness level.

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis	ix
Nomenklatur	xiii
Abkürzungsverzeichnis	xvii
Abbildungsverzeichnis	xix
Tabellenverzeichnis	xxvii
1 Themeneinführung.....	1
1.1 Ökologischer und wirtschaftlicher Hintergrund zu Brennstoffzellenfahrzeugen	1
1.2 Motivation für neue Bauweisen von Wasserstofftanks in der automobilen Anwendung	3
1.3 Zielsetzung und Vorgehensweise	5
2 Stand der Technik zu Wasserstoffdruckbehältern	9
2.1 Peripherie und Einordnung der Technologie	9
2.1.1 Wasserstoffspeichertechnologien	9
2.1.2 Brennstoffzellenfahrzeug und Betankung	12
2.1.3 Komponenten im Tanksystem	13
2.2 Aufbau von Wasserstoffdruckbehältern	14
2.3 Richtlinien und Auslegungskriterien für aktuelle Wasserstoffdruckbehälter	16
2.3.1 Richtlinien zur Zertifizierung	16
2.3.2 Mechanische Festigkeit	17
2.3.3 Permeation	19
2.3.4 Weitere Kriterien	20
2.4 Fertigungsverfahren zur Herstellung von Typ IV Druckbehältern	21
2.4.1 Wickeln.....	22
2.4.2 Flechten	23
2.5 Druckbehälterbauweisen für flache quaderförmige Bauräume	25
2.5.1 Zylindrische Druckbehälter	25
2.5.2 Alternative Druckbehältergeometrien	29

3	Analyse der Integration zylindrischer Druckbehälter in quaderförmige Bauräume.....	33
3.1	Energiespeicherbauräume in zukünftigen Brennstoffzellenfahrzeugen.....	33
3.1.1	Definition eines Referenzbauraums	34
3.1.2	Voruntersuchung zur Bauraumausnutzung.....	35
3.2	Analyse der Armierungsschicht	37
3.2.1	Gewickelte Typ IV Druckbehälter	37
3.2.2	Geflochtene Typ IV Druckbehälter	39
3.3	Analyse des Liners	42
3.3.1	Zusammenhang zwischen Behältergeometrie und permeationsbedingter Leckage	42
3.3.2	Ansätze zur Reduktion der Linerwandstärke	45
3.4	Potenzialanalyse für zylindrische Druckbehälterbauweisen	50
3.4.1	Analyse der Einflussgrößen	51
3.4.2	Modellierung Differenzial- und Integralbauweise.....	54
3.4.3	Potenzialbewertung anhand eines Parametermodells	56
4	Zugverstrebt Druckbehälter	63
4.1	Konzeptentwicklung.....	64
4.1.1	Behälterstruktur.....	64
4.1.2	Analytische Vorauslegung	65
4.1.3	Numerische Vorauslegung.....	67
4.2	Stahlbauweise.....	70
4.2.1	Werkstoff und Fertigungsprozess	70
4.2.2	Numerische Auslegung des Druckbehälters	72
4.2.3	Zugversuche auf Strebenebene	78
4.2.4	Baumuster und Drucktest.....	80
4.3	Stahl-CFK-Bauweise.....	84
4.3.1	Materialauswahl und Bauweise	85
4.3.2	Numerische Auslegung	86
4.4	Faserverbundbauweise	89
4.4.1	Materialauswahl und bauweisenspezifische Auslegung.....	90

4.4.2	Bauweisen und Fertigungsverfahren	93
4.4.3	Baumuster und Drucktests.....	97
5	Vergleich der untersuchten Konzepte.....	101
5.1	Volumetrische und gravimetrische Effizienz.....	101
5.2	Bauweisenübergreifende Gesamtbewertung des Einsatzpotenzials	103
5.3	Fazit.....	106
6	Zusammenfassung und Ausblick	109
6.1	Zusammenfassung der Ergebnisse	109
6.2	Forschungspotenzial für zukünftige Untersuchungen	111
6.2.1	Zylindrische Druckbehälter	111
6.2.2	Zugverstrebt Druckbehälter	112
	Literaturverzeichnis	115
A	Anhang.....	129
a	Ergänzende experimentelle Daten	129
b	Materialdatenblätter	133
B	Veröffentlichungen.....	139
C	Betreute studentische Arbeiten	141

Nomenklatur

Formelzeichen	Einheit	Beschreibung
a	mm	Abstand zwischen zwei Zugstreben
A_{liner}	m^2	Permeationswirksame Oberfläche des Liners
A_{m}	m^2	Oberfläche der Membran im Permeationsvorgang
b	mm	Bauraumbreite
b_{g}	mm	Garnbreite im Flechtprozess
b_{l}	mm	Lückenbreite im Flechtprozess
d_{a}	mm	Außendurchmesser der Armierungsschicht des Druckbehälters
$d_{\text{a,cfk}}$	mm	Außendurchmesser der CFK-Armierungsschicht des Druckbehälters
$d_{\text{a,cfk,f}}$	mm	Außendurchmesser der CFK-Armierungsschicht des geflochtenen Druckbehälters
$d_{\text{a,cfk,w}}$	mm	Außendurchmesser der CFK-Armierungsschicht des gewickelten Druckbehälters
d_{f}	mm	Flechtkerndurchmesser
$d_{\text{f,b}}$	-	Degradationsfaktor für Laminatfestigkeit infolge von Fertigungs- und Betriebseinflüssen
$d_{\text{i,cfk}}$	mm	Innendurchmesser der CFK-Armierungsschicht des Druckbehälters
d_{m}	mm	Mittlerer Durchmesser der Armierungsschicht des Druckbehälters
d_{o}	-	Degradationsfaktor für Laminatfestigkeit infolge von Faserondulationen
d_{p}	%	Porenanteil in der Matrix des CFK

Formelzeichen	Einheit	Beschreibung
d_s	mm	Durchmesser der Zugstrebe
E	GPa	Elastizitätsmodul
G	GPa	Schubmodul
h	mm	Bauraumhöhe
k	mm	Abstand zwischen zylindrischen Behälterkam- mern
l	mm	Bauraumlänge
n	-	Anzahl der Klöppel im Flechtprozess
N_F	%	Flächennutzungsgrad im Bauraumquerschnitt
p	MPa	Innendruck
p_a	MPa	Auslegungsberstdruck
P	m ² /s	Werkstoff- und temperaturabhängige Permeati- onszahl
Δp	MPa	Druckdifferenz
Q	cm ³ /h	Permeationsbedingte Leckrate
R	mm	Verrundungsradius
t_a	mm	Wandstärke der Armierungsschicht
$t_{a,f}$	mm	Wandstärke der Armierungsschicht des ge- flochtenen Druckbehälters
$t_{a,w}$	mm	Wandstärke der Armierungsschicht des gewi- ckelten Druckbehälters
t_{liner}	mm	Wandstärke des Liners
t_m	mm	Wandstärke der Membran im Permeationsvor- gang
t_u	mm	Wandstärke der Umfangslagen

Formelzeichen	Einheit	Beschreibung
T	°C	Temperatur
V _{H2}	m ³	Volumen des Wasserstoffs
v _f	m/s	Geschwindigkeit der Flechtkerndurchführung
x _u	%	Umfangslagenanteil im gewickelten Druckbehälter
α	°	Flechtwinkel
η _v	%	Volumennutzungsgrad von Wasserstoff im Bauraum
v	-	Querkontraktionszahl
ρ _f	kg/m ³	Dichte der Carbonfaser
ρ _l	kg/m ³	Dichte des Kunststoffes für den Liner
ρ _m	kg/m ³	Dichte des Matrixwerkstoffs im CFK
ρ _s	kg/m ³	Dichte des Stahls für den Boss
σ _a	MPa	Axialspannung im zylindrischen Teil der Behälterwand infolge des Innendrucks
σ _{cf}	MPa	Zugfestigkeit der Carbonfaser
σ _{f,a}	MPa	Laminatzugfestigkeit einer Flechtlage in axialer Richtung
σ _{f,u}	MPa	Laminatzugfestigkeit einer Flechtlage in Umfangsrichtung
σ _s	MPa	Zugfestigkeit der Zugstrebe
σ _u	MPa	Umfangsspannung im zylindrischen Teil der Behälterwand infolge des Innendrucks
σ _{w,u}	MPa	Laminatzugfestigkeit einer gewickelten Umfangslage in Umfangsrichtung
σ _z	MPa	Belastung der Zugstrebe in z-Richtung

Formelzeichen	Einheit	Beschreibung
φ	%	Faservolumengehalt
ω	1/s	Umfangsgeschwindigkeit der Klöppel

Abkürzungsverzeichnis

Abkürzung	Beschreibung
BEV	Battery Electric Vehicle
BMW	Bayerische Motorenwerke
CAE	Computer Aided Engineering
CcH ₂	Cryo-compressed Hydrogen
CFK	Carbonfaserverstärkter Kunststoff
CFRTP	Carbon Fiber Reinforced Thermoplastic
CF-PA6	Carbonfaserverstärktes Polyamid 6
CF-PPA	Carbonfaserverstärktes Polyphthalamid
CF-PPS	Carbonfaserverstärktes Polyphenylensulfid
CGH ₂	Compressed Gaseous Hydrogen
CO ₂	Kohlenstoffdioxid
CT	Computertomographie
EG79	Einzelverordnung Nr. 79/2009 des Europäischen Parlaments und des Rates über die Typengenehmigung von wasserstoffbetriebenen Kraftfahrzeugen
EVOH	Ethylen-Vinylalkohol-Copolymer
FCEV	Fuel Cell Electric Vehicle
FCH-JU	Fuel Cells and Hydrogen Joint Undertaking
FKV	Faser-Kunststoff-Verbund
GFK	Glasfaserverstärkter Kunststoff
HDPE	High Density Polyethylene
HPR	High-Pressure Regulator

Abkürzung	Beschreibung
IrDA	Infrared Data Association
LH ₂	Liquid Hydrogen
LOHC	Liquid Organic Hydrogen Carrier
MOF	Metal Organic Framework
MPRD	Mid-Pressure Release Device
OTV	On-Tank Valve
PA	Polyamid
PPA	Polyphthalamid
PPS	Polyphenylensulfid
R134	Regelung Nr. 134 Einheitliche Regelung der Wirtschaftskommission für Europa der Vereinten Nationen für die einheitliche Regelung der Genehmigung von wasserstoffbetriebenen Fahrzeugen
RTM	Resin Transfer Molding
SLM	Selective Laser Melting
SV	Solenoid Valve
TPRD	Thermally-Activated Pressure Relief Device
UN/ECE	Wirtschaftskommission für Europa der Vereinten Nationen

Abbildungsverzeichnis

Abb. 1-1: Beispiel für den Antriebsstrang eines aktuellen Brennstoffzellenfahrzeugs dargestellt an einem Mercedes Benz GLC F-Cell [18].	3
Abb. 1-2: Integration des Hochvoltspeichers in einem quaderförmigen Bauraum im Unterboden eines Batterieelektrofahrzeugs beispielhaft dargestellt am BMW iX [25].	4
Abb. 1-3: Vorgehensweise für die Arbeit.	6
Abb. 2-1: Möglichkeiten der Wasserstoffspeicherung basierend auf [2, 28].	10
Abb. 2-2: Dichte und Aggregatzustand von Wasserstoff in Abhängigkeit von Druck und Temperatur nach [37].	11
Abb. 2-3: Schematische Darstellung der Antriebskomponenten eines Brennstoffzellenfahrzeugs nach [41].	12
Abb. 2-4: Vereinfachtes Funktionsschaltbild eines beispielhaften Wasserstofftanksystems mit 700 bar Speichertechnologie basierend auf der Darstellung von [47].	14
Abb. 2-5: Schematischer Aufbau eines Typ IV Druckbehälters basierend auf den Darstellungen von [52, 53].	16
Abb. 2-6: Auftretende Spannungen im zylindrischen Bereich der Behälterwand infolge der Innendruckbelastung basierend auf der Darstellung von [61].	18
Abb. 2-7: Prinzipdarstellung des Permeationsprozesses.	19
Abb. 2-8: Arten von Wickelmustern in der Fertigung von Druckbehältern mit CFK-Armierung basierend auf der Darstellung von [72].	22
Abb. 2-9: Aufbringung der CFK-Armierungsschicht auf den Liner durch einen Flechtprozess.	23
Abb. 2-10: Schematische Darstellung eines biaxialen Geflechts als Grundlage für eine CFK-Armierungsschicht in einem geflochtenen Druckbehälter [80].	24
Abb. 2-11: Angepasste Domkontur für geflochtene Druckbehälter nach [82].	24
Abb. 2-12: Überdimensionierung der Behälterwand durch Materialanhäufungen infolge von Durchmesserreduktion bei geflochtenen Druckbehältern nach [28].	25
Abb. 2-13: Prinzipielle Bauweisen von zylindrischen Wasserstoffdruckbehältern für flache quaderförmige Bauräume nach [26].	26

Abb. 2-14: Ausführungsbeispiele für Druckbehälter in der Ausführung als Multizellenspeicher: a) [111], b) [112], c) [113] und d) [114].....	29
Abb. 2-15: Druckbehälterbauweisen mit lasttragender Innenstruktur: a) Nutzung einer minimalen Oberfläche nach Schwarz [116, 117] und b) Einbringung von Zugstreben in einen Multiblasenspeicher [118].	30
Abb. 3-1: Referenzbauräume für die Bewertung der Speichereffizienz unterschiedlicher Bauweisen von Wasserstoffdruckbehältern.	34
Abb. 3-2: Betrachtung des Querschnitts für verschiedene Anordnungsmöglichkeiten zylindrischer Druckbehälter im quaderförmigen Bauraum.	35
Abb. 3-3: Flächennutzungsgrad im Bauraumquerschnitt in Abhängigkeit der Anzahl i übereinander gestapelter Zylinderreihen.	36
Abb. 3-4: Kombination verschiedener Zylinderdurchmesser zur Steigerung des Flächennutzungsgrads im Querschnitt eines quaderförmigen Bauraums.....	36
Abb. 3-5: Anteil der CFK-Wandstärke am Außen- und Innendurchmesser der Armierungsschicht des Behälters.	39
Abb. 3-6: Vergleich der CFK-Wandstärke geflochtener und gewickelter Druckbehälter im zylindrischen Bereich.	41
Abb. 3-7: Einfluss des Behälterdurchmessers und der Behälterlänge auf die permeationswirksame Oberfläche A sowie das Wasserstoffvolumen V im zylindrischen Bereich des Druckbehälters.	42
Abb. 3-8: Einfluss der Durchmesser- und Längenänderung in zylindrischen Druckbehältern auf die permeationsbedingte Leckrate pro einem Liter Behältervolumen.....	43
Abb. 3-9: Notwendige Wandstärke des Liners zur Einhaltung der maximalen Leckrate infolge von Permeation nach R134 [56] für unterschiedliche Behälterinnendurchmesser.	44
Abb. 3-10: Auswirkung von Durchmesseränderungen auf die Wandstärke der Armierungsschicht und des Liners in Typ IV Druckbehältern.	44
Abb. 3-11: Einspannvorrichtung für Flachproben zur Durchführung von Permeationstests auf Plattenebene nach [134].	46
Abb. 3-12: Versuchsaufbau zur Durchführung von Permeationstests auf Plattenebene [134].	47
Abb. 3-13: Wasserstoffaustritt an den Rändern der Flachprobe infolge erhöhter Permeation in Faserlängsrichtung (links) und adaptierte	

Probengeometrie mit Kunststoffring am Probenrand zur Abdichtung (rechts).	48
Abb. 3-14: Permeationszahlen für unverstärkte sowie carbonfaserverstärkte PA6 Proben bei einer Temperatur von 55 °C.....	49
Abb. 3-15: Permeationszahlen für EVOH Beschichtungen der Typen EVAL™ L171 und EVAL™ M100 bei einer Temperatur von 55 °C.....	49
Abb. 3-16: Prinzip des Parametermodells zur Analyse der Speichereffizienz von zylindrischen Druckbehältern basierend auf der Darstellung von [135].	51
Abb. 3-17: Modellbasierte Darstellung des zylindrischen Druckbehälters in Differenzialbauweise nach [136].	55
Abb. 3-18: Modellbasierte Darstellung des zylindrischen Druckbehälters in Integralbauweise: Mittelstück (oben) und Endstück (unten) [136].....	55
Abb. 3-19: Auswertung der volumetrischen Effizienz von zylindrischen Druckbehälter in Differenzialbauweise anhand der verschiedenen Steuergrößen.	57
Abb. 3-20: Auswertung der Volumenverteilung im Bauraum und gravimetrischen Effizienz für zylindrische Druckbehälter in Differenzialbauweise mit einer CFK-Wandstärke von 6,2 % des Außendurchmessers und einer Linerwandstärke von 3 mm.	58
Abb. 3-21: Auswertung der Volumenverteilung im Bauraum und gravimetrischen Effizienz für zylindrische Druckbehälter in Differenzialbauweise mit einer CFK-Wandstärke von 5,4 % des Außendurchmessers und einer Linerwandstärke von 1 mm.	59
Abb. 3-22: Auswertung der volumetrischen Effizienz von zylindrischen Druckbehälter in Integralbauweise anhand der verschiedenen Steuergrößen.	60
Abb. 3-23: Auswertung der Volumenverteilung im Bauraum und gravimetrischen Effizienz für zylindrische Druckbehälter in Integralbauweise mit einer CFK-Wandstärke von 6,2 % des Außendurchmessers und einer Linerwandstärke von 3 mm.	61
Abb. 4-1: Schnittansicht eines perfekt quaderförmigen Druckbehälters – Qualitative Darstellung der numerischen Simulation der Spannungen und Verformungen infolge einer Innendruckbeanspruchung.	63
Abb. 4-2: Grobstruktur des zugverstrebt Druckbehälters [137].	65

Abb. 4-3: Analytische Vorauslegung der Armierungsschichtung des zugverstrebt Druckbehälters anhand der Kesselformel basierend auf [137].	65
Abb. 4-4: Analytische Vorauslegung der Zugstrebe in Druckbehältern mit lasttragender Strebenstruktur nach [26, 137].	66
Abb. 4-5: Vorgehensweise für die numerische Voranalyse der resultierenden Spannungen in einem zugverstrebt Druckbehälter.	67
Abb. 4-6: Definition der Flächenlast für das Shell-Beam-Modell und das Festkörpermodell zur Untersuchung der Belastung der Zugstreben.	68
Abb. 4-7: Auswertung der Zugstrebenbelastungen im Behälterinneren.	69
Abb. 4-8: Zugstrebenbelastungen im Behälterinneren in Abhängigkeit der Strebenposition.	69
Abb. 4-9: Numerische Simulation der Belastung der Behälterwand.	70
Abb. 4-10: Schematischer Anlagenaufbau zur Herstellung von Bauteilen mittels selektivem Laserstrahlschmelzen (SLM).	72
Abb. 4-11: Achtelmodell des Druckbehälters für die numerische Auslegungssimulation (links) und beispielhafte Vernetzung nach der Konvergenzstudie (rechts) [137].	73
Abb. 4-12: Definition der Innen- und Außenseite des Behälters sowie direkt benachbarte und diagonal gegenüberliegende Zugstreben für die Auswertung der numerischen Untersuchungen [137].	74
Abb. 4-13: Untersuchte Verrundungsradien in der ersten Parameterstudie der numerischen Untersuchung des zugverstrebt Druckbehälters in Stahlbauweise [137].	74
Abb. 4-14: Spannungen an der Innenseite (links) und Außenseite (rechts) des Druckbehälters zwischen zwei direkt benachbarten (oben) und diagonal gegenüberliegenden (unten) Zugstreben für unterschiedliche Verrundungsradien [137].	75
Abb. 4-15: Untersuchte Strebendurchmesser und -abstände in der zweiten Parameterstudie der numerischen Untersuchung des zugverstrebt Druckbehälters in Stahlbauweise.	76
Abb. 4-16: Spannungen an der Innenseite (links) und Außenseite (rechts) des Druckbehälters zwischen zwei direkt benachbarten (oben) und diagonal gegenüberliegenden (unten) Zugstreben für unterschiedliche Strebenabstände [137].	77
Abb. 4-17: Geometrie der Zugproben (links) und unterschiedliche Aufbaurichtung der Probekörper (rechts).	79

Abb. 4-18: Zugversuchsanlage (links) und Zugversuchsergebnisse für additiv gefertigte Prüfkörper aus Werkzeugstahl 1.2709 mit unterschiedlichen Durchmessern und Aufbautrichtungen (rechts).	79
Abb. 4-19: Schliﬀseite von drei additiv gefertigten Prüfkörpern in Würfelform aus Werkzeugstahl 1.2709 zur Bestimmung des Porengehalts.....	80
Abb. 4-20: CAD-Modell des prototypischen zugverstrebtten Druckbehälters in Stahlbauweise in isometrischer Ansicht (links) und als Schnittansicht (rechts).	80
Abb. 4-21: Spannungszustand im zugverstrebtten Druckbehälter in Stahlbauweise für eine Innendruckbeanspruchung von 157,5 MPa.	82
Abb. 4-22: Additiv gefertigter Prototyp eines zugverstrebtten Druckbehälters in Stahlbauweise aus Werkzeugstahl 1.2709 (links) und Behälteranschluss (rechts).....	82
Abb. 4-23: CT-Scan des prototypischen zugverstrebtten Druckbehälters in Stahlbauweise mit erkennbarer Kante resultierend aus einem Schichtversatz während der Fertigung.	83
Abb. 4-24: Druckverlauf des Bersttests (links) und Prototyp des zugverstrebtten Druckbehälters in Stahlbauweise mit lokaler Ausbeulung infolge der Beanspruchung (rechts).....	84
Abb. 4-25: Konzepte zur Verstärkung des zugverstrebtten Druckbehälters in Stahlbauweise mit CFK [139].....	85
Abb. 4-26: Aufbau des Simulationsmodells in Abaqus: Metallischer Kern als Festkörpermodell (links) und CFK-Armierung als Schalenmodell (rechts) [140].	87
Abb. 4-27: Spannungsmaxima im metallischen Teil des Typ II zugverstrebtten Druckbehälters unter 157,5 MPa Innendruckbelastung für verschiedene Faserwerkstoffe und Wandstärken der CFK-Armierungsschicht [139].....	88
Abb. 4-28: Probenaufbau (links) für die Ermittlung der Zugfestigkeiten verschiedener Anbindungskonzepte (rechts) [143].....	92
Abb. 4-29: Designkorridor für die Dimensionierung der Zugstreben in Abhängigkeit des Abstands und der Festigkeit der Streben basierend auf [143].	92
Abb. 4-30: Fertigungsprozess für einen zugverstrebtten Druckbehälter in Faserverbundbauweise basierend auf einer Integration der Zugstreben im Tuftverfahren [143–146].	94

Abb. 4-31: Adaption einer Zug-Druck-Prüfmaschine für die Integration der Zugstreben mittels Tuften, entwickelt in [145].	95
Abb. 4-32: Fertigungsprozess für einen zugverstrebtten Druckbehälter in Faserverbundbauweise basierend auf einer Integration der Zugstreben im 3D-Webverfahren [145].	96
Abb. 4-33: Anlagentechnik für die Integration der Zugstreben im 3D-Webverfahren, entwickelt in [145].	97
Abb. 4-34: Schnittansicht der gefertigten Baumuster von zugverstrebtten Typ IV Druckbehältern in differenzieller (links) und integraler (rechts) Bauweise [145].	98
Abb. 4-35: Schematische Darstellung des zugverstrebtten Druckbehälters in Differenzialbauweise mit einer einzelnen Strebenreihe (links) und Draufsicht auf den Halbschnitt des Behälters mit kreisrundem Prüfbereich nach der Linerintegration (rechts) basierend auf [145].	99
Abb. 4-36: Schnittansicht der zugverstrebtten Typ IV Druckbehälter mit einer einzelnen Strebenreihe in Differenzialbauweise (links) und Integralbauweise (rechts) nach Durchführung des Berstdruckversuchs [145].	100
Abb. 5-1: Volumetrische und gravimetrische Effizienz der untersuchten Druckbehälterkonzepte im Referenzbauraum B0.	103
Abb. A-1: Übersicht zu den Flachproben für die Durchführung von Permeationstests auf Plattenebene [133].	129
Abb. A-2: Auswertung der Volumenverteilung im Bauraum und gravimetrischen Effizienz für zylindrische Druckbehälter in Differenzialbauweise mit einer CFK-Wandstärke von 6,2 % des Außendurchmessers und einer Linerwandstärke von 1 mm.	130
Abb. A-3: Auswertung der Volumenverteilung im Bauraum und gravimetrischen Effizienz für zylindrische Druckbehälter in Differenzialbauweise mit einer CFK-Wandstärke von 5,4 % des Außendurchmessers und einer Linerwandstärke von 3 mm.	130
Abb. A-4: Auswertung der Volumenverteilung im Bauraum und gravimetrischen Effizienz für zylindrische Druckbehälter in Integralbauweise mit einer CFK-Wandstärke von 5,4 % des Außendurchmessers und einer Linerwandstärke von 1 mm.	131
Abb. A-5: Auswertung der Volumenverteilung im Bauraum und gravimetrischen Effizienz für zylindrische Druckbehälter in	

Integralbauweise mit einer CFK-Wandstärke von 6,2 % des Außendurchmessers und einer Linerwandstärke von 1 mm.	131
Abb. A-6: Auswertung der Volumenverteilung im Bauraum und gravimetrischen Effizienz für zylindrische Druckbehälter in Integralbauweise mit einer CFK-Wandstärke von 5,4 % des Außendurchmessers und einer Linerwandstärke von 3 mm.	132

Tabellenverzeichnis

Tab. 2-1:	Aufbau und Typisierung von Druckbehältern anhand der gewählten Werkstoffe.....	15
Tab. 2-2:	Auslegungsrelevante Druckbereiche für Wasserstoffspeicher in Brennstoffzellenfahrzeugen auf Basis von [46, 56].....	17
Tab. 2-3:	Ausführungsbeispiele für zylindrische Druckbehältersysteme in Differenzialbauweise in der Patentliteratur [88–95].....	27
Tab. 2-4:	Ausführungsbeispiele für zylindrische Druckbehältersysteme in Integralbauweise in der Patentliteratur [101–108].....	28
Tab. 2-5:	Ausführungsbeispiele für näherungsweise quaderförmige Druckbehälterbauweisen mit Zugstreben im Inneren in der Patentliteratur [123–129].	31
Tab. 3-1:	Parameter für die Abschätzung der CFK-Wandstärke im zylindrischen Bereich von gewickelten Typ IV Druckbehältern.....	38
Tab. 3-2:	Parameter für die Abschätzung der CFK-Wandstärke im zylindrischen Bereich von geflochtenen Typ IV Druckbehältern.	40
Tab. 3-3:	Materialauswahl für die Durchführung von Permeationstests auf Plattenebene.	45
Tab. 3-4:	Notwendige Wandstärke der Permeationsbarriere zur Einhaltung der maximalen Leckrate infolge von Permeation nach R134 [56] für unterschiedliche Behälterinnendurchmesser und einer Behälterlänge von 1300 mm.	50
Tab. 3-5:	Steuergrößen für die Untersuchung der Speichereffizienz zylindrischer Druckbehälterbauweisen anhand eines Parametermodells.....	53
Tab. 3-6:	Fixgrößen für die Untersuchung der Speichereffizienz zylindrischer Druckbehälterbauweisen anhand eines Parametermodells.	54
Tab. 4-1:	Randbedingungen für die numerische Auslegungssimulation eines zugverstrehten Druckbehälters in Stahlbauweise.	73
Tab. 4-2:	Auslegungsparameter für den Prototyp eines zugverstrehten Druckbehälters in Stahlbauweise.....	81
Tab. 4-3:	Mechanische Eigenschaften der Faserverbundwerkstoffe für verschiedene Carbonfasern (vgl. Anhang b).....	86

Tab. 4-4:	Materialparameter für die einzelnen Lagen der CFK-Armierungsschicht in der FE-Simulation basierend auf [141] beispielhaft dargestellt für die Toray T700S Faser.	87
Tab. 4-5:	Resultierende CFK-Wandstärken im planaren Bereich des Druckbehälters für verschiedene Carbonfasern zur Erreichung einer maximalen Spannung von 1600 MPa im Metallkern des Behälters [139, 140].	89
Tab. 5-1:	Bauweisenübergreifende Bewertung des Einsatzpotenzials der Druckbehälter in zukünftigen Brennstoffzellenfahrzeugen.....	106

1 Themeneinführung

Wasserstoff gilt als nachhaltiger Energieträger der Zukunft. Im „Green Deal“ der Europäischen Union ist die Wasserstoffstrategie als wesentlicher Bestandteil verankert, um Europa bis 2050 zu einem klimaneutralen Kontinent zu formen [1]. Für die Gewinnung von Wasserstoff steht dabei Nachhaltigkeit im Vordergrund. Neben einer Vielzahl von Herstellungsverfahren gilt die Elektrolyse als einzige Option, um mit Hilfe von elektrischem Strom emissionsfrei Wasserstoff zu erzeugen [2]. Die Nutzung regenerativer Energien zur Erzeugung des eingesetzten Stroms wird dabei vorausgesetzt.

Wasserstoff bietet somit das Potenzial, erneuerbare Energien zu speichern und zu transportieren und erlaubt dadurch eine Sektorenkopplung [3, 4]. So kann beispielsweise Strom, der an offshore Wind- oder Solarparks gewonnen wird, direkt für die Herstellung von Wasserstoff genutzt werden. Die im Wasserstoff gespeicherte Energie kann anschließend zum Verbraucher transportiert und mittels einer Brennstoffzelle wieder in regenerativen Strom umgewandelt werden. Brennstoffzellen können sowohl stationär als auch mobil eingesetzt werden und sind dadurch für eine Vielzahl von Anwendungen geeignet [3, 5].

Vor dem Hintergrund des Green Deals der Europäischen Union bietet Wasserstoff großes Potenzial, einen wesentlichen Beitrag zur Reduktion von CO₂-Emissionen zu leisten. Im Jahr 2020 wurde ca. ein Viertel der Treibhausgasemissionen Deutschlands durch den Verkehrssektor verursacht [6]. Die Verkehrswende bildet daher einen wesentlichen Bestandteil für eine klimaneutrale Zukunft und ist auf grüne Antriebstechnologien angewiesen. Der Einsatz von Brennstoffzellen in Fahrzeugen erlaubt eine emissionsfreie Antriebsform und bietet neben batteriebetriebenen Fahrzeugen ein großes Potenzial für eine langfristig nachhaltige Mobilität [2, 7].

1.1 Ökologischer und wirtschaftlicher Hintergrund zu Brennstoffzellenfahrzeugen

Auf dem Weg zur Erreichung der Klimaneutralität bis 2050 fordert die Europäische Union von Fahrzeugherstellern eine sukzessive Reduktion der CO₂-Emissionen von Neuwagenflotten. Dabei sollen die Emissionen von Pkws bis 2030 um mindestens 55 % gegenüber dem Jahr 1990 gesenkt werden und ab 2035 ausschließlich lokal emissionsfreie Antriebsformen in den Markt eingeführt werden [8]. Für Hersteller macht dies einen Umstieg von Fahrzeugen mit konventionellen verbrennungsmotorischen auf emissionsfreie Antriebsarten alternativlos.

Die besten heute bekannten Lösungen stellen batterieelektrische Fahrzeuge (engl. Battery Electric Vehicles, kurz BEVs) und Brennstoffzellenfahrzeuge (engl. Fuel Cell Electric Vehicles, kurz FCEVs) dar. In beiden Fällen spielt die Art der Energiegewinnung für den Antrieb eine wesentliche Rolle für die Gesamtbilanz der Emissionen in der Fortbewegung (Well-to-Wheel). Ein nachhaltiger Betrieb erfordert die Nutzung erneuerbarer Energien für die Gewinnung von Strom, der entweder direkt für den Betrieb von BEVs oder für die Herstellung von grünem Wasserstoff für FCEVs genutzt wird. Neben dem Betrieb tragen die Produktion sowie die Wiederverwendung bzw. Entsorgung nach dem Nutzungszeitraum wesentlich zur CO₂-Bilanz des Fahrzeugs bei.

Verschiedene Studien zeigen, dass zukünftig auch unter Einbeziehung des gesamten Produktlebenszyklus BEVs und FCEVs deutlich weniger Treibhausgasemissionen ausstoßen werden als Fahrzeuge mit fossil befeuerten Verbrennungsmotor [9–11]. Des Weiteren wird deutlich, dass die CO₂-Bilanz von BEVs maßgeblich durch die Größe des Batteriespeichers aufgrund des energieintensiven Herstellungsverfahrens bestimmt wird. Folglich weist der Brennstoffzellenantrieb gegenüber einem batterieelektrischen Antrieb aus ökologischer Sicht vor allem für größere Fahrzeuge, die ein höheres Gewicht mit sich bringen und/oder eine höhere Reichweite erfordern, Vorteile auf [9].

Im Bereich der alternativen Antriebe stellen FCEVs im Vergleich zu BEVs nach wie vor ein Nischenprodukt auf dem weltweiten Automobilmarkt dar. Einer der Hauptgründe ist das vergleichsweise dünne Tankstellennetz, das eine kommerzielle Vermarktung und Nutzung von Brennstoffzellenfahrzeugen erschwert [12]. Deutschlandweit wurden bis zum Jahr 2020 mehr als 80 Wasserstofftankstellen in Betrieb genommen – europaweit 125 [13, 14]. Bis zum Jahr 2030 plant die Europäische Kommission die europaweite Inbetriebnahme von insgesamt 1000 Wasserstofftankstellen, um die infrastrukturellen Randbedingungen für FCEVs langfristig zu verbessern [15].

Neben der Tankstelleninfrastruktur wirken sich die noch vergleichsweise hohen Kaufpreise für Brennstoffzellenfahrzeuge nachteilig auf die Antriebsvariante aus. Diese liegen zum einen begründet in den hohen Kosten für die Antriebskomponenten wie die Brennstoffzelle sowie die Druckbehälter zur Speicherung des Wasserstoffs. Zusätzlich führen speziell angepasste Fahrzeugarchitekturen und geringe Stückzahlen zu hohen Einmalaufwänden in der Entwicklung und Produktion, die kaum Skaleneffekte erlauben [2, 12]. Aktuellen Studien zufolge werden bis 2030 durch geringere Komponentenkosten, höhere Stückzahlen und günstigeren Wasserstoff die Anschaffungs- und Betriebskosten von FCEVs um bis zu 50 % sinken. Vor allem für größere Fahrzeuge mit höherem Gewicht ist dadurch eine Kostenparität zu BEVs ab Mitte der 2020er Jahre erreichbar [7, 16].

1.2 Motivation für neue Bauweisen von Wasserstofftanks in der automobilen Anwendung

Der emissionsfreie Antrieb von Brennstoffzellenfahrzeugen bildet eine sehr gute Alternative zu batterieelektrisch betriebenen Fahrzeugen und weist aus Kundensicht eine Reihe von Vorzügen auf. Anders als bei BEVs ist bei FCEVs die maximale Fahrzeugreichweite nur geringfügig beeinflusst von Umweltbedingungen. Des Weiteren ist ein Nutzlastbetrieb beispielsweise mit Anhänger ohne größere Einschränkungen möglich [16]. Der Vorgang für eine vollständige Betankung von Brennstoffzellenfahrzeugen ist in drei bis fünf Minuten abgeschlossen, während Batterieelektrofahrzeuge mindestens 20 Minuten geladen werden müssen, um den Ladezustand des Akkus von 20 % auf 80 % zu erhöhen [7]. Damit erlauben Brennstoffzellenfahrzeuge ein vergleichbares Nutzungsverhalten wie Fahrzeuge mit einem konventionellem Verbrennungsmotor, jedoch ohne CO₂-Ausstoß im Betrieb. [17]

Damit FCEVs zukünftig eine attraktive Kaufalternative für Kunden darstellen können, ist neben dem Ausbau der Tankstelleninfrastruktur eine Reduktion des Kaufpreises und eine Erweiterung des Angebots zwingend erforderlich. Heute führen geringe Fahrzeugstückzahlen zu vergleichsweise hohen Kosten in der Produktion, denn sie erlauben kaum eine Verteilung von Einmalaufwänden, die für die Fertigung der Antriebskomponenten anfallen [2]. Zusätzlich führen Anpassungen in bestehenden Fahrzeugarchitekturen zu Mehrkosten. Aktuelle Brennstoffzellenfahrzeuge basieren in der Regel auf Fahrzeugarchitekturen, die rein für fossil befeuerte verbrennungsmotorische Antriebsvarianten entwickelt wurden (Abb. 1-1).



Abb. 1-1: Beispiel für den Antriebsstrang eines aktuellen Brennstoffzellenfahrzeugs dargestellt an einem Mercedes Benz GLC F-Cell [18].

Durch den Entfall des Motors im Vorderwagen sowie der Antriebswelle im Mitteltunnel und dem Kraftstofftank unter der Rücksitzbank werden Bauräume frei, die für die Integration des Brennstoffzellenantriebs genutzt werden können. Folglich wird das Brennstoffzellensystem in der Regel im Vorderwagen positioniert, während die

Wasserstofftanks mit einem Durchmesser von mindestens 200 mm meist im Mitteltunnel beziehungsweise vor und hinter der Hinterachse integriert werden [18–20]. Zur Realisierung höherer Wasserstoffspeichermengen nutzen vereinzelte Hersteller auch den Bauraum hinter der Hinterachse für einen zusätzlichen Tank [20]. Außerdem wird in der Regel eine kleine Hochvoltbatterie mit hoher Leistung (> 10 kW) und geringem Energiegehalt (1-2 kWh) als Pufferspeicher integriert, um eine Rekuperation von Bremsenergie während des Bremsvorgangs zu ermöglichen und die Leistung für Beschleunigungsvorgänge zu unterstützen [2, 21].

Großes Potenzial für Kostenreduktion birgt die Nutzung gemeinsamer Fahrzeugarchitekturen für verschiedene Antriebsvarianten, wodurch Skaleneffekte in der Entwicklung und Produktion ermöglicht werden. So wie heute gleiche Gesamtfahrzeugkarosserien für Diesel- und Benzinfahrzeuge als Stand der Technik gelten, kann dies zukünftig auch für FCEVs und BEVs der Fall sein. Verschiedene Automobilhersteller haben bereits begonnen, Fahrzeugarchitekturen speziell für BEVs zu entwickeln, um langfristig die Produktion verschiedener Fahrzeugderivate effizient und kostengünstig auf die stark ansteigende Kundennachfrage auszurichten [22–24].

Die gemeinsame Nutzung einer solchen Fahrzeugarchitektur für BEVs und FCEVs erfordert die Integration der Antriebskomponenten beider Antriebsarten in die gleichen Bauräume. In Batterieelektrofahrzeugen wird der Hochvoltspeicher aufgrund seiner Größe und seines Gewichts in einem flachen, vergleichsweise quaderförmigen Bauraum im Fahrzeugunterboden zwischen den Fahrzeugachsen positioniert (Abb. 1-2).

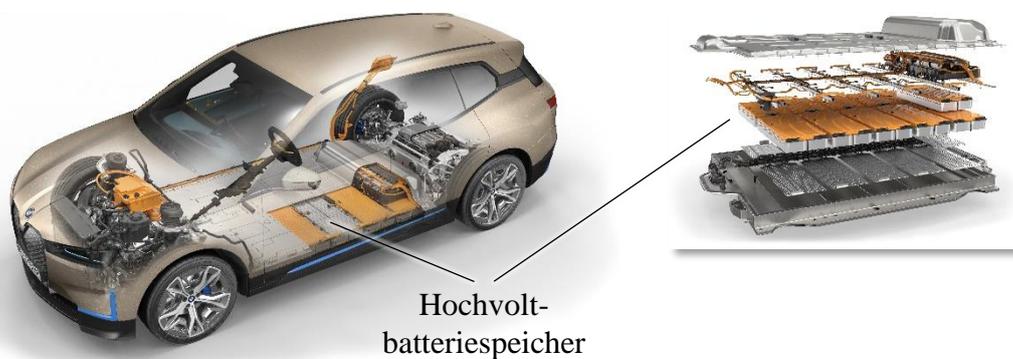


Abb. 1-2: Integration des Hochvoltspeichers in einem quaderförmigen Bauraum im Unterboden eines Batterieelektrofahrzeugs beispielhaft dargestellt am BMW iX [25].

Unter verschiedenen Integrationsstrategien zeigt der Sandwichboden das größte Potenzial hinsichtlich Modularisierung und Nutzung von Baureihensynergien [12]. Die Elektromotoren sind typischerweise im Bereich der Vorder- bzw. Hinterachse positioniert. Um eine Nutzung der dieser Fahrzeugarchitektur für FCEVs zu ermöglichen, müssen die Wasserstofftanks in den quaderförmigen Batteriespeicherbaureaum integriert werden. Die Elektromotoren des BEVs können für das Antriebskonzept des FCEVs übernommen werden. Die Brennstoffzelle selbst kann wie in bestehenden Fahrzeugkonzepten für FCEVs im Vorderwagen positioniert werden. [26]

Die größte Herausforderung für die Nutzung einer gemeinsamen Fahrzeugarchitektur für BEVs und FCEVs ist die effiziente Integration der Wasserstanks im flachen quaderförmigen Batteriespeicherbauräum. In aktuellen Brennstoffzellenfahrzeugen erfolgt die Wasserstoffspeicherung in gasförmigem Zustand unter 700 bar Innendruck [2]. Die Behälter weisen in FCEVs, die von verbrennungsmotorischen Fahrzeugarchitekturen abgeleitet sind, typischerweise Durchmesser größer 200 mm und eine Länge von mindestens 500 mm auf [27, 28].

Entsprechend der Randbedingungen des flachen Bauraums in BEV-Architekturen ist eine Anpassung der Behältergeometrie zwingend erforderlich, um eine Integration des Wasserstoffspeichers technisch realisieren zu können. Des Weiteren spielt die effiziente Ausnutzung des zur Verfügung stehenden Bauraums eine wesentliche Rolle für die resultierende Wasserstoffspeichermenge und damit die kundenrelevante Fahrzeugreichweite pro Tankladung. Vor dem Hintergrund eines noch relativ dünnen Tankstellennetzes ist dies nicht zu vernachlässigen, um neben existierenden BEVs die Wettbewerbsfähigkeit des Fahrzeugkonzepts mit Brennstoffzellenantrieb sicherzustellen. Durch die Entwicklung neuer Wasserstofftankkonzepte wird dies gewährleistet. [26, 29]

1.3 Zielsetzung und Vorgehensweise

Ziel dieser Arbeit ist eine bauweisenübergreifende Potenzialbewertung für die Integration neuartiger Wasserstoffdruckbehälter in flache quaderförmige Batteriespeicherbau Räume. Ausgehend von den Randbedingungen für die Druckbehältergestaltung werden verschiedene Bauweisen für Wasserstofftanks analysiert. Es wird einerseits das Potenzial für die Adaption bestehender Druckbehältertechnologien untersucht und andererseits werden neue Tankbauweisen entwickelt und getestet. Für eine bauweisenübergreifende Technologiebewertung steht die maximal speicherbare Wasserstoffmenge im Vordergrund dieser Arbeit. Die Dokumentation der durchgeführten Untersuchungen gliedert sich in sechs Abschnitte (Abb. 1-3).

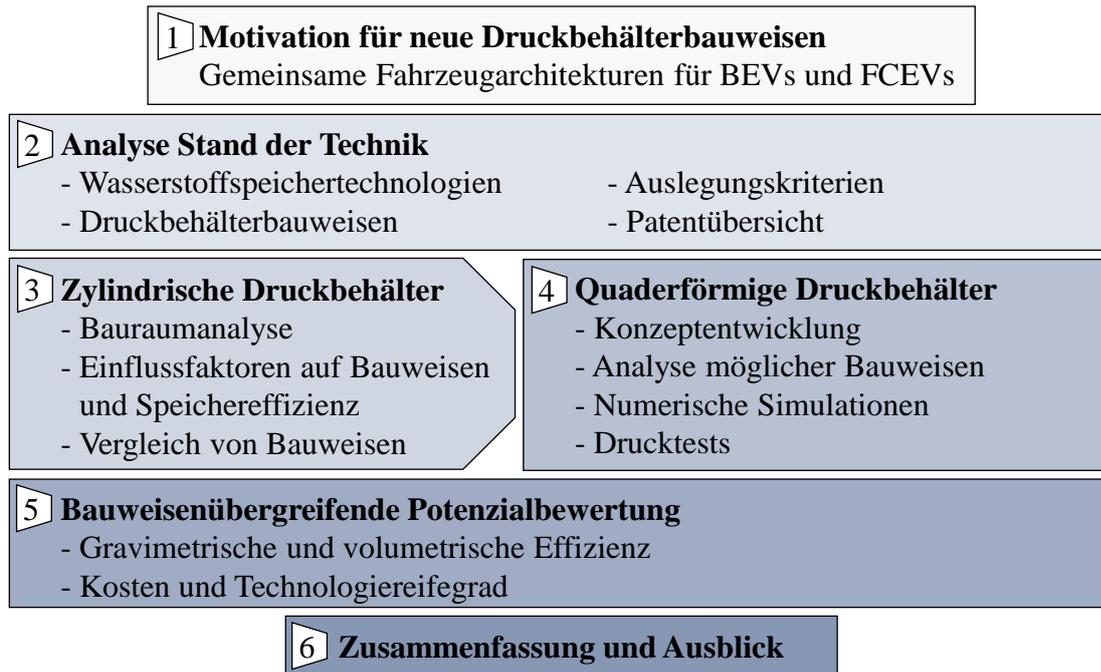


Abb. 1-3: Vorgehensweise für die Arbeit.

Zu Beginn der Arbeit werden die wirtschaftlichen und ökologischen Randbedingungen von Brennstoffzellenfahrzeugen erörtert. Basierend darauf wird die Motivation für die Entwicklung neuer Druckbehälterbauweisen aufgezeigt. Durch diese werden Kosten für die Entwicklung und Produktion von Brennstoffzellenfahrzeugen gesenkt, indem gemeinsame Fahrzeugarchitekturen für BEVs und FCEVs genutzt werden können.

Im zweiten Abschnitt wird zunächst auf die Peripherie von Wasserstofftanks in Brennstoffzellenfahrzeugen eingegangen. Im Zuge dessen erfolgt eine Einordnung der 700 bar Druckbehältertechnologie in die unterschiedlichen Speicherkonzepte für Wasserstoff. Anschließend wird eine Einführung in den Aufbau und die einzelnen Komponenten von Typ IV Drucktanks gegeben. Eine detaillierte Analyse der Hauptauslegungskriterien für Druckbehälter anhand gesetzlicher Vorschriften und Fachliteratur bildet die Grundlage für die späteren Untersuchungen. Schließlich werden anhand einer ausführlichen Patentrecherche mögliche Umsetzungsbeispiele für neuartige Druckbehälterbauweisen aufgezeigt.

Der dritte Abschnitt beschäftigt sich insbesondere mit zylindrischen Druckbehälterbauweisen sowie deren Integrationsfähigkeit in quaderförmige Bauräume. Dazu wird im ersten Schritt ein Referenzbauraum für die nachfolgenden Untersuchungen dieser Arbeit abgeleitet. Des Weiteren werden die Einflussfaktoren auf die Wandstärke der Druckbehälter charakterisiert und insbesondere die Armierungsschicht sowie der Liner analysiert. Abschließend werden anhand einer Sensitivitätsanalyse verschiedene Bauweisen aus der Literatur hinsichtlich ihrer Speichereffizienz im Referenzbauraum bewertet.

Im vierten Abschnitt werden neue Bauweisen für Wasserstoffdruckbehälter untersucht, die Potenzial für eine verbesserte Raumausnutzung im Referenzbauraum aufweisen. Im

Rahmen einer ersten Konzeptentwicklung wird eine annähernd quaderförmige Druckbehältergeometrie mit Zugstreben im Behälterinneren für die weiteren Untersuchungen festgelegt. Basierend auf einer analytischen und numerischen Vorauslegung des Druckbehälterkonzepts werden drei spezifische Bauweisen im Detail untersucht. Numerische Simulationen sowie Drucktests an Behälterprototypen bilden die Grundlage für die nachfolgende Potenzialbewertung.

Der fünfte Abschnitt zeigt eine Gegenüberstellung und Bewertung der untersuchten Druckbehälterbauweisen. Die zylindrischen und quaderförmigen Tankkonzepte werden hinsichtlich ihrer volumetrischen und gravimetrischen Effizienz verglichen. Basierend darauf wird für die Bauweisen das Einsatzpotenzial für zukünftige Brennstoffzellenfahrzeuge mit einer BEV-zentrierten Fahrzeugarchitektur bewertet.

Eine Zusammenfassung der durchgeführten Untersuchungen rundet diese Arbeit ab. Abschließend wird ein Ausblick auf zukünftiges Forschungspotenzial für neuartige Druckbehälterbauweisen gegeben.

2 Stand der Technik zu Wasserstoffdruckbehältern

Der Druckbehälter stellt einen Apparat dar, der ein abgeschlossenes Innenvolumen aufweist, das einem höheren Druck unterliegt als die Umgebung des Behälters. Dabei wird die Speicherung von Gas in einem verdichteten Zustand ermöglicht. Der Ursprung heutiger Druckbehältertechnologien findet sich in der Erfindung der Dampfmaschine im 18. Jahrhundert [30]. Diese legte derzeit den Grundstein für die Unabhängigkeit von Wind und Flussläufen in der industriellen Nutzung mechanischer Energie und trieb maßgeblich die Industrialisierung Europas voran [31]. Auch heute bilden Druckbehälter einen wichtigen Bestandteil in Industrie- und Energiesektoren [32]. Neben stationären Anwendungen spielen sie eine wesentliche Rolle für den Transport gespeicherter Gase. Im Kontext der mobilen Anwendung dienen Druckbehälter auch als Kraftstoffspeicher, weswegen häufig der Begriff „Tank“ dafür gewählt wird.

Als Basis für die Untersuchungen in dieser Arbeit wird nachfolgend der Stand der Technik zu Wasserstoffdruckbehältern bzw. -tanks aufgezeigt. Zunächst erfolgt eine Einordnung der Speichertechnologie in die Peripherie des Brennstoffzellenfahrzeugs. Anschließend wird auf das Wasserstofftanksystem eingegangen und die auslegungsrelevanten Kriterien für den Aufbau von Druckbehältern werden aufgezeigt. Ein Überblick zu verschiedenen Bauweisen bildet die Absprungbasis für die Entwicklung und Bewertung von zukünftigen Wasserstoffdruckbehältern, die eine Integration in Batteriespeicherbauräume ermöglichen.

2.1 Peripherie und Einordnung der Technologie

Für die Speicherung von Wasserstoff gibt es eine Vielzahl von Möglichkeiten, die unterschiedliche Vor- und Nachteile aufweisen. Welche Speichertechnologie gewählt wird, ist abhängig vom jeweiligen Anwendungsfall. Für den Einsatz in Brennstoffzellenfahrzeugen ist die sichere und gleichzeitig effiziente Speicherung des Wasserstoffs eine Grundvoraussetzung. Zusätzlich spielt die Kompatibilität mit der Betankungsinfrastruktur eine wesentliche Rolle für die Wahl der Speichertechnologie.

2.1.1 Wasserstoffspeichertechnologien

Im Zuge der Energiewende ist der Energieträger Wasserstoff vermehrt in den Fokus der Öffentlichkeit gerückt. Dabei wird die Frage nach geeigneten Speicher- und Transportmöglichkeiten für Wasserstoff laut. Auch auf wissenschaftlicher Ebene hat sich ein

deutlicher Anstieg der Forschungsaktivitäten zur Wasserstoffspeicherung seit Anfang der 2010er Jahre gezeigt [33]. Unterschiedliche Technologien haben in der Fahrzeugindustrie bereits Anwendung in Pilotprojekten gefunden und konnten so hinsichtlich ihrer Eignung für den kommerziellen Einsatz evaluiert werden [34].

Die Möglichkeiten der Wasserstoffspeicherung lassen sich nach [2, 28] in drei Gruppen unterteilen (Abb. 2-1). Eine Option stellt die Absorption des H_2 -Moleküls durch einen Träger dar. Dabei wird der Wasserstoff durch eine chemische Bindung im Trägermaterial (z.B. Magnesium oder Ammoniak) gespeichert. Erste Feldversuche zeigten die grundsätzliche Anwendbarkeit der Technologie für einen Kraftfahrzeugantrieb [35]. Die chemische Absorption konnte sich im automobilen Bereich aufgrund der geringen speicherbaren Masse und aufgrund des hohen Gesamtgewichts des Speichers bislang nicht durchsetzen [3].

Eine weitere Option bildet die chemische oder physikalische Adsorption des Wasserstoffs in molekularer oder atomarer Form an Festkörperoberflächen. Dabei wird der Wasserstoff durch Van-der-Waals-Kräfte an der Oberfläche des Trägermaterials gehalten, ohne dass es zu einer strukturellen Veränderung des Wasserstoffmoleküls kommt [36]. Die Technologie befindet sich noch im Forschungsstadium, relevante Umsetzungen im Bereich der Fahrzeugindustrie sind nicht bekannt [28]. Geringe realisierbare Speicherdichten sowie die vergleichsweise langsame Freisetzung des oberflächengebundenen Wasserstoffs schränken die Speichertechnologie in ihrer Anwendung bislang stark ein [2]. Die dritte Option für die Wasserstoffspeicherung bildet die Speicherung in Reinform und weist den vergleichsweise höchsten Technologiereifegrad mit den meisten Anwendungsfällen auf.

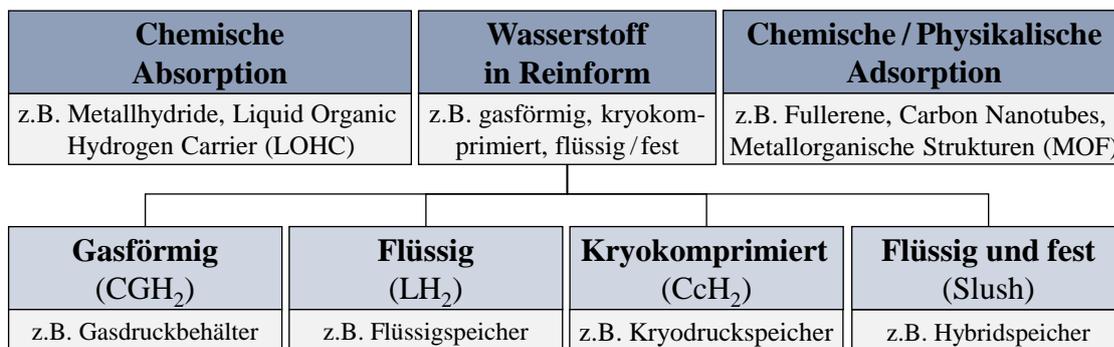


Abb. 2-1: Möglichkeiten der Wasserstoffspeicherung basierend auf [2, 28].

Je nach Druck und Temperatur nimmt der Wasserstoff einen gasförmigen, flüssigen oder festen Aggregatzustand an. Der feste Aggregatzustand tritt lediglich in Form von so genanntem „Slush“ auf, das eine Mischung aus festem und flüssigen Wasserstoff darstellt. Slush findet bislang lediglich für Raketenantriebe Anwendung und hat keine besondere Relevanz für die Fahrzeugtechnik [2, 36]. Für die Kraftstoffspeicherung in Kraftfahrzeugen wird unterschieden zwischen gasförmigem Wasserstoff (engl. Compressed Gaseous Hydrogen, kurz CGH₂), Flüssigwasserstoff (engl. Liquid Hydrogen,

kurz LH₂) und kryokomprimiertem Wasserstoff (engl. Cryo-compressed Hydrogen, kurz CcH₂) (Abb. 2-2).

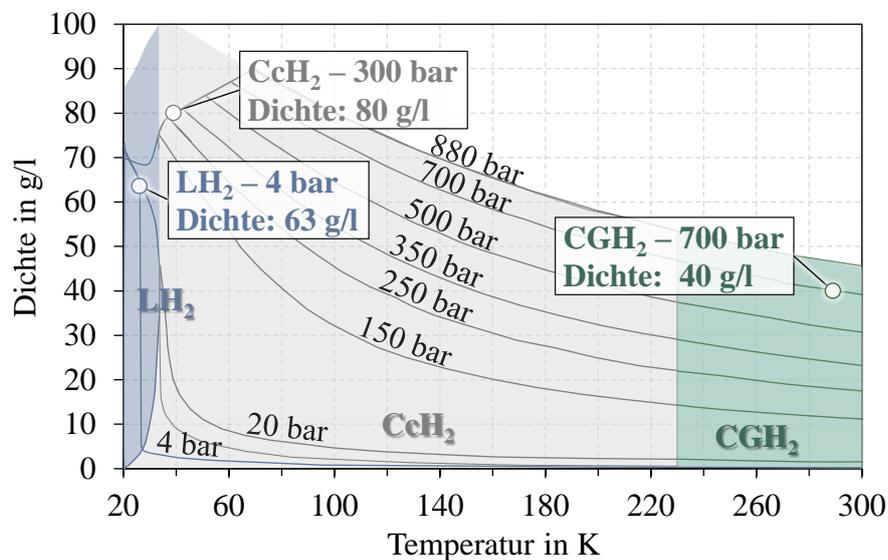


Abb. 2-2: Dichte und Aggregatzustand von Wasserstoff in Abhängigkeit von Druck und Temperatur nach [37].

In der Geschichte der Kraftfahrzeugtechnik wurden sowohl die gasförmige als auch die kryokomprimierte und flüssige Speicherung von Wasserstoff in Pilotprojekten umgesetzt [21, 38, 39]. Die Flüssigspeicherung weist eine vergleichsweise hohe volumetrische Speicherdichte auf, konnte sich aber bislang nicht durchsetzen. Einerseits ist für die Verflüssigung des Wasserstoffs ein beträchtlicher Energieaufwand erforderlich, andererseits kommt es bei längeren Stillstandzeiten des Fahrzeugs zu Abdampfverlusten. Trotz Isolierung des Tanksystems passt sich die Temperatur des Behälters langsam an die Umgebung an, was bereits bei einem geringen Temperaturanstieg dazu führt, dass der Wasserstoff in den gasförmigen Zustand übergeht. Um ein Versagen des Behälters aufgrund des steigenden Innendrucks zu vermeiden, wird der gasförmige Wasserstoff abgelassen.

Vor allem für die Anwendung in Pkws kommt dieser Speichertechnologie eine untergeordnete Rolle zu, da längere Stillstandzeiten zu hohen Kraftstoffverlusten führen. Für Nutzfahrzeuge, die sich nahezu im Dauerbetrieb befinden, kann die Flüssigspeicherung von Wasserstoff aufgrund der hohen volumetrischen Dichte langfristig eine geeignete Option sein [28].

Im Vergleich zu LH₂ und CGH₂ weist die CcH₂ Technologie das größte Potenzial hinsichtlich Speicherdichte auf. Der Wasserstoff wird bei Drücken zwischen 150 und 300 bar sowie Temperaturen zwischen 30 und 70 Kelvin gespeichert. Aufgrund der notwendigen niedrigen Temperaturen kommt es auch in Kryodruckspeichern zu Abdampfverlusten bei längeren Stillstandzeiten. Ein vergleichsweise komplexes Tanksystem verbunden mit hohen Kosten und der technisch schwer zu realisierenden hohen

Speicherdichte haben einen Markteintritt im Bereich der Fahrzeugindustrie bislang verhindert. [3]

Die gasförmige Speicherung von Wasserstoff unter 700 bar Innendruck konnte sich vor dem Hintergrund einer akzeptablen Energiedichte und vertretbaren Kosten im Automobilbereich durchsetzen [2, 28]. Kommerziell verfügbare Kraftfahrzeuge mit Brennstoffzellenantrieb greifen aufgrund des einfach aufgebauten Tanksystems in der Regel auf die CGH_2 Speicherung zurück [18–20]. Nicht zuletzt spielt auch die Tankstelleninfrastruktur eine Rolle für die Wettbewerbsfähigkeit der Speicherart, welche für die 700 bar Technologie zunehmend ausgebaut wird.

2.1.2 Brennstoffzellenfahrzeug und Betankung

Anders als Wasserstofffahrzeuge mit Verbrennungsmotor gelten Brennstoffzellenfahrzeuge als Elektrofahrzeuge, da der Antrieb über elektrische Motoren erfolgt [31]. Das Antriebssystem besteht aus vier Hauptkomponenten: Brennstoffzelle, Wasserstofftanksystem, Pufferbatterie mit Leistungselektronik und Elektromotor (Abb. 2-3). Der Wasserstofftank speichert den Kraftstoff und ist zum einen über die Betankungsleitung mit dem Tankstutzen verbunden, zum anderen versorgt er die Brennstoffzelle mit Wasserstoff. In der Brennstoffzelle reagiert der eingeführte Wasserstoff mit Sauerstoff unter Freisetzung von Wärme und elektrischer Energie. Die Brennstoffzelle versorgt damit die Pufferbatterie und den Elektromotor, der das Fahrzeug antreibt, mit Strom. Die Pufferbatterie ermöglicht einerseits die Speicherung von rekuperierter Bremsenergie, andererseits dient sie als Leistungsunterstützung für Hochlastbetriebe (z.B. Beschleunigungsvorgang oder Bergfahrt) und stellt die benötigte Startenergie für die Brennstoffzelle bereit [40].

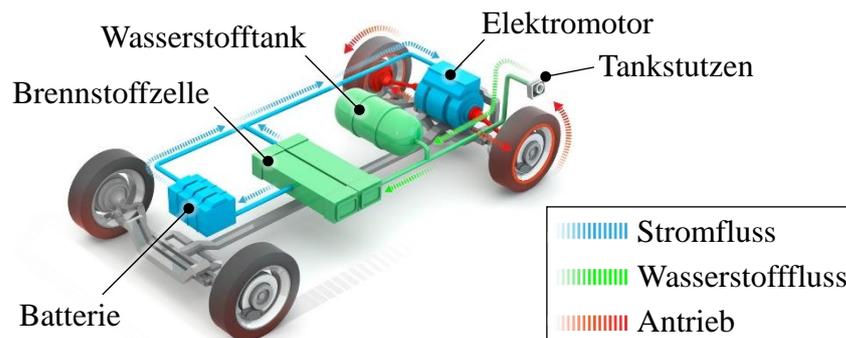


Abb. 2-3: Schematische Darstellung der Antriebskomponenten eines Brennstoffzellenfahrzeugs nach [41].

Heutige FCEVs nutzen in der Regel Brennstoffzellen auf Basis einer Polymerelektrolytmembran (PEM-Brennstoffzellen) [2, 40]. Diese stellt eine für Wasserstoffprotonen durchlässige Membran dar, die zwischen einer Kathode und einer Anode eingebettet ist. Im Betrieb wird über die Anodenseite Wasserstoff zugeführt, während von der Kathodenseite Sauerstoff über die Umgebungsluft eingebracht wird. Auf der Anodenseite gibt

der Wasserstoff sein Elektron ab und wandert als Proton durch die Membran. Über das Elektron wird der Stromfluss zum Verbraucher gebildet. Auf der Kathodenseite entsteht Wasserdampf als Abgas. Pro Zelle wird in der Praxis eine Spannung zwischen 0,6 und 0,9 V erreicht. Um eine höhere Gesamtsystemspannung und -leistung für den Betrieb des Elektromotors zu erreichen, werden mehrere Zellen in Reihe geschaltet. [42, 43]

Der Einsatz von Brennstoffzellen in der Kraftfahrzeugtechnik ist grundsätzlich mit unterschiedlichen Wasserstoffspeichertechnologien kombinierbar [44]. In der automobilen Anwendung hat sich die Druckgasspeicherung von Wasserstoff durchgesetzt. Durch die 700 bar Speichertechnologie sind heutzutage Betankungszeiten von 3 bis 5 Minuten realisierbar, was einen wesentlichen Vorteil gegenüber Batterieelektrofahrzeugen darstellt [7, 45]. Der Betankungsvorgang erfolgt an öffentlichen Tankstellen in der Regel nach der SAE Norm J2601 [46]. Darin sind unter anderem die Vorkühlung des Wasserstoffs, die druckgesteuerte Betankung sowie der Zieldruck festgelegt. Während der Betankung kommt es aufgrund der Gaskompression zu einer Erwärmung des Wasserstoffs. Damit auch bei einer schnellen Betankung eine Schädigung des Druckbehälters infolge erhöhter Temperaturen verhindert wird, muss der Wasserstoff vorgekühlt werden. Nach Abschluss des Betankungsvorgangs kann die Temperatur im Behälterinneren bis zu 85 °C erreichen. Anschließend kühlt sich der Wasserstoff durch Wärmeaustausch über die Behälterwand auf Umgebungstemperatur ab, wodurch der Druck im Behälterinneren sinkt. Damit nach der Abkühlung ein Füllstand von 95 % bis 100 % im Tank vorliegt, können während der Betankung Zieldruckwerte von bis zu 87,5 MPa im Behälter erreicht werden. Im Fehlerfall der Tankstelle wird der Behälter mit einem maximalen Innendruck von 105 MPa belastet, was durch entsprechende Sicherheiten in der Auslegung berücksichtigt werden muss. [46]

2.1.3 Komponenten im Tanksystem

Die Kraftstoffspeicherung in Brennstoffzellenfahrzeugen erfolgt heutzutage über einen oder mehrere Druckbehälter. Damit im Fahrzeugbetrieb sicherheitskritische Funktionen gewährleistet sind und die Behälterbetankung sowie Versorgung der Brennstoffzelle mit Wasserstoff möglich ist, wird eine Vielzahl von Komponenten im Tanksystem benötigt. Ähnlich wie in Diesel- und Benzinfahrzeugen erfolgt die Betankung von Brennstoffzellenfahrzeugen über einen Tankstutzen, der in der Fahrzeugkarosserie integriert ist. Aufgrund des hohen Drucks während der Betankung wird die Wasserstoffzufuhrleitung der Tankstelle per gasdichter Kupplung am Fahrzeug angeschlossen. Über eine Infrarotschnittstelle (engl. Infrared Data Association, kurz IrDA) erfolgt die Kommunikation zwischen Fahrzeug und Tankstelle. Der Tankstutzen ist über eine Hochdruckleitung mit einem Ventilsystem am Druckbehälter (engl. On-Tank Valve, kurz OTV) verbunden. Ein Rückschlagventil im OTV stellt sicher, dass nach dem Befüllvorgang kein Wasserstoff über die Betankungsleitung ausströmt. Über ein weiteres Rückschlagventil und ein stromlos geschlossenes Magnetventil (engl. Solenoid Valve, kurz SV) erfolgte die kontrollierte Gasentnahme im Betrieb. Für eine bessere Dosierbarkeit der Wasserstoffzufuhr

im Brennstoffzellensystem wird der Gasdruck mit Hilfe eines Druckreglers (engl. High-Pressure Regulator, kurz HPR) auf ca. 14 bar reduziert. Im HPR ist zusätzlich ein Überdruckventil auf der Ausgangsseite (engl. Mid-Pressure Release Device, kurz MPRD) integriert, das im Fehlerfall des Druckreglers das Gas kontrolliert abblasen kann. Im Tanksystem integrierte Druck- und Temperatursensoren dienen der Überwachung und Steuerung der Wasserstoffentnahme im Betrieb. Damit im Brandfall ein unkontrolliertes Bersten des Behälters verhindert werden kann, ist das Tanksystem mit einer oder mehreren Temperaturdruckentlastungseinheiten (engl. Thermally-Activated Pressure Relief Device, kurz TPRD) ausgestattet. Das TPRD stellt ein Ventil dar, das bei erhöhter Temperatur ein kontrolliertes Abblasen des Gases ermöglicht. Eine Übersicht zu den Komponenten im Tanksystem ist in Abb. 2-4 dargestellt.

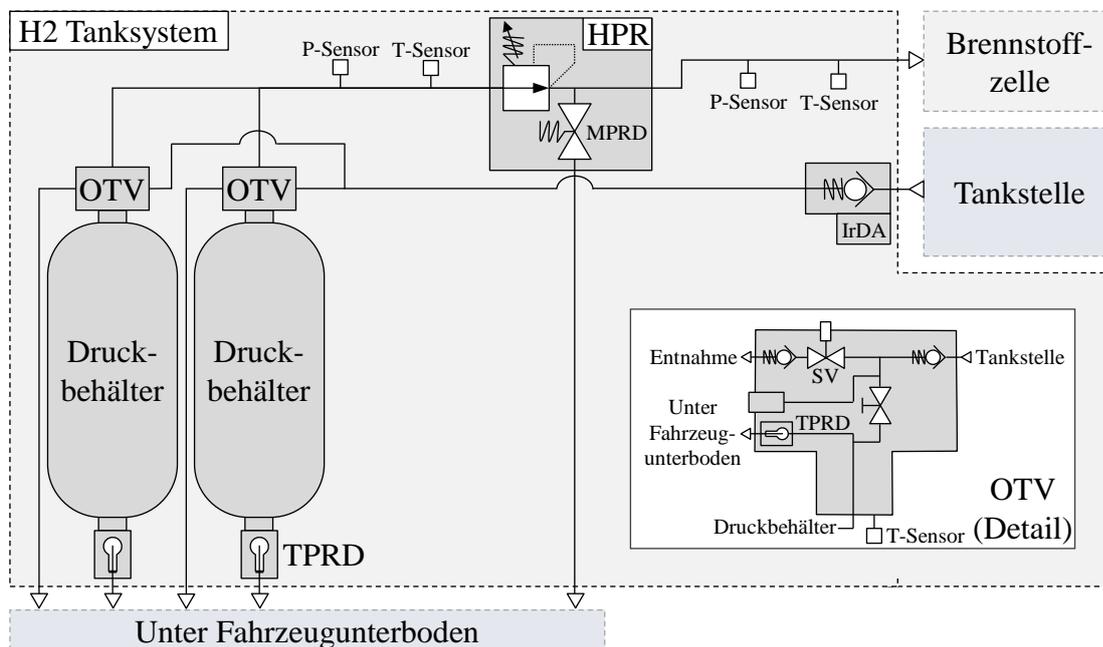


Abb. 2-4: Vereinfachtes Funktionsschaltbild eines beispielhaften Wasserstofftanksystems mit 700 bar Speichertechnologie basierend auf der Darstellung von [47].

2.2 Aufbau von Wasserstoffdruckbehältern

Für Druckbehälter eignen sich aus Sicht der Spannungsverteilung vor allem zylindrische und sphärische Formen, wobei die Kugelschale die optimale Geometrie aufweist. Rein kugelförmige Drucktanks konnten sich aufgrund der aufwändigen Herstellung in der Praxis kaum durchsetzen. [2] Der zylindrische Behälter mit näherungsweise sphärischen Endbereichen – auch Dome oder Polkappen genannt – stellt heute die am meisten verbreitete Form dar.

Die Hauptanforderungen an die Auslegung von Druckbehältern ergeben sich aus der Dichtigkeit und Festigkeit. Ähnlich wie in Fahrradlaufrädern erfolgt die Funktionstrennung durch Komponenten. Die Luftdichtigkeit des Laufrads wird in der Regel über einen

Schlauch gewährleistet, was im Druckbehälter über einen Liner geschieht. Über eine Armierungsschicht (Reifenmantel) werden die Kräfte, die infolge des Innendrucks auf die Wand wirken, aufgenommen und ein beanspruchungsgerechter Aufbau des Behälters gewährleistet. Vergleichbar mit einem Autoreifen existieren auch Druckbehälter ohne Liner, in denen sowohl die Dichtigkeit als auch die Festigkeitseigenschaften durch eine einzelne Behälterwand realisiert werden. In Abhängigkeit des Aufbaus und der gewählten Werkstoffe für den Druckbehälter werden fünf verschiedene Behältertypen unterschieden (Tab. 2-1) [31, 48].

Tab. 2-1: Aufbau und Typisierung von Druckbehältern anhand der gewählten Werkstoffe.

Behältertyp	Typ I	Typ II	Typ III	Typ IV	Typ V
Liner	Metall	Metall	Metall	Kunststoff	FKV
Armierung Dombereich				FKV	
Armierung Zylinderbereich			Metall + FKV		

Rein metallische Druckbehälter werden als Typ I Behälter bezeichnet und stellen die Ursprungstechnologie für die Gasdruckspeicherung dar [48]. Diese bildeten lange Zeit den Standard für die Speicherung von Erdgas (engl. Compressed Natural Gas, kurz CNG) in der automobilen Anwendung [28]. Für die Speicherung von Wasserstoff sind einige Metalle aufgrund ihrer Neigung zu Wasserstoffversprödung nur bedingt geeignet [2]. Aufgrund des hohen Gewichts reiner Metallbehälter werden heute in der mobilen Anwendung zunehmend Druckbehälter eingesetzt, die Faser-Kunststoff-Verbunde (FKV) als Armierungsschicht nutzen. Metallische Druckbehälter, die nur im zylindrischen Bereich mit FKV verstärkt sind, werden als Typ II Behälter bezeichnet. Durch den Einsatz von glasfaserverstärkten Kunststoffen kann so beispielsweise das Gewicht um 30-40 % reduziert werden [49].

Vollständig mit FKV verstärkte Behälter werden als Typ III oder Typ IV Druckbehälter bezeichnet – je nachdem ob der Liner aus Metall oder Kunststoff besteht. Diese Typen werden vor allem für höhere Betriebsdrücke bis 700 bar eingesetzt, wobei aufgrund des hohen Drucks vorwiegend carbonfaserverstärkter Kunststoff (CFK) für die Armierungsschicht verwendet wird [3]. Für die Speicherung von Wasserstoff in der automobilen Anwendung haben sich Typ IV Druckbehälter etabliert. Als Linerwerkstoffe werden High Density Polyethylene (HDPE) oder Polyamide (PA) eingesetzt [50]. PA weist deutlich bessere Permeationseigenschaften für die Wasserstoffspeicherung auf und erlaubt dadurch geringere Linerwandstärken [51]. Damit ein Ventil angeschlossen werden

kann, sind im Behälterhals metallische Anschlussstücke integriert, die als Boss bezeichnet werden [28]. Der schematische Aufbau eines Typ IV Druckbehälters ist in Abb. 2-5 dargestellt. Druckbehälter aus einem Faser-Kunststoff-Verbund, die ohne separaten Liner ausgeführt sind, werden als Typ V Behälter bezeichnet. Der FKV dient dabei als Armierungsschicht und übernimmt gleichzeitig die Dichtfunktion für das gespeicherte Gas. Typ V Druckbehälter befinden sich heute noch in der Entwicklung und sind nicht kommerziell verfügbar [31, 49].

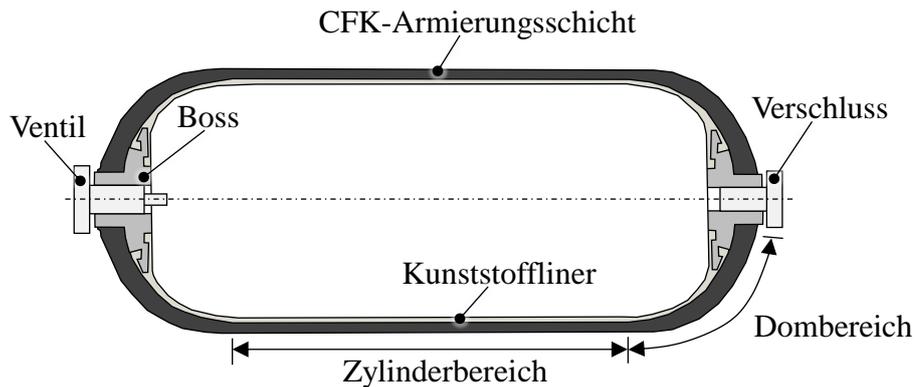


Abb. 2-5: Schematischer Aufbau eines Typ IV Druckbehälters basierend auf den Darstellungen von [52, 53].

2.3 Richtlinien und Auslegungskriterien für aktuelle Wasserstoffdruckbehälter

Sicherheitsrelevante Merkmale für den öffentlichen Betrieb von Brennstoffzellenfahrzeugen sind in Vorschriften für die Fahrzeugzulassung festgelegt. Dadurch wird unter anderem die Grundlage für die Auslegung der Wasserstofftanks gebildet. Gleichzeitig ist ein effizienter Materialeinsatz im Aufbau der Druckbehälter erforderlich, um Kosten und Gewicht möglichst gering zu halten und eine hohe Speichermenge bei begrenztem Bauraum zu realisieren.

2.3.1 Richtlinien zur Zertifizierung

Nationale Richtlinien zur Zulassung von Druckbehältern finden in Deutschland ihren Ursprung im Jahr 1908 mit der ersten deutschen Bauvorschrift für Dampfkessel. Seit der im Jahr 1968 eingeführten Druckgasverordnung sind Druckbehälter in Deutschland zulassungspflichtig [31]. Von 2009 bis 2022 war der Einsatz von Druckgasspeichern für den Betrieb von Kraftfahrzeugen mit Wasserstoffantrieb durch die Einzelverordnung Nr. 79 (EG79) der Europäischen Kommission geregelt. Diese lieferte eine Grundlage für die Typgenehmigung von wasserstoffbetriebenen Kraftfahrzeugen und definierte unter anderem Richtlinien zur Bauweise, Auslegung und Funktion von Wasserstoff führenden Bauteilen [54, 55].

Neben der EG79 bildet seit 2015 die Regelung Nr. 134 (UN R134, kurz R134) der Wirtschaftskommission für Europa der Vereinten Nationen die Zertifizierungsbasis für Europa und Japan. Die R134 regelt die Typzulassung von Wasserstoff führenden Komponenten, den Zusammenbau zu einem Wasserstoffspeichersystem und die konforme Integration in ein Gesamtfahrzeug [56]. In der R134 sind unter anderem Vorschriften zum Tanksystemaufbau sowie spezifizierte System- und Komponententests beinhaltet. Prüfverfahren für den Druckbehälter sind beispielsweise verschiedene Drucktests, Falltests, Schnitttests an der Behälteroberfläche, Permeationsprüfungen mit Wasserstoffgas sowie Brandtests. Die definierte Prüftemperatur (Brandtests ausgenommen) bewegt sich im Rahmen des Testspektrums zwischen -40 °C und $+85\text{ °C}$ und muss für die Materialauswahl und Auslegung der Komponenten entsprechend berücksichtigt werden. Die Vorschrift R134 [56] bildet die Grundlage für die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen.

2.3.2 Mechanische Festigkeit

Das mechanische Versagen eines Druckbehälters infolge einer Schädigung der Behälterwand, die zum Ausströmen des gespeicherten Fluids führt, wird als Bersten bezeichnet. In der Druckgasspeicherung führt das Bersten des Behälters zu einer schlagartigen Expansion des komprimierten Gases, die einen erheblichen Schaden für das Umfeld der Komponente mit sich ziehen kann. Vor allem in der mobilen Anwendung gilt es, ein Berstereignis mit möglichst großer Wahrscheinlichkeit zu verhindern. In der R134 [56] wird deshalb ein Sicherheitsfaktor von 2,25 gegenüber dem nominalen Betriebsdruck von 70 MPa als zulassungsrelevante Untergrenze für den Berstdruck des Typ IV Druckbehälters mit einer Armierungsschicht aus CFK gefordert.

Für die Sicherstellung eines Dauerbetriebs im Fahrzeug werden beispielsweise die Betankung und Wasserstoffentnahme durch Druckzyklusprüfungen bis 87,5 MPa simuliert. Im Falle eines Betankungsfehlers an der Tankstelle kann der Druckbehälter in Einzelfällen mit bis zu 105 MPa Innendruck belastet werden, was ebenfalls im Testspektrum für die Behälterzertifizierung berücksichtigt ist. Ein Auszug aus der R134 [56] sowie SAE J2601 [46] zu auslegungsrelevanten Druckbereichen für Wasserstoffspeicher in Brennstoffzellenfahrzeugen ist in Tab. 2-2 dargestellt.

Tab. 2-2: Auslegungsrelevante Druckbereiche für Wasserstoffspeicher in Brennstoffzellenfahrzeugen auf Basis von [46, 56].

Belastungsart	Druckniveau
Nominaler Betriebsdruck	70 MPa
Maximaler Betankungsdruck	87,5 MPa
Überbetankung (Fehlerfall Tankstelle)	105 MPa
Minimaler Berstdruck	157,5 MPa

Die mechanische Festigkeit von Typ IV Wasserstoffdruckbehältern wird maßgeblich durch die Behälterwand aus CFK bestimmt. Die Auslegung der CFK-Armierungsschicht erfolgt in der Regel nach dem minimalen Berstdruck von 157,5 MPa [57, 58]. Der tatsächliche Berstdruck eines Druckbehälters unterliegt dabei einer statistischen Streuung aufgrund von Fertigungstoleranzen und Schwankungen der Werkstoffkennwerte [59]. Damit auch unter Einbeziehung des Streuverhaltens der minimal erforderliche Berstdruck nicht unterschritten wird, liegt der Auslegungsberstdruck für Typ IV Druckbehälter ca. 5 bis 10 % über dem Grenzwert von 157,5 MPa.

In der Auslegung von Druckbehältern lassen sich die auftretenden Spannungen im zylindrischen Bereich näherungsweise anhand der Kesselformel bestimmen. Für dünnwandige Behälter ($d_a/d_i \leq 1,2$) gelten im zylindrischen Bereich folgende Zusammenhänge [60, 61]:

$$\sigma_a = \frac{p \cdot d_m}{4t_a} \quad (2-1)$$

$$\sigma_u = \frac{p \cdot d_m}{2t_a} \quad (2-2)$$

Die Axialspannung σ_a und die Umfangsspannung σ_u hängen vom mittleren Durchmesser des Zylinders d_m sowie dem auftretenden Innendruck p und der Wandstärke t_a der Armierungsschicht ab (Abb. 2-6). Der mittlere Durchmesser d_m entspricht dem arithmetischen Mittel zwischen Außendurchmesser d_a und Innendurchmesser d_i der Behälterwand. Daraus wird ersichtlich, dass die Spannungen in Umfangsrichtung doppelt so groß wie in Axialrichtung sind. Folglich sind Druckbehälterwände aus isotropen Werkstoffen im zylindrischen Bereich in Axialrichtung überdimensioniert, was sich im Versagenverhalten durch einen Riss in axialer Längsrichtung widerspiegelt.

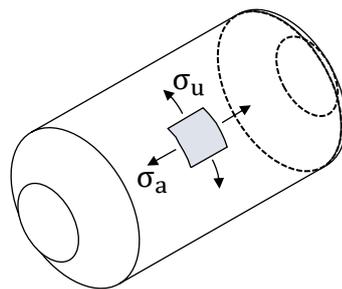


Abb. 2-6: Auftretende Spannungen im zylindrischen Bereich der Behälterwand infolge der Innendruckbelastung basierend auf der Darstellung von [61].

Im Vergleich zu Metallen erlauben Faserverbundwerkstoffe einen belastungsgerechten Materialeinsatz durch eine Anpassung der anisotropen Materialeigenschaften an den Belastungszustand, was eine effiziente Bauteilauslegung begünstigt [62, 63]. Die Festigkeiten werden maßgeblich durch die Fasern bestimmt und sind in Faserlängsrichtung besonders hoch ausgeprägt. Die Kombination unterschiedlicher Faserrichtungen im

Schichtaufbau des FKV-Laminats erlaubt die gezielte Anpassung der Lamineigenschaften an den Belastungszustand. Im zylindrischen Bereich des Druckbehälters kann durch einen ausgeglichenen Winkelverbund mit einem Laminataufbau von $\pm 54,7^\circ$ eine Armierungsschicht ausgebildet werden, die in Umfangsrichtung doppelt so große Festigkeiten aufweist wie in Axialrichtung [28, 61, 63]. Für eine homogene Spannungsverteilung in den Dombereichen weisen die Endkappen des Druckbehälters eine isotensoide Form auf [64].

Die Auslegung von Typ IV Druckbehältern ist maßgeblich vom Lagenaufbau der CFK-Armierungsschicht abhängig. Eine analytische Vorauslegung kann beispielsweise anhand der Laminat- oder Netztheorie erfolgen. Über die Laminattheorie kann anhand des Faservolumengehalts, der Faserausrichtung der einzelnen Schichten sowie den mechanischen Kennwerten der Verstärkungsfasern und der Matrix auf richtungsabhängige mechanische Eigenschaften im Verbund geschlossen werden. Analog kann anhand der Netztheorie die Laminatfestigkeit bestimmt werden. Da die Matrixeigenschaften in der Netztheorie vernachlässigt werden, führt diese zu einer geringeren Genauigkeit als die Laminattheorie [61]. Die Detailauslegung erfolgt für Typ IV Druckbehälter heutzutage durch computergestützte Berechnungen mittels Finite-Elemente-Methoden (FEM) [58].

2.3.3 Permeation

Der Vorgang, bei dem ein Stoff (Permeat) auf molekularer Ebene einen festen Körper durchdringt, wird als Permeation bezeichnet. Diese setzt sich aus Adsorption, Absorption, Diffusion und Desorption (Abb. 2-7) zusammen. Die Adsorption beschreibt die Ansammlung des Permeats an der Oberfläche des Festkörpers und die Absorption das Eindringen in den Körper. Unter Diffusion versteht man den Prozess, bei dem das Permeat den Festkörper durchwandert und Desorption beschreibt den Austritt an einer weiteren Oberfläche. Der Leckstrom beschreibt die Menge des Stoffes, die infolge von Permeation den Festkörper durchdringt. [28, 51, 65]

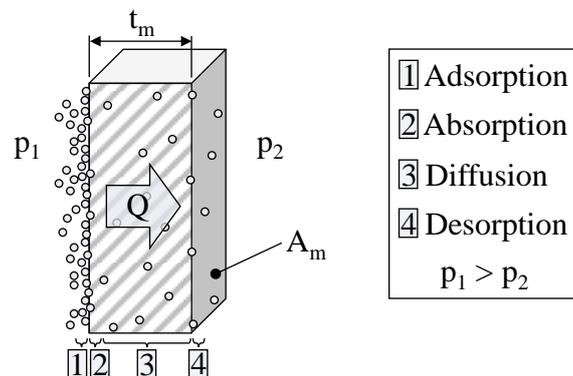


Abb. 2-7: Prinzipdarstellung des Permeationsprozesses.

Der Leckstrom Q ist unter anderem abhängig vom Druckunterschied Δp zwischen Ein- und Austrittsoberfläche sowie der Dicke t_m und der permeationswirksamen Oberfläche

A_m der zu durchdringenden Membran. Mit Hilfe der temperaturabhängigen Permeationszahl P , welche die werkstoffspezifischen Eigenschaften des Permeats sowie des Festkörpers berücksichtigt, kann der Leckstrom für eine bestimmte Temperatur berechnet werden [51]:

$$Q = P(T) \cdot \Delta p \cdot \frac{A_m}{t_m} \quad (2-3)$$

Aufgrund der geringen Molekülgröße neigt Wasserstoff zu einem vergleichsweise hohen Leckstrom [3]. Durch geeignete Permeationsbarrieren kann der Leckstrom entsprechend minimiert werden. Im Einsatz als Kraftstoff für Brennstoffzellenfahrzeuge ist die stabile Speicherung von Wasserstoff eine Grundvoraussetzung für den zuverlässigen und sicheren Betrieb. Um dies zu gewährleisten, ist für den Einsatz von Wasserstoffdruckbehältern in Kraftfahrzeugen unter anderem ein Grenzwert für die permeationsbedingte Leckage definiert. In der R134 [56] beträgt der maximal zulässige Leckstrom pro einem Liter Behältervolumen $46 \text{ cm}^3/\text{h}$ bei einer Temperatur von 55 °C und einem Prüfdruck von $79,1 \text{ MPa}$.

In Typ IV Druckbehältern wird die Einhaltung des maximal zulässigen Leckstroms durch den Liner aus Kunststoff gewährleistet. Die notwendige Wandstärke des Liners hängt von den Permeationseigenschaften des gewählten Werkstoffs ab. Bessere Permeationseigenschaften erlauben dünnere Wandstärken und begünstigen eine effiziente Auslegung des Wasserstoffspeichers. Als Linerwerkstoff für Typ IV Druckbehälter werden typischerweise HDPE und PA eingesetzt, wobei PA eine deutlich bessere Permeationsbarriere bildet [50, 51].

Weitere Untersuchungen haben gezeigt, dass durch Füllstoffe wie Graphit oder lamellenförmige Silikate im Nanobereich die Permeationseigenschaften von Polyamiden verbessert werden können [28, 66]. Daneben weist Graphen das größte Potenzial als Füllstoff für Permeationsbarrieren auf, befindet sich aber für den Einsatz als Linerwerkstoff noch im Forschungsstadium [67]. Neben partikelgefüllten Kunststoffen werden auch Ethylen-Vinylalkohol-Copolymere (EVOH) aufgrund ihrer geringen Gasdurchlässigkeit als Linerwerkstoffe in Wasserstoffspeichern untersucht [68].

2.3.4 Weitere Kriterien

Für den sicheren Betrieb von Wasserstoffdruckbehältern in Brennstoffzellenfahrzeugen spielt auch die Feuerwiderstandsfestigkeit im Brandfall eine wesentliche Rolle. Der nach R134 [56] zulassungsrelevante Brandtest erfolgt an einem Druckbehälter, der bis zum nominalen Betriebsdruck von 700 bar mit Wasserstoff gefüllt ist. Die Befuerung des Prüflings erfolgt in zwei Stufen. Zuerst wird eine lokale Feuerquelle für einen Zeitraum von zehn Minuten an der Stelle am Behälter positioniert, die sich am weitesten von einem TPRD entfernt befindet. In den ersten drei Minuten wird die Temperatur auf einen Bereich zwischen 600 und 900 °C erhöht. Anschließend erfolgt die Befuerung des

gesamten Behälters. Dabei wird die Temperatur innerhalb von zwei Minuten auf 800 bis 1100 °C erhöht und solange gehalten, bis es zum Auslösen des TPRDs kommt und der Behälterdruck unter 1 MPa gesunken ist. [56]

Damit es während des Brandtests nicht zu einem Behälterversagen vor Auslösen des TPRDs kommt, kann die Armierungsschicht durch verschiedene Brandschutzmaßnahmen geschützt werden. Neben flammgeschützten Harzsystemen können isolierende oder flammgeschützte Oberflächenbeschichtungen aufgebracht werden oder die Behälteroberfläche mit einer intumeszierenden Schutzschicht versehen werden [69]. Für die Wahl des richtigen Brandschutzes müssen sowohl technische Anforderungen als auch wirtschaftliche und anwendungsbezogene Kriterien berücksichtigt werden [70]. Die benötigte Menge an Brandschutzmaterial hat einen direkten Einfluss auf die Außenabmessungen des Wasserstoffdruckbehälters und damit auf die Speichereffizienz im beschränkten Bauraum.

Neben adäquaten Brandschutzmaßnahmen müssen in der Behälterausslegung weitere zulassungsrelevante Tests berücksichtigt werden, um einen sicheren Betrieb in Fahrzeugen zu gewährleisten. Dazu gehören eine Reihe von Drucktests, die bei Extremtemperaturen zwischen -40 und +85 °C an einem Behälter, der vorab beansprucht wurde, durchgeführt werden. Zu den Beanspruchungen zählen Falltests aus einer Höhe von bis zu 1,8 m, Schnitttests mit einer Schnitttiefe von bis zu 1,25 mm sowie das Benetzen des Behälters mit verschiedenen Chemikalien. [56]

Ein weiteres von der Zulassung unabhängiges Kriterium für den Einsatz von Wasserstoffdruckbehältern sind die Entwicklungs- und Herstellungskosten. Neben dem Brennstoffzellensystem tragen die Druckbehälter wesentlich zu den Kosten des Antriebsstrangs von Brennstoffzellenfahrzeugen bei [16]. Potenzial für Kostenreduktion steckt einerseits in der Stückzahlerhöhung und den dadurch ausgelösten Skaleneffekten in der Fertigung. Darüber hinaus wird ein effizienter Materialeinsatz nicht nur aus Sicht der Speichereffizienz von Wasserstoff angestrebt, sondern birgt auch Potenzial zur Reduktion der variablen Kosten in der Fertigung. Vor allem für Typ IV Druckbehälter, deren Armierungsschicht in der Regel aus CFK besteht, haben die Carbonfasern einen erheblichen Anteil an den Gesamtkosten und erfordern einen möglichst effizienten Materialeinsatz [71].

2.4 Fertigungsverfahren zur Herstellung von Typ IV Druckbehältern

Die hohe spezifische Festigkeit von carbonfaserverstärkten Kunststoffen birgt großes Potenzial für Leichtbau in der Fahrzeugindustrie. Durch den Einsatz von CFK in Typ IV Druckbehältern kann im Vergleich zu reinen Metallbehältern das Komponentengewicht deutlich reduziert werden, was den Einsatz in mobilen Anwendungen begünstigt. Die hohe spezifische Festigkeit des CFK kann im Druckbehälter optimal ausgenutzt werden.

Aufgrund der rotationssymmetrischen Geometrie des Druckbehälters liegen die durch den Innendruck induzierten Spannungen in der Behälterwand ausschließlich parallel zur Außenwand vor. In diesem Fall unterliegt die Behälterwand dem Membranspannungszustand und die Carbonfasern werden rein in Faserlängsrichtung belastet [72, 73].

2.4.1 Wickeln

Die mechanischen Eigenschaften der Armierungsschicht sind maßgeblich von der Orientierung der Carbonfasern abhängig und ergeben sich während des Fertigungsprozesses. Für die Herstellung von Typ IV Druckbehältern hat sich das Wickelverfahren etabliert. Dabei wird die Faser direkt auf dem Kunststoffliner in der gewünschten Orientierung abgelegt. Der Liner, der in der Regel aus HDPE oder PA besteht, wird entweder durch ein Schlauchblasverfahren, durch Rotationsguss oder durch Verschweißen spritzgegossener Dome mit extrudierten Rohren hergestellt [48]. Der Boss wird entweder während der Linerherstellung oder nachträglich integriert. Die Liner-Boss-Baugruppe wird anschließend in einer Wickelanlage an den Bossen drehbar gelagert eingespannt und mit Carbonfasern umwickelt. Je nach Winkel zwischen der Rotationsachse des Wickelkerns und den abgelegten Carbonfasern ergeben sich unterschiedliche Wickelmuster. Dabei werden Radial-, Kreuz- und Polarwickelmuster unterschieden (Abb. 2-8). Beim Wickeln von Druckbehältern ist ein Mix aus unterschiedlichen Mustern erforderlich, da ein ausgeglichener Winkelverbund ($\alpha = 54,7^\circ$) prozessbedingt im Dombereich nicht eingehalten werden kann und keine sichere Verstärkung der Polkappen erlaubt [28, 64]. Entsprechend werden durch Radialwickelmuster Umfangslagen auf dem Liner aufgebracht, welche den Druckbehälter vor allem in Umfangsrichtung verstärken. Kreuz- und Polarwickelmuster liefern die Festigkeit in axialer Richtung und dienen der Verstärkung der Dombereiche. Die Kombination unterschiedlicher Wickelmuster für aufeinanderfolgende Lagen ergibt den Lagenaufbau. Dieser kann beanspruchungsgerecht an die Geometrie des Behälters angepasst werden. Das exakte Wickelmuster wird numerisch in computergestützten Wickelsimulationen ermittelt [74].

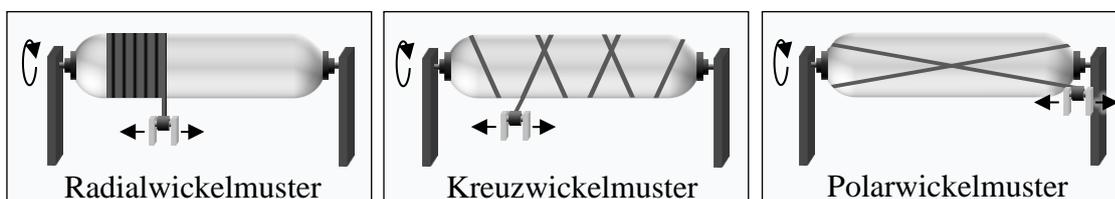


Abb. 2-8: Arten von Wickelmustern in der Fertigung von Druckbehältern mit CFK-Armierung basierend auf der Darstellung von [72].

Je nach Einbringung des Matrixsystems werden verschiedene Wickeltechnologien unterschieden. Für die Herstellung von Typ IV Druckbehältern sind vor allem das Nasswickelverfahren sowie das Wickeln mit Prepregs relevant [48]. Dabei werden in der Regel duroplastische Harze als Matrixmaterial verwendet [75]. Im Nasswickelverfahren erfolgt die Tränkung der Carbonfaser während des Wickelprozesses unmittelbar vor der

Ablage auf dem Liner, indem die Faser durch ein flüssiges Harzbad geführt wird [76]. Bei der Nutzung von Prepregs werden Fasern verwendet, die bereits mit dem Matrixsystem vorimprägniert sind. Abschließend wird in beiden Verfahren die Matrix unter erhöhter Temperatur ausgehärtet.

2.4.2 Flechten

Flechten gilt im Bereich der Herstellung von CFK-Profilen als gängiges Verfahren zur Fertigung von Faserhalbzeugen [77]. Neben der etablierten Wickeltechnologie ist grundsätzlich auch das Flechtverfahren geeignet, um die Armierungsschicht für die Typ IV Druckbehälter auf dem Liner aufzubringen. Ähnlich wie beim Wickelverfahren werden die Carbonfasern endkonturnah direkt auf dem Liner abgelegt. Der Liner bildet dabei den Flechtkern, der durch das Flechtrad geführt wird (Abb. 2-9). Entlang des Flechtradumfangs sind Klöppel positioniert, auf denen sich Spulen befinden, die mit Carbonfasern bestückt sind. Das typische Flechtmuster entsteht durch eine sinusförmige Bewegung der Klöppel entlang des Flechtrads, wobei jeder zweite Klöppel im Uhrzeigersinn wandert und die restlichen Klöppel in die entgegengesetzte Richtung [77, 78]. Je nach angestrebter CFK-Wandstärke werden auf diese Weise mehrere Flechtlagen aufgebracht. Die Einbringung des Matrixsystems erfolgt in der Regel im Nachgang über einen druckgesteuerten Tränkungsprozess (Resin Transfer Molding, kurz RTM) [77].

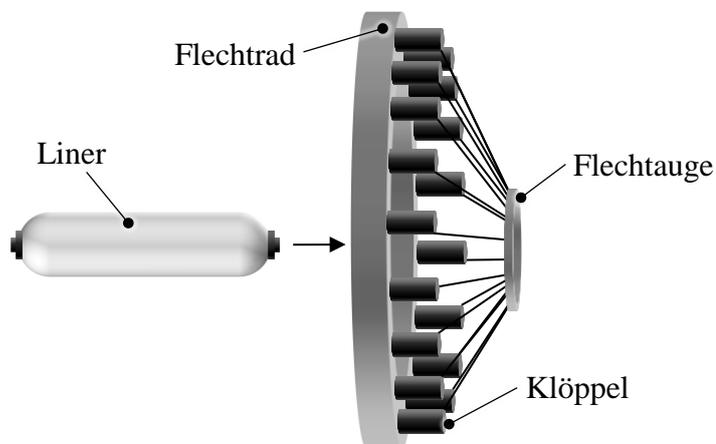


Abb. 2-9: Aufbringung der CFK-Armierungsschicht auf den Liner durch einen Flechtprozess.

Die Faserarchitektur basiert für die Herstellung von Druckbehältern typischerweise auf einem biaxialen Geflecht, das im Umflechtverfahren erzeugt wird (Abb. 2-10) [28, 79]. Im Vergleich zum Wickeln ergeben sich dadurch einige Unterschiede für den Aufbau des Druckbehälters. Einerseits erlaubt die Faserarchitektur eine optimale Anpassung der Faserwinkel an die Belastungsverhältnisse, was einen effizienten Materialeinsatz der Carbonfasern im Druckbehälter begünstigt. Durch einen ausgeglichenen Winkelverbund mit einem Flechtwinkel von $54,7^\circ$ weist die Armierungsschicht in Umfangsrichtung eine doppelt so hohe Festigkeit wie in Axialrichtung auf [61].

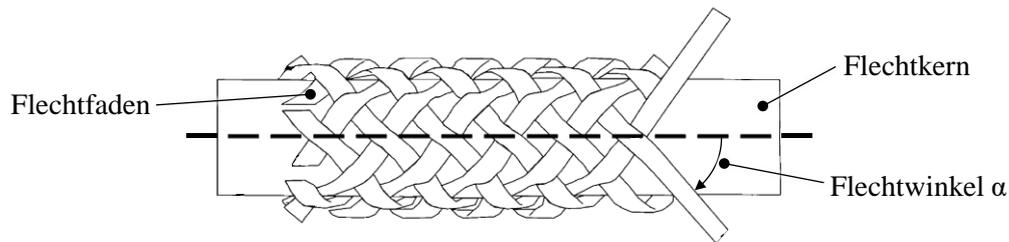


Abb. 2-10: Schematische Darstellung eines biaxialen Geflechts als Grundlage für eine CFK-Armierungsschicht in einem geflochtenen Druckbehälter [80].

Der Flechtwinkel α lässt sich über die Geschwindigkeit v_f der Flechtkerndurchführung, den Flechtkerndurchmesser d_f sowie die Umfangsgeschwindigkeit ω der Klöppel einstellen [81]:

$$\alpha = \tan^{-1} \cdot \left(\frac{\omega \cdot d_f}{2 \cdot v_f} \right) \quad (2-4)$$

Des Weiteren ist eine Anpassung der Domkontur erforderlich, damit eine vollständige Ablage der Fasern auf dem Liner während des Flechtprozesses sichergestellt werden kann (Abb. 2-11) [75, 82]. Dies führt zu einer sanfteren Verjüngung des Durchmessers als bei gewickelten Druckbehältern.

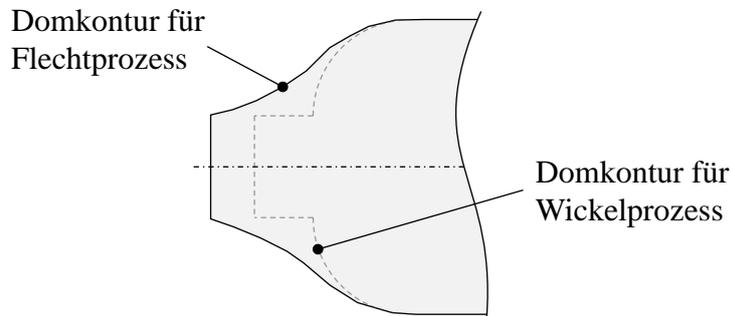


Abb. 2-11: Angepasste Domkontur für geflochtene Druckbehälter nach [82].

Der Durchmesser des Geflechts steht in direktem Zusammenhang mit der Breite des Flechtgarns b_g , der Lückenbreite b_l zwischen zwei Flechtgarnen, dem Flechtwinkel α und der Anzahl der Klöppel n [83]:

$$d_F = \frac{(b_g + b_l) \cdot n}{2\pi \cdot \cos(\alpha)} \quad (2-5)$$

Da die Klöppelanzahl n im Flechtprozess konstant bleibt, führt eine Durchmessererjüngung zu einer Materialanhäufung im Dombereich, falls der Flechtwinkel konstant bleibt. Aus Festigkeitssicht wird die Behälterwand bei kleineren Durchmessern weniger

belastet, was zu einer Überdimensionierung des Druckbehälters im Dombereich führt (Abb. 2-12).

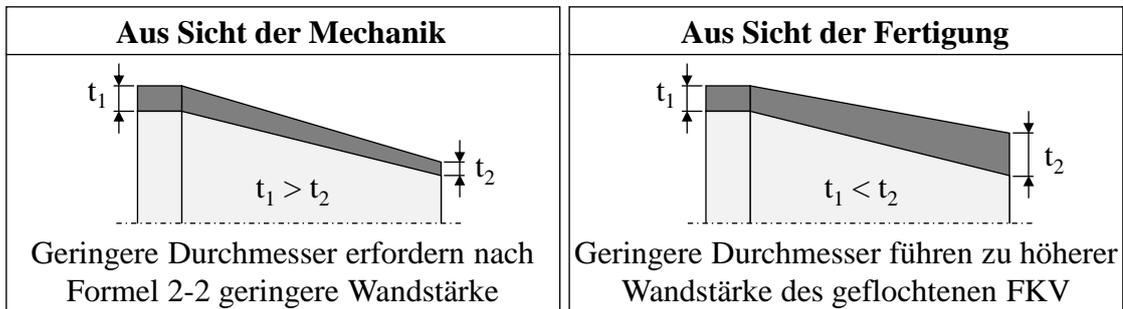


Abb. 2-12: Überdimensionierung der Behälterwand durch Materialanhäufungen infolge von Durchmesserreduktion bei geflochtenen Druckbehältern nach [28].

Geflochtene Druckbehälter befinden sich in der Entwicklung und sind aktuell noch nicht kommerziell verfügbar. Umsetzungskonzepte wurden unter anderem von Rosen [28], Lengensdorf et al. [75, 79] und der Rehau AG [84] untersucht. Für die Druckbehälterherstellung sieht Lengensdorf [75] in der Flechttechnologie Kosteneinsparpotenzial gegenüber der konventionellen Wickeltechnologie aufgrund der hohen Automatisierbarkeit.

2.5 Druckbehälterbauweisen für flache quaderförmige Bauräume

Die Nutzung gemeinsamer Fahrzeugarchitekturen für Batterieelektro- und Brennstoffzellenfahrzeuge erfordert unter anderem die Integration der Wasserstoffspeicher in die flachen quaderförmigen Batteriespeicherbauräume. In der Literatur finden sich sowohl zylindrische als auch alternative Druckbehälterbauweisen, die sich potenziell in diese Bauräume integrieren lassen. Ein Überblick zu den bekannten Bauweisen ist nachfolgend aufgezeigt.

2.5.1 Zylindrische Druckbehälter

Ausgehend vom Stand der Technik der Wasserstoffspeicherung in Brennstoffzellenfahrzeugen ist die zylindrische Grundform mit sphärischen Enden am naheliegendsten für die Gestaltung der Druckbehälter. Mit einem entsprechend kleinen Durchmesser sowie einem erhöhten Länge-zu-Durchmesser-Verhältnis lassen sich zylindrische Druckbehälter in flache quaderförmige Bauräume integrieren.

In der Patent- und Wissenschaftsliteratur finden sich dazu unterschiedliche Bauweisen, die sich grob in zwei Gruppen gliedern lassen (Abb. 2-13). In einer differenziellen Ausführung erfolgt die Gasspeicherung in mehreren zylindrischen Rohrspeichern, die über eine zusätzliche Komponente miteinander verbunden sind. Kennzeichnend für diese

Bauweise ist, dass die zylindrischen Rohrspeicher als einzelne Elemente gefertigt werden und separate Druckbehälter darstellen können. Durch die Verbindung miteinander wird aus den einzelnen Druckbehältern ein Speichersystem gebildet. Der zweite Ansatz stellt eine integrale Ausführung des Druckbehältersystems dar. Dabei handelt es sich um ein einzelnes zylindrisches Rohr, das aus geraden und gebogenen Elementen besteht und den quaderförmigen Bauraum ausfüllt. Dabei kann der Rohrspeicher beispielsweise mäanderförmig durch den Bauraum geführt werden.

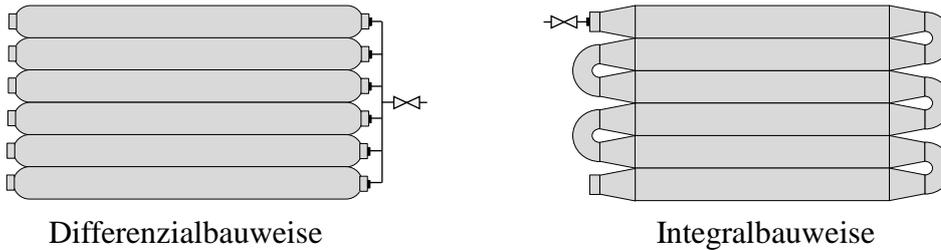
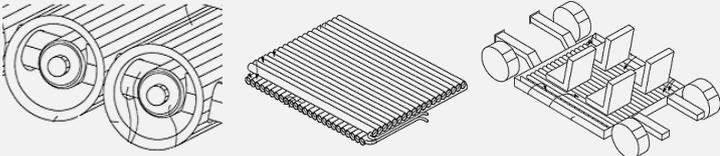
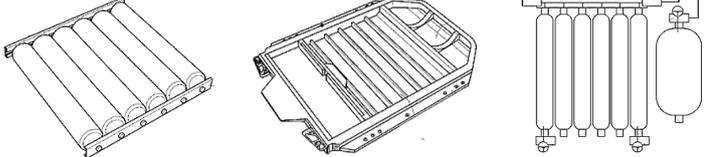
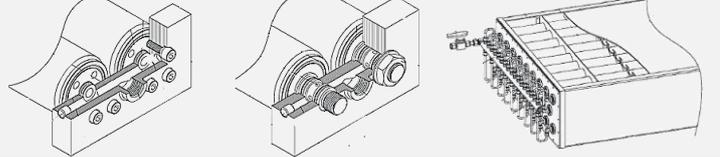
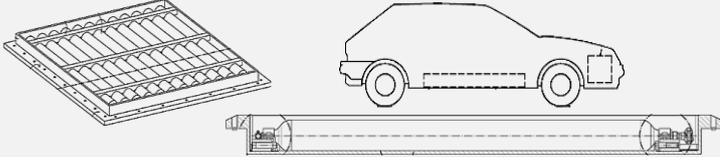
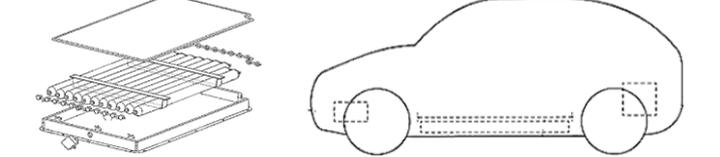
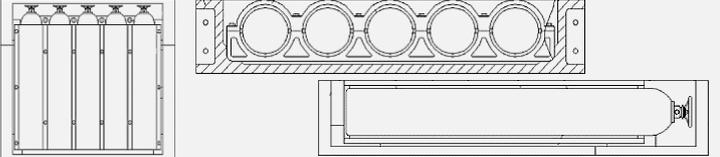


Abb. 2-13: Prinzipielle Bauweisen von zylindrischen Wasserstoffdruckbehältern für flache quaderförmige Bauräume nach [26].

Verschiedene Ausführungsmöglichkeiten zur Differenzialbauweise sind in Tab. 2-3 dargestellt. Darin wird in einigen Fällen direkt ersichtlich, dass die Bauweisen für eine Integration in den Unterboden von Personenkraftwagen entwickelt werden. Die Verbindung der einzelnen zylindrischen Behälter erfolgt beispielsweise über ein externes Leitungssystem oder über ein gemeinsames Befestigungskonzept für die Rohrspeicher, wodurch gleichzeitig ein Fluiddurchfluss ermöglicht wird. Weitere Beispiele sind der Patentliteratur [85–87] zu entnehmen.

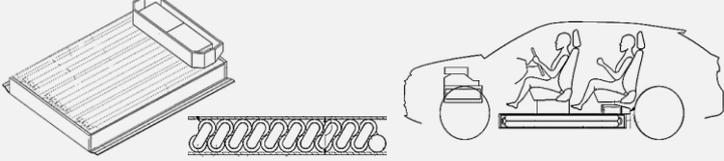
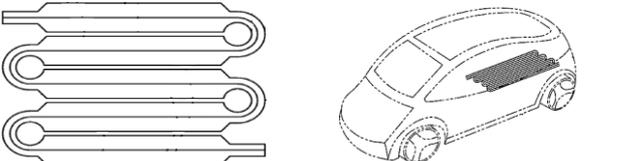
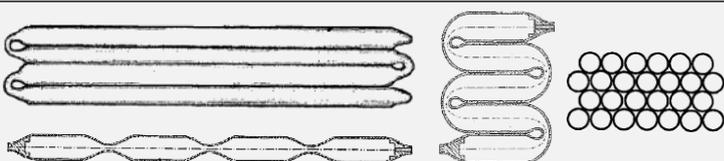
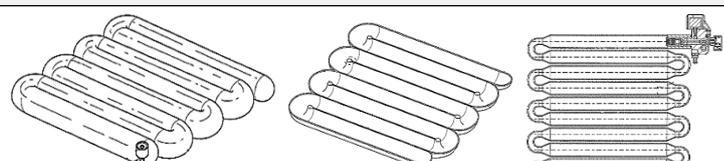
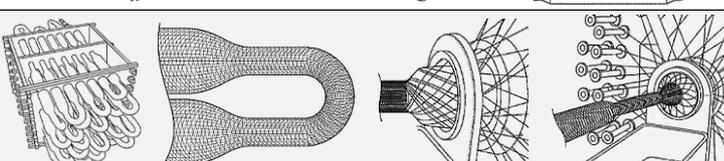
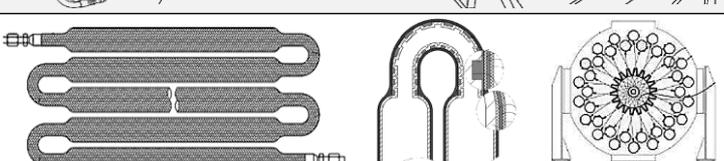
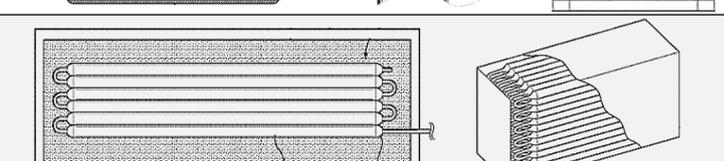
Tab. 2-3: Ausführungsbeispiele für zylindrische Druckbehältersysteme in Differenzialbauweise in der Patentliteratur [88–95].

Anmelder / Patent	Ausführungsbeispiel
Audi AG EP3595921B1	
BMW AG DE102021106038A1	
Liu Xin CN210716942U	
Plastic Omnium Advanced Innovation and Research WO2021110707A1	
Robert Bosch GmbH DE102020201046A1 / WO2021151687A1	
Toyota Motor Company DE102018116090A1	
Wuhan Grove Hydrogen Automobile Co. Ltd. CN201920757409U	

In Tab. 2-4 sind Ausführungsmöglichkeiten für die Integralbauweise dargestellt. Im Vergleich zur Differenzialbauweise zeigt sich, dass für die Integralbauweise vor allem die versetzte Stapelung mehrerer Reihen übereinander verfolgt wird, um den Bauraum bestmöglich zu nutzen. Gleichzeitig wird in diesen Fällen der Durchmesser im Bereich der Umlenkungselemente kleiner dimensioniert als in den zylindrischen Bereichen. Des Weiteren geht aus einigen Ausführungen hervor, dass es sich um Typ IV Druckbehälter handelt, deren Armierungsschicht aus geflochtenem Faser-Kunststoff-Verbund besteht. Die Liner sind in diesen Fällen aus Kunststoffrohren hergestellt, die im Bereich der kleineren Durchmesser teilweise wellrohrartige Korrugationen aufweisen, um eine flexible

Biegung des Rohrspeichers zu ermöglichen. Ähnlich zur Differenzialbauweise wird für die integrale Ausführung vereinzelt die Integration in den Fahrzeugunterboden als Anwendungsfall aufgezeigt. Weitere Beispiele sind der Patentliteratur [96–100] zu entnehmen.

Tab. 2-4: Ausführungsbeispiele für zylindrische Druckbehältersysteme in Integralbauweise in der Patentliteratur [101–108].

Anmelder / Patent	Ausführungsbeispiel
Audi AG DE102019211263B4 / DE102018215447B3	
Robert Bosch GmbH WO2020088898A1	
Daimler AG DE102013002944A1	
Goodrich Corporation EP3246617B1	
Other Lab, LLC EP3384199	
T4L Co., Ltd. KR102242337B1	
Third Shore Group, LLC US9850852B2	

Zylindrische verkettete Wasserstoffdruckbehälter für flache quaderförmige Bauräume sind bislang weder in Integral- noch in Differenzialbauweise kommerziell verfügbar. Erste Untersuchungen [68] zur integralen Ausführung haben gezeigt, dass sich beispielsweise in einer Typ IV Ausführung mit einer Armierungsschicht aus Aramidfasern ein

Berstdruck von mehr als 200 MPa erreichen lässt. Allerdings konnte kein passendes Linerkonzept für die Speicherung von Wasserstoff gefunden werden. Andere Untersuchungen [109] zur Integralbauweise beschäftigten sich mit der Optimierung des Lagenaufbaus der geflochtenen Armierungsschicht. In [110] wird das thermodynamische Fluidverhalten während der Befüllung und Entnahme mit Erdgas anhand eines Prototyps analysiert.

2.5.2 Alternative Druckbehältergeometrien

Aus physikalischer und mechanischer Sicht bildet die Kugel aufgrund des Membranspannungszustands die optimale Form für einen Druckbehälter, konnte sich aber in der technischen Anwendung aufgrund der hohen Herstellungskosten bislang nicht durchsetzen. Zylindrische Bauweisen mit näherungsweise sphärischen Endkappen bilden heute den Stand der Technik, da sich durch diese Form eine kostengünstige Fertigung sowie eine speichereffiziente Auslegung gut miteinander verbinden lassen.

Je nach Anwendungsfall kann es sein, dass andere Anforderungen wie beispielsweise eine hohe Speichereffizienz bei gleichzeitig begrenztem Bauraum in den Vordergrund der Behälterentwicklung rücken. Vor allem in quaderförmigen Bauräumen bleibt durch den Einsatz von zylindrischen Druckbehältern vergleichsweise viel Volumen in den Ecken und Kanten ungenutzt. Eine mögliche Variation der Druckbehältergeometrie, die es dennoch erlaubt, den Membranspannungszustand auszunutzen, und Potenzial für die Integration in quaderförmige Bauräume aufweist, ist der Multizellenspeicher (Abb. 2-14). Dabei besteht der Behälter aus mehreren nebeneinander positionierten Kammern, die durch eine außenliegende Schicht zusammengehalten und verstärkt werden.

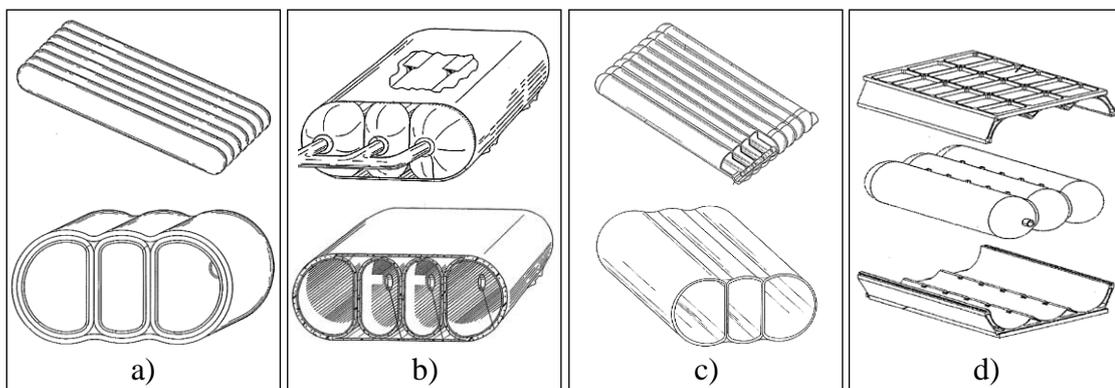


Abb. 2-14: Ausführungsbeispiele für Druckbehälter in der Ausführung als Multizellenspeicher: a) [111], b) [112], c) [113] und d) [114].

Rosen [28] führte eine numerische Auslegung für einen Multizellenspeicher mit einer CFK-Armierungsschicht durch. Er kam zu dem Schluss, dass im Vergleich zu konventionellen Druckbehältern je nach Bauraumabmessungen eine Steigerung des speicherbaren Gasvolumens möglich ist. Jedoch geht diese mit einem überproportional höheren CFK-Materialeinsatz einher, weswegen die Bauweise nicht weiterverfolgt wurde. Ein

vergleichbares Konzept wurde von Schierle [115] untersucht, der einen wabenartigen Typ III Druckbehälter für die CNG-Speicherung entwickelte. Mit einem Berstdruck von 485 bar konnte eine der wesentlichen Mindestanforderungen für die Zulassung von CNG-Tanks erfüllt werden. Die Potenzialanalyse zeigte ähnliche Ergebnisse wie die des Multizellenspeichers. Eine höhere Speichereffizienz ist zwar darstellbar, bedarf aber eines deutlich höheren Materialeinsatzes im Vergleich zu Stand der Technik CNG-Druckbehältern.

Andere Druckbehälterbauweisen, die sich besonders für die effiziente Integration in quaderförmige Bauräume eignen, weisen eine lasttragende Innenstruktur auf. Diese erlaubt es näherungsweise planare Seitenflächen zu erzeugen, die durch die Innenstruktur zusammengehalten werden. Aus mechanischer Sicht stellt dies eine gute Lösung dar, um die Behälterform an unterschiedliche Bauräume anzupassen. Die größte Herausforderung liegt in der Regel in der fertigungstechnischen Machbarkeit. Einerseits muss die Kraftübertragung zwischen lasttragender Innenstruktur und Außenwand sichergestellt werden, andererseits dürfen in diesen Bereichen keine potenziellen Leckstellen eingebracht werden.

Simmons et. al [116, 117] schlagen für einen solchen Behälter die Nutzung einer minimalen Oberfläche nach Schwarz vor (Abb. 2-15, links). Die fertigungstechnische Umsetzung erfolgte anhand eines prototypischen Typ I Druckbehälters. Die innere Struktur wurde mittels Verschweißen eines Blechpakets sowie Heißgasumformen hergestellt. In einem Drucktest konnte der angestrebte Auslegungsberstdruck von 56,3 MPa aufgrund einer Leckage bei 30,7 MPa nicht validiert werden. Eine weitere Bauweise mit Zugstreben im Behälterinneren wird von Geuskens [118] untersucht (Abb. 2-15, rechts). Die Außenform weist die Form mehrerer miteinander verbundener Seifenblasen auf und ermöglicht es, einen optimalen Membranspannungszustand für die Außenhaut zu generieren. Geuskens entwickelt eine analytische und numerische Auslegungsmethodik und zeigt mögliche Anwendungsfälle auf. Eine Konzeptvalidierung anhand von Prototypen ist nicht erfolgt.

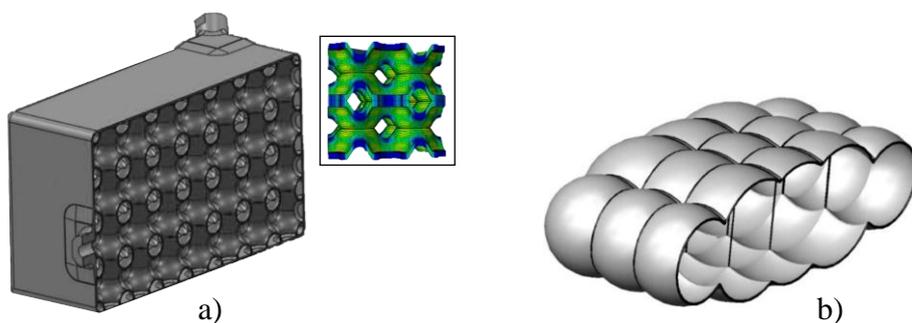
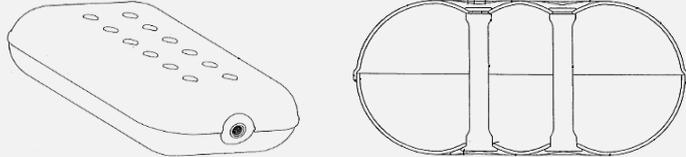
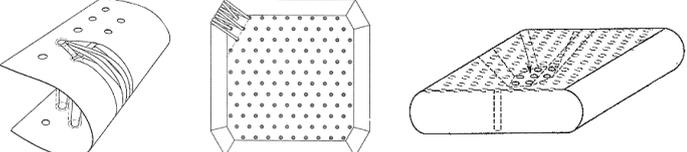
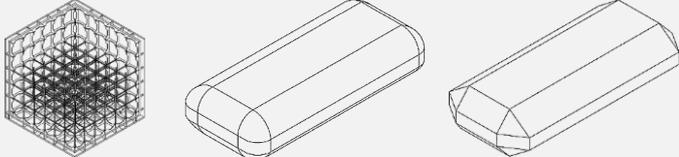
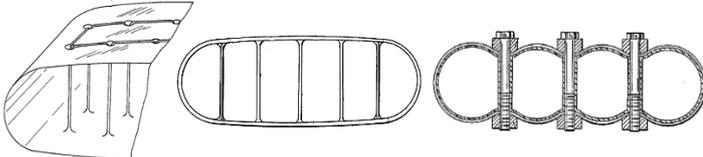
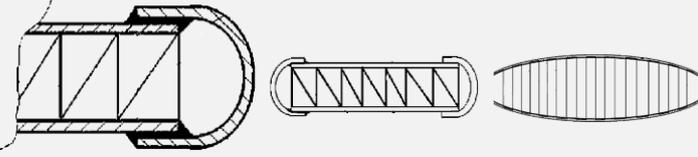
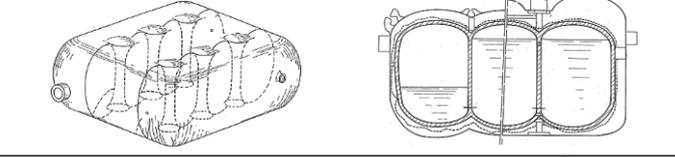
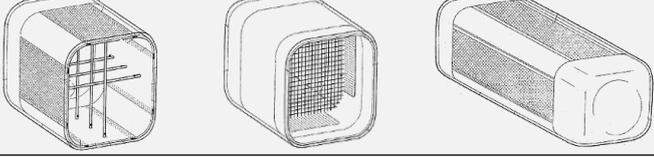


Abb. 2-15: Druckbehälterbauweisen mit lasttragender Innenstruktur: a) Nutzung einer minimalen Oberfläche nach Schwarz [116, 117] und b) Einbringung von Zugstreben in einen Multiblasenspeicher [118].

In der Patentliteratur finden sich einige Behälterkonzepte mit lasttragender Innenstruktur. Dabei werden vor allem Umsetzungsbeispiele mit Zugstreben im Behälterinneren aufgezeigt. Je nach Abmessungen der Druckspeicher hinsichtlich Länge, Breite und Höhe sind die Zugstreben in eine, zwei oder drei Raumrichtungen angeordnet. Eine Übersicht zu zugverstrebt Druckbehältern ist in Tab. 2-5 dargestellt. Weitere Beispiele sind der Patentliteratur [119–122] zu entnehmen.

Tab. 2-5: Ausführungsbeispiele für näherungsweise quaderförmige Druckbehälterbauweisen mit Zugstreben im Inneren in der Patentliteratur [123–129].

Anmelder / Patent	Ausführungsbeispiel
Benteler Automobiltechnik GmbH DE10329990B3	
Hydrogen Components, Inc. US20200318789A1	
Korea Advanced Institute of Science and Technology EP2702310B1	
Mannesmann AG DE19749950C2	
Privatpersonen: Blessing et al. DE102017218299A1	
Renault WO0218836A1	
Volkswagen AG DE102009057170A1	

3 Analyse der Integration zylindrischer Druckbehälter in quaderförmige Bauräume

Der Stand der Technik zeigt eine Vielzahl von möglichen Druckbehälterbauweisen, die potenziell in flache quaderförmige Bauräume integriert werden können. Aus Sicht des Technologiereifegrads stellt die Verwendung mehrerer zylindrischer Typ IV Druckbehälter, deren Außendurchmesser auf die Bauraumhöhe skaliert wird, die naheliegendste und vielversprechendste Option dar. Andere Konzepte wie beispielsweise die versetzte Stapelung und integrale Verbindung deutlich kleinerer zylindrischer Röhren versprechen großes Potenzial hinsichtlich der speicherbaren Wasserstoffmenge, befinden sich aber noch im Forschungsstadium.

Die kundenrelevante Fahrzeugreichweite stellt eine Hauptanforderung an zukünftige Brennstoffzellenfahrzeuge dar. Diese wird maßgeblich über die speicherbare Wasserstoffmenge im begrenzten Bauraum bestimmt. Um das Speicherpotenzial unterschiedlicher zylindrischer Druckbehälterbauweisen bewerten zu können, wird für unterschiedliche Konzepte die volumetrische Effizienz bzw. der Volumennutzungsgrad analysiert. Dieser beschreibt den Anteil des gespeicherten Wasserstoffvolumens bei 700 bar Druck am gesamten Bauraumvolumen in Prozent. Nachfolgend werden basierend auf einer ersten Bauraumanalyse die Einflussfaktoren auf die Auslegung der Wandstärken der Armierungsschicht und des Liners untersucht. Anhand eines Parametermodells werden abschließend die Einflussgrößen auf die Speichereffizienz von unterschiedlichen zylindrischen Druckbehälterbauweisen in einem quaderförmigen Bauraum charakterisiert.

3.1 Energiespeicherbauräume in zukünftigen Brennstoffzellenfahrzeugen

Die Nutzung gemeinsamer Fahrzeugarchitekturen für Batterieelektro- und Brennstoffzellenfahrzeuge setzt voraus, dass die Integration der Antriebskomponenten in die gleichen Bauräume erfolgt. Stückzahlgetrieben wird der Energiespeicherbauräum von den BEVs vorgegeben und bildet die Randbedingung für die Integration der Wasserstoffdruckbehälter in FCEVs.

3.1.1 Definition eines Referenzbauraums

In heutigen Batterieelektrofahrzeugen erfolgt die Integration des HochvoltSpeichers aus Gründen der Modularisierbarkeit sowie Sicherheit im Crash in der Regel im Fahrzeugunterboden [12]. Der flache quaderförmige Energiespeicherbaureaum erstreckt sich in der Länge zwischen den Fahrzeugachsen, in der Breite zwischen den Längsträgern und in der Höhe zwischen Fahrzeugunterbodenverkleidung und Fahrgastinnenraum [26].

Eine beispielhafte Bauraumabmessung wird von der Organisation „Fuel Cells and Hydrogen Joint Undertaking“ (kurz FCH-JU) definiert. In einer Ausschreibung für ein öffentlich gefördertes Forschungsprojekt wird die Entwicklung von Wasserstofftanks für Elektrofahrzeugarchitekturen angefragt. Darin wird unter anderem ein Bauraum für das zu entwickelnde Tanksystem als Randbedingung festgelegt. Die Abmessungen für Länge, Breite und Höhe betragen 1800 mm x 1300 mm x 140 mm. Für die Speichereffizienz wird ein minimaler Volumennutzungsgrad von 45 % gefordert. Dies entspricht einem effektiven Wasserstoffvolumen von 147 Litern und einer Wasserstoffmasse von 5,9 kg unter 700 bar Betriebsdruck. Bei einem Durchschnittsverbrauch von ca. 1 kg Wasserstoff pro 100 km Strecke ergibt sich daraus eine akzeptable Reichweite von 590 km pro Tankladung. [130]

Ein vergleichbarer Bauraum für die Integration von Wasserstofftanks in zukünftige Fahrzeugarchitekturen wird in [26] beschrieben. Dieser hat die Abmessungen 1600 mm x 1300 mm x 130 mm. Für die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen wird dieser Bauraum als Referenz B0 (Abb. 3-1, links) definiert. Dieser dient als Grundlage für eine Bauweisen übergreifende Potenzialbewertung hinsichtlich Wasserstoffspeichereffizienz. Aufgrund fortlaufend steigender Energiedichten in der HochvoltSpeichertechnologie wird davon ausgegangen, dass zukünftig auch vermeintlich kleinere Bauräume für die Batterieintegration ausreichend sein werden, um die Reichweitenanforderungen zu erfüllen. Entsprechend dürfte dies langfristig eine Auswirkung auf die Fahrzeugarchitektur haben. Es wird davon ausgegangen, dass sich der Bauraum vor allem in der Höhe verringern wird. Um diesen Effekt in den Untersuchungen berücksichtigen zu können, wird eine alternative Bauraumvariante B1 definiert. Diese hat die Abmessungen 1600 mm x 1300 mm x 100 mm (Abb. 3-1, rechts).

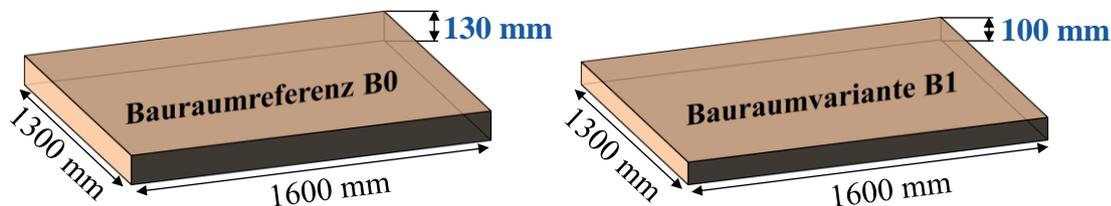


Abb. 3-1: Referenzbauräume für die Bewertung der Speichereffizienz unterschiedlicher Bauweisen von Wasserstoffdruckbehältern.

3.1.2 Voruntersuchung zur Bauraumausnutzung

Für die Anordnung zylindrischer Druckbehälter im quaderförmigen Bauraum gibt es verschiedene Möglichkeiten. Wird der Durchmesser des Behälters deutlich kleiner gewählt als die Bauraumhöhe, so können mehrere Zylinderreihen übereinander gestapelt werden. Dazu lassen sich grundsätzlich eine quadratische und eine hexagonale Anordnung unterscheiden (Abb. 3-2). Die hexagonale Anordnung weist ein deutlich höheres Potenzial für die Ausnutzung des Bauraums auf. Betrachtet man lediglich eine Einheitszelle im Querschnitt, kann anhand des Flächennutzungsgrads N_F die maximal erreichbare Effizienz der Zylinderstapelung ohne Berücksichtigung von Randeffekten bewertet werden. Für eine quadratische Anordnung liegt das Maximum bei 78,54 % und für eine hexagonale Anordnung bei 90,69 %.

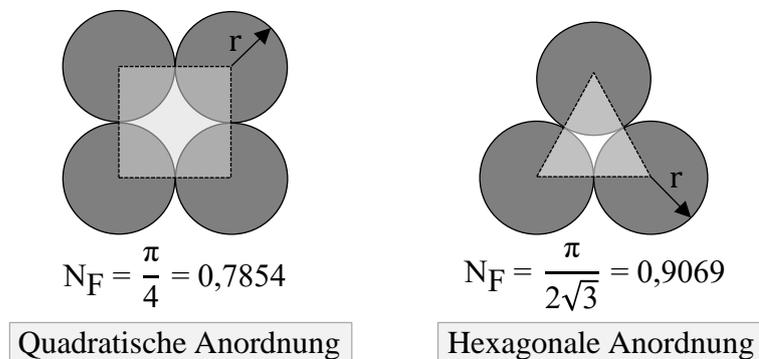


Abb. 3-2: Betrachtung des Querschnitts für verschiedene Anordnungsmöglichkeiten zylindrischer Druckbehälter im quaderförmigen Bauraum.

Unter Einbeziehung der Bauraumrandbedingungen liegt der Flächennutzungsgrad unterhalb des Maximalwerts, da nur vollständig integrierbare Zylinder berücksichtigt und die Randbereiche einbezogen werden. Anhand von Abb. 3-3 wird deutlich, dass vor allem das Verhältnis von Bauraumhöhe h zu Bauraumlänge l eine Auswirkung auf den Flächennutzungsgrad hat. Des Weiteren zeigt sich, dass durch die Stapelung mehrere Zylinderreihen i übereinander ab einem gewissen h zu l Verhältnis der Flächennutzungsgrad höher ist als für eine einreihige Anordnung. Je höher die Reihenanzahl, desto höhere Flächennutzungsgrade lassen sich realisieren und desto geringer sind die Schwankungen in Abhängigkeit des h zu l Verhältnisses.

Für den Referenzbauraum B_0 und die Variante B_1 zeigt sich, dass durch eine mehrreihige Anordnung der Bauraum in der Querschnittsbetrachtung besser ausgenutzt werden kann. Für Zylinderanordnungen, die um 90° gedreht im Bauraum vorliegen, gilt der gleiche Zusammenhang zwischen Bauraumhöhe h und Bauraumbreite b . Technische Randbedingung für die Umsetzung mehrreihiger Anordnungen sind an dieser Stelle noch nicht berücksichtigt. Beispielsweise ist die fertigungstechnische Machbarkeit für besonders kleine Durchmesser und damit extreme Länge zu Durchmesser Verhältnisse zu prüfen. Vor allem für die Wickeltechnologie kann dies in der Aufbringung der Kreuzlagen und der vollständigen Bedeckung des Dombereichs zu Schwierigkeiten führen.

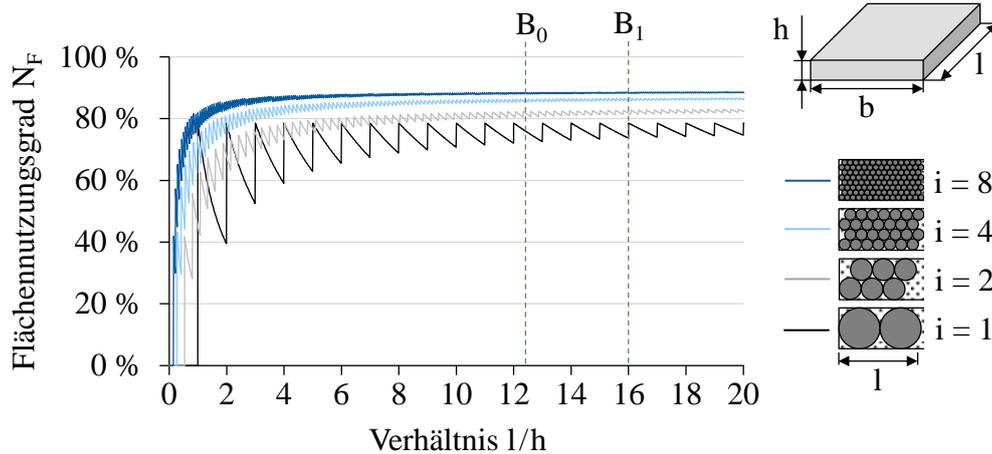


Abb. 3-3: Flächennutzungsgrad im Bauraumquerschnitt in Abhängigkeit der Anzahl i übereinander gestapelter Zylinderreihen.

Eine weitere Möglichkeit, die Bauraumausnutzung zu verbessern, ist die Kombination mehrerer Behälter mit unterschiedlichen Durchmessern. Im Vergleich zu einer rein quadratischen Anordnung kann auf diese Weise der Flächennutzungsgrad deutlich gesteigert werden (Abb. 3-4). Ähnlich zur mehrreihigen Anordnung ist eine Umsetzung aus Tanksystemsicht mit einigen Herausforderungen verbunden. Einerseits erfordern unterschiedliche Behälterdurchmesser eine separate Auslegung und Fertigung, was die Systemkosten erhöht. Andererseits stellt auch hier die fertigungstechnische Machbarkeit für Behälter mit besonders kleinen Durchmessern eine Herausforderung dar. Zusätzlich steigt die Systemkomplexität durch die Vielzahl an Komponenten und die hohe Anzahl an Verbindungselementen erhöht das Risiko möglicher Leckstellen.

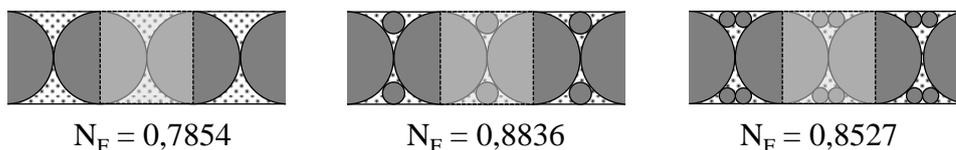


Abb. 3-4: Kombination verschiedener Zylinderdurchmesser zur Steigerung des Flächennutzungsgrads im Querschnitt eines quaderförmigen Bauraums

Die Betrachtung des Flächennutzungsgrads im Querschnitt des Bauraums erlaubt lediglich eine grobe Potenzialabschätzung für verschiedene Zylinderanordnungen. Es wird zwar deutlich, wie der ungenutzte Bauraum bestmöglich reduziert werden kann, allerdings lässt sich keine Aussage zur maximal speicherbaren Wasserstoffmenge treffen, da die Wandstärken des Liners und der Armierungsschicht nicht berücksichtigt sind. Weitere Randeffekte ergeben sich in Zylinderlängsrichtung im Bereich der Domkappen. Die Bewertung der volumetrischen Effizienz der Tanksysteme muss deshalb anhand von Modellen erfolgen, die eine dreidimensionale Ausdehnung der Behälter und damit auch die spezifische Bauweise berücksichtigen. In Kapitel 3.4 wird diese Untersuchung weiter vertieft.

3.2 Analyse der Armierungsschicht

Die Analyse des Volumennutzungsgrads für die Wasserstoffspeicherung im quaderförmigen Bauraum setzt Kenntnisse über die Wandstärke der CFK-Armierungsschicht voraus. Diese ist in Typ IV Druckbehältern maßgeblich für die mechanische Festigkeit verantwortlich und hat einen wesentlichen Einfluss auf die Speichereffizienz. Aufgrund der geringen Höhe des Bauraums weisen zylindrische Druckbehälter für besonders flache Bauräume ein vergleichsweise großes Länge zu Durchmesser Verhältnis auf. Folglich ist vor allem die Wandstärke im zylindrischen Bereich relevant für eine speichereffiziente Behälterauslegung. Im Vergleich dazu hat die Wandstärke im Dombereich nur einen geringen Einfluss auf die Wasserstoffspeichermenge.

3.2.1 Gewickelte Typ IV Druckbehälter

Die Grobauslegung der Wandstärke von Druckbehältern im zylindrischen Bereich erfolgt nach Formel (2-2) in Abhängigkeit vom Auslegungsberstdruck, dem Behälterdurchmesser sowie der Festigkeit der Behälterwand. Der Auslegungsberstdruck ist abhängig von der Mindestanforderung für die Zertifizierung des Behälters und wird im Rahmen dieser Arbeit als konstant angesehen. Unter Berücksichtigung des Streuverhaltens im Berstversagen der Behälter wird der Auslegungsberstdruck mit 165 MPa angenommen. Damit liegt er ca. 5 % oberhalb des nach R134 [56] minimal zulässigen Berstdrucks von 157,5 MPa.

Der mittlere Durchmesser des Behälters hängt maßgeblich von den Bauraumrandbedingungen ab und hat nach Formel (2-2) einen direkt proportionalen Einfluss auf die Wandstärke des Druckbehälters. Im Betrieb kommt es zu geringfügigen Durchmesseränderungen infolge der Behälterausdehnung durch die unterschiedlichen vorliegenden Druckniveaus. Der maximale Behälterdurchmesser im Betrieb liegt kurz nach der Betankung vor, die zu einem maximalen Innendruck von 87,5 MPa führen kann. Für eine einreihige Anordnung der Druckbehälter im Referenzbauraum entspricht der maximale Behälteraußendurchmesser bei einem vorliegenden Innendruck von 87,5 MPa gleich der Bauraumhöhe.

Die Festigkeit der Behälterwand ist hauptsächlich abhängig vom Laminataufbau der CFK-Armierungsschicht, dem Faservolumengehalt (FVG) im Laminat sowie der Festigkeit der Carbonfasern. Der Faservolumengehalt beträgt für nassgewickelte Druckbehälter ca. 60 % [72]. Durch den Einsatz von Prepregs lassen sich Faservolumenanteile von ca. 65 % erreichen [131]. Typische Faserwerkstoffe, die für Typ IV Druckbehälter zum Einsatz kommen, lassen sich den „Standard Modulus“ Fasern zuordnen und weisen Zugfestigkeiten in Faserlängsrichtung von ca. 5000 MPa auf. Ein beispielhaftes Material stellt die Carbonfaser T700S des Herstellers Toray dar (Datenblatt siehe Anhang b). Die Standard Modulus Fasern stellen aus Sicht der Kosten- und Speichereffizienz einen guten Kompromiss dar. Höherfeste Fasern erlauben zwar geringere Wandstärken und dadurch Materialeinsparung, führen aber zu überproportional höheren Kosten.

Statisch und zyklisch einwirkende mechanische oder thermische Lasten während der Fertigung und im Betrieb führen zu Festigkeitsverlusten der Faser. Diese können in der Auslegung mithilfe eines Degradationsfaktors berücksichtigt werden und betragen für die Umfangslagen ca. 15 % sowie für die Kreuzlagen ca. 30 %. Der höhere Festigkeitsverlust für die Kreuzlagen ist unter anderem auf die höheren Faserondulationen zurückzuführen. [72]

Im zylindrischen Bereich des Druckbehälters kann die Laminatgesamtdicke aller Kreuzlagen größer sein als die der Umfangslagen, obwohl die Umfangsspannungen in der Armierungsschicht doppelt so hoch sind wie die Axialspannungen. Grund dafür ist neben einem geringeren Faservolumenanteil sowie der stärkeren Ondulation in den Kreuzlagen die Gewährleistung der Festigkeit im Dombereich des Behälters. Dies führt im zylindrischen Bereich der Behälter zu einer Überdimensionierung in Axialrichtung, weswegen im Berstfall zuerst die Umfangslagen versagen. Dies zeigt sich im Versagensfall durch einen Längsrisss im Behälter. Der Anteil der Kreuzlagen an der Laminatgesamtdicke eines Typ IV Druckbehälters wird beispielsweise von Hua et al. [132] mit 55 % angegeben, der Anteil der Umfangslagen mit 45 %. Unter der Annahme, dass die Umfangsspannungen im Behälter ausschließlich durch die Umfangslagen aufgenommen werden, kann mit Hilfe der beschriebenen Parameter eine analytische Abschätzung der Wandstärke der CFK-Armierungsschicht erfolgen (Tab. 3-1).

Tab. 3-1: Parameter für die Abschätzung der CFK-Wandstärke im zylindrischen Bereich von gewickelten Typ IV Druckbehältern.

Parameter	Variable	Wert	Einheit
Auslegungsberstdruck	p_a	165	MPa
Zugfestigkeit Kohlenstofffaser	σ_{cf}	5000	MPa
Faservolumengehalt	φ	65	%
Degradationsfaktor Fertigung/Betrieb	$d_{f,b}$	0,85	-
Umfangslagenanteil im Laminat	x_u	45	%

Anhand der Parameter lässt sich die effektive Laminatzugfestigkeit der gewickelten Umfangslagen $\sigma_{w,u}$ in Umfangsrichtung nach der Netztheorie berechnen:

$$\sigma_{w,u} = \sigma_{cf} \cdot d_{f,b} \cdot \varphi \quad (3-1)$$

Über die Kesselformel wird die notwendige Laminatdicke der Umfangslagen t_u in Abhängigkeit des mittleren Durchmesser d_m bestimmt:

$$t_u = \frac{p_a \cdot d_m}{2\sigma_{w,u}} \quad (3-2)$$

Entsprechend eines Umfangslagenanteils x_u von 45 % im zylindrischen Bereich des Behälters kann auf eine Gesamtwandstärke t_a geschlossen werden:

$$t_a = \frac{t_u}{x_u} \quad (3-3)$$

Da die Wandstärke linear vom Behälterdurchmesser abhängt (Formel (2-2)), kann diese unabhängig vom Absolutwert des Durchmessers als Prozentwert angegeben werden. Zur Validierung der analytisch abgeschätzten Gesamtwandstärke im zylindrischen Bereich, wird diese mit zwei im Betrieb befindlichen Behältern verglichen. Mit ca. 105 Liter und ca. 52 Liter Innenvolumen sind die realen Behälter deutlich größer als potenzielle Wasserstoffspeicher für den Referenzbaurraum B0. Deswegen werden im Rahmen eines Benchmarks mehrere Tanklieferanten angefragt, eine Vorauslegung für ein Druckbehältersystem für einen vergleichbaren Bauraum durchzuführen. Eine Auswertung dieser Wandstärken im Verhältnis zum Außen- und Innendurchmesser der CFK-Armierungsschicht sowie eine Gegenüberstellung zur analytischen Vorauslegung und den realen Druckbehältern ist in Abb. 3-5 dargestellt.

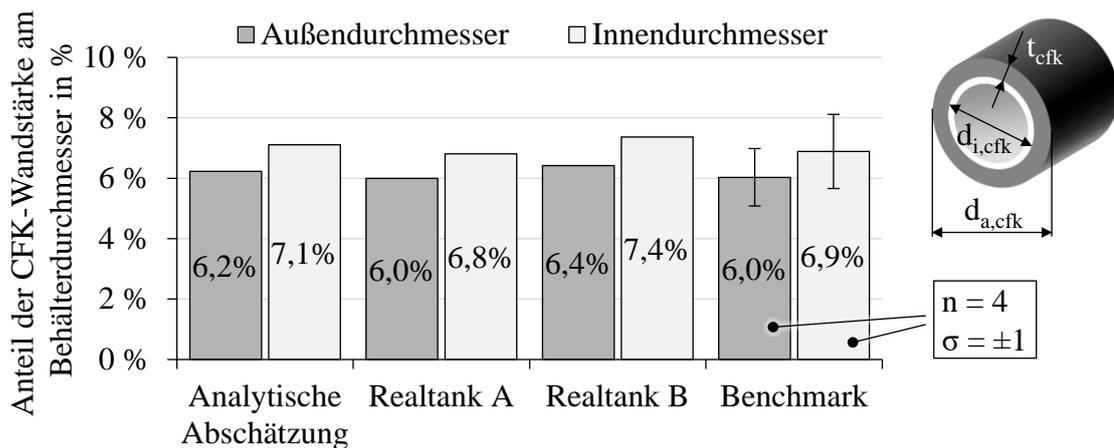


Abb. 3-5: Anteil der CFK-Wandstärke am Außen- und Innendurchmesser der Armierungsschicht des Behälters.

Die Auswertung zeigt, dass die Abschätzung der Behälterwandstärke anhand des analytischen Ansatzes plausibel ist. Die Streuung der Benchmarkergebnisse ist vor allem auf unterschiedliche Auslegungsmethoden der Lieferanten sowie variierende Carbonfasern für den CFK zurückzuführen.

3.2.2 Geflochtene Typ IV Druckbehälter

Im Vergleich zu gewickelten Druckbehältern verspricht die Flechttechnologie einen effizienteren Materialeinsatz im zylindrischen Bereich des Behälters durch eine optimale Faserorientierung. Durch einen ausgeglichenen Winkelverbund mit einem Flechtwinkel von $54,7^\circ$ sind die Fasern im zylindrischen Bereich so orientiert, dass sie in Umfangsrichtung doppelt so hohe Kräfte aufnehmen können wie in Axialrichtung. Für die

Abschätzung der CFK-Wandstärke müssen zusätzlich Unterschiede in der Fertigungstechnologie sowie der Faserarchitektur berücksichtigt werden.

Anders als in der Wickeltechnologie ist der Einsatz von Prepregs für die Herstellung von Flechtpreforms unüblich, da sich diese aufgrund ihrer klebrigen Oberfläche nur bedingt für den Flechtprozess eignen. Deswegen werden in der Regel trockene Fasern für das Flechtverfahren verwendet, die nachträglich mit dem Matrixwerkstoff getränkt und ausgehärtet werden. Aufgrund der notwendigen Harzinjektion wird für geflochtene Druckbehälter ein maximaler Faservolumengehalt von 60 % angenommen [80]. Ein weiterer Unterschied zur Wickeltechnologie ist die vergleichsweise starke Ondulation der Fasern, die zu einer Festigkeitsreduktion im CFK-Laminat in Faserlängsrichtung führt. Nach Birkefeld [81] können die mechanischen Eigenschaften eines CFK-Laminats mit biaxialem Geflecht infolge von Ondulationen um bis zu 15 % sinken. Die relevanten Parameter für eine analytische Abschätzung der CFK-Wandstärke im zylindrischen Bereich des Druckbehälters sind in Tab. 3-2 dargestellt.

Tab. 3-2: Parameter für die Abschätzung der CFK-Wandstärke im zylindrischen Bereich von geflochtenen Typ IV Druckbehältern.

Parameter	Variable	Wert	Einheit
Auslegungsberstdruck	p_a	165	MPa
Zugfestigkeit Kohlenstofffaser	σ_{cf}	5000	MPa
Faservolumengehalt	φ	60	%
Degradationsfaktor Fertigung/Betrieb	$d_{f,b}$	0,85	-
Degradationsfaktor Ondulation	d_o	0,85	-
Flechtwinkel	α	54,7	°

Analog zum vorherigen Kapitel lässt sich anhand der Parameter in Tab. 3-2 die effektive Laminatzugfestigkeit des Geflechts $\sigma_{f,u}$ in Umfangsrichtung nach der Netztheorie berechnen:

$$\sigma_{f,u} = \sigma_{cf} \cdot d_{f,b} \cdot d_o \cdot \varphi \cdot (\sin \alpha)^2 \quad (3-4)$$

Auf die gleiche Weise lässt sich die Zugfestigkeit des Laminats in Axialrichtung $\sigma_{f,a}$ bestimmen:

$$\sigma_{f,a} = \sigma_{cf} \cdot d_{f,b} \cdot d_o \cdot \varphi \cdot (\cos \alpha)^2 \quad (3-5)$$

Für den Flechtwinkel von 54,7 ° gilt der Zusammenhang:

$$\sigma_{f,u} = 2\sigma_{f,a} \quad (3-6)$$

Die notwendige Gesamtwandstärke der Armierungsschicht wird analytisch über die Kesselformel bestimmt:

$$t_a = \frac{p_a \cdot d_m}{2\sigma_{f,u}} \quad (3-7)$$

Für einen Druckbehälter, dessen Durchmesser an den Referenzbauraum B0 angepasst ist, lässt sich damit ein Verhältnis der CFK-Wandstärke zum Außendurchmesser der Armierungsschicht von 5,4 % bestimmen. Im Verhältnis zum Innendurchmesser beträgt der Wert 6,1 %. Im Vergleich zum gewickelten Druckbehälter kann die Wandstärke bei vergleichbaren Festigkeiten der Verstärkungsfaser geringer ausgeführt werden (Abb. 3-6). Über die Querschnittsfläche im zylindrischen Bereich lässt sich der Materialbedarf für beide Behältervarianten mit einem identischen Außendurchmesser vergleichen. Für den Referenzbauraum zeigt sich, dass für geflochtene Druckbehälter im zylindrischen Bereich ca. 12,8 % weniger Werkstoff eingesetzt werden muss als für gewickelte Behälter. Dieser Wert ist nicht allgemein für unterschiedliche Durchmesser gültig, da hier die Behälter anhand eines gleichen Außendurchmessers verglichen werden und die Wandstärke anhand des mittleren Durchmessers abgeschätzt wird. Die Abweichung für größere Behälter ist vergleichsweise gering. Für geflochtene Druckbehälter mit einem Außendurchmesser von beispielsweise 350 mm ergibt sich ein Einsparpotenzial von ca. 12,5 % im Vergleich zu gewickelten Behältern.

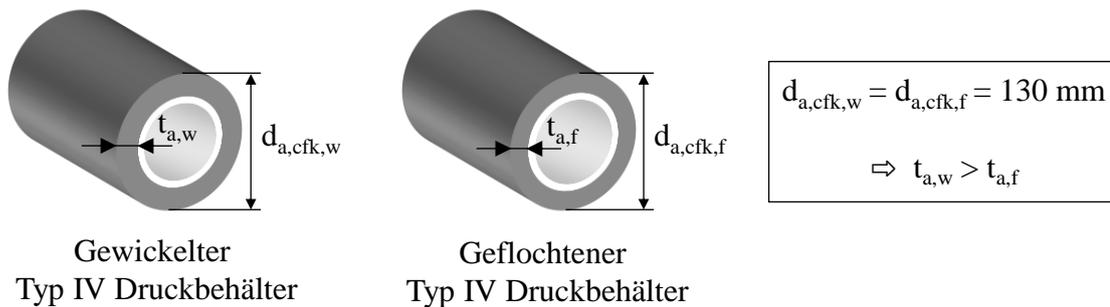


Abb. 3-6: Vergleich der CFK-Wandstärke geflochtener und gewickelter Druckbehälter im zylindrischen Bereich.

Es hat sich gezeigt, dass durch die Flechttechnologie trotz eines geringeren Faservolumenanteils und höheren Festigkeitsverlusten durch Faserondulationen eine deutliche Materialeinsparung im zylindrischen Bereich gegenüber gewickelten Druckbehältern erreicht werden kann. Aufgrund des vergleichsweise hohen Länge zu Durchmesser Verhältnisses der Druckbehälter im Referenzbauraum B0 wird der Dombereich in dieser analytischen Abschätzung vernachlässigt. Vor allem für Behälter, die eine geringere Länge und/oder einen größeren Durchmesser aufweisen, muss der Dombereich für den Vergleich der Materialeffizienz geflochtener und gewickelter Druckbehälter berücksichtigt werden. Genauere Ergebnisse können anhand von numerischen Simulationen gewonnen werden.

3.3 Analyse des Liners

Neben der CFK-Armierungsschicht hat auch der Liner in Typ IV Druckbehältern einen wesentlichen Einfluss auf die Speichereffizienz des Wasserstofftanksystems. Dieser hat die Aufgabe, den Behälter nach außen abzudichten und befindet sich an der Innenseite der Armierungsschicht. Eine wesentliche Funktion des Liners ist die Begrenzung der Wasserstoffpermeation, um den Austritt des gespeicherten Gases infolge von Diffusionsvorgängen zu beschränken. Typische Linerwerkstoffe, die sich in der automobilen Anwendung der H₂-Druckbehälter etabliert haben, sind High Density Polyethylene oder Polyamide.

3.3.1 Zusammenhang zwischen Behältergeometrie und permeationsbedingter Leckage

Die Auslegung des Liners hinsichtlich Wasserstoffpermeation erfolgt in der Regel anhand der maximal zulässigen Leckrate. In der R134 [56] ist für die Leckrate ein Maximalwert von 46 cm³ pro Stunde und pro einem Liter Behälterinnenvolumen V_{H₂} bei einer Temperatur von 55 °C definiert. Anhand der maximal zulässigen Leckrate Q kann mit Formel (2-3) die notwendige Wandstärke für den Liner t_{liner} näherungsweise bestimmt werden:

$$t_{\text{liner}} = P(T) \cdot \Delta p \cdot A_{\text{liner}} \cdot \frac{1}{Q \cdot V_{\text{H}_2}} \quad (3-8)$$

Die Oberfläche der Linerinnenseite bildet die permeationswirksame Oberfläche A_{liner} und begrenzt das gespeicherte Wasserstoffvolumen V_{H₂}. Die Faktoren A_{liner} und V_{H₂} hängen von der Behältergeometrie ab. Betrachtet man lediglich den zylindrischen Bereich des Wasserstoffspeichers, wird ersichtlich, dass die permeationswirksame Oberfläche des Liners über die Zylindermantelfläche linear mit dem Durchmesser zusammenhängt. Im Gegensatz dazu steht das zylindrische Behältervolumen in einem quadratischen Zusammenhang mit dem Durchmesser. Die Behälterlänge hat im zylindrischen Teil sowohl auf die permeationswirksame Oberfläche als auch auf das Behältervolumen einen linearen Einfluss (Abb. 3-7).

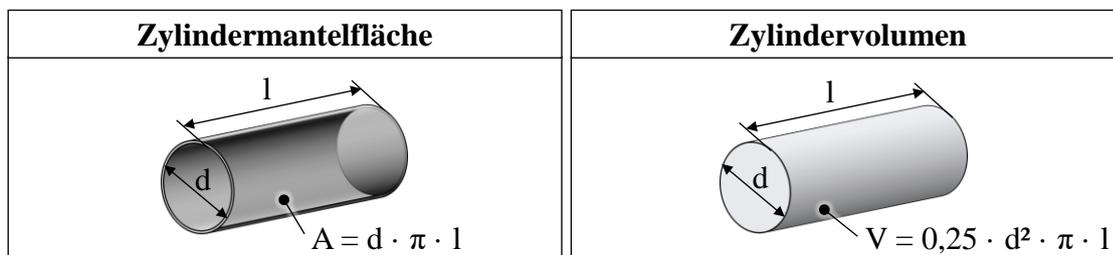


Abb. 3-7: Einfluss des Behälterdurchmessers und der Behälterlänge auf die permeationswirksame Oberfläche A sowie das Wasserstoffvolumen V im zylindrischen Bereich des Druckbehälters.

Dieser Zusammenhang hat einen direkten Einfluss auf die permeationsbedingte Leckrate für unterschiedliche Behältergeometrien. Unter Berücksichtigung der Randbereiche ist in Abb. 3-8 die Leckrate über ein steigendes Verhältnis von Länge zu Durchmesser qualitativ aufgetragen. Dabei wird angenommen, dass der Liner ein Volumen umhüllt, das sich aus einem rein zylindrischen Anteil sowie Halbkugeln an den Enden zusammensetzt. Des Weiteren werden die Wandstärke des Liners t_{liner} , die Permeationszahl $P(T)$ und die Druckdifferenz Δp als konstant angenommen. Es zeigt sich, dass die Leckrate für ein steigendes Länge zu Durchmesser Verhältnis bei einem konstant bleibenden Durchmesser und folglich einer zunehmenden Länge ab einem Wert von 5 kaum Veränderungen aufweist. Im Gegensatz dazu führt eine konstant gehaltene Länge mit abnehmendem Durchmesser zu einem näherungsweise linearen Anstieg der Leckrate. Für Werte größer 10, die für mögliche zylindrische Druckbehältergeometrien im definierten Referenzbaureaum in Frage kommen, wird die Leckrate hauptsächlich durch den Durchmesser beeinflusst.

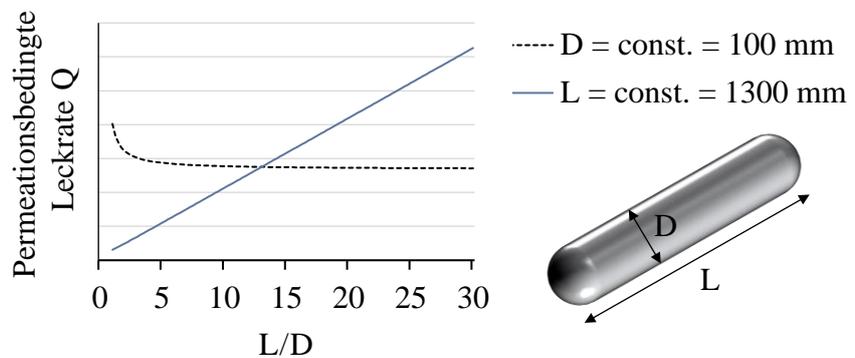


Abb. 3-8: Einfluss der Durchmesser- und Längenänderung in zylindrischen Druckbehältern auf die permeationsbedingte Leckrate pro einem Liter Behältervolumen.

Für Werkstoffe wie High Density Polyethylene oder Polyamide, die in aktuellen Typ IV Druckbehältern eingesetzt werden, kann anhand von Formel (3-8) eine Vorauslegung der Linerwandstärke für zylindrische Druckbehälter erfolgen. Die werkstoffabhängigen Permeationszahlen bei einer Temperatur von 55 °C werden der Literatur entnommen und betragen für HDPE $6,9E-12$ m²/s und für PA $1,0E-12$ m²/s [51]. Der nach R134 [56] definierte Prüfdruck für den Permeationstest beträgt 79,1 MPa und bildet die Druckdifferenz für die Berechnung der Leckrate.

In Abb. 3-9 ist für HDPE und PA die notwendige Wandstärke des Liners zur Einhaltung des Grenzwertes der maximalen Leckrate nach R134 [56] für unterschiedliche Durchmesser dargestellt. Da die Permeationszahl einen linearen Einfluss auf die Leckrate hat, ist für Liner aus HDPE im Gegensatz zu PA bei gleichen Durchmessern die ca. siebenfache Wandstärke erforderlich. Gleichzeitig wird ersichtlich, dass für abnehmende Innendurchmesser kleiner gleich 100 mm, die Wandstärken für beide Werkstoffe stark ansteigen. Für zylindrische Druckbehälter im Referenzbaureaum wird High Density Polyethylen aufgrund einer Wandstärke von mindestens 18,4 mm als nicht geeignet

angesehen. Aus Sicht der Speichereffizienz ergibt sich für Polyamid für einen Innendurchmesser von 100 mm eine akzeptable Linerwandstärke von ca. 2,7 mm.

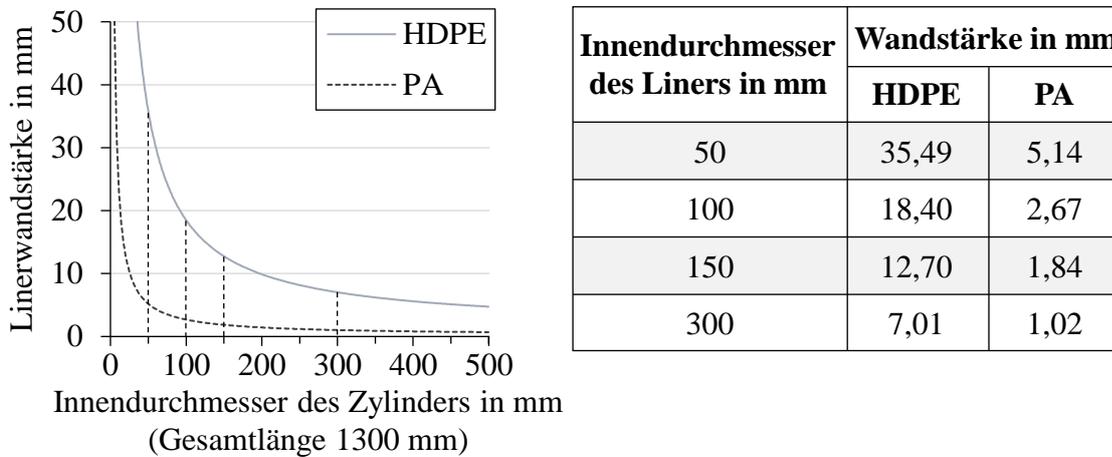


Abb. 3-9: Notwendige Wandstärke des Liners zur Einhaltung der maximalen Leckrate infolge von Permeation nach R134 [56] für unterschiedliche Behälterinnendurchmesser.

Die in Abb. 3-9 dargestellten Werte basieren auf einzelnen Literaturdaten für die Permeationszahlen von HDPE und PA und können lediglich als Richtwerte angesehen werden. Abhängig vom Kunststoffhersteller sowie der exakten Zusammensetzung der Thermoplaste können Abweichungen von diesen Werten auftreten. Für die Auslegung des Liners müssen entsprechende Tests zur Ermittlung der Permeationszahlen der verwendeten Werkstoffe durchgeführt werden. Nichtsdestotrotz wird ersichtlich, dass vor allem für Innendurchmesser kleiner 100 mm konventionelle Linerwerkstoffe vergleichsweise hohe Wandstärken erfordern und damit einen negativen Einfluss auf die Speichereffizienz haben. Es zeigt sich, dass der Durchmesser für die Auslegung des Liners im Vergleich zur Auslegung der Armierungsschicht einen gegenläufigen Einfluss auf die Wandstärke hat. Somit erlauben kleinere Behälterdurchmesser aus mechanischer Sicht zwar geringere Wandstärken für die Armierungsschicht, erfordern aber aus Permeationssicht größere Wandstärken für den Liner (Abb. 3-10).



Abb. 3-10: Auswirkung von Durchmesseränderungen auf die Wandstärke der Armierungsschicht und des Liners in Typ IV Druckbehältern.

3.3.2 Ansätze zur Reduktion der Linerwandstärke

Die Auslegung des Liners für zylindrische Wasserstoffspeicher hängt maßgeblich vom Durchmesser des Druckbehälters ab. Vor allem für Behälter mit kleineren Durchmessern, die eine Integration in flache Bauräume erlauben, werden für konventionelle Werkstoffe hohe Linerwandstärken benötigt, um zulassungsrelevante Grenzwerte für die Permeation einzuhalten. Um die Speichereffizienz in zukünftigen Wasserstoffdruckbehältern zu verbessern, werden alternative Werkstoffe hinsichtlich ihrer Eignung als Permeationsbarrieren untersucht. Weitere Details zu den Untersuchungen sowie zusätzliche Ergebnisse sind der Veröffentlichung von Condé-Wolter et al. zu entnehmen [133].

3.3.2.1 Materialauswahl für Permeationsversuche

Die Materialauswahl für die Permeationsversuche lässt sich in zwei Gruppen unterteilen. Zum einen werden Versuche mit reinem sowie carbonfaserverstärktem Polyamid 6 (CF-PA6) durchgeführt. Diese lassen sich der Gruppe der carbonfaserverstärkten Thermoplaste (engl. Carbon Fiber Reinforced Thermoplastics, kurz CFRTP) zuordnen. Damit wird das Potenzial für Typ V Druckbehälter aus Permeationssicht aufgezeigt. Für das CF-PA6 werden zwei unterschiedliche Faserarchitekturen untersucht. Die erste Variante besteht aus unidirektionalen Gelegen (UD-Gelegen), die in 0 und 90 Grad orientiert und alternierend gestapelt sind. Zur Charakterisierung des Einflusses der Faserarchitektur auf die Permeationsvorgänge wird in einer zweiten Variante eine biaxial geflochtene Faserstruktur verwendet.

Neben den PA6 basierten Probekörpern werden zwei Beschichtungen untersucht, die auf einem Trägermaterial aufgebracht werden. Dabei dienen CF-PA6 Laminate, die aus UD-Gelegen aufgebaut werden, als Trägermaterial. Als Beschichtungswerkstoffe werden zwei unterschiedliche Typen von EVOH des Herstellers Kuraray untersucht. Um das EVOH gegen Feuchtigkeitsaufnahme zu schützen, wird es mit einer zusätzlichen Schicht aus PA6 bedeckt. Eine Übersicht zu den untersuchten Werkstoffen ist in Tab. 3-3 dargestellt. Weitere Details zu den untersuchten Werkstoffen und der Probenherstellung sind der Veröffentlichung von Condé-Wolter et al. zu entnehmen [133].

Tab. 3-3: Materialauswahl für die Durchführung von Permeationstests auf Plattenebene.

PA6-basiert	Beschichtung auf CF-PA6 Trägermaterial
PA6 (Reinform)	0,2 mm EVOH (EVAL™ M100) + 0,1 mm PA6
CF-PA6 (Gelege)	0,2 mm EVOH (EVAL™ L171) + 0,1 mm PA6
CF-PA6 (Geflecht)	

3.3.2.2 Versuchsmethodik

Die Permeationstests erfolgen nach einer Testprozedur der Canadian Standards Association (CSA) und des American National Standards Institute (ANSI) zur Evaluierung der

Eignung von Polymeren in Anwendungen mit Wasserstoffkontakt [134]. Als Probenmaterial werden flache Rundproben mit einem Durchmesser von 78 mm und einer Dicke von 2 mm verwendet. Vor dem Permeationstest werden die Proben in einem Exsikkator mit dem Trocknungsmittel Silica für einen Zeitraum von 48 Stunden getrocknet. Anschließend werden die Proben in einer Einspannvorrichtung positioniert (Abb. 3-11). Diese ermöglicht es, die Probe auf einer Seite einer Wasserstoffatmosphäre unter erhöhtem Druck auszusetzen und auf der anderen Seite die permeierte Wasserstoffmenge zu messen. Damit sich die Probe auch unter erhöhtem Druck nicht verformt, wird sie an der Oberseite von einer Sintermetallplatte gestützt, die aufgrund ihrer Porosität gasdurchlässig ist. Zwischen Sintermetallplatte und Probe wird ein Drahtgewebe eingefügt, um zu verhindern, dass die Wasserstoffpermeation durch die Oberflächenbeschaffenheit der Sintermetallplatte beeinflusst wird.

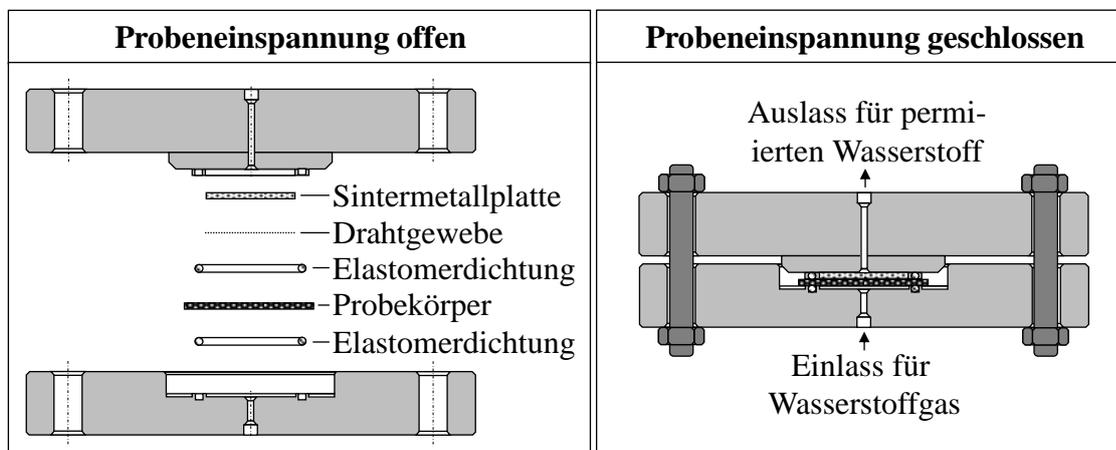


Abb. 3-11: Einspannvorrichtung für Flachproben zur Durchführung von Permeationstests auf Plattenebene nach [134].

Für die Permeationsmessung wird die eingespannte Probe einseitig mit Wasserstoff bedrückt. Auf der Gegenseite der Probe kann der permeierte Wasserstoff über die gasdurchlässige Sintermetallplatte aus der Einspannvorrichtung über ein Leitungssystem austreten. Das Leitungssystem ist gasdicht mit einer Glaskapillare verbunden, in der sich ein Marker-Fluid befindet. Die Wasserstoffpermeation führt auf der Auslassseite zu einem geringfügigen Druckanstieg, der zu einer Verschiebung des Marker-Fluids in der Glaskapillare führt und so einen Rückschluss auf die permeierte Wasserstoffmenge erlaubt. Um die werkstoffspezifische Permeationszahl für definierte Temperaturen bestimmen zu können, wird die Einspannvorrichtung in einer Klimakammer positioniert. Die Messvorrichtung befindet sich in einer thermisch isolierten und luftdichten Einhausung. Mit Hilfe von Massenspektrometern, die in der Klimakammer sowie in der Einhausung der Messvorrichtung positioniert sind, kann die Wasserstoffkonzentration in der Umgebung gemessen und somit die Dichtigkeit des Versuchsaufbaus überwacht werden. Der Versuchsaufbau ist in Abb. 3-12 dargestellt.

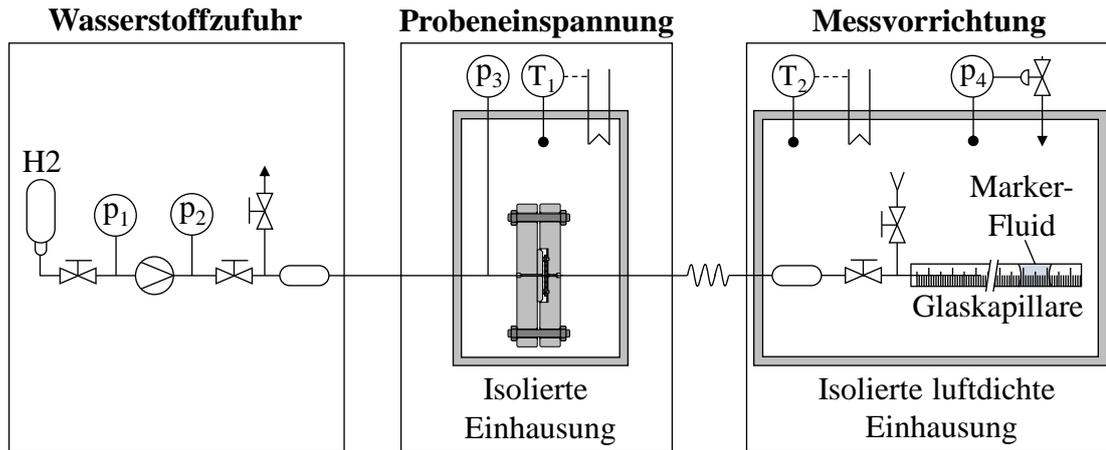


Abb. 3-12: Versuchsaufbau zur Durchführung von Permeationstests auf Plattenebene [134].

Die Versuchsdurchführung erfolgt bei einer Prüftemperatur von 55 °C. Nach dem Einbau der Werkstoffproben werden diese einseitig mit gasförmigem Wasserstoff unter einem Druck von 10 MPa beaufschlagt. Auf der Gegenseite wird die permeierte Wasserstoffmenge pro Zeiteinheit gemessen. Erste Wasserstoffmengen können auf der Gegenseite bereits kurz nach Versuchsbeginn gemessen werden. Nach einem langsamen Anstieg der Permeationsrate stellt sich innerhalb weniger Stunden ein stationärer Zustand ein. Die Aufzeichnung der Messwerte erfolgt für einen Zeitraum von mindestens 48 Stunden in der stationären Phase der Permeation und wird anschließend gemittelt. Anhand der gemessenen Leckrate kann über Formel (2-3) die werkstoffspezifische Permeationszahl bei einer Temperatur von 55 °C bestimmt werden.

3.3.2.3 Ergebnisse zu Permeationsversuchen

Die Testprozedur der CSA/ANSI zur Ermittlung von Permeationswerten bezieht sich auf reine Kunststoffe und gibt keine Hinweise, ob das Verfahren für Faserverbundwerkstoffe geeignet ist. Deshalb werden zunächst Vorversuche an CF-PA6 Gelege-Proben mit einer Stärke von 2 mm durchgeführt. Die Versuchstemperatur beträgt 55 °C und der Wasserstoff wird mit einem Druck von maximal 79,1 MPa beaufschlagt. Während der Drucksteigerung zeigt sich ab ca. 13 MPa eine Leckage. Anhand der Massenspektrometer im Versuchsaufbau wird im Bereich der Einhausung der Probeneinspannung eine erhöhte Wasserstoffkonzentration gemessen. Dies lässt darauf schließen, dass Wasserstoff an den Rändern der Probe ausgetreten ist (Abb. 3-13, links). Aufgrund der anisotropen Werkstoffeigenschaften wird eine erhöhte Permeation in Faserlängsrichtung des CF-PA6 vermutet. Humpenöder [51] verweist darauf, dass eine erhöhte Permeation in der Grenzschicht zwischen Faser und Matrix auftreten und somit den Gastransport in Faserlängsrichtung begünstigen kann.

Entsprechend der Fehlerinterpretation wird die Prüfkörpergeometrie angepasst. Der Durchmesser der CF-PA6 Probe wird so weit verringert, dass er dem Innendurchmesser der Elastomerdichtung entspricht. Am Rand der CF-PA6-Probe wird formbündig ein Polymerring mit einem Außendurchmesser von 78 mm positioniert (Abb. 3-13, rechts).

Der Werkstoff des Polymerrings entspricht dem gleichen PA6 wie die Matrix der CF-PA6-Probe. In einem Autoklavprozess werden der Matrixwerkstoff des CF-PA6 sowie der Kunststoffring vollständig aufgeschmolzen und gemeinsam konsolidiert. Durch die stoffschlüssige Verbindung wird die Abdichtung der CF-PA6-Probe an den Rändern gewährleistet. Vorversuche mit der adaptierten Prüfkörpergeometrie zeigen keine Wasserstoffkonzentration außerhalb der Einspannvorrichtung und bestätigen das Konzept.

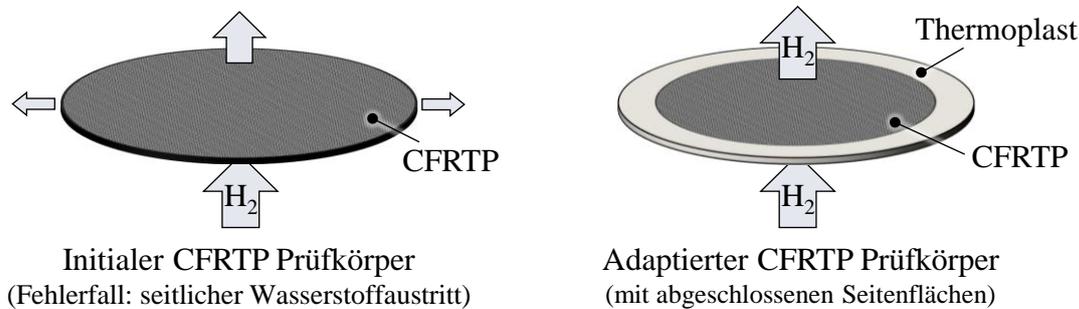


Abb. 3-13: Wasserstoffaustritt an den Rändern der Flachprobe infolge erhöhter Permeation in Faserlängsrichtung (links) und adaptierte Probengeometrie mit Kunststoffring am Probenrand zur Abdichtung (rechts).

Analog zur CF-PA6 Gelege-Probe wird die Geflecht-Probe adaptiert, so dass sie an der Außenseite einen Kunststoffring aufweist, der aus dem Matrixwerkstoff des CF-PA6 besteht. Fotos aller Prüfkörper sind dem Anhang (Abb. A-1) zu entnehmen. Anhand der gemessenen Leckraten werden über Formel (2-3) die werkstoffspezifischen Permeationszahlen bestimmt. Eine Übersicht zu den ermittelten Permeationszahlen der untersuchten Probekörper ist in Abb. 3-14 dargestellt. Zur Validierung des Versuchsaufbaus wird die Permeationszahl der unverstärkten PA6 Probe mit dem von Humpenöder [51] ermittelten Wert für ein PA6 verglichen. Im Vergleich zum Literaturwert weist der untersuchte Thermoplast eine 12 % niedrigere Permeationszahl auf. Die Abweichung kann einerseits auf die unterschiedlichen Versuchsmethoden und Ungenauigkeiten in der Messung zurückzuführen sein oder andererseits beeinflusst sein durch die herstellereigenspezifische Zusammensetzung des Kunststoffes für die gewählten PA6 Proben. Für eine Permeationsmessung wird der Unterschied als vergleichsweise gering bewertet.

Das in Gelegeform PA6 zeigt im Vergleich zum reinen Thermoplast eine um mehr als 50 % reduzierte Permeationszahl. Humpenöder zeigt in vergleichbaren Permeationsuntersuchungen zu reinen sowie glasfaserverstärkten Epoxidharzen ebenfalls, dass durch den Einsatz von Verstärkungsfasern Diffusionsvorgänge für Wasserstoffmoleküle orthogonal zur Faserlängsrichtung verlangsamt werden. Dies führt dazu, dass die Faserbundkunststoffe senkrecht zur Faserrichtung niedrigere Permeationszahlen als unverstärkte Kunststoffe aufweisen. Der Effekt ist unter anderem auf den verlängerten Diffusionsweg der Wasserstoffmoleküle zurückzuführen.

Für die Untersuchung des CF-PA6 in Gelegeform werden insgesamt drei Proben hergestellt, um den Einfluss des Fertigungsprozesses in der Probekörperherstellung

aufzuzeigen. Aufgrund des hohen Zeit- und Kostenaufwands für die Untersuchungen wird davon abgesehen, für alle Werkstoffprobekörper derartige Versuchswiederholungen durchzuführen. Im Vergleich zu einem CF-PA6 in Gelegeform zeigt das Ergebnis zur Probe mit geflochtener Faserarchitektur eine um ca. 50 % höhere Permeationszahl. Dies kann unter anderem darin begründet liegen, dass infolge der Faserondulationen in Geflechtes Diffusionsvorgänge in vertikaler Richtung durch die anteilige Ausrichtung der Fasern in z-Richtung begünstigt werden.

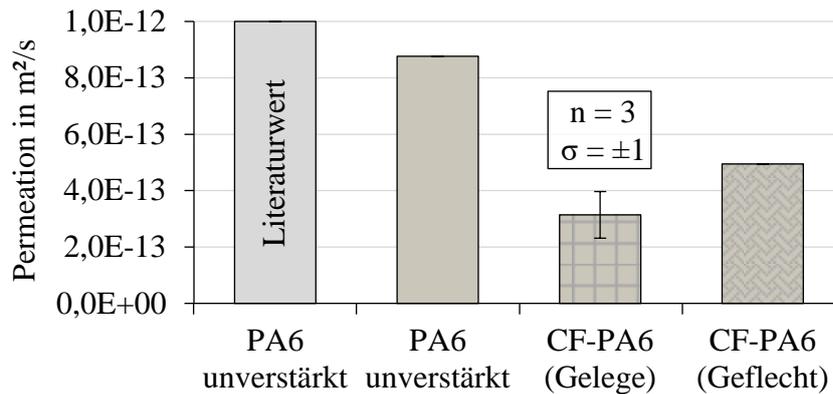


Abb. 3-14: Permeationszahlen für unverstärkte sowie carbonfaserverstärkte PA6 Proben bei einer Temperatur von 55 °C.

Neben den PA6 basierten Probekörper werden die mit EVOH beschichteten Werkstoffe hinsichtlich Wasserstoffpermeation im gleichen Versuchsaufbau betrachtet (Abb. 3-15). Für die mit EVAL™ L171 beschichteten Probekörper wird eine Permeationszahl von 1,5E-13 m²/s ermittelt. Dies entspricht einem um 83 % geringeren Wert als für die PA6 Proben. Für die Beschichtung mittels EVAL™ M100 werden in der gesamten Versuchsreihe die geringsten Leckraten gemessen, die in einer Permeationszahl von 3,2E-14 m²/s resultieren.

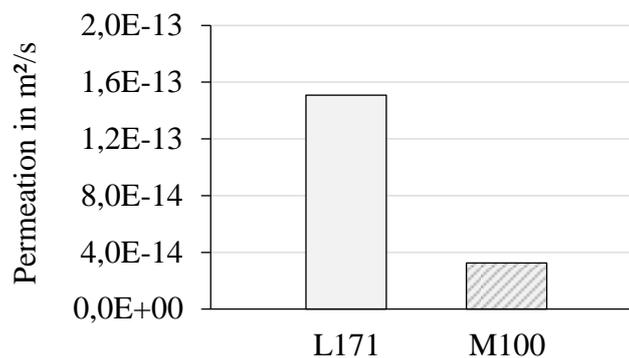


Abb. 3-15: Permeationszahlen für EVOH Beschichtungen der Typen EVAL™ L171 und EVAL™ M100 bei einer Temperatur von 55 °C.

In Tab. 3-4 ist für die untersuchten Werkstoffe exemplarisch dargestellt, welche Wandstärken aus Permeationssicht benötigt werden, um die maximal zulässige Leckrate infolge von Permeation nach R134 [56] einzuhalten. Analog zur Untersuchung in

Kapitel 3.3.1 wird für das Speichervolumen ein zylindrischer Körper mit perfekt sphärischen Endkappen und einer Gesamtlänge von 1300 mm zugrunde gelegt. Die Ergebnisse zeigen, dass die Wandstärken der Linerwerkstoffe in Typ IV Druckbehältern aus Permeationssicht auf deutlich unter 1,0 mm reduziert werden können.

Unabhängig von der Permeation ist für den Anwendungsfall die mechanische Stabilität sowie fertigungstechnische Umsetzbarkeit zu prüfen. Dies kann dazu führen, dass größere Wandstärken als hier aufgezeigt benötigt werden. Anhand der Untersuchungen zu CF-PA6 wird ersichtlich, dass dieser Werkstoff aus Permeationssicht großes Potenzial für die Anwendung in Typ V Druckbehältern aufweist. Die Ergebnisse in Kapitel 3.2 haben gezeigt, dass die CFK-Armierung eine Wandstärke von ca. 7 % des Innendurchmessers für gewickelte Druckbehälter und ca. 6 % für geflochtene Druckbehälter aufweisen muss, um die mechanischen Anforderungen zu erfüllen. Entsprechend ist für die in Tab. 3-4 betrachteten Innendurchmesser die minimal notwendige Wandstärke zur Erfüllung der R134 [56] aus Permeationssicht kleiner als die Mindestwandstärke, um die mechanischen Anforderungen zu erfüllen.

Tab. 3-4: Notwendige Wandstärke der Permeationsbarriere zur Einhaltung der maximalen Leckrate infolge von Permeation nach R134 [56] für unterschiedliche Behälterinnendurchmesser und einer Behälterlänge von 1300 mm.

Innendurchmesser Permeationsbarriere	Wandstärke der Permeationsbarriere in mm				
	PA6	CF-PA6 (Gelege)	CF-PA6 (Geflecht)	EVOH (L171)	EVOH (M100)
50 mm	4,51	1,61	2,54	0,78	0,17
100 mm	2,34	0,84	1,32	0,40	0,09
150 mm	1,61	0,58	0,91	0,28	0,06

Die Ergebnisse zeigen, dass im Vergleich zu heute im Einsatz befindlichen Linermaterialien (HDPE, PA6) großes Potenzial für Materialeinsparungen durch alternative Werkstoffe besteht. In Typ V Druckbehältern wird vollständig auf einen Liner verzichtet. Ungeklärt ist, ob der Einsatz thermoplastischer Werkstoffe als Matrixmaterial eine vergleichbar effiziente Auslegung der CFK-Armierungsschicht erlaubt, wie es in heutigen Druckbehältern mit duroplastischer Matrix möglich ist.

3.4 Potenzialanalyse für zylindrische Druckbehälterbauweisen

Das Einsatzpotenzial von zylindrischen Druckbehälterbauweisen für flache quaderförmige Bauräume hängt neben Kostenaspekten und technologischem Reifegrad vor allem von der Speichereffizienz des jeweiligen Konzepts ab. Im Rahmen dieser Arbeit dienen der Volumennutzungsgrad bzw. die volumetrische Effizienz sowie die gravimetrische

Effizienz als Zielgrößen für die Bewertung der Speichereffizienz. Um das Potenzial für die Differenzial- und Integralbauweise näher charakterisieren zu können, werden die Zielgrößen anhand eines Parametermodells für die Behältergestaltung ausgewertet. Die Voruntersuchungen zur Bauraumanalyse sowie zu den Wandstärken der Armierungsschicht und des Liners dienen als Grundlage für das Modell.

3.4.1 Analyse der Einflussgrößen

Der Aufbau eines Parametermodells zur Analyse der Speichereffizienz erfordert Kenntnisse über die Einflussgrößen auf die konstruktive Gestaltung der Druckbehälterbauweisen und die daraus resultierende Wasserstoffspeichermenge. Der Aufbau und die Anwendung des Parametermodells erfolgen analog zu den Methoden der statistischen Versuchsplanung [135]. Die Bewertung erfolgt anhand der Zielgrößen des Modells – der volumetrischen und gravimetrischen Effizienz. Die volumetrische Effizienz wird definiert als das Verhältnis zwischen gespeichertem Wasserstoffvolumen und Bauraumvolumen. Die gravimetrische Effizienz beschreibt das Verhältnis der gespeicherten Wasserstoffmasse zum Gesamtgewicht des Druckbehälters. Die Zielgrößen sind direkt abhängig von den Einflussgrößen, die sich in Steuer- und Fixgrößen unterteilen lassen, wobei Steuergrößen frei variiert werden können und Fixgrößen konstant bleiben (Abb. 3-16).

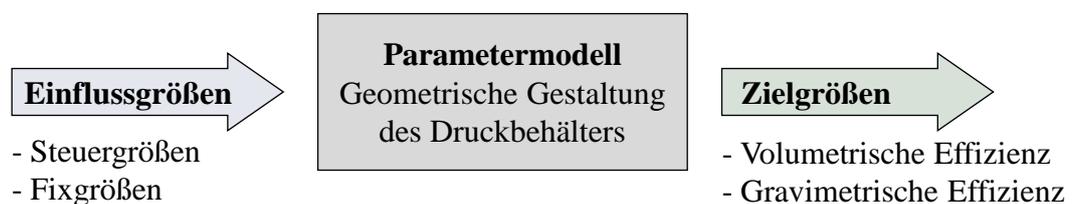


Abb. 3-16: Prinzip des Parametermodells zur Analyse der Speichereffizienz von zylindrischen Druckbehältern basierend auf der Darstellung von [135].

Zur Charakterisierung des Einflusses auslegungsrelevanter Kriterien auf die Speichereffizienz werden sechs Steuergrößen definiert. Diese werden nachfolgend als Faktoren bezeichnet. Die unterschiedlichen Ausprägungen eines Faktors werden Faktorstufen genannt. Die Anzahl der Zylinderreihen bildet den ersten Faktor. Für mehrreihige Anordnungen werden ausschließlich zueinander versetzte Zylinderreihen betrachtet. Neben einer einreihigen Anordnung zwei und drei Reihen als Faktorstufen berücksichtigt.

Als zweiter Faktor wird die Bauweise betrachtet, die sich in die Faktorstufen Differenzial- und Integralbauweise unterteilen lässt. Details zur Modellierung der Bauweisen sind in Kapitel 3.4.2 ausgeführt.

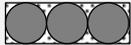
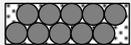
Den dritten Faktor bildet die Wandstärke des Liners, für die zwei Faktorstufen unterschieden werden. Die Untersuchungen zur Permeation haben gezeigt, dass für konventionelle Werkstoffe wie beispielsweise Polyamid mit einer Linerwandstärke von 2,7 mm die Zulassungsanforderungen für zylindrische Druckbehälterbauweisen im

Referenzbauraum erfüllt werden können. Die Analyse alternativer Werkstoffe hat ergeben, dass Potenzial besteht, die Permeationsanforderungen mit deutlich geringeren Wandstärken zu erfüllen. Folglich werden 3 mm und 1 mm für die Faktorstufen der Linerwandstärke definiert.

Die Wandstärke der Armierungsschicht bildet den vierten Faktor und wird prozentual in Abhängigkeit des Außendurchmessers im zylindrischen Teil der Behälter berücksichtigt. Als Faktorstufen werden die Werte 6,2 % und 5,4 % gewählt. Diese stellen beispielsweise den Unterschied zwischen geflochtenen und gewickelten Druckbehältern mit einer Faserfestigkeit von 5000 MPa dar. Wird andererseits nur eine Fertigungstechnologie betrachtet kann sich dieser Wandstärkenunterschied zum Beispiel durch den Einsatz von Fasern mit unterschiedlichen Festigkeiten ergeben. Für die Wickeltechnologie kann nach dem analytischen Auslegungsansatz mit einer Faserfestigkeit von 5800 MPa ebenfalls eine Wandstärke von 5,4 % im Verhältnis zum Außendurchmesser erreicht werden.

Als fünfter Faktor wird die Ausrichtung der Behälter im Bauraum betrachtet. Es werden eine Quer- sowie eine Längsanordnung unterschieden. Den sechsten Faktor bildet die Bauraumhöhe, für die im Rahmen der Bauraumdefinition in Kapitel 3.1.1 die Werte 130 mm und 100 mm festgelegt wurden. Eine Zusammenfassung der Steuergrößen ist in Tab. 3-5 dargestellt.

Tab. 3-5: Steuergrößen für die Untersuchung der Speichereffizienz zylindrischer Druckbehälterbauweisen anhand eines Parametermodells.

Faktor	Faktorstufe 1	Faktorstufe 2	Faktorstufe 3
Reihenanzahl	1-reihig  $i = 1$	2-reihig  $i = 2$	3-reihig  $i = 3$
Bauweise	differenziell 	integral 	
Wandstärke Liner	3 mm (z.B. Polyamid)	1 mm (Werkstoffalternative)	
Wandstärke Armierungsschicht	6,2 % des Außendurchmessers (z.B. gewickelter Behälter)	5,4 % des Außendurchmessers (z.B. geflochtener Behälter)	
Behälter- anordnung	quer (Zylinderachse in Breitenrichtung)	längs (Zylinderachse in Längenrichtung)	
Bauraumhöhe	130 mm (Referenzbauraum B0)	100 mm (Bauraumvariante B1)	

Die Zielgrößen im Modell werden neben den Steuergrößen auch von den Fixgrößen beeinflusst. Diese müssen für die Modellierung der Druckbehälterbauweisen berücksichtigt werden und sind im Parametermodell zwar frei wählbar, werden aber nicht variiert. Als Fixgrößen werden unter anderem die Bauraumbreite und -länge festgelegt. Des Weiteren wird zwischen zwei Zylindern unabhängig vom Behälterdurchmesser ein Abstand von 1 mm vorgehalten, der Fertigungstoleranzen abdeckt.

Faserdichte, Matrixdichte und der Faservolumengehalt haben einen wesentlichen Einfluss auf die gravimetrische Effizienz der Druckbehälter und werden als konstant betrachtet. Fertigungsbedingte Poren im Matrixmaterial werden unabhängig von der Fertigungstechnologie über einen Porenanteil berücksichtigt. Des Weiteren fließt das Gewicht des Liners und des Bosses in die Bestimmung der gravimetrischen Effizienz ein. Eine Zusammenfassung der Fixgrößen ist in Tab. 3-6 dargestellt.

Tab. 3-6: Fixgrößen für die Untersuchung der Speichereffizienz zylindrischer Druckbehälterbauweisen anhand eines Parametermodells.

Parameter	Variable	Wert	Einheit
Bauraumbreite	b	1300	mm
Bauraumlänge	l	1600	mm
Abstand zwischen zylindrischen Kammern	k	1	mm
Faservolumengehalt (gewickelte Behälter)	φ_w	65	%
Faservolumengehalt (geflochtene Behälter)	φ_f	60	%
Porenanteil	d_p	4	%
Dichte der Carbonfaser	ρ_f	1800	kg/m ³
Dichte der Matrix	ρ_m	1200	kg/m ³
Dichte des Stahls für den Boss	ρ_s	7900	kg/m ³
Dichte des Kunststoffes für den Liner	ρ_l	1140	kg/m ³

Weitere Größen werden entweder aufgrund ihrer geringen Auswirkung auf die Speichereffizienz vernachlässigt oder nicht berücksichtigt, weil sie unabhängig von den Faktoren sind. Dazu zählen die Behälterausdehnung, das Vorsehen einer Brandschutzschicht, das Befestigungskonzept der Behälter und sämtliche Anbaukomponenten des Behältersystems wie beispielsweise Ventile oder TPRDs.

3.4.2 Modellierung Differenzial- und Integralbauweise

Die nachfolgenden Untersuchungen basieren auf dem Parametermodell, das im Rahmen der Studienarbeit von Swanson [136] entstanden ist. Die Kernaspekte des Modells sind nachfolgend aufgezeigt, weitere Details zum Aufbau und der Funktionsweise sind der Studienarbeit zu entnehmen.

Den Hauptbestandteil des Parametermodells bildet die Modellierung der Druckbehälter für die unterschiedlichen Bauweisen. Die Differenzialbauweise besteht aus drei Hauptelementen – ein zylindrischer Teil und zwei Endstücke (Abb. 3-17). Der zylindrische Teil besteht aus einer Armierungsschicht und einem Liner. Die Wandstärke ist für beide Komponenten in diesem Bereich konstant und wird über die Steuergrößen vorgegeben. Die Endkappen weisen die Form eines halben Ellipsoids auf, das an eine isotensoide Domgeometrie angeglichen ist. Entsprechend ist die Modellierung der Differenzialbauweise für gewickelte Druckbehälter optimiert.

Für geflochtene Behälter ist die gewählte Geometrie aufgrund der unterschiedlichen Domkontur nur bedingt aussagekräftig. Die Wandstärke des Liners ist in diesem Bereich unverändert zum zylindrischen Teil. Die Wandstärke der Armierungsschicht wird für die Dombereiche um 60 % reduziert, um den Entfall der Umfangslagen zu

berücksichtigen. Des Weiteren sind Bosse in den Endstücken berücksichtigt, die vereinfacht als Vollzylinder modelliert sind. Die Validierung des Modells erfolgt anhand von zwei Druckbehältern, die sich in ihrer Größe unterscheiden und von verschiedenen Herstellern entwickelt wurden. Hinsichtlich Fasermasse und Wasserstoffspeichervolumen wird eine maximale Abweichung von 3,9 % gezeigt [136].

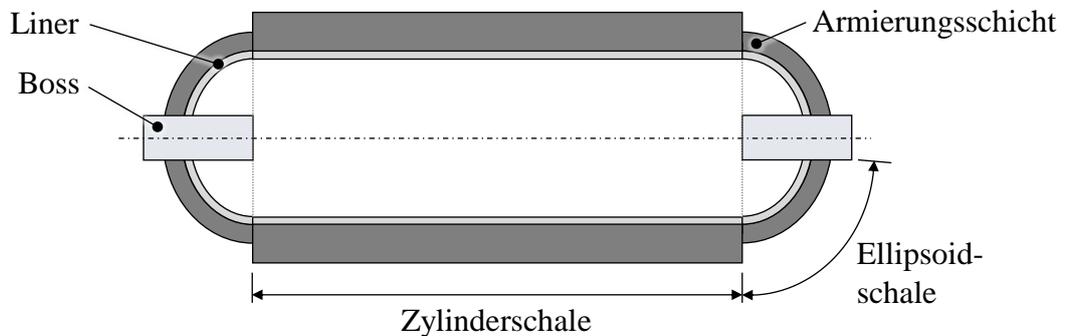


Abb. 3-17: Modellbasierte Darstellung des zylindrischen Druckbehälters in Differentialbauweise nach [136].

Anders als für die Differentialbauweise kann die Modellierung der Integralbauweise nicht anhand von bestehenden Druckbehältern validiert werden, da diese noch nicht kommerziell verfügbar sind. Deshalb erfolgt die Dimensionierung des Anschlusses und der Umlenkungsbereiche in Anlehnung an die Patentliteratur [106]. In der Modellierung der Integralbauweise wird zwischen Mittelstücken und Endstücken unterschieden (Abb. 3-18).

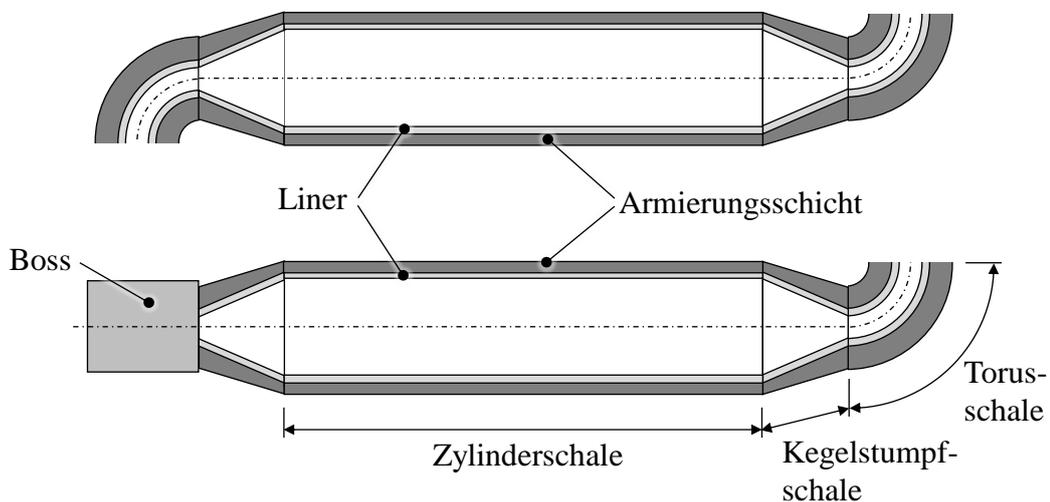


Abb. 3-18: Modellbasierte Darstellung des zylindrischen Druckbehälters in Integralbauweise: Mittelstück (oben) und Endstück (unten) [136].

Im Vergleich zu den Mittelstücken weisen die Endstücke einen Anschluss auf, über den die Betankung und Gasentnahme erfolgen kann. Werden im Modell mehrere Zylinderreihen übereinander gestapelt, besteht jede Reihe aus einem separaten Druckbehälter und enthält somit zwei Endstücke. Die Verbindung der zylindrischen Kammern wird

über einen Halbtorus abgebildet. Der Außendurchmesser des Halbtorus entspricht der Hälfte des Außendurchmessers der zylindrischen Bereiche. Damit ein sanfter Übergang zwischen Zylinder und Torus abgebildet werden kann, werden die Elemente mit einem Kegelstumpf verbunden.

Analog zur Differenzialbauweise bleibt die Wandstärke des Liners im gesamten Behälter konstant und wird über die Steuergrößen vorgegeben. Die Wandstärke der Armierungsschicht wird für den zylindrischen Teil ebenfalls durch die Steuergrößen bestimmt. Da davon ausgegangen wird, dass die Fertigung der Armierungsschicht für die Integralbauweise mittels Flechten erfolgt, wird erwartet, dass die Wandstärke für geringere Durchmesser zunimmt. Bei konstanter Flechtgeschwindigkeit wird eine konstante Fasermenge auf dem Flechkern abgelegt. Zur Bestimmung der Wandstärke der Armierungsschicht im Bereich des Kegelstumpfs sowie des Halbtorus wird davon ausgegangen, dass die Querschnittsfläche der Armierungsschicht unabhängig vom Durchmesser immer gleich groß ist. Dies führt bei kleineren Durchmessern zu größeren Wandstärken. Ausgehend von der Wandstärke und der Querschnittsfläche im zylindrischen Bereich wird die Wandstärke im Kegelstumpf und Halbtorus bestimmt.

3.4.3 Potenzialbewertung anhand eines Parametermodells

Die Potenzialbewertung für zylindrische Druckbehältersysteme erfolgt anhand der parametrischen Modellierung der Differenzial- und Integralbauweise. Zur Charakterisierung der Einflussfaktoren auf die Speichereffizienz der untersuchten Ausführungen erfolgt die Modellbildung nach den in Kapitel 3.4.1 definierten Einflussgrößen. Entsprechend der unterschiedlichen Steuergrößen wird für den Bauraum berechnet, wieviel Volumenprozent von der Armierungsschicht, dem Liner, dem Wasserstoff und den Anschlusselementen eingenommen wird. Der Anteil des Wasserstoffvolumens am Bauraumvolumen entspricht der volumetrischen Effizienz. Anhand der Dichte des gespeicherten Wasserstoffs bei 700 bar sowie der Dichte der eingesetzten Werkstoffe für die Bauweisen wird über die berechneten Volumina die gravimetrische Effizienz der Bauweisen bestimmt.

3.4.3.1 Analyse der Differenzialbauweise

Zunächst erfolgt die Analyse der volumetrischen Effizienz für die Differenzialbauweise in Abhängigkeit aller definierten Steuergrößen. In Abb. 3-19 sind die Ergebnisse der Untersuchung aufgetragen. Wie zu erwarten, kann die Speichereffizienz für geringere Wandstärken des Liners und der Armierungsschicht deutlich gesteigert werden. Durch eine mehrreihige Anordnung sinkt die volumetrische Effizienz vor allem für eine Linerwandstärke von 3 mm deutlich. Für Linerwandstärken von 1 mm ist ein leichter Anstieg der volumetrischen Effizienz zu verzeichnen. Des Weiteren führt eine Längsanordnung verglichen mit einer Queranordnung, mit Ausnahme einer einreihigen Bauweise, bei

130 mm Bauraumhöhe zu einer geringfügig höheren volumetrischen Effizienz. Geringere Bauraumhöhen von 100 mm führen mit Ausnahme der einreihigen Längsanordnung zu einer geringeren Wasserstoffspeichermenge als Bauraumhöhen von 130 mm. Dieser Effekt ist darauf zurückzuführen, dass für eine Bauraumhöhe von 130 mm und eine einreihige Queranordnung die Bauraumlänge von 1300 mm ausschlaggebend ist für die Gesamtanzahl der integrierbaren Behälter im Bauraum. Der fertigungstoleranzbedingte Abstand von 1 mm zwischen zwei zylindrischen Kammern führt dazu, dass lediglich neun anstelle von zehn Druckbehältern mit einem Durchmesser von 130 mm nebeneinander positioniert werden können. Entsprechend bleibt ein vergleichsweise großer Bauraum ungenutzt.

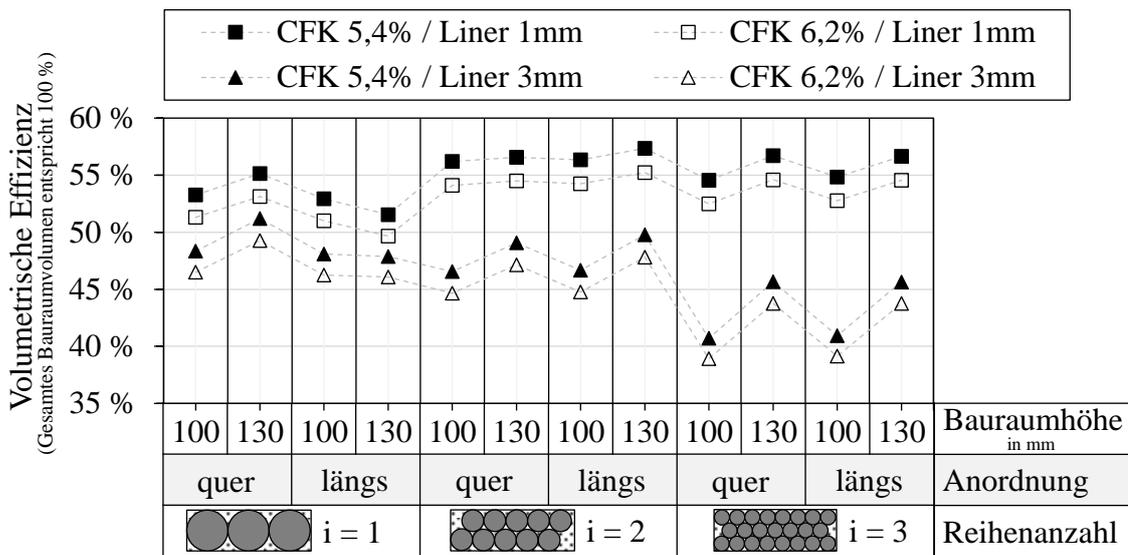


Abb. 3-19: Auswertung der volumetrischen Effizienz von zylindrischen Druckbehälter in Differenzialbauweise anhand der verschiedenen Steuergrößen.

Weitere Erkenntnisse lassen sich anhand der Analyse der gravimetrischen Effizienz und Volumenverteilung im Bauraum gewinnen. In Abb. 3-20 sind die Zielgrößen für die Faktorstufen einer CFK Wandstärke, die 6,2 % des Außendurchmessers entspricht, und eine Linerwandstärke von 3 mm dargestellt. Daraus wird ersichtlich, dass der ungenutzte Bauraum durch eine Längsausrichtung der Behälter, durch eine geringere Bauraumhöhe sowie durch eine Stapelung mehrerer Zylinderreihen übereinander in den meisten Fällen reduziert werden kann. Gleichmaßen steigt der Anteil des Liners stärker an, als der ungenutzte Bauraum reduziert wird, was sich in einer geringeren Wasserstoffspeichermenge widerspiegelt. Für den Anteil der Armierungsschicht ist ein geringfügiger Anstieg zu verzeichnen. Entsprechend der sich ändernden Volumina fällt die gravimetrische Effizienz für geringere Bauraumhöhen und mehrreihige Anordnungen geringer aus.

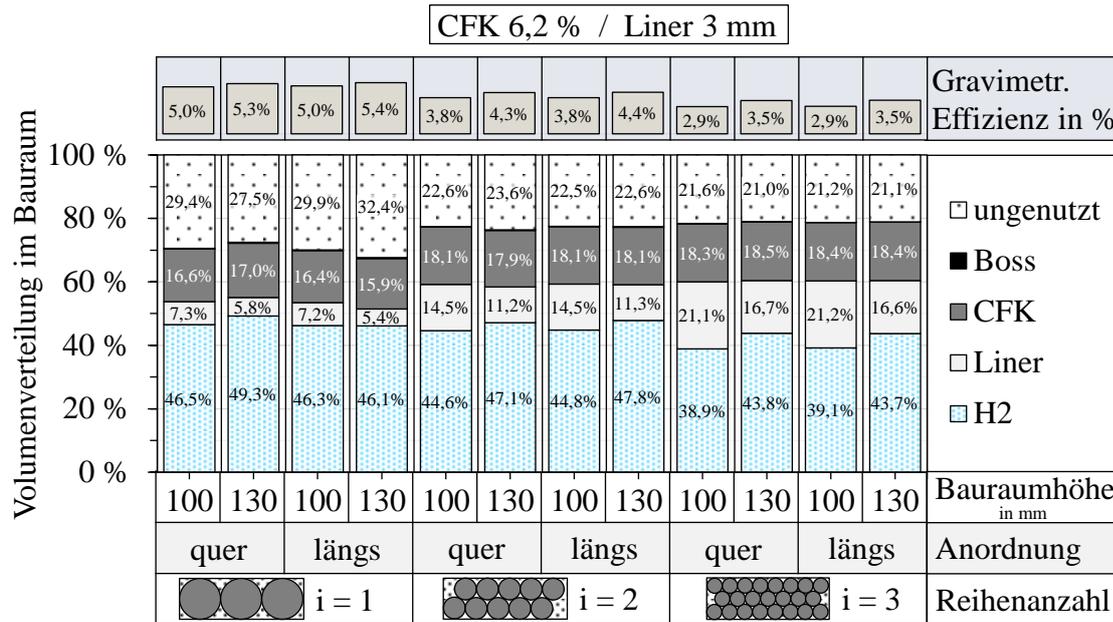


Abb. 3-20: Auswertung der Volumenverteilung im Bauraum und gravimetrischen Effizienz für zylindrische Druckbehälter in Differenzialbauweise mit einer CFK-Wandstärke von 6,2 % des Außendurchmessers und einer Linerwandstärke von 3 mm.

Vergleichbare Tendenzen zeigen sich für die Analyse einer CFK-Wandstärke, die 5,4 % des Außendurchmessers beträgt, sowie eine Linerwandstärke von 1 mm (Abb. 3-21). Der ungenutzte Bauraum verhält sich identisch für variierende Wandstärken der Druckbehälterwand. Die Linerwandstärke von 1 mm führt im Vergleich zu 3 mm zu einer deutlich geringeren Volumenzunahme des Liners für eine Bauraumhöhe von 100 mm, für eine Querausrichtung der Behälter sowie für eine mehrreihige Anordnung. Dadurch kann durch die bessere Raumausnutzung eine höhere volumetrische Effizienz der Druckbehälterbauweise erreicht werden. Für die gleichen Faktoren nimmt die gravimetrische Effizienz ab, liegt aber deutlich über dem Niveau der Analyse für die größeren Wandstärken des Liners und der Armierungsschicht.

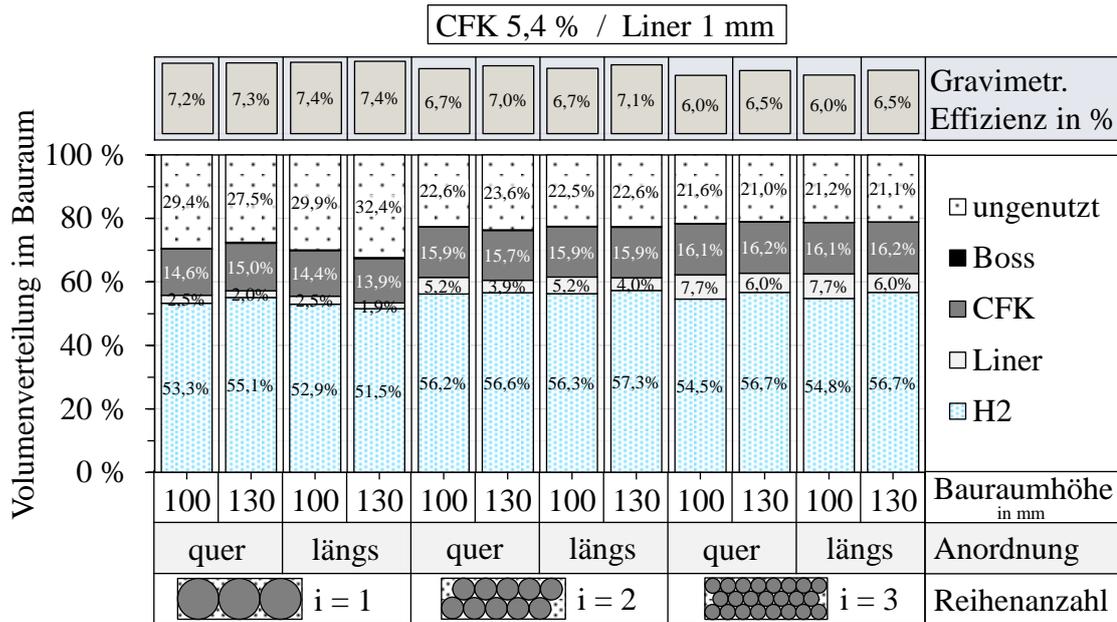


Abb. 3-21: Auswertung der Volumenverteilung im Bauraum und gravimetrischen Effizienz für zylindrische Druckbehälter in Differenzialbauweise mit einer CFK-Wandstärke von 5,4 % des Außendurchmessers und einer Linerwandstärke von 1 mm.

Die Auswertungen zur detaillierten Volumenverteilung für die Kombination der Steuergrößen CFK 6,2 % und Liner 1 mm sowie CFK 5,4 % und Liner 3 mm liefern keine zusätzlichen Erkenntnisse und sind dem Anhang A zu entnehmen (Abb. A-2 und Abb. A-3).

3.4.3.2 Analyse der Integralbauweise

Analog zur Differenzialbauweise erfolgt die Analyse der volumetrischen Effizienz für die Integralbauweise. Die Ergebnisse der Untersuchung sind in Abb. 3-22 dargestellt. Der qualitative Unterschied zwischen den unterschiedlichen Faktorstufen der Wandstärke des Liners und der Armierungsschicht, der Bauraumhöhe, der Behälteranordnung im Bauraum sowie der Reihenanzahl ist vergleichbar mit den Ergebnissen der Differenzialbauweise. Allerdings zeigt sich für die Integralbauweise in allen Fällen eine um ca. 2,5 bis 5 % geringere Wasserstoffspeichermenge als für die Differenzialbauweise. Dieser Effekt ist für eine einreihige Anordnung der Bauweisen am stärksten ausgeprägt und zeigt die geringsten Auswirkungen für eine dreireihige Anordnung.

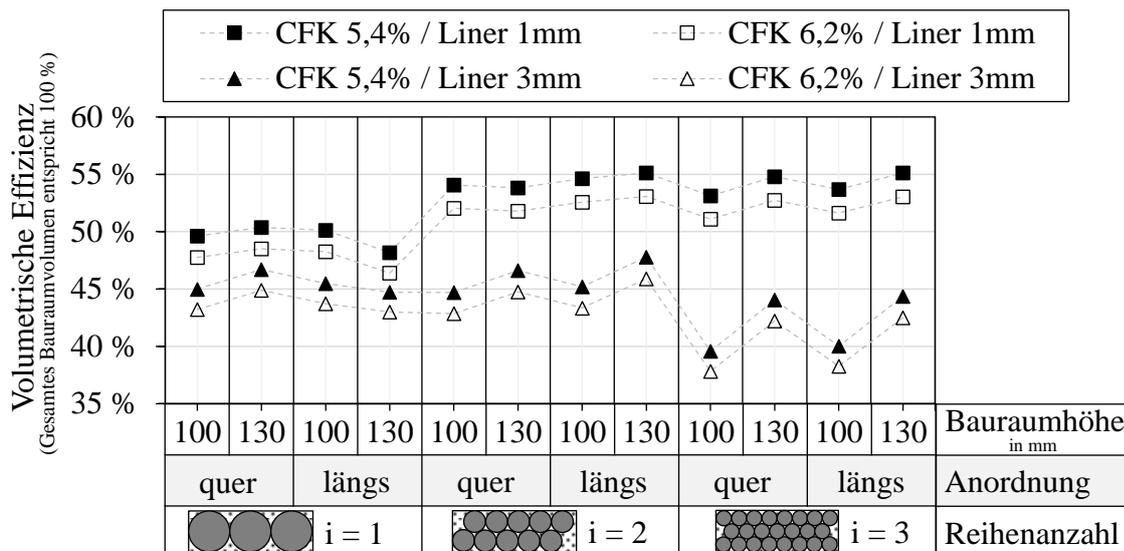


Abb. 3-22: Auswertung der volumetrischen Effizienz von zylindrischen Druckbehälter in Integralbauweise anhand der verschiedenen Steuergrößen.

Aus der Analyse der volumetrischen Verteilungen im Bauraum lassen sich weitere Erkenntnisse gewinnen. In Abb. 3-23 sind die Zielgrößen für die Faktorstufen einer CFK Wandstärke, die 6,2 % des Außendurchmessers entspricht, und eine Linerwandstärke von 3 mm dargestellt. Daraus wird ersichtlich, dass das ungenutzte Volumen für alle untersuchten Steuergrößen in einer Integralbauweise deutlich größer ist als in einer Differenzialbauweise. Die schlechtere Raumausnutzung begründet unter anderem die geringere volumetrische Effizienz der Integralbauweise. Des Weiteren zeigt sich, dass in der Integralbauweise trotz eines niedrigeren Wasserstoffspeichervolumens der Volumenanteil des CFK geringfügig höher ist, während der Anteil des Liners und des Bosses niedriger ist. Der Einfluss des Bosses ist mit einer Volumeneinnahme von weniger als 0,1 % aus volumetrischer Sicht für die Integralbauweise vernachlässigbar. Daraus resultiert eine vergleichbare gravimetrische Effizienz für die Differenzial- und Integralbauweise hinsichtlich der untersuchten Steuergrößen.

Die Auswertungen zur detaillierten Volumenverteilung für die weiteren Kombinationen der Faktorstufen für die CFK Wandstärke und den Liner sind vergleichbar mit den Untersuchungen zur Differenzialbauweise. Die Ergebnisse liefern keine zusätzlichen Erkenntnisse und sind entsprechend dem Anhang A zu entnehmen (Abb. A-4, Abb. A-5 und Abb. A-6).

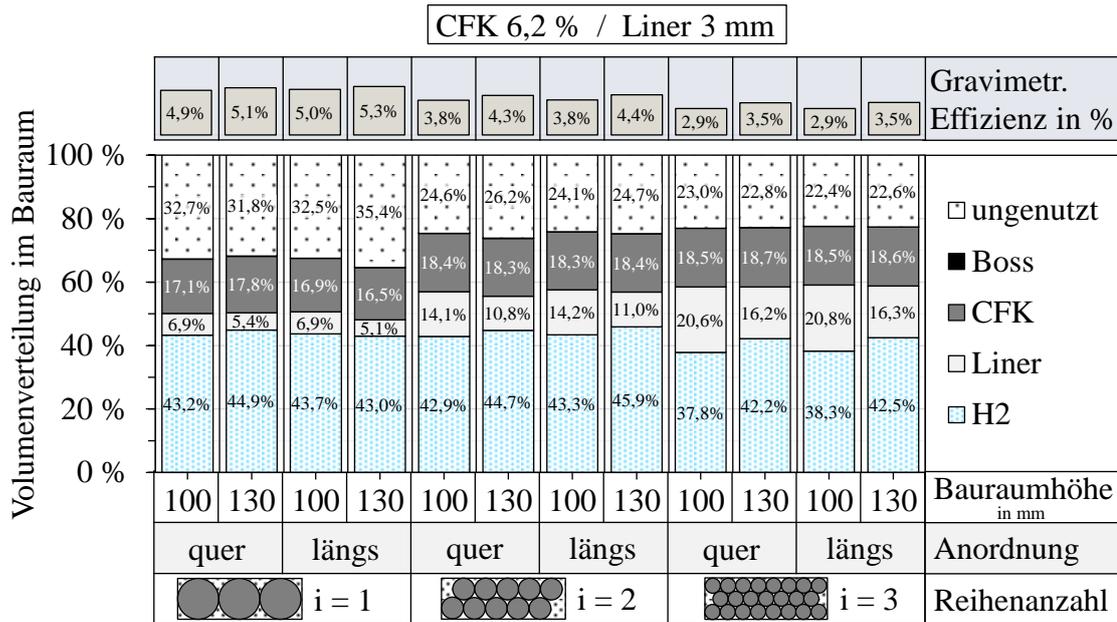


Abb. 3-23: Auswertung der Volumenverteilung im Bauraum und gravimetrischen Effizienz für zylindrische Druckbehälter in Integralbauweise mit einer CFK-Wandstärke von 6,2 % des Außendurchmessers und einer Linerwandstärke von 3 mm.

3.4.3.3 Diskussion der Ergebnisse

Die Charakterisierung der Einflussgrößen auf die volumetrische Effizienz der untersuchten Druckbehälterbauweisen zeigt für die differenzielle Ausführung eine deutlich höhere Wasserstoffspeichermenge als für die integrale Ausführung. Der relative Unterschied zwischen den Ausprägungen der untersuchten Steuergrößen ist bauweisenübergreifend vergleichbar. Die höhere volumetrische Effizienz der Längsanordnung gegenüber einer Queranordnung lässt sich darin begründen, dass in den Dombereichen der ungenutzte Bauraum größer ist als in den zylindrischen Bereichen des Behälters. Der Anteil der Dombereiche fällt gegenüber dem Anteil der zylindrischen Bereiche für die Längsanordnung geringer aus.

Geringere Bauraumhöhen führen zu einem ähnlichen Effekt. Da die Wandstärke des Liners nicht linear zur Bauraumhöhe und damit dem Durchmesser des Zylinders angepasst wird, resultiert ein deutlich höherer Anteil an Linermaterial für geringere Bauraumhöhen in einer niedrigeren volumetrischen und gravimetrischen Effizienz. In der Variation der Anzahl übereinander angeordneter Zylinderreihen zeigt sich ein ähnlicher Effekt. Obwohl durch Stapelung versetzt angeordneter Zylinder übereinander der Bauraum besser ausgenutzt werden kann, führen die deutlich geringeren Durchmesser der Druckbehälter zu einem starken Anstieg des Lineranteils im Bauraum. Entsprechend kann durch diese Maßnahme die speicherbare Wasserstoffmenge bei einer deutlich reduzierten gravimetrischen Effizienz nur geringfügig gesteigert werden.

Für die untersuchten Wandstärken des Liners und der CFK Armierungsschicht führt jeweils die geringere Wandstärke zu einer höheren volumetrischen Effizienz. Im

Gegensatz zum CFK wird der Anteil des Liners über einen Fixwert der Wandstärke bestimmt und ist somit nicht linear abhängig vom Außendurchmesser des Behälters. Daraus resultieren Wechselwirkungseffekte mit der Bauraumhöhe und der Reihenanzahl. Vor allem für die größere Linerwandstärke nimmt die volumetrische Effizienz bei reduzierten Behälterdurchmessern deutlich ab.

Im Gegensatz zum Volumennutzungsgrad ist die gravimetrische Effizienz für beide Bauweisen vergleichbar, obwohl für eine Integralbauweise bei einer geringeren Wasserstoffspeichermenge ein größerer Volumenanteil an CFK vorliegt als für die Differenzialbauweise. Dies ist einerseits darauf zurückzuführen, dass der Anteil des Liners in der Integralbauweise niedriger ist. Andererseits spielt vor allem die geringere Anzahl an benötigten Bossen in der integralen Ausführung eine wesentliche Rolle für die Auswertung der gravimetrischen Effizienz. Vor dem Hintergrund deutlich höherer Kosten für CFK als für den Stahl des Bosses bedeutet dies, dass die Materialkosten je gespeichertem Kilogramm Wasserstoff für die Integralbauweise höher sind als für die Differenzialbauweise.

Unabhängig von der Bauweise wird deutlich, dass durch eine höhere Anzahl an übereinander gestapelten Zylinderreihen der ungenutzte Bauraum zwar deutlich reduziert werden kann, aber selbst für eine dreireihige Anordnung mindestens 21 % beträgt. Dieser Wert kann nur durch Steigerung der Anzahl übereinander gestapelter Zylinderreihen optimiert werden. Es hat sich allerdings gezeigt, dass für Druckbehälter mit kleineren Durchmessern das Volumen des Liners im Bauraum deutlich ansteigt. Aus Sicht der volumetrischen Effizienz wird eine Stapelung mehrerer Zylinderreihen übereinander erst sinnvoll, wenn Liner mit noch geringerer Wandstärke oder sogar eine Typ V Druckbehälterbauweise umsetzbar sind.

Nach aktuellem Forschungsstand sind die Grenzen der Bauraumausnutzung für zylindrische Druckbehälterbauweisen aufgezeigt worden. Weiteres Optimierungspotenzial für die Wasserstoffspeichermenge steckt in der Entwicklung der Werkstoffe für die Armierungsschicht und den Liner. Allerdings bleibt der ungenutzte Bauraum unabhängig von der Werkstoffwahl für die zylindrische Bauweise vergleichsweise hoch. Um diesen Bauraum noch besser nutzen und so gegebenenfalls die Speichereffizienz des Wasserstoffdrucktanks steigern zu können, sind neue alternative Bauweisen erforderlich.

4 Zugverstrebe Druckbehälter

Die speichereffiziente Integration von Wasserstoffdruckbehältern für flache quaderförmige Bauräume ist eine der Kernherausforderungen für die Entwicklung zukünftiger Brennstoffzellenfahrzeuge, die auf einer batterieelektrischen Fahrzeugarchitektur basieren. Aus Sicht der Bauraumausnutzung stellen perfekt quaderförmige Druckbehälter die optimale Geometrie für den Wasserstoffspeicher dar.

Aufgrund der mechanischen Beanspruchungen infolge des Innendrucks führt diese Form zu Biegespannungen in der Behälterwand und zu starken Verformungen der Seitenflächen (Abb. 4-1). Selbst für höchstfeste Werkstoffe werden große Wandstärken erforderlich, um eine beanspruchungsgerechte Auslegung der Behälter realisieren zu können. Entsprechend klein wäre das Innenvolumen des Kraftstofftanks, was zu geringen Wasserstoffspeichermengen und einer niedrigen Speichereffizienz führen würde.

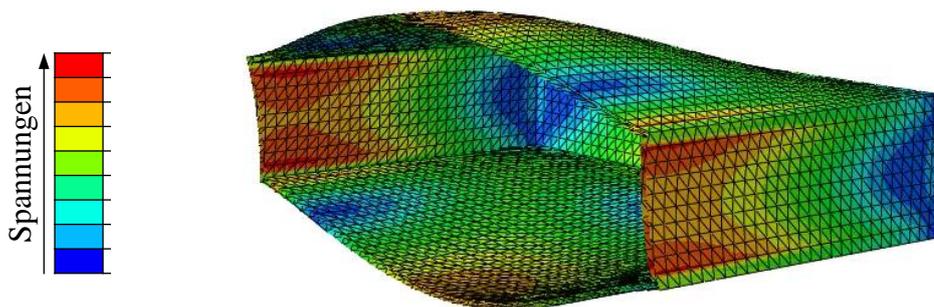


Abb. 4-1: Schnittansicht eines perfekt quaderförmigen Druckbehälters – Qualitative Darstellung der numerischen Simulation der Spannungen und Verformungen infolge einer Innendruckbeanspruchung.

Für eine belastungsgerechte Behälterauslegung kann als Alternative zur Erhöhung der Wandstärke die Behälterwand durch eine lasttragende Innenstruktur verstärkt werden. Dies ermöglicht die Reduktion der maximalen Biegespannungen in der Behälterwand und verhindert ungleichmäßige Verformungen infolge der Innendruckbelastung. Umsetzungsbeispiele für solche Behälter wurden in Kapitel 2.5.2 aufgezeigt.

Eine Möglichkeit der Umsetzung eines quaderförmigen Druckbehälters mit lasttragender Innenstruktur bildet der zugverstrebe Druckbehälter. Durch die Verbindung gegenüberliegender planarer Außenwände des Behälters mittels Zugstreben kann eine gleichmäßige Belastung der Wände erreicht werden. Nachfolgend werden verschiedene Druckbehälterbauweisen mit Zugstreben im Inneren entwickelt und hinsichtlich ihrer Speichereffizienz näher untersucht.

Basierend auf einer ersten Konzeptentwicklung erfolgt zunächst eine materialunabhängige analytische Vorauslegung des Druckbehälters. Anschließend werden zwei Konzepte für eine reine Stahlbauweise sowie eine Stahl-CFK-Bauweise untersucht und hinsichtlich ihrer Speichereffizienz analysiert. Abschließend erfolgt die Entwicklung verschiedener Faserverbundkonzepte. Anhand von zwei Bauweisen, die durch unterschiedliche Fertigungstechnologien umgesetzt werden, erfolgt eine Konzeptbewertung durch Drucktests.

4.1 Konzeptentwicklung

Die Konzeptentwicklung erfolgt zunächst unabhängig vom gewählten Werkstoff. Der Fokus liegt auf der Behälterstruktur, welche die grobe Geometrie des Wasserstoffspeichers vorgibt. Basierend darauf wird eine analytische Vorauslegung der einzelnen Komponenten des Druckbehälters durchgeführt. Anschließend wird der Auslegungsansatz anhand von numerischen Simulationen validiert.

4.1.1 Behälterstruktur

Die Analyse der Patentliteratur zu Druckbehälterbauweisen mit lasttragender Innenstruktur (Kapitel 2.5.2) zeigt unterschiedliche Umsetzungskonzepte für zugverstrebe Druckbehälter. Die Zugstreben sind in ein, zwei oder drei Raumrichtungen orientiert und verbinden jeweils gegenüberliegende planare Seitenflächen des Behälters miteinander. Ecken und Kanten werden in den meisten Beispielen durch einen Radius abgerundet, um Spannungsspitzen in diesen Bereichen zu vermeiden.

Ein zugverstreber Druckbehälter, der für flache quaderförmige Bauräume konzipiert wird, muss aufgrund der Bauraumrandbedingungen eine im Vergleich zur Längen- und Breitenabmessung geringe Höhe aufweisen. Für den Referenzbauraum B0 gilt beispielsweise ein Länge zu Höhe Verhältnis von 12,3 und ein Breite zu Höhe Verhältnis von 10.

Basierend darauf werden die Zugstreben für das Druckbehälterkonzept ausschließlich in vertikaler Raumrichtung (z-Richtung) angeordnet und verbinden die planare Ober- und Unterseite des Behälters miteinander. Die Seitenflächen werden durch Halbzylinderschalen abgebildet, um den Membranspannungszustand zu nutzen und eine gleichmäßige Spannungsverteilung in der Behälterwand zu erreichen. Folglich werden die Behälterecken als Viertelkugelschalen ausgeführt, die den gleichen Radius wie die Halbzylinderschalen aufweisen. Die Grobstruktur des Konzepts ist in Abb. 4-2 dargestellt.

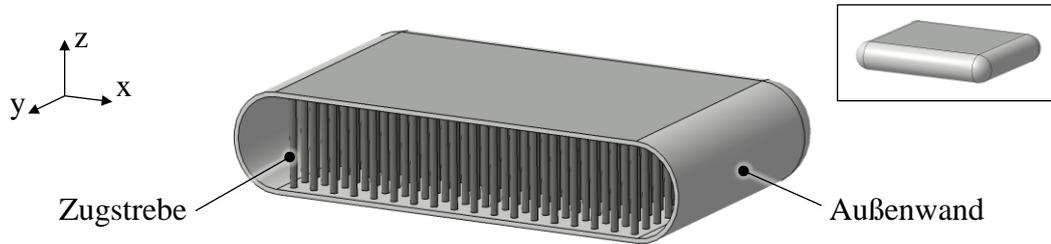


Abb. 4-2: Grobstruktur des zugverstrebt Druckbehälters [137].

Durch weitere Zugstreben mit Orientierung in x - und y -Richtung können unter Berücksichtigung einer belastungsgerechten Gestaltung auch die Seitenwände des Behälters planar ausgeführt werden. Dies erlaubt verglichen mit den abgerundeten Seitenflächen eine verbesserte Raumausnutzung des quaderförmigen Bauraums. Nichtsdestotrotz wird im Behälterinneren zusätzliches Volumen für die Integration der zusätzlichen Zugstreben benötigt. Aufgrund der vorliegenden Bauraumabmessungen mit einer im Vergleich zu Länge und Breite deutlich geringeren Höhe wird das Potenzial für die zusätzliche Speichereffizienz eines mehrdimensional zugverstrebt Druckbehälters als gering bewertet. Für die nachfolgenden Untersuchungen wird eine eindimensionale Verstrebung in z -Richtung zugrunde gelegt.

4.1.2 Analytische Vorauslegung

Die analytische Vorauslegung der zugverstrebt Druckbehälters basiert auf den Untersuchungen von Ruf et al. [26] und Öztas et al. [137]. Zunächst wird die Annahme getroffen, dass die Belastungen des Behälters infolge der Innendruckbeanspruchung in x - und y -Richtung ausschließlich durch die Behälterwände aufgenommen werden. Die Auslegung der Armierungsschicht erfolgt anhand der Halbzylinderschalen der Außenwand (Abb. 4-3).

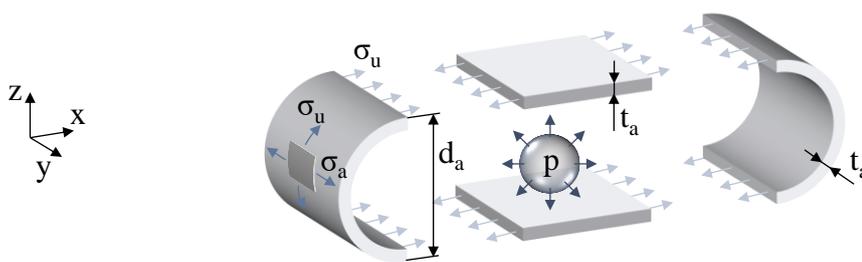


Abb. 4-3: Analytische Vorauslegung der Armierungsschichtung des zugverstrebt Druckbehälters anhand der Kesselformel basierend auf [137].

Für die Berechnung der Wandstärke wird die Kesselformel zugrunde gelegt. Da in zylindrischen Rohren infolge einer Innendruckbeanspruchung die Umfangsspannung doppelt so groß ist wie die Axialspannung (vgl. Formeln (2-1) und (2-2)), wird für isotrope Werkstoffe lediglich die Umfangsspannung als kritische Belastung berücksichtigt. Für eine konservative Auslegung erfolgt die Berechnung der Wandstärke anhand des Außendurchmessers anstelle des mittleren Durchmessers:

$$t_a = \frac{p \cdot d_a}{2\sigma_u} \quad (4-1)$$

Die Ecken des Behälters, die aus Viertelkugelschalen bestehen, können ebenfalls anhand der Kesselformel ausgelegt werden. Die Spannung der Behälterwand von Kugeln entspricht gleich der Axialspannung in zylindrischen Druckspeichern und ist damit halb so groß wie die Umfangsspannung. Für den zugverstrebten Druckbehälter wird für isotrope Werkstoffe eine konstante Wandstärke für die gesamte Armierungsschicht gewählt. Entsprechend sind die Ecken aufgrund der geringeren Belastung überdimensioniert. Für anisotrope Werkstoffe muss die Auslegung der Wandstärke an die richtungsabhängigen Festigkeiten der Armierungsschicht angepasst werden.

Die analytische Vorauslegung der Zugstreben erfolgt anhand eines Kräftegleichgewichts an der Einheitszelle einer einzelnen Zugstrebe. Es wird angenommen, dass die Zugstrebe die infolge der Innendruckbeanspruchung wirkenden Belastungen auf die Behälterwand in z-Richtung aufnimmt. Für eine quadratische Anordnung der Zugstreben im Behälter ergibt sich eine quadratische Einheitszelle (Abb. 4-4).

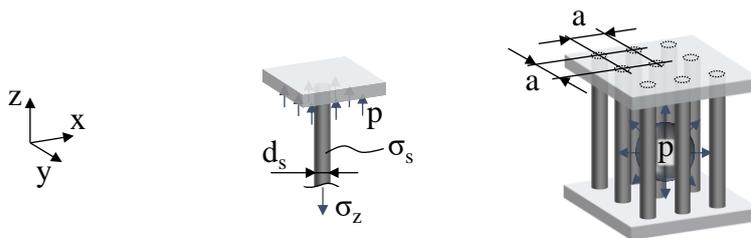


Abb. 4-4: Analytische Vorauslegung der Zugstrebe in Druckbehältern mit lasttragender Strebenstruktur nach [26, 137].

In der Einheitszelle gilt das Kräftegleichgewicht zwischen dem Innendruck p , der auf die Referenzfläche der Armierungsschicht A_a wirkt, und der Zugfestigkeit der Strebe σ_z mit einer Querschnittsfläche A_s :

$$p \cdot A_a = \sigma_z \cdot A_s \quad (4-2)$$

Für einen Abstand a zwischen den Mittelpunkten der Zugstreben mit einem Durchmesser d_s ergibt sich:

$$p \cdot \left(a^2 - \frac{d_s^2}{4} \cdot \pi \right) = \sigma_z \cdot \frac{d_s^2}{4} \cdot \pi \quad (4-3)$$

Damit lässt sich in Abhängigkeit des vorliegenden Innendrucks p sowie der Zugfestigkeit σ_z und des Durchmesser d_s der Strebe der notwendige Abstand a zwischen den Zugstreben ermitteln:

$$a = \frac{d_s}{2} \cdot \sqrt{\pi \cdot \left(1 + \frac{\sigma_z}{p}\right)} \quad (4-4)$$

Der analytische Auslegungsansatz erlaubt eine Vorabschätzung der Dimensionen des zugverstrebt Behälters. Aufgrund der Annahme, dass Belastungen in z-Richtungen rein von den Zugstreben aufgenommen werden, wird die Beanspruchung der Behälterwand in vertikaler Richtung zwischen zwei Zugstreben nicht berücksichtigt. Infolge des Innendrucks sowie der Verankerung der Streben ergeben sich Biegebeanspruchungen, die in Abhängigkeit des gewählten Werkstoffs für die Armierungsschicht in der weiteren Auslegung berücksichtigt werden müssen. Des Weiteren wird je nach Behälterkonzept zusätzlich die Integration eines Liners erforderlich. Dieser kann unter Berücksichtigung des Behälterinnenvolumens und der permeationswirksamen Oberfläche anhand von Formel (3-8) ausgelegt werden.

4.1.3 Numerische Vorauslegung

Zur Validierung der analytischen Vorauslegung werden die Behälterbelastungen infolge des vorliegenden Innendrucks in einer vereinfachten numerischen Finite-Elemente-Simulation analysiert. Für die Untersuchungen wird die CAE-Software Abaqus verwendet. Um eine recheneffiziente Simulation zu ermöglichen, wird der Druckbehälter nicht als Festkörper modelliert. Stattdessen erfolgt die Modellierung der Armierungsschicht als Schale (engl. Shell) und die Zugstreben werden als Balkenelemente (engl. Beam) abgebildet. Den vereinfachten Elementen werden die Informationen zur Volumenausdehnung (Wandstärke der Schale und Strebendurchmesser) zugewiesen. Um zu prüfen, ob die Vereinfachung für die Untersuchung zulässig ist, werden zunächst die resultierenden Spannungen auf Strebenebene in einem Festkörpermodell simuliert und mit den Ergebnissen eines Shell-Beam-Modells verglichen (Abb. 4-5).

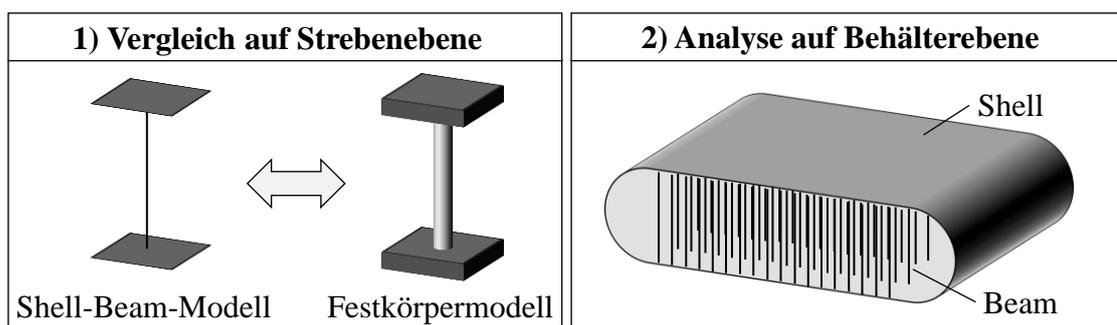


Abb. 4-5: Vorgehensweise für die numerische Voranalyse der resultierenden Spannungen in einem zugverstrebt Druckbehälter.

Der Anbindungsbereich zwischen Zugstrebe und Behälteraußenwand hängt von der jeweiligen Bauweise ab und wird zunächst nicht betrachtet. Die resultierenden Spannungen in der Zugsstrebe werden jeweils in der Mitte der Streben ausgewertet. Im Vorfeld der

Untersuchung wird die jeweilige Netzfeinheit der Modellierungstypen anhand einer Konvergenzstudie bestimmt. Für die Untersuchung auf Strebenebene wird der Innendruck als Flächenlast auf die Einheitszelle der Behälterwand definiert (Abb. 4-6).

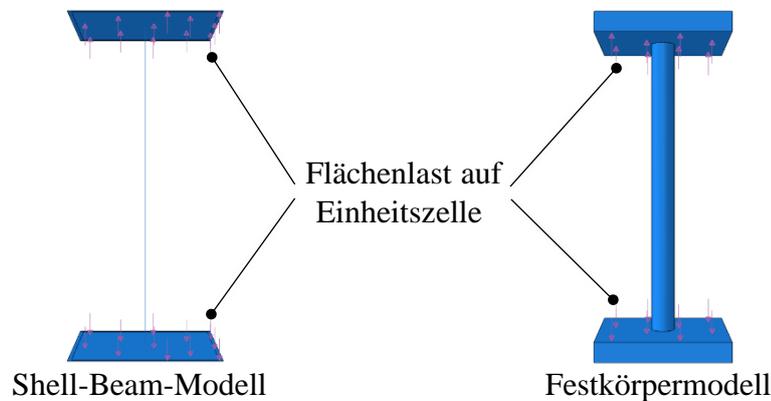


Abb. 4-6: Definition der Flächenlast für das Shell-Beam-Modell und das Festkörpermodell zur Untersuchung der Belastung der Zugstreben.

Die Auswertung erfolgt anhand der Von-Mises-Spannungen. Der Vergleich der Belastungen auf Strebenebene zeigt zunächst eine um 2,6 % höhere Spannung in der Zugstrebe des Shell-Beam-Modells. Grund dafür ist die nicht berücksichtigte volumetrische Ausdehnung der Zugstrebe, die als Balkenelement modelliert ist. Wird die Flächenlast im Shell-Beam-Modell um den Betrag reduziert, der auf die Querschnittsfläche der Zugstrebe wirkt, zeigt sich eine Fehlerabweichung kleiner 0,02 % vom Festkörpermodell. Unter Berücksichtigung dieses Effekts wird die Shell-Beam-Modellierung für die Untersuchung der Belastungen in der Armierungsschicht und der Zugstrebe auf Behälterebene als zulässig bewertet.

Die Untersuchungen auf Behälterebene erfolgen anhand eines subskalierten Druckbehälters mit den Außenabmessungen 260 mm x 210 mm x 40 mm. Die Dimensionierung der Wandstärke und der Zugstreben erfolgt anhand der analytischen Vorauslegung. Als Abstand zwischen zwei Zugstreben wird 5 mm gewählt. Für einen Strebendurchmesser von 2,8 mm und einer Innendruckbelastung von 180 MPa resultiert nach Formel (4-4) eine Zugspannung von 1598,5 MPa in der Zugstrebe. Diese dient als Vergleichswert für die numerische Untersuchung.

Analog zur Analyse auf Strebenebene erfolgt zunächst eine Konvergenzstudie zur Bestimmung der notwendigen Netzfeinheit für die numerische Simulation. Die Analyse der Belastungen erfolgt anhand der Von-Mises-Spannungen. Für die Untersuchung der Zugstreben zeigt sich für eine gleichmäßige Strebenverteilung, dass die Belastungen in den Randbereichen deutlich geringer sind als im Behälterinneren (Abb. 4-7). Am geringsten sind die Streben an den Behälterecken belastet. Die lokalen Spannungsmaxima ergeben sich ebenfalls in den Eckbereichen und betragen 1591 MPa. Im Vergleich zur analytischen Vorauslegung zeigt dieser Wert eine Abweichung von 0,5 %.

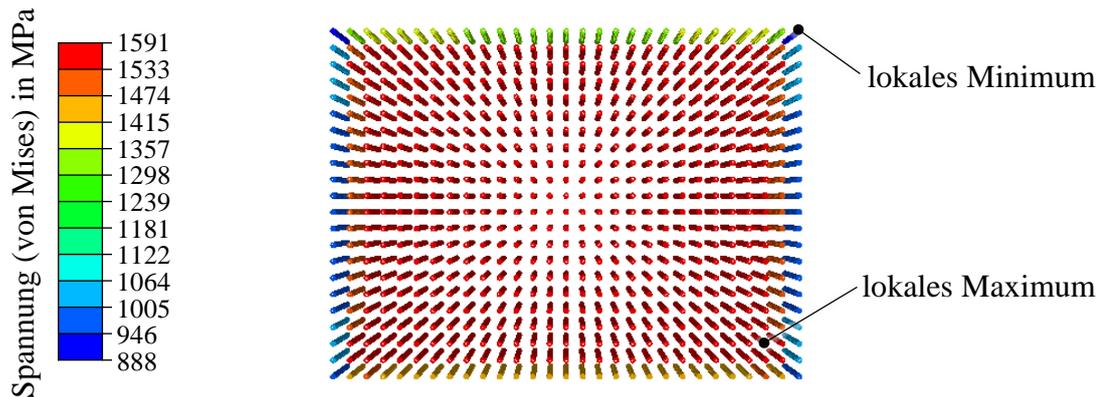


Abb. 4-7: Auswertung der Zugstrebenbelastungen im Behälterinneren.

Vergleicht man die Spannungen in Zugstreben in einer Reihe von einer Behälteraußenseite zur anderen, zeigt sich, dass für den Großteil der Streben bei gleichmäßigen Abständen eine homogene Belastung mit einem Wert von 1556 MPa erreicht wird (Abb. 4-8). Dies liegt 2,7 % unterhalb des Werts der analytischen Vorauslegung. Geringfügige Abweichungen in der Symmetrie der Spannungsverteilung sind auf einzelne Artefakte in der Vernetzung zurückzuführen und werden nicht weiter analysiert. Abschließend wird anhand einer Parameterstudie gezeigt, dass der Zusammenhang aus Formel (4-4) für verschiedene Durchmesser bzw. Abstände zwischen den Zugstreben mit einer Ungenauigkeit von 2,7 % gültig ist. Details zu der Parameterstudie sind der Veröffentlichung von Öztas et al. [137] zu entnehmen.

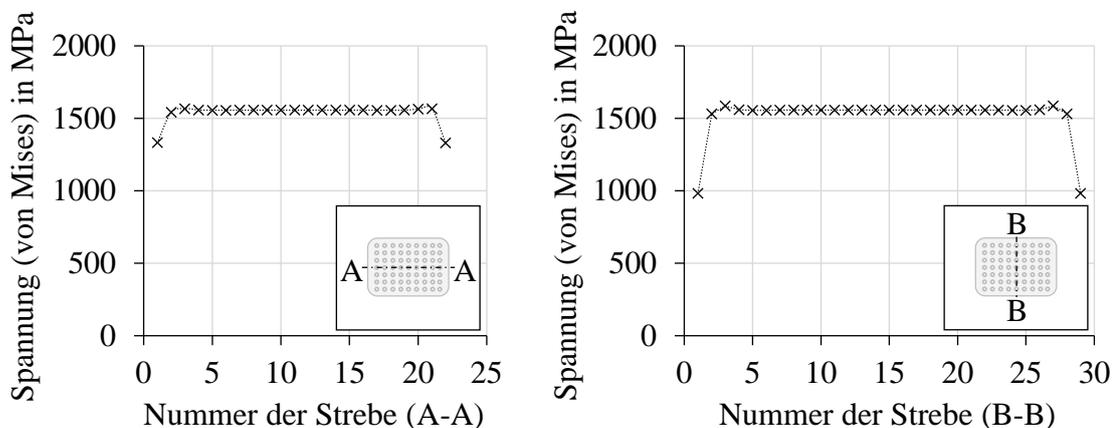


Abb. 4-8: Zugstrebenbelastungen im Behälterinneren in Abhängigkeit der Strebenposition.

Die Untersuchung der Armierungsschicht zeigt für den Großteil des Behälters eine sehr gute Übereinstimmung mit der analytischen Auslegung. Wenn für die Behälterwand eine konstante Wandstärke und ein isotroper Werkstoff vorgesehen sind, fällt auf, dass die Eckbereiche deutlich geringer belastet sind als der Rest des Behälters (Abb. 4-9). Dies bestätigt die zuvor getroffene Vermutung, dass die Behälterecken aufgrund der Ausführung als Viertelkugelschalen den perfekten Membranspannungszustand aufweisen und damit deutlich überdimensioniert sind. Die lokalen Spannungsmaxima treten im Übergangsbereich zwischen den abgerundeten Behälterseiten und den

gegenüberliegenden planaren Flächen auf. Mit 175 MPa zeigt sich dort eine lokale Abweichung von ca. 11 % gegenüber der analytischen Vorauslegung. Die restlichen Bereiche der Behälteraußenwand liegen innerhalb des analytisch berechneten Spannungsmaximums.

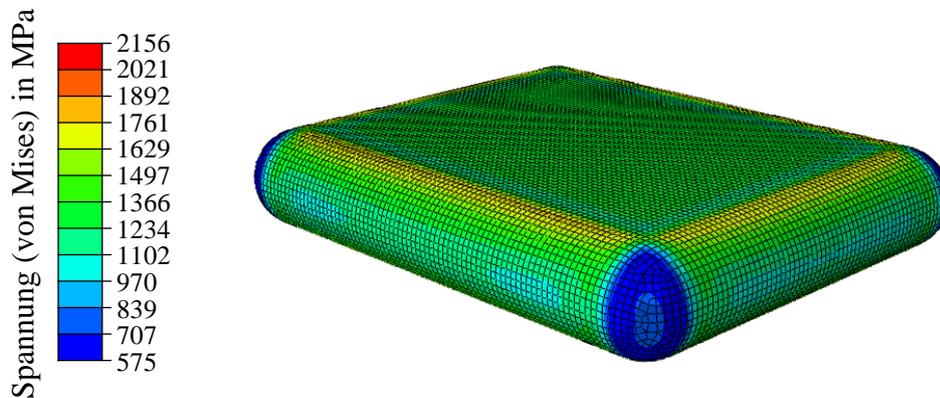


Abb. 4-9: Numerische Simulation der Belastung der Behälterwand.

Durch die numerische Validierung des analytischen Auslegungsansatzes konnte gezeigt werden, dass sowohl die Auslegung der Behälterwand nach Formel (4-1) als auch die Vordimensionierung der Zugstreben anhand von Formel (4-4) eine vereinfachte Abschätzung der Druckbehälterdimensionen zulässt. Abhängig von der Bauweise und der daraus resultierenden Anbindung der Streben an die Behälterwand muss der planare Bereich der Behälterwand zwischen den Zugstreben separat ausgelegt werden und der Übergangsbereich zwischen abgerundeten und planaren Bereich in der Außenwand auf Spannungsmaxima überprüft werden.

4.2 Stahlbauweise

Zunächst wird für den zugverstrebt Druckbehälter eine reine Stahlbauweise (Typ I) untersucht, die durch additive Fertigung realisiert wird. Basierend auf der Werkstoffwahl erfolgt eine numerische Simulationsstudie zu relevanten Auslegungsparametern des Typ I Druckbehälters. Zur Charakterisierung der fertigungstechnischen Einflüsse auf die Bauteilfestigkeit werden anschließend Zugversuche auf Strebenebene durchgeführt. Abschließend wird für ein optimiertes Design ein Prototyp gefertigt. Die Konzeptvalidierung erfolgt anhand von Drucktests auf Behälterebene.

4.2.1 Werkstoff und Fertigungsprozess

Anhand des zugverstrebt Druckbehälters in Stahlbauweise wird eine Alternative zur Faserverbundbauweise mit geringerer Behälterkomplexität untersucht. Um eine hohe Wasserstoffspeichermenge realisieren zu können, müssen die Behälterwände möglichst dünnwandig ausgeführt und der Anteil der Zugstreben im Behälterinneren möglichst gering gehalten werden. Aufgrund der ca. fünffachen Dichte im Vergleich zu

Faserverbundwerkstoffen ist ein geringer Materialeinsatz vor allem für die gravimetrische Effizienz von Bedeutung. Dies erfordert in erster Linie einen Werkstoff, der eine hohe Zugfestigkeit aufweist.

Bedingt durch die Geometrie des Behälters werden ausschließlich urformende endkonturnahe Fertigungsverfahren in Betracht gezogen, die keine mechanische Nachbearbeitung im Behälterinneren erfordern. Gießverfahren stellen eine Möglichkeit dar, die gleichzeitig eine kosteneffiziente und großserientaugliche Behälterfertigung ermöglichen. Allerdings erlauben die geringen Festigkeiten möglicher Gusswerkstoffe kein speichereffizientes Design.

Eine weitere Option bildet die additive Fertigung. Diese erlaubt hohe Fertigungsgenauigkeiten auch für komplexe Geometrien und unterschiedlichste metallische Werkstoffe. Aufgrund der hohen Anforderungen an die Werkstofffestigkeit wird für den zugverstrebt Druckbehälter in Stahlbauweise der Werkzeugstahl 1.2709 verwendet. Laut Datenblatt erreicht dieser Zugfestigkeiten von bis zu 1970 MPa (siehe Anhang b).

Die additive Fertigung des Druckbehälters erfolgt durch selektives Laserstrahlschmelzen (engl. Selective Laser Melting, kurz SLM). Für dieses Verfahren liegt der Grundwerkstoff zunächst als festes Pulver vor. Schichtweise wird das Pulver lokal aufgeschmolzen und anschließend eine weitere Pulverschicht darauf abgelegt. Je nach Orientierung des Bauteils im Pulverbett wird zusätzlich eine Stützstruktur mit aufgebaut, um größere Überhänge zu ermöglichen und eine homogene Wärmeabfuhr während des Aufschmelzens zu gewährleisten.

Aufgrund des schichtweisen Aufbaus können anisotrope Werkstoffeigenschaften resultieren, die in der Auslegung von additiv gefertigten Komponenten berücksichtigt werden müssen. Nach Abschluss des Aufbaus wird die Stützstruktur durch mechanische Nachbearbeitung entfernt und das Bauteil von Pulverresten gereinigt. Mit einer Werkstoffdichte im Bauteil von mehr als 99,9 % lassen sich durch SLM vergleichbare Eigenschaften erzielen wie mit konventionellen Gießverfahren. Ein schematischer Anlagenaufbau zur Herstellung von Bauteilen mittels SLM ist in Abb. 4-10 dargestellt. [138]

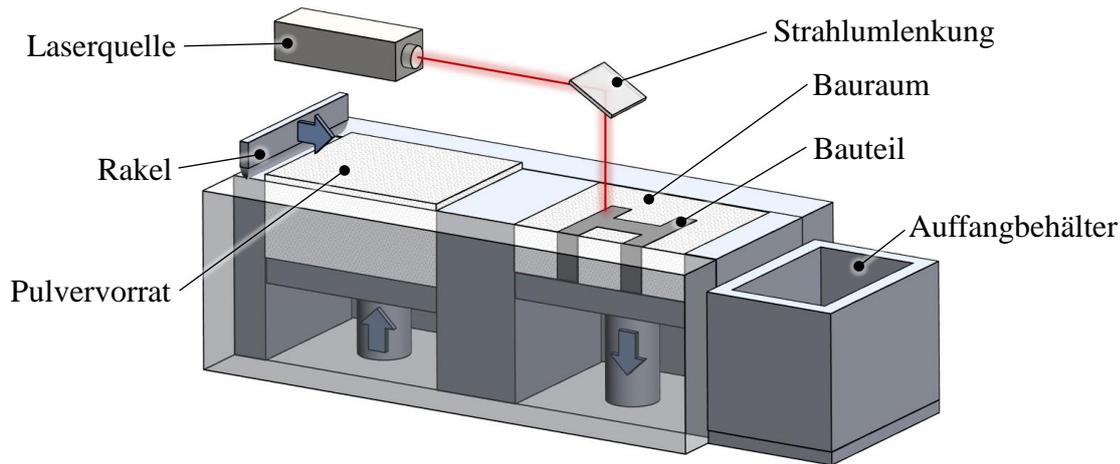


Abb. 4-10: Schematischer Anlagenaufbau zur Herstellung von Bauteilen mittels selektivem Laserstrahlschmelzen (SLM).

Für den Werkstoff 1.2709 erfolgt im Nachgang für einen Zeitraum von sechs Stunden eine thermische Auslagerung bei einer Temperatur von 490 °C. Durch diese Wärmebehandlung werden die finalen Werkstofffestigkeiten von bis zu 1970 MPa erreicht und gleichzeitig die anisotropen Werkstoffeigenschaften abgebaut, so dass sich ein vergleichsweise isotropes Materialgefüge einstellen kann.

4.2.2 Numerische Auslegung des Druckbehälters

Die Stahlbauweise ist aufgrund der nahezu isotropen Werkstoffeigenschaften und der einfachen Behälterstruktur gut geeignet, um eine numerische Auslegung des Druckbehälters durchzuführen. Analog zur numerischen Vorauslegung erfolgt die FE-Simulation mit der CAE-Software Abaqus. Durch die Untersuchungen werden sowohl die Spannungen in der Zugstrebe als auch in der gesamten Behälterwand infolge des anliegenden Innendrucks analysiert. Da auch der Wandbereich zwischen den Zugstreben betrachtet wird, erfolgt die simulative Analyse nicht anhand eines Shell-Beam-Modells, sondern an einem Festkörpermodell.

Für eine recheneffiziente Simulation wird der Druckbehälter über Symmetriebedingungen auf ein Achtel des gesamten Behältermodells reduziert. Anhand einer Konvergenzstudie wird die Feinheit der Vernetzung ermittelt. Das Achtelmodell für die numerische Untersuchung sowie eine beispielhafte Vernetzung sind in Abb. 4-11 dargestellt. Die Geometrie des Modells basiert auf der in Kapitel 4.1.1 definierten Behälterstruktur. Zusätzlich sind im Anbindungsbereich der Zugstreben an die Behälterwand Verrundungen integriert, um Spannungsspitzen infolge von Kerbeffekten zu reduzieren.

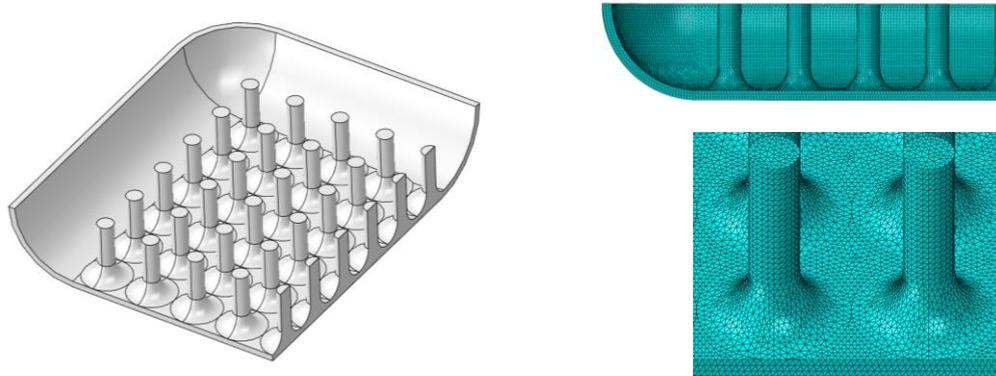


Abb. 4-11: Achtelmodell des Druckbehälters für die numerische Auslegungssimulation (links) und beispielhafte Vernetzung nach der Konvergenzstudie (rechts) [137].

Anhand von zwei Parameterstudien werden der Einfluss des Verrundungsradius zwischen Strebe und Behälterwand sowie der Abstand zwischen zwei Zugstreben analysiert. Das Verhältnis zwischen Strebenabstand und -durchmesser sowie die Behälterwandstärke werden für die nachfolgenden Untersuchungen zunächst anhand des analytischen Auslegungsansatzes definiert. Aus Formel (4-4) ergibt sich ein fixes Verhältnis zwischen Strebenabstand und -durchmesser anhand des Auslegungsberstdrucks sowie der zulässigen Spannung in der Strebe. Dieses wird im Rahmen der Parameterstudien konstant gehalten. Die Ausgangsparameter für die nachfolgenden Untersuchungen sind in Tab. 4-1 zusammengefasst.

Tab. 4-1: Randbedingungen für die numerische Auslegungssimulation eines zugverstrebt Druckbehälters in Stahlbauweise.

Parameter	Variable	Wert	Einheit
Behälterbreite	b_I	210	mm
Behälterlänge	l_I	260	mm
Behälterhöhe	h_I	50	mm
Wandstärke Armierungsschicht	t_a	2,4	mm
Verhältnis Strebenabstand zu -durchmesser	a/d_s	3	-
Auslegungsberstdruck	p_a	157,5	MPa
Maximal zulässige Spannung	σ_s	1600	MPa

Die Auswertung erfolgt anhand der maximalen Hauptspannungen (Max. Principle), die sich an der Innen- und Außenseite des Behälters ergeben (Abb. 4-12, links). Untersucht werden die Spannungen, die im planaren Bereich der Druckbehälterwand zwischen zwei Zugstreben auftreten. Es wird zwischen direkt benachbarten und diagonal gegenüberliegenden Zugstreben unterschieden (Abb. 4-12, rechts).

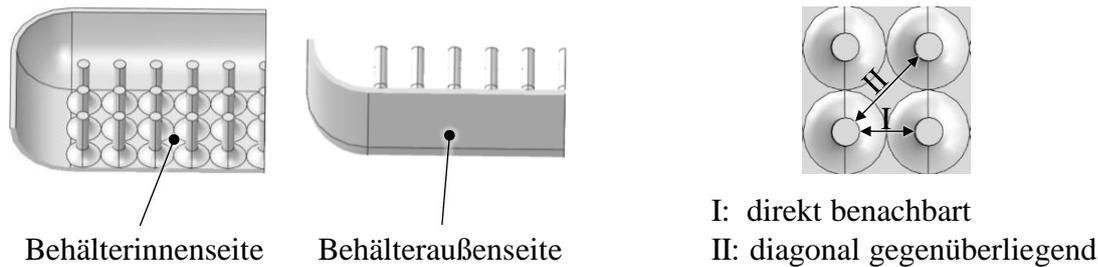


Abb. 4-12: Definition der Innen- und Außenseite des Behälters sowie direkt benachbarte und diagonal gegenüberliegende Zugstreben für die Auswertung der numerischen Untersuchungen [137].

In der ersten Parameterstudie wird zunächst der Einfluss des Verrundungsradius auf die maximal auftretenden Spannungen im Behälter untersucht. Der Strebendurchmesser wird für diese Untersuchung nicht variiert und mit 4 mm definiert. Der daraus resultierende Abstand zwischen den Mittelpunkten zweier Zugstreben beträgt 12 mm. Im Folgenden werden fünf verschiedene Verrundungsradien zwischen 1 mm und 6,48 mm untersucht (Abb. 4-13). Ein Verrundungsradius von 6,48 mm entspricht dem Wert, ab dem sich die Verrundungen von zwei diagonal gegenüberliegenden Zugstreben berühren. Bei einem Wert von 4 mm berühren sich zwei direkt benachbarte Verrundungen.

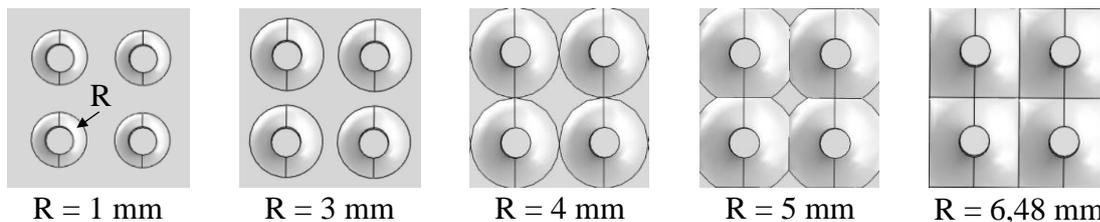


Abb. 4-13: Untersuchte Verrundungsradien in der ersten Parameterstudie der numerischen Untersuchung des zugverstrebt Druckbehälters in Stahlbauweise [137].

In Abb. 4-14 sind die Spannungsverläufe zwischen zwei Zugstreben in der Behälterwand für unterschiedliche Verrundungsradien dargestellt. Es werden die Belastungen an der Wandoberfläche der Innen- und Außenseite verglichen. Es zeigt sich, dass die Spannungen an der Innenseite deutlich höher sind als an der Außenseite. An der Außenseite nehmen die Spannungsspitzen mit zunehmendem Verrundungsradius ab. Dies ist auf die zunehmende Materialanhäufung an der Behälterwand durch die Verrundungen zurückzuführen.

An der Innenseite treten die Spannungsmaxima jeweils im Übergangsbereich zwischen Verrundung und Behälterwand bzw. für größere Radien im Schnittpunkt der Verrundungen auf. Diese Spannungsmaxima sind auf die Kerbwirkung in diesen Bereichen zurückzuführen. Auf der Innenseite ergeben sich die größten Spannungen für einen Verrundungsradius von 1 mm sowie für besonders große Radien die zu einer Überschneidung benachbarter Verrundungen führen. Für einen Wert von 4 mm wird die Behälterwand insgesamt am geringsten belastet. Dies entspricht dem Wert, ab dem sich zwei

Verrundungen exakt berühren. Die Spannungsspitze befindet sich in diesem Fall in der Mitte zwischen zwei direkt benachbarten Zugstreben und beträgt 2170 MPa.

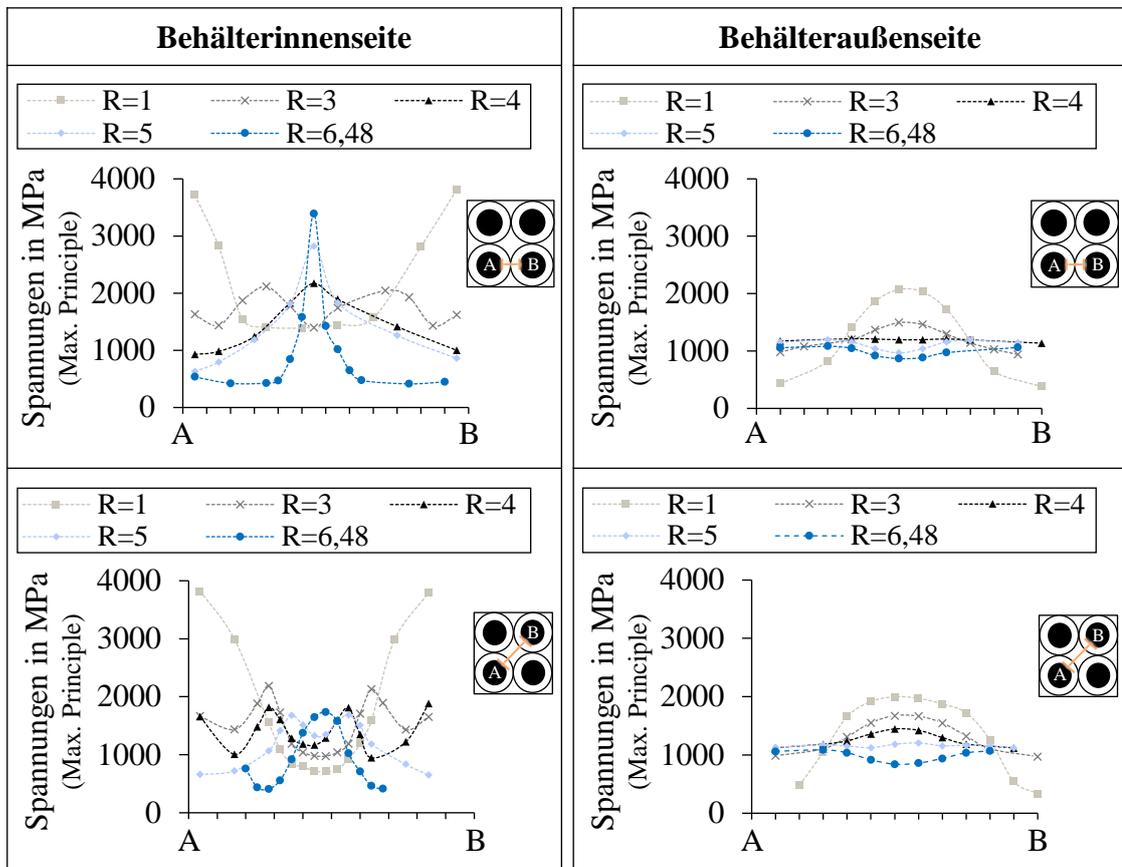


Abb. 4-14: Spannungen an der Innenseite (links) und Außenseite (rechts) des Druckbehälters zwischen zwei direkt benachbarten (oben) und diagonal gegenüberliegenden (unten) Zugstreben für unterschiedliche Verrundungsradien [137].

In einer zweiten Parameterstudie wird der Einfluss des Abstands zwischen zwei Zugstreben auf die Spannungen in der Behälterwand untersucht. Entsprechend des analytischen Auslegungsansatzes wird das Verhältnis zwischen Strebenabstand und Streben-durchmesser konstant gehalten und hat einen Wert von 3. Die Abstände zwischen den Streben werden zwischen 6 mm und 36 mm variiert (Abb. 4-15). Basierend auf den vorangegangenen Untersuchungen wird für die zweite Parameterstudie der Verrundungsradius so gewählt, dass sich die Verrundungen genau berühren.

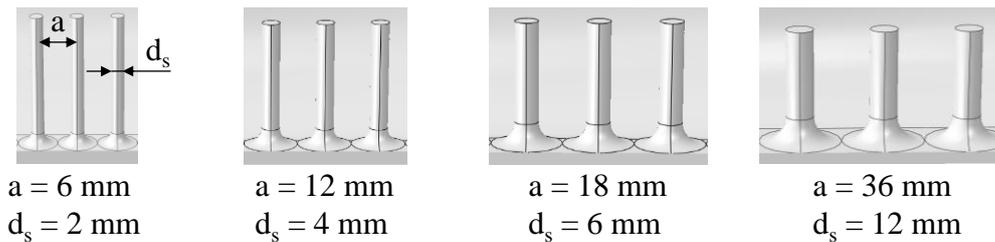


Abb. 4-15: Untersuchte Strebendurchmesser und -abstände in der zweiten Parameterstudie der numerischen Untersuchung des zugverstrebt Druckbehälters in Stahlbauweise.

In Abb. 4-16 sind die Spannungsverläufe zwischen zwei Zugstreben in der Behälterwand für unterschiedliche Strebenabstände und -durchmesser an der Innen- und Außenseite des Behälters dargestellt. An der Behälteraußenseite führen größere Strebenabstände zwischen den Zugstreben zu höheren Belastungen. Es zeigt sich, dass der Abstand vor allem auf den Bereich zwischen diagonal gegenüberliegenden Streben einen wesentlichen Einfluss hat und für einen Wert von 36 mm fast doppelt so hohe Spannungen verursacht als bei einem Abstand von 18 mm.

Auf der Behälterinnenseite führen größere Strebenabstände zu geringeren Spannungen zwischen zwei direkt benachbarten Streben und zu höheren Spannungen zwischen diagonal gegenüberliegenden Streben. Die Spannungsmaxima befinden sich an der Innenseite jeweils am Übergangsbereich zur Behälterwand. Im direkten Vergleich liegen für einen Strebenabstand von 18 mm die global geringsten Spannungen vor und betragen 2170 MPa.

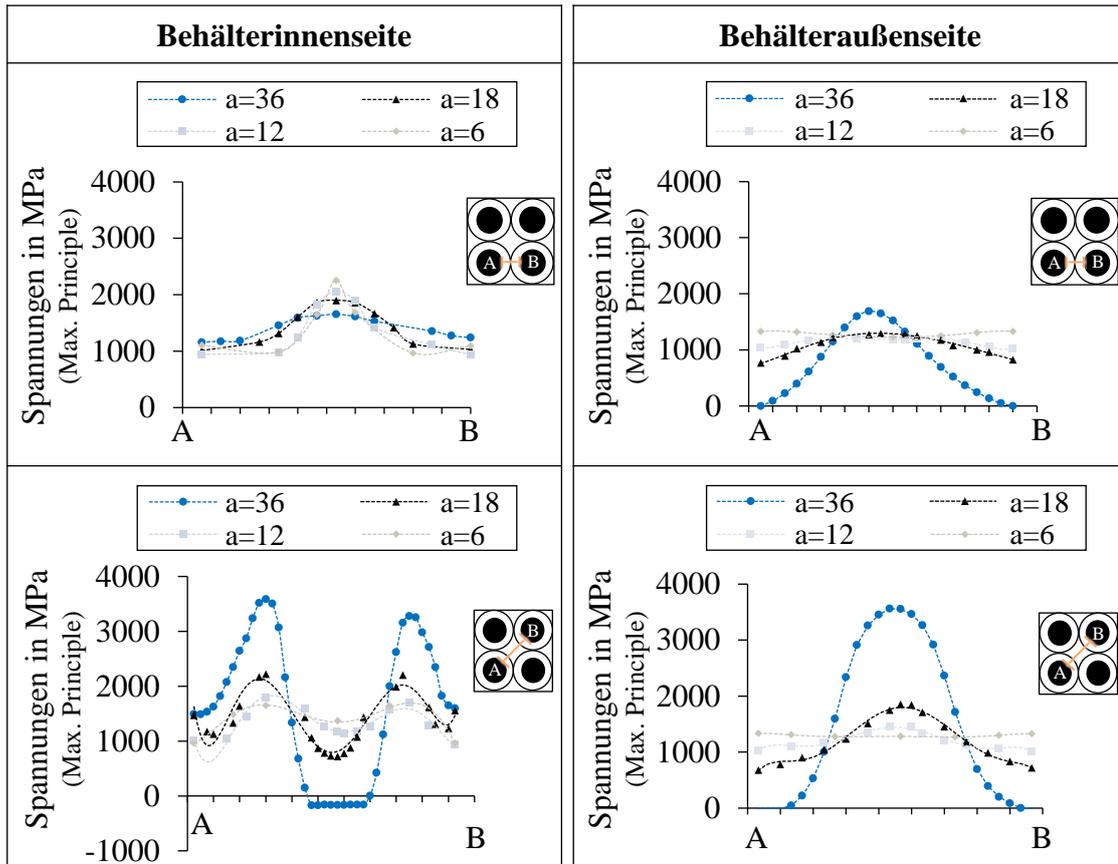


Abb. 4-16: Spannungen an der Innenseite (links) und Außenseite (rechts) des Druckbehälters zwischen zwei direkt benachbarten (oben) und diagonal gegenüberliegenden (unten) Zugstreben für unterschiedliche Strebenabstände [137].

Die Parameterstudien zeigen, dass die Spannungen im zugverstrebt Druckbehälter stark vom Verrundungsradius zwischen Strebe und Behälterwand sowie dem Strebendurchmesser und -abstand abhängen. Die geringsten Spannungsmaxima werden in der Untersuchung mit einem Verrundungsradius von 4 mm und einem Strebendurchmesser von 6 mm sowie Strebenabstand von 18 mm erreicht. Aufgrund der hohen Kerbspannungen zwischen zwei Zugstreben überschreiten diese die maximal zulässigen Spannungen von 1600 MPa um 35 %.

Anhand der zweiten Parameterstudie hat sich gezeigt, dass durch größere Strebendurchmesser und -abstände die Spannungen zwischen zwei direkt benachbarten Zugstreben abnehmen, die Spannungsspitzen zwischen diagonal gegenüberliegenden Streben jedoch ansteigen. Folglich wird in weiteren Simulationen der Strebendurchmesser um 20 % auf 7,2 mm erhöht und die Wandstärke sukzessive gesteigert. Durch eine Erhöhung der Behälterwandstärke von 2,4 mm auf 3,4 mm kann das globale Spannungsmaximum im Druckbehälter auf einen Wert von 1578 MPa gesenkt werden.

Die numerischen Untersuchungen haben bestätigt, dass der analytische Auslegungsansatz gut geeignet ist, um die Randbereiche des Behälters sowie die Strebendurchmesser und -abstände auszulegen. Für die planaren Bereich der Außenwand ist diese Methode

nicht zielführend, da die Kerbeffekte im Bereich der Strebenanbindung nicht berücksichtigt werden. Die abschließende Auslegung eines zugverstrebt Druckbehälters in Stahlbauweise erfordert folglich eine rechnergestützte FE-Simulation. Weitere Ergebnisse zur numerischen Analyse dieser Behälterbauweise sind der Veröffentlichung von Öztas et al. [137] zu entnehmen.

4.2.3 Zugversuche auf Strebenebene

Die FE-Simulation des zugverstrebt Druckbehälters in Stahlbauweise liefert detaillierte Erkenntnisse zum Belastungszustand, berücksichtigt allerdings noch keine fertigungstechnischen Einflüsse. Vor der Fertigung eines ersten Behälterprototyps werden deshalb Zugversuche auf Strebenebene durchgeführt, um die erreichbaren Festigkeiten in der Realität mit den Datenblattwerten zu vergleichen. Gegebenenfalls ist basierend auf diesen Ergebnissen eine Überarbeitung der numerischen Auslegung erforderlich, um ein effizientes Design für einen minimalen Berstdruck von 157,5 MPa sicherzustellen.

Für den Zugversuch werden drei verschiedene Probekörpertypen mit kreisrundem Querschnitt nach DIN EN ISO 6892-1 hergestellt. Um zu prüfen, ob auch für unterschiedliche Strebendurchmesser gleiche Zugfestigkeiten erreicht werden können, werden Zugproben mit einem Durchmesser von 2 mm, 3 mm und 4 mm hergestellt. Da die Verrundungsradien dieser Zugversuchsproben von der Geometrie der Zugstreben im Behälter abweichen, wird anhand einer vierten Probe mit einem Durchmesser von 3 mm und einem Verrundungsradius von 3 mm getestet, ob der Radius einen Einfluss auf die Festigkeit hat (Abb. 4-17, links).

Die Herstellung der Zugversuchsproben erfolgt für denselben Werkstoff im gleichen Fertigungsprozess wie die Herstellung des Druckbehälters. Die Prüfkörper aus dem Werkzeugstahl 1.2709 werden nach der additiven Fertigung ebenfalls thermisch ausgelagert. Obwohl davon auszugehen ist, dass durch die Wärmebehandlung vergleichsweise isotrope Festigkeitseigenschaften in den Proben vorliegen, werden insgesamt zwei Prüfserien mit unterschiedlichen Aufbaurichtungen durchgeführt (Abb. 4-17, rechts). Abhängig von den Ergebnissen muss die numerische Auslegung des Druckbehälters an die Aufbaurichtung angepasst werden.

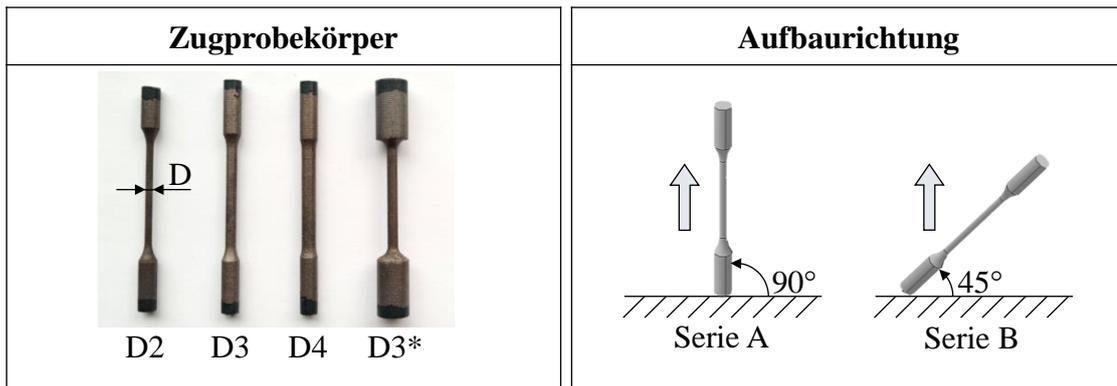


Abb. 4-17: Geometrie der Zugproben (links) und unterschiedliche Aufbaurichtung der Probekörper (rechts).

Die Ergebnisse der Zugversuche sind in Abb. 4-18 dargestellt. Für die untersuchten Prüfkörper bewegen sich die Zugfestigkeiten im Bereich zwischen 1935 MPa und 2036 MPa. Die in 45°-Richtung aufgebauten Zugproben weisen jeweils geringfügig höhere Festigkeiten auf als die in 90°-Richtung aufgebauten Probekörper. Zwischen den einzelnen Geometrietypen sind keine signifikanten Unterschiede hinsichtlich der Zugfestigkeit zu erkennen. Aufgrund der geringen Streuung der Versuchsergebnisse sowie der geringfügigen Abweichung zum Datenblattwert werden die fertigungstechnischen Einflüsse als vernachlässigbar für die Auslegung des zugverstrebbten Druckbehälters in Stahlbauweise bewertet. Die in der numerischen Simulation definierte zulässige Spannung von maximal 1600 MPa ist als konservative Auslegungsgrenze einzustufen.

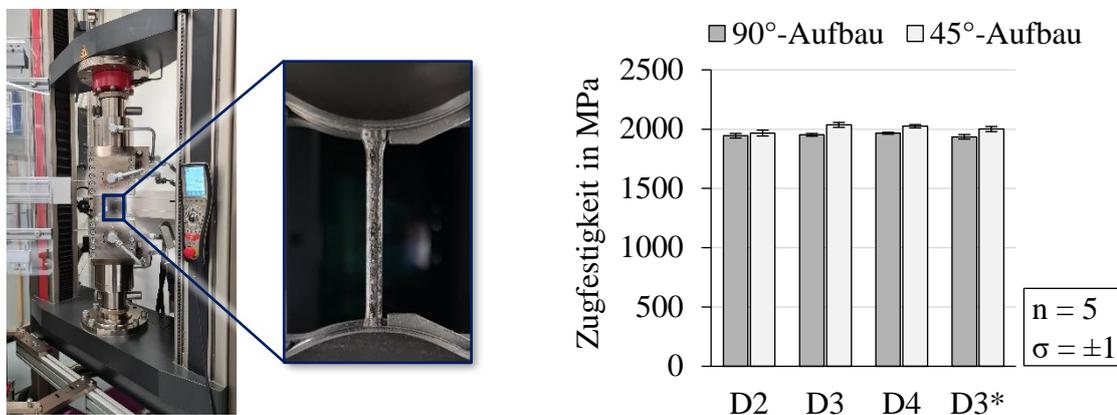
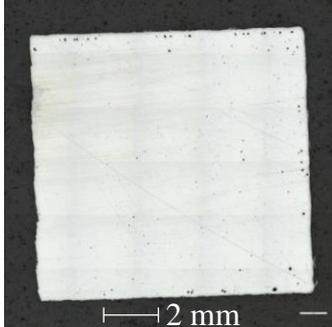


Abb. 4-18: Zugversuchsanlage (links) und Zugversuchsergebnisse für additiv gefertigte Prüfkörper aus Werkzeugstahl 1.2709 mit unterschiedlichen Durchmessern und Aufbaurichtungen (rechts).

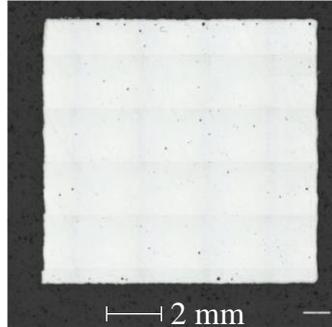
Neben den Zugversuchsproben werden Prüfwürfel mit einem Volumen von 1 cm³ gefertigt, um die volumetrische Dichte im Bauteil in Abhängigkeit des Fertigungsprozesses zu bestimmen. Die Würfel werden anschließend einseitig geschliffen und danach der Porengehalt anhand der Schlißfläche gemessen (Abb. 4-19). Die Ergebnisse zeigen, dass für den Fertigungsprozess des Werkzeugstahls 1.2709 eine volumetrische Dichte

von durchschnittlich 99,9 % im Bauteil erreicht wird. Dies wird als ausreichend eingestuft, um einen gasdichten Druckbehälter aus dem Werkstoff zu fertigen.

Würfel 1: 0,09 % Poren



Würfel 2: 0,13 % Poren



Würfel 3: 0,06 % Poren

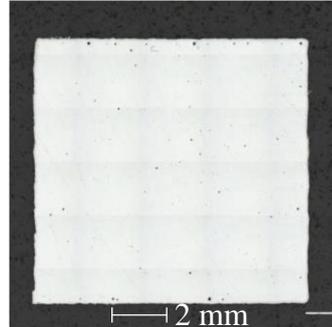


Abb. 4-19: Schliffseite von drei additiv gefertigten Prüfkörpern in Würfelform aus Werkzeugstahl 1.2709 zur Bestimmung des Porengehalts.

4.2.4 Baumuster und Drucktest

Für die Konzeptvalidierung des zugverstrebt Druckbehälters in Stahlbauweise erfolgt abschließend die Entwicklung und Fertigung eines subskalierten Baumusters anhand dessen eine Berstdruckprüfung durchgeführt wird. Aufgrund des beschränkten Bau-raums in der zur Verfügung stehenden SLM Fertigungsanlage werden die Außenabmessungen des Behälters neu definiert. Des Weiteren werden zwei Öffnungen in gegenüberliegenden Ecken vorgesehen, um nach Abschluss der additiven Fertigung das Pulver aus dem Innenraum besser entfernen zu können. Die Öffnungen werden mit einem Gewinde versehen, um Hochdruckanschlüsse montieren zu können. Der Aufbau des Behälters ist in Abb. 4-20 dargestellt.

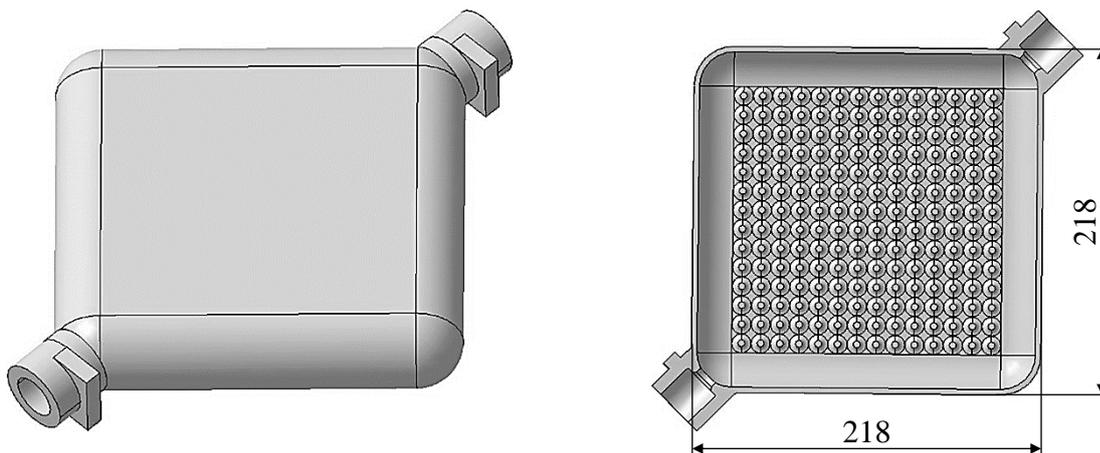


Abb. 4-20: CAD-Modell des prototypischen zugverstrebt Druckbehälters in Stahlbauweise in isometrischer Ansicht (links) und als Schnittansicht (rechts).

Die Außenabmessungen des Druckbehälter betragen 218 mm x 218 mm x 50 mm, die Hochdruckanschlüsse sind darin nicht berücksichtigt. Vor der Fertigung des Behälters werden die resultierenden Spannungen infolge einer Innendruckbeanspruchung von

157,5 MPa numerisch berechnet. Auf Basis der numerischen Auslegungsuntersuchung wurde eine optimierte Behältergeometrie mit einem Strebendurchmesser von 7,2 mm und einer Wandstärke von 3,4 mm gefunden. Um gleichmäßigere Materialdicken zwischen Außenwand und Zugstrebe zu erreichen, werden in einer weiteren Simulation der Strebendurchmesser und -abstand reduziert und der Verrundungsradius angepasst. Die Parameter sind in Tab. 4-2 festgehalten. Der resultierende Druckbehälter weist ein Gesamtgewicht von 4,81 kg und ein Speichervolumen von 1,60 Liter auf. Bei einer Dichte von ca. 40 kg/m³ unter 70 MPa Innendruck erlaubt der prototypische Behälter eine Wasserstoffspeichermenge von 0,064 kg.

Tab. 4-2: Auslegungsparameter für den Prototyp eines zugverstrebt Druckbehälters in Stahlbauweise.

Parameter	Variable	Wert	Einheit
Behälterbreite	b_I	218	mm
Behälterlänge	l_I	218	mm
Behälterhöhe	h_I	50	mm
Wandstärke Armierungsschicht	t_a	3,4	mm
Strebendurchmesser	d_s	4,5	mm
Strebenabstand	a	12	mm
Verhältnis Strebenabstand zu -durchmesser	a/d_s	2,67	-
Verrundungsradius	R	3,75	mm
Auslegungsberstdruck	p_a	157,5	MPa
Maximal zulässige Spannung	σ_s	1600	MPa

In der numerischen Simulation wird der überdimensionierte Hochdruckanschluss nicht berücksichtigt und der Behälter als abgeschlossen in diesem Bereich betrachtet (Abb. 4-21, links). Analog zu den Ergebnissen in Kapitel 4.2.2 liegen die globalen Spannungsmaxima zwischen zwei direkt benachbarten Zugstreben im Berührungspunkt der Verrundungsradien (Abb. 4-21, rechts). Die Spannung beträgt dort 1586 MPa. Aufgrund des reduzierten Verhältnisses von Strebenabstand zu Strebendurchmesser werden die Zugstreben selbst nicht voll belastet und unterliegen einer Zugspannung von 1250 MPa. Aufgrund des Spannungszustands ist davon auszugehen, dass der Behälter in der Berstdruckprüfung zuerst im Bereich zwischen zwei direkt benachbarten Zugstreben in Form eines Risses in der Behälterwand versagen wird, ohne dass die Zugstreben beschädigt werden.

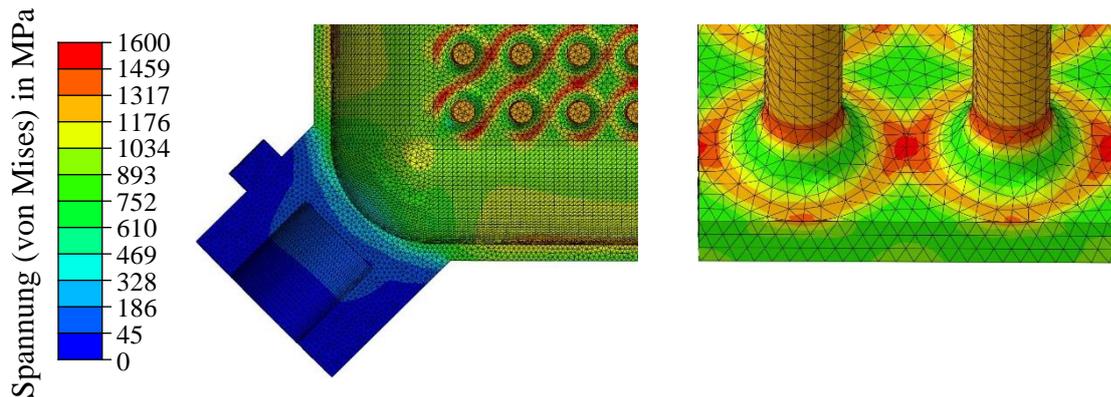


Abb. 4-21: Spannungszustand im zugverstrebt Druckbehälter in Stahlbauweise für eine Innendruckbeanspruchung von 157,5 MPa.

In der additiven Fertigung des zugverstrebt Stahl tanks erfolgt die Anordnung des Bauteils in der Fertigungsanlage mit einem 45° Winkel zwischen Aufbaurichtung und planarer Außenfläche des Behälters. Entsprechend werden auch die Zugstreben in einem 45° Winkel aufgebaut. Aufgrund der Zugversuchsergebnisse ist davon auszugehen, dass dies keinen relevanten Einfluss auf die Bauteilfestigkeit hat. Die beiden Öffnungen des Behälters werden mit Aufmaß gefertigt. Das Gewinde für den Hochdruckanschluss wird im Nachgang maschinell eingebracht. In Abb. 4-22 ist das Baumuster des additiv gefertigten Druckbehälters in Stahlbauweise dargestellt. Es ist jeweils die in der Fertigungsanlage nach unten gerichtete Außenfläche zu sehen. Aufgrund der Stützstruktur, die für die Bauteilfertigung mit aufgebaut und nachträglich entfernt wurde, weist der Behälter an dieser Seite eine hohe Oberflächenrauheit auf.



Abb. 4-22: Additiv gefertigter Prototyp eines zugverstrebt Druckbehälters in Stahlbauweise aus Werkzeugstahl 1.2709 (links) und Behälteranschluss (rechts).

Vor der Berstdruckprüfung wird der Druckbehälter mittels Computertomographie (CT) gescannt, um die Strebenanbindung an den Behälter auf Fertigungsfehler untersuchen zu können. Anhand der CT-Aufnahme fällt auf, dass das Bauteil während der Fertigung um ca. 0,5 mm verrutscht ist. Dies zeigt sich in Form eines Schichtversatzes und ist im

Bereich der Zugstreben deutlich zu erkennen (Abb. 4-23). Anhand einer näheren Analyse kann ein Bruch im Bereich des Schichtversatzes ausgeschlossen werden.

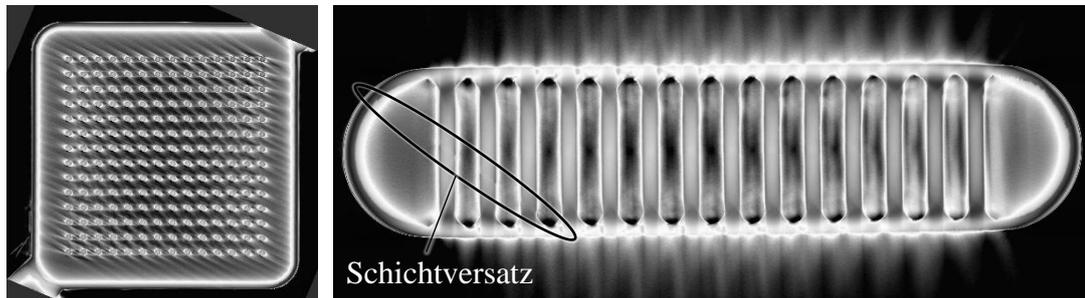


Abb. 4-23: CT-Scan des prototypischen zugverstrebt Druckbehälters in Stahlbauweise mit erkennbarer Kante resultierend aus einem Schichtversatz während der Fertigung.

Trotz des erkennbaren Fertigungsfehlers wird entschieden, das Baumuster einer Berstdruckprüfung zu unterziehen. In der numerischen Simulation hat sich gezeigt, dass die Streben überdimensioniert sind und die globalen Spannungsspitzen im Bereich der Strebenanbindung liegen. Der Einfluss des Schichtversatzes wird im Bereich der Zugstreben folglich als weniger kritisch eingestuft, kann aber im Bereich der Strebenanbindung nicht bewertet werden.

Für die hydraulische Berstdruckprüfung wird der Druckbehälter einseitig mit einem Blindstopfen verschlossen und auf der Gegenseite über einen Hochdruckanschluss mit einer Medienleitung verbunden. Der Drucktest erfolgt in einer berstsicheren Kammer, um Personen- und Sachschäden infolge eines plötzlichen Behälterversagens auszuschließen. Über die Medienleitung wird der Innendruck im Behälter mit ca. 0,6 MPa/s aufgebaut, bis es zum Versagen des Behälters kommt. Als näherungsweise inkompressibles Druckmedium dient Wasser.

Die Druckkurve des erfolgten Bersttests ist in Abb. 4-24 links dargestellt. Für den getesteten Druckbehälter wird ein Maximaldruck von 114,5 MPa erreicht, bevor ein abrupter Druckabfall von ca. 95 MPa zu verzeichnen ist. Der Maximaldruck entspricht ca. 73 % des minimalen Berstdrucks von 157,5 MPa, der nach R134 [56] für die Zulassung von Druckbehältern in Kraftfahrzeugen erreicht werden muss. Die anschließende Versagensanalyse zeigt, dass kein vollständiges Versagen der Behälteraußenwand eingetreten ist.

Das Versagen einzelner Zugstreben führte in der Druckbeanspruchung zu einer lokalen Ausbeulung des Prototyps, die durch eine plastische Verformung erkennbar bleibt (Abb. 4-24, rechts). Die dadurch erzeugte Vergrößerung des Behälterinnenvolumens erklärt folglich den abrupten Druckabfall während des hydraulischen Bersttests. Im Anwendungsfall als Gasdruckspeicher ist davon auszugehen, dass eine geringfügige Vergrößerung des Behälterinnenvolumens durch eine lokale Ausbeulung zu keinem signifikanten Druckabfall führt. Entsprechend kann die Belastung auf die umliegenden Streben der Ausbeulung größer als vor dem Erstversagen sein, da sich der Innendruck

auf eine geringere Strebenanzahl verteilt. Eine mögliche Folge ist eine Kettenreaktion im Versagen der Zugstreben, die die plastische Verformung der Außenwand weiter begünstigt und final zu einem Riss führt.

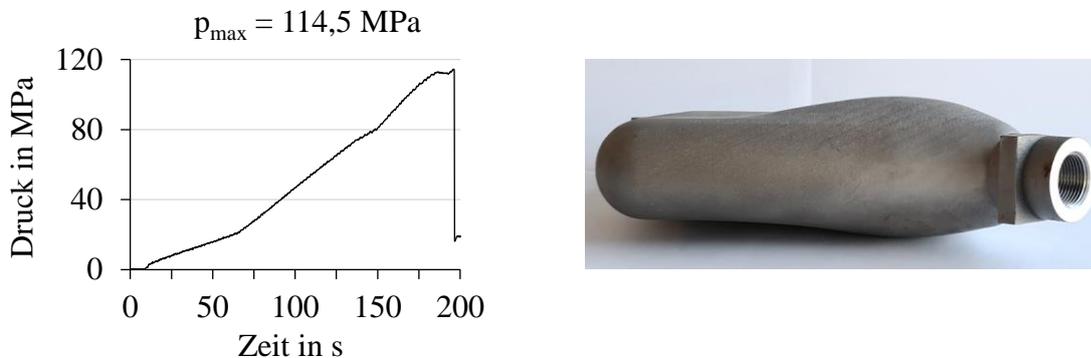


Abb. 4-24: Druckverlauf des Bersttests (links) und Prototyp des zugverstrebtten Druckbehälters in Stahlbauweise mit lokaler Ausbeulung infolge der Beanspruchung (rechts).

Für die Anforderung des minimalen Berstdrucks nach R134 [56] konnte das Konzept des zugverstrebtten Druckbehälters in Stahlbauweise zunächst nicht validiert werden. Der erreichte Berstdruck weist damit mehr als 25 % Abweichung zur numerischen Auslegungssimulation des Behälters auf und bildet die Grundlage für weitere Designschleifen, die im Rahmen dieser Arbeit nicht betrachtet werden. Unklar bleibt der Einfluss des Fertigungsfehlers auf den maximal erreichten Druckwert.

Die Durchführung einer Berstdruckprüfung stellt lediglich einen kleinen Bestandteil in einer Reihe von Tests dar, die für die Zulassung eines Behälters bestanden werden müssen. Des Weiteren kann aufgrund einer einzelnen Berstdruckprüfung keine Aussage zum Streuverhalten der Berstdrücke getroffen werden. Aufgrund der hohen Kosten für die prototypische Behälterfertigung sowie den Drucktest werden zunächst keine weiteren Berstdruckprüfungen durchgeführt.

4.3 Stahl-CFK-Bauweise

Unabhängig von der volumetrischen Effizienz des zugverstrebtten Druckbehälters in Stahlbauweise weist das Konzept aufgrund des eingesetzten Werkstoffs ein hohes Behältergewicht auf. Anhand einer zusätzlichen Verstärkung des Druckbehälters mit CFK wird untersucht, inwiefern das Behältergewicht durch die teilweise Substitution des metallischen Werkstoffs reduziert werden kann.

Ausgehend von der Materialauswahl wird ein Konzept für die Stahl-CFK-Bauweise eines Typ II Druckbehälters entwickelt. Anhand numerischer Simulationen wird untersucht, wieviel des metallischen Werkstoffs unter Einhaltung der maximal zulässigen Spannungen durch CFK substituiert werden kann. Weitere Details zur Bauweise und der numerischen Auslegung sind der Veröffentlichung von Öztas et al. [139] zu entnehmen.

4.3.1 Materialauswahl und Bauweise

Für die Verstärkung des zugverstrebt Stahl tanks mit CFK werden zwei Möglichkeiten in Betracht gezogen. Einerseits kann die Außenwand durch Faserverbundwerkstoff verstärkt und dadurch die Wandstärke des Stahls reduziert werden (Abb. 4-25, links). Der CFK wird analog zum zugverstrebt Druckbehälter in Faserverbundbauweise mit 0° und 90° Lagen um das Bauteil gewickelt. Auf diese Weise werden die Carbonfasern überwiegend in Faserlängsrichtung belastet. Die Ecken des Behälters bleiben unverstärkt, da diese einerseits weniger stark belastet sind als die restlichen Teile des Behälters und andererseits nur geringfügig zum Gesamtbehältergewicht beitragen. Der Unterschied zwischen der reinen Stahlbauweise und der Stahl-CFK-Bauweise ist vergleichbar mit dem Übergang von konventionellen Typ I auf Typ II Druckbehältern.

Als zweite Möglichkeit wird die Verstärkung der Zugstreben mit CFK in Betracht gezogen. Die Zugstreben werden dafür im Inneren hohl ausgeführt, um einerseits die Dichtigkeit des Behälters zu gewährleisten und andererseits eine Durchführung der Carbonfasern zu erlauben (Abb. 4-25, rechts). Im Gegensatz zur Verstärkung der Behälteraußenwand mit CFK wird die fertigungstechnische Machbarkeit der Verstärkung der Zugstreben als herausfordernd eingestuft. Auch das Potenzial für die Gewichtsreduktion durch den zweiten Ansatz ist deutlich geringer, da in der Stahlbauweise mehr als zwei Drittel des eingesetzten Werkstoffs auf die Außenwand entfallen [139]. Aufgrund der einfacheren fertigungstechnischen Umsetzbarkeit sowie des höheren Gewichteinsparpotenzials wird in der numerischen Auslegung lediglich der erste Ansatz weiterverfolgt.

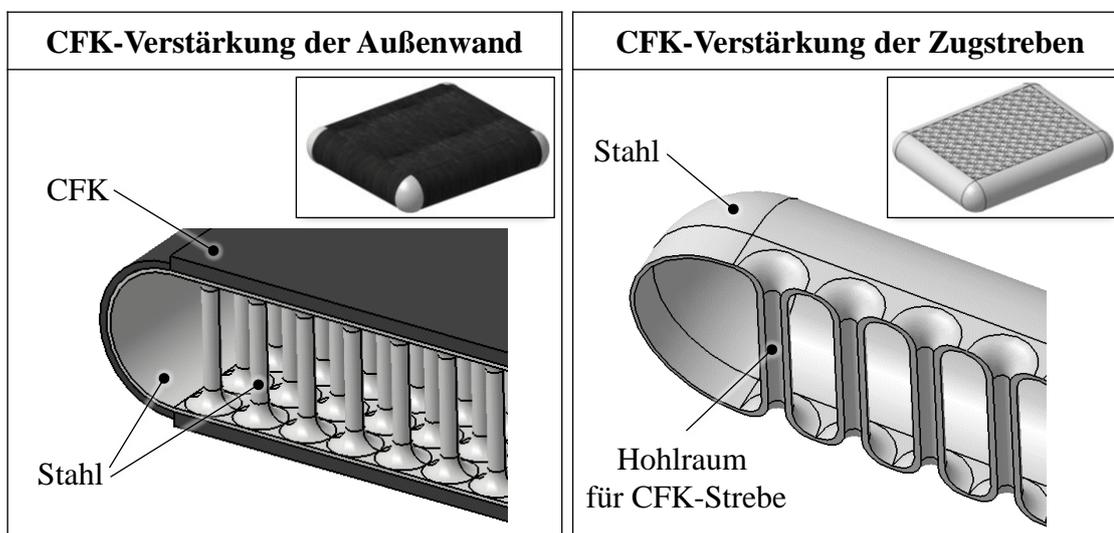


Abb. 4-25: Konzepte zur Verstärkung des zugverstrebt Druckbehälters in Stahlbauweise mit CFK [139].

Um eine Vergleichbarkeit zwischen den zugverstrebt Typ I und Typ II Druckbehältern zu ermöglichen, wird der metallische Teil der Stahl-CFK-Bauweise analog zur reinen Stahlbauweise aus Werkzeugstahl 1.2709 additiv gefertigt. Im Rahmen der Konzeptuntersuchung werden drei verschiedene Carbonfasern des Herstellers Toray in Betracht

gezogen, die sich maßgeblich in ihrer Steifigkeit unterscheiden. Als Ausgangsmaterial dient die Faser des Typs T700, seitens des Herstellers als „Standard Modulus“ Faser eingestuft wird. Als Vergleichswerkstoff wird der Einsatz einer „Intermediate Modulus“ (T1100S) und einer „High Modulus“ (M60J) Carbonfaser untersucht. Eine Übersicht zu den wesentlichen mechanischen Kennwerten der verwendeten Materialien ist in Tab. 4-3 dargestellt.

Tab. 4-3: Mechanische Eigenschaften der Faserverbundwerkstoffe für verschiedene Carbonfasern (vgl. Anhang b).

Carbonfaser	E-Modul im CFK	Zulässige Dehnung im CFK
T700S	130 GPa	2,0 %
T1100S	200 GPa	1,9 %
M60J	360 GPa	0,55 %

4.3.2 Numerische Auslegung

Die Auslegung des zugverstrebt Druckbehälters in Stahl-CFK-Bauweise erfolgt analog zum Typ I Behälterkonzept. Anhand einer FE-Simulation mit der Software Abaqus werden mittels numerischer Methoden die Belastungen in den einzelnen Behälterkomponenten bei einem Druck von 157,5 MPa berechnet. Das Simulationsmodell besteht aus zwei Hauptkomponenten. Der metallische Teil des Druckbehälters wird als Festkörpermodell aufgebaut und weist die isotropen Werkstoffeigenschaften des Werkzeugstahls 1.2709 auf (Abb. 4-26, links). Die Armierungsschicht aus CFK wird als Schalenmodell abgebildet, das in drei Elemente unterteilt ist. Den einzelnen Elementen der Schale werden die anisotropen Werkstoffeigenschaften des CFK sowie die jeweilige Laminatdicke zugewiesen (Abb. 4-26, rechts). Analog zu den Untersuchungen der Stahlbauweise wird für eine recheneffiziente FE-Simulation lediglich ein Achtelmodell des Behälters simuliert.

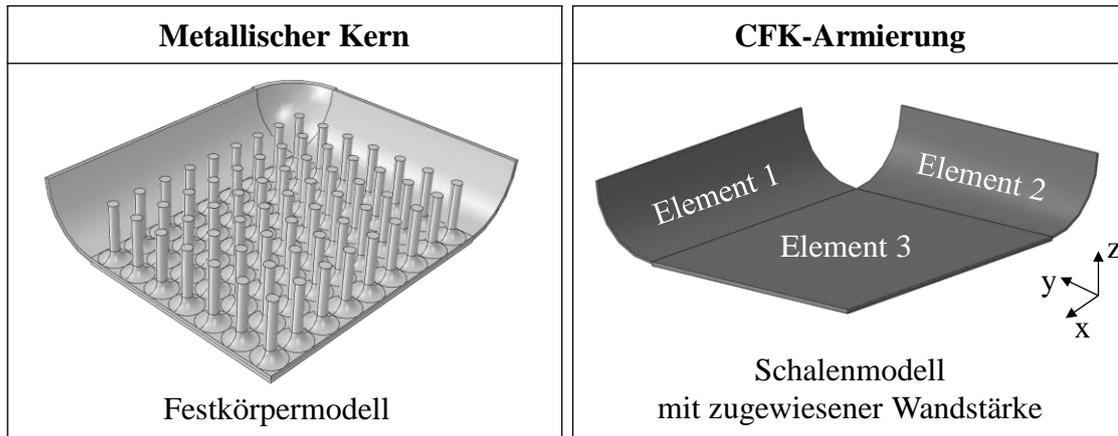


Abb. 4-26: Aufbau des Simulationsmodells in Abaqus: Metallischer Kern als Festkörpermodell (links) und CFK-Armierung als Schalenmodell (rechts) [140].

Die mechanischen Eigenschaften des CFK, die sich infolge des Wickelmusters ergeben, werden durch drei Elemente des Schalenmodells abgebildet. Die Modellierung der Elemente 1 und 2 der CFK-Armierung erfolgt jeweils anhand einer einzelnen Lage, die eine Faserorientierung in Umfangsrichtung aufweist. Element 3 wird aus zwei gleich dicken Lagen aufgebaut, wobei einer Lage eine Faserorientierung in x-Richtung und der anderen in y-Richtung zugewiesen wird. Die Wandstärke wird für alle Lagen gleich gewählt. Der daraus resultierende Sprung in der Wandstärke zwischen Element 1 und 3 und zwischen Element 2 und 3 ist dem vereinfachten Aufbau des Modells geschuldet. Im Aufbau eines Realbauteils ist dieser durch eine Vielzahl abwechselnd aufgebracht dünnerer Wickellagen in x- und y-Richtung nicht zu erwarten. Die Belastungen in diesem Bereich werden in der numerischen Simulation folglich vernachlässigt. Die Wahl der Materialparameter für die CFK-Lagen in der numerischen Simulation erfolgt in Anlehnung an Han und Chang [141] und ist beispielhaft für eine Toray T700S Faser in Tab. 4-4 dargestellt. Für die anderen Fasertypen wird lediglich der E-Modul des CFK-Laminats in Faserlängsrichtung nach Tab. 4-3 angepasst.

Tab. 4-4: Materialparameter für die einzelnen Lagen der CFK-Armierungsschicht in der FE-Simulation basierend auf [141] beispielhaft dargestellt für die Toray T700S Faser.

Parameter	Variable	Wert	Einheit
E-Modul in Faserlängsrichtung	E_{11}	130000	MPa
E-Modul quer zur Faserrichtung	E_{22}, E_{33}	7800	MPa
Schubmodul parallel zu Faserebene	G_{12}, G_{13}	4800	MPa
Schubmodul orthogonal zu Faserebene	G_{23}	3800	MPa
Querkontraktionszahl parallel zu Faserebene	ν_{12}, ν_{13}	0,3	-
Querkontraktionszahl orthogonal zu Faserebene	ν_{23}	0,4	-

Die Bestimmung des Einsparpotenzials für das Gewicht des Typ II zugverstrebt Druckbehälters im Vergleich zu Typ I erfolgt in einer Parameterstudie mit variierenden Wandstärken und E-Moduli für den CFK. Die Geometrie des metallischen Behälterkerns wird im Rahmen der Untersuchung nicht verändert.

Basierend auf der numerischen Analyse der reinen Stahlbauweise wird für den Metallkern der Stahl-CFK-Bauweise ein Strebenabstand von 18 mm und ein Strebendurchmesser von 6 mm definiert. Der Verrundungsradius der Strebenanbindung beträgt 6 mm und die Wandstärke wird im Vergleich zum Typ I Behälter von 3,4 mm auf 1,3 mm reduziert. Die Höhe des Druckbehälters ohne CFK beträgt 48,6 mm. Für die CFK-Armierung werden die mechanischen Eigenschaften anhand der in Tab. 4-3 beschriebenen Werkstoffe gewählt und die Wandstärke im planaren Bereich zwischen 2 mm und 12 mm variiert. Die resultierenden Maxima der Hauptspannungen (Max. Principle) im metallischen Teil des zugverstrebt Druckbehälters sind in Abb. 4-27 dargestellt.

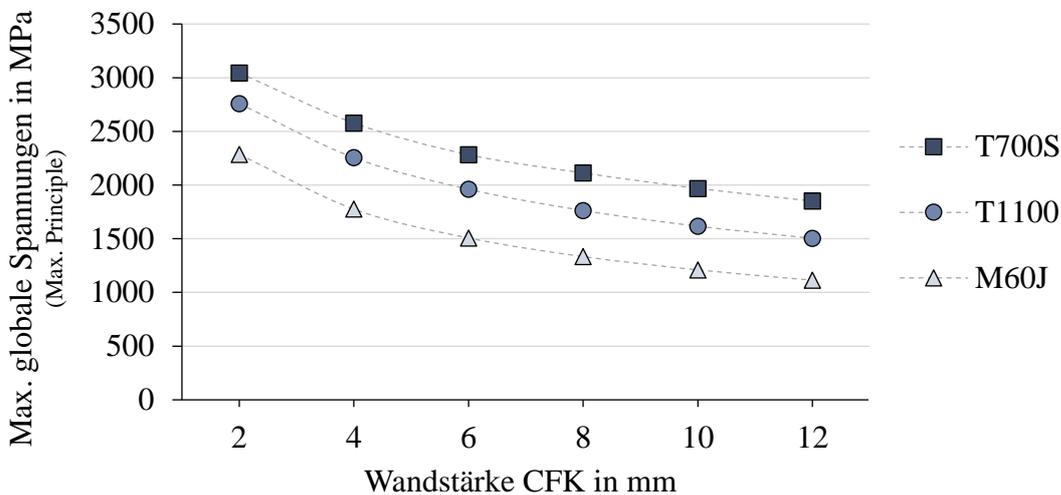


Abb. 4-27: Spannungsmaxima im metallischen Teil des Typ II zugverstrebt Druckbehälters unter 157,5 MPa Innendruckbelastung für verschiedene Faserwerkstoffe und Wandstärken der CFK-Armierungsschicht [139].

Die Analyse der Belastungen im metallischen Teil des Behälters zeigt, dass die maximalen Spannungen mit steigendem E-Modul abnehmen. Dies liegt darin begründet, dass höhere Elastizitätsmodule zu geringeren Dehnungen der Carbonfaser unter gleicher Belastung führen. Dies bedeutet, dass steifere Fasern der Behälterausdehnung besser entgegenwirken können und sich dadurch auch der Metallkern weniger ausdehnt und belastet wird. Gleichermäßen werden für einen höheren E-Modul des CFK mehr Belastungen von der Carbonfaser aufgenommen als für einen CFK mit geringerem E-Modul.

Des Weiteren können niedrigere Spannungen im metallischen Behälterteil durch höhere CFK-Wandstärken erreicht werden. Anhand von Annäherungsfunktionen können für die ermittelten Spannungsmaxima die resultierenden Wandstärken des jeweiligen CFK berechnet werden, um eine Maximalspannung von 1600 MPa im Metallkern einzuhalten (Tab. 4-5). Zusätzlich werden die maximalen Dehnungen der jeweiligen

Armierungsschicht analysiert, um zu überprüfen, ob die maximal zulässigen Dehnungen im CFK eingehalten werden. Die Ergebnisse zeigen, dass die maximal zulässigen Dehnungen im CFK für keinen der gewählten Faserwerkstoffe überschritten werden. Darüber hinaus wird anhand der tatsächlichen Dehnungen bei 1600 MPa bestätigt, dass für Carbonfasern mit einem höheren E-Modul die maximale Dehnfähigkeit der jeweiligen Faser besser ausgenutzt wird.

Tab. 4-5: Resultierende CFK-Wandstärken im planaren Bereich des Druckbehälters für verschiedene Carbonfasern zur Erreichung einer maximalen Spannung von 1600 MPa im Metallkern des Behälters [139, 140].

Carbonfaser im CFK	Wandstärke des CFK	Dehnung im CFK bei 1600 MPa Innendruck	Max. zulässige Dehnung des CFK
T700S	17,7 mm	0,31 %	2,0 %
T1100S	10,5 mm	0,58 %	1,9 %
M60J	5 mm	0,54 %	0,55 %

Die Ergebnisse zeigen, dass es möglich ist, die metallische Wandstärke des zugverstrebt Druckbehälters durch eine Verstärkung mit CFK um mehr als 50 % zu reduzieren. Allerdings wird auch deutlich, dass im Vergleich zur reinen Stahlbauweise die Gesamtwandstärke aufgrund des hohen CFK-Anteils deutlich zunehmen muss, um eine belastungsgerechte Auslegung für einen Typ II zugverstrebt Druckbehälter zu ermöglichen. Dies führt dazu, dass zwar das Behältergewicht deutlich reduziert werden kann, die volumetrische Effizienz für die Wasserstoffspeicherung im quaderförmigen Baubereich jedoch abnimmt. Des Weiteren muss für die Bewertung des Einsatzpotenzials in der automobilen Anwendung der Kostenaspekt für die gewählten Carbonfasern berücksichtigt werden, da der Preis des Faserwerkstoffs mit zunehmendem E-Modul überproportional ansteigt [142].

4.4 Faserverbundbauweise

Basierend auf der Konzeptentwicklung, die die grobe Struktur des zugverstrebt Druckbehälters unabhängig vom Werkstoff vorgibt, wird eine weitere Variante für eine Faserverbundbauweise ausgearbeitet. Unter Berücksichtigung des vorliegenden Lastfalls und im Hinblick auf eine bauweisenspezifische Fertigung erfolgt zunächst die Materialauswahl. Anschließend werden zwei Bauweisen näher untersucht, für die unterschiedliche Fertigungsverfahren entwickelt werden. Die Bewertung der Bauweisen erfolgt anhand von Drucktests an Prototypen. Die untersuchten Konzepte lassen sich den Typ IV Druckbehältern zuordnen.

Die in diesem Kapitel dargestellten Ergebnisse bilden eine Zusammenfassung wissenschaftlicher Veröffentlichungen, die im weiteren Verlauf des Kapitels entsprechend gekennzeichnet sind. Zusätzliche Details zu den Untersuchungen sind den

Primärquellen [143–146] sowie den Studienarbeiten von Heidacher [147] und Wrana [148] zu entnehmen.

4.4.1 Materialauswahl und bauweisenspezifische Auslegung

Die Materialvorauswahl für zugverstrebe Druckbehälter in Faserverbundbauweise erfolgt mittels der spezifischen Anforderungen für die einzelnen Bestandteile des Behälters. Diese ergeben sich im Wesentlichen aus Dichtigkeits- und Festigkeitsanforderungen sowie Randbedingungen der fertigungstechnischen Verarbeitung. Basierend auf den ausgewählten Werkstoffen wird näher auf die analytische Behälterauslegung eingegangen. Von einer numerischen Auslegung wird vorerst abgesehen, da diese ein fest definiertes Design und grundlegende Kenntnisse zur Interaktion der eingesetzten Werkstoffe erfordert.

4.4.1.1 Behälterwand

Für die Armierungsschicht liegt der Fokus auf der Festigkeit. Da die Behälterwand infolge der Innendruckbeanspruchung überwiegend auf Zug belastet wird, eignen sich besonders faserverstärkte Kunststoffe als Material. Um geringe Wandstärken und damit eine speichereffiziente Auslegung zu ermöglichen, werden Fasern mit hoher Festigkeit eingesetzt. Für die Faserverbundbauweise wird eine Carbonfaser des Typs T700S vom Hersteller Toray verwendet. Diese weist eine Zugfestigkeit von 4900 MPa und einen E-Modul von 230 GPa in Faserlängsrichtung auf, die Bruchdehnung beträgt 2,1 % [149]. Die Auslegung der Armierungsschicht basiert auf der Kesselformel (Formel (4-1)). Um die anisotropen Eigenschaften des CFK-Laminats zu berücksichtigen, enthält der Lagenaufbau Fasern in x- und y-Richtung. Die notwendige Wandstärke der CFK-Lagen wird für die jeweilige Orientierung anhand der Zugfestigkeit des Laminats in Faserlängsrichtung berechnet:

$$t_{a,x} = t_{a,y} = \frac{p \cdot d_a}{\sigma_{cfk,||}} \quad (4-5)$$

Wie die analytische und numerische Vorauslegung gezeigt haben, sind die Ecken des Behälters geringer belastet als die restlichen Bereiche der Armierungsschicht. Für eine konservative Auslegung der Ecken wird die Wandstärke gleich der Laminatdicke in den halbzyklrischen Seitenbereichen des Behälters gewählt. Durch Faserpatches, die von der Ober- zur Unterseite des Behälters verlaufen, sind die Ecken durch die Armierungsschicht verstärkt. Im planaren Bereich des Druckbehälters kommt es infolge des Innendrucks, der zwischen zwei Streben senkrecht auf die Behälterwand wirkt, zu einer Biegebelastung des CFK-Laminats. Die daraus resultierende interlaminare Scherspannung ist umso größer, je höher der Abstand zwischen zwei Zugstreben ist. Um ein Versagen der Armierungsschicht infolge zu hoher interlaminarer Scherspannungen zu vermeiden,

wird von Ruf et al. [143] empfohlen, einen Abstand von 5 mm zwischen zwei Zugstreben nicht zu überschreiten. Huber et al. [144] schlagen für die Faserverbundbauweise des zugverstrebt Druckbehälters einen Strebenabstand von 3 bis 5 mm vor.

4.4.1.2 Zugstreben

Für die Materialauswahl der Zugstreben spielt neben der hohen Festigkeit die robuste Verarbeitbarkeit in der Druckbehälterfertigung eine wesentliche Rolle. Des Weiteren muss der Faserwerkstoff eine sichere Anbindung an die Behälterwand gewährleisten. Carbonfasern erlauben aufgrund ihrer Zugfestigkeit in Faserlängsrichtung kleine Strebendurchmesser bzw. große Strebenabstände und weisen dadurch ein hohes Potenzial für ein speichereffizientes Design auf. Aufgrund des hohen E-Moduls führen Innendrucke nur zu geringfügigen Dehnungen in der Strebe. Deshalb wird für Carbonfasern eine hohe Fertigungsgenauigkeit in der Einbringung der Zugstreben erforderlich, damit alle Streben eine vergleichbare Länge aufweisen und gleichmäßig belastet werden. Als Alternative zu Carbonfasern werden Aramidfasern in Betracht gezogen. Für die weitere Untersuchung wird der Werkstoff D2200 des Herstellers Teijin gewählt. Dieser weist eine Zugfestigkeit von 3250 MPa und einen E-Modul von 110 GPa auf. Die Bruchdehnung beträgt 2,9 %.

Anhand einer stochastischen Analyse wurde von Ruf et al. [143] und Horoschenkoff et al. [150] untersucht, welche Auswirkung die unterschiedlichen E-Moduli und Bruchdehnungen der T700S Carbonfaser und der D2200 Aramidfaser auf die Tragfähigkeit im zugverstrebt Druckbehälter haben. Aufgrund von Fertigungstoleranzen ist eine exakt gleiche Länge für alle Zugstreben im Behälter kaum realisierbar. Dies führt dazu, dass kürzere Streben deutlich höhere Kräfte aufnehmen, bis aufgrund der Strebendehnung bei höheren Lasten benachbarte längere Streben zu tragen kommen. Ausgehend von einer Strebenlänge von 130 mm und einer Normalverteilung bzgl. einer Fertigungstoleranz von $\pm 0,5$ mm zeigt sich in [143, 150], dass durch den Einsatz der Aramidfaser im Vergleich zur Carbonfaser deutlich höhere Tragfähigkeiten erzielt werden können. Folglich wird die D2200 Aramidfaser als Werkstoff für die Zugstreben des Druckbehälters ausgewählt.

Für die Anbindung der Strebe an der Armierungsschicht wird ein formschlüssiges Verbindungskonzept untersucht, um die maximale Zugfestigkeit der Streben nutzen zu können. Anhand von Umlenkungselementen, die in oder außerhalb der Armierungsschicht verankert sind, werden die auf die Faser wirkenden Zugkräfte in die Behälterwand übertragen. Für die Umlenkung werden im Folgenden ein Nähstich und ein Tuftstich unterschieden. Anhand von Zugversuchen auf Strebenebene werden die maximal erreichbaren Zugfestigkeiten der Anbindungskonzepte ermittelt. Zusätzlich wird für die Hälfte der Proben ein 10 mm dickes CFK-Laminat unterhalb der Umlenkungselemente platziert (Abb. 4-28, links). Die Zugversuchsergebnisse zeigen, dass für alle Anbindungskonzepte Zugfestigkeiten von mindestens 1500 MPa erreicht werden können (Abb.

4-28, rechts). Der geringste Wert wird für einen Tuftstich mit Umlenkung außerhalb eines CFK-Laminats erreicht und beträgt 1720 MPa.

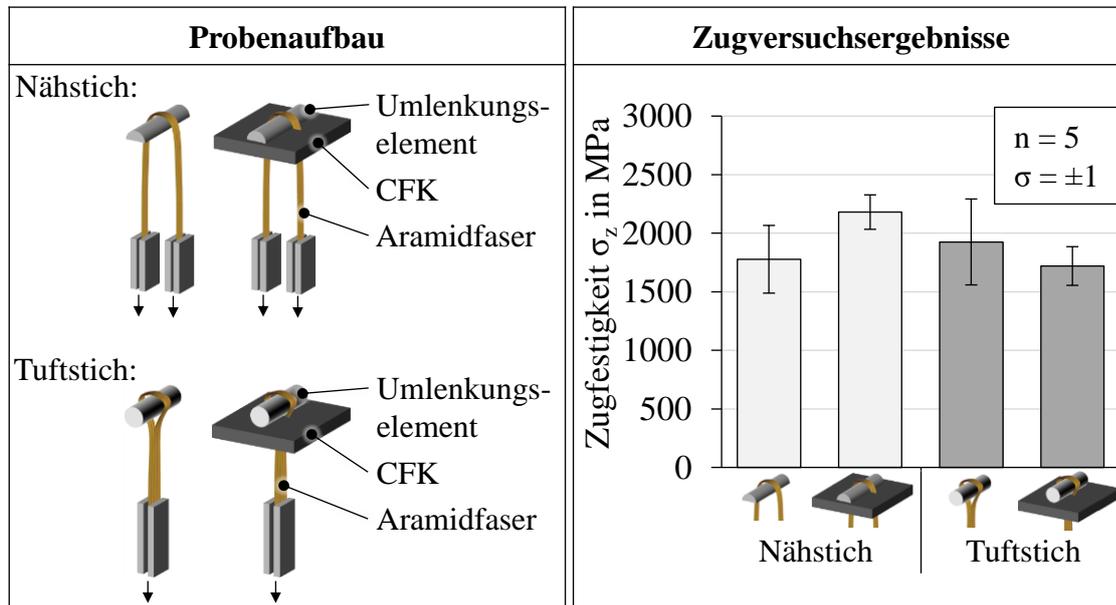


Abb. 4-28: Probenaufbau (links) für die Ermittlung der Zugfestigkeiten verschiedener Anbindungskonzepte (rechts) [143].

Für den zugverstrehten Druckbehälter in Faserverbundbauweise werden Abstand und Durchmesser der Streben anhand von Formel (4-4) ermittelt. Mit Hilfe der gewonnenen Erkenntnisse zur Zugfestigkeit für die Anbindungskonzepte kann ein Designkorridor abgesteckt werden. Es wird davon ausgegangen, dass je nach Faserart und Fertigungsgenauigkeit eine Zugfestigkeit der Streben zwischen 1500 und 2500 MPa erreicht werden kann. Für einen Strebenabstand zwischen 3 und 5 mm ergibt sich daraus ein Strebendurchmesser von 0,8 bis 1,8 mm (Abb. 4-29).

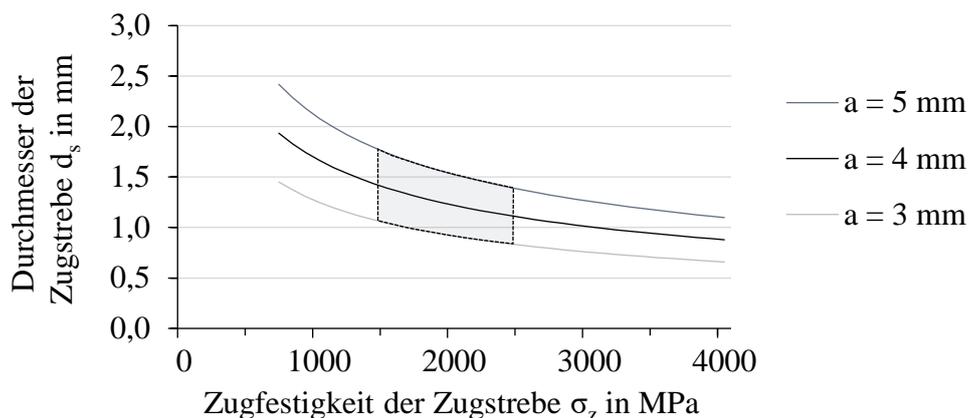


Abb. 4-29: Designkorridor für die Dimensionierung der Zugstreben in Abhängigkeit des Abstands und der Festigkeit der Streben basierend auf [143].

4.4.1.3 Liner

Die Realisierung der Dichtigkeit stellt die größte Herausforderung für den zugverstrebt Druckbehälter in Faserverbundbauweise dar. Im Bereich der Strebenanbindung an die Behälterwand muss einerseits eine sichere Kraftübertragung gewährleistet werden, andererseits dürfen keine Leckstellen für den gespeicherten Wasserstoff entstehen. Durch die Einbringung eines Liners wird die Dichtigkeit des Behälterkonzepts gewährleistet. Verglichen mit zylindrischen Druckbehältern weist das zugverstrebt Konzept eine geringere permeationswirksame Oberfläche im Verhältnis zum Wasserstoffspeichervolumen auf. Die Wahl des Linerwerkstoffs hat damit einen geringeren Einfluss auf die Speichereffizienz des Behälterkonzepts. Deswegen wird zunächst Polyamid als Linerwerkstoff für den zugverstrebt Druckbehälter in Faserverbundbauweise gewählt.

4.4.2 Bauweisen und Fertigungsverfahren

Für den zugverstrebt Druckbehälter in Faserverbundbauweise werden zwei Fertigungskonzepte entwickelt. Diese unterscheiden sich im Wesentlichen in der Integration der Zugstreben. Dafür wird auf konventionelle Fertigungsverfahren aus der Textiltechnologie zurückgegriffen. Abhängig davon, ob die Zugstreben im gleichen Prozessschritt wie die Behälteraußenwand gefertigt werden oder nicht, werden nachfolgend eine Integral- oder Differenzialbauweise unterschieden.

4.4.2.1 Differenzialbauweise

Die erste der analysierten Bauweisen des zugverstrebt Druckbehälters aus Faserverbundwerkstoff ist die Differenzialbauweise. In diesem Fall ist die Aufbringung der Armierungsschicht entkoppelt ist von der Einbringung der Zugstreben und wird als differenzieller Fertigungsschritt betrachtet. Der in [143–146] entwickelte Fertigungsprozess lässt sich in fünf Schritte unterteilen (Abb. 4-30).

Im ersten Schritt wird mittels additiver Fertigung ein wasserlöslicher Wickelkern hergestellt, der die grobe Kontur des Druckbehälters abbildet. Im planaren Bereich des Wickelkerns ist eine Gitterstruktur vorgesehen, die im späteren Tuftprozess eine Abstützung des CFK-Laminats und gleichzeitig eine Nadeldurchführung ermöglicht.

Im zweiten Schritt wird die Armierungsschicht in einem Wickelverfahren aufgebracht. Die Lagen werden alternierend in x- und y-Richtung abgelegt, bis die berechnete Wandstärke vorliegt. Die Ecken des Behälters werden durch das Einlegen von Faserpatches verstärkt, die während des Wickelprozesses zwischen den einzelnen Lagen fixiert werden.

Im dritten Schritt werden die Zugstreben in einem Tuftprozess integriert. Mit Hilfe einer Nadel durchdringen die Aramidfasern den Behälter von der oberen Außenseite bis zur unteren Außenseite, bis die Öse der Tuftnadel deutlich aus dem Behälter herausragt. Anschließend wird die Nadel so weit zurückgezogen, bis sich die Öse auf Höhe der Armierungsschicht befindet. Dies führt zur Ausbildung einer Schlaufe in der

Armaidfaser, in die ein Umlenkungselement mit kreisrundem Querschnitt aus Metall eingeführt wird. Danach wird die Tuftnadel in vertikaler Richtung aus dem Behälter gezogen und um den definierten Strebenabstand in horizontaler Richtung bewegt. Abschließend wird auf der Oberseite ein weiteres Umlenkungselement mit einem halbeliptischen Querschnitt eingelegt bevor der nächste Tuftstich erfolgt. Der Tuftprozess erfolgt mit mehreren nebeneinander angeordneten Nadeln und wird so lange wiederholt, bis die gesamte planare Fläche des Behälters mit Tuftstichen durchzogen ist.

Im Anschluss an den Tuftprozess erfolgt die Tränkung der Armierungsschicht mittels Resin Transfer Molding über ein Formwerkzeug. Im letzten Schritt wird der wasserlösliche Wickelkern über die Betankungsöffnung entfernt und der Liner über ein Schleudergussverfahren eingebracht. Weitere Details und Varianten zur Fertigungstechnologie finden sich in [145].

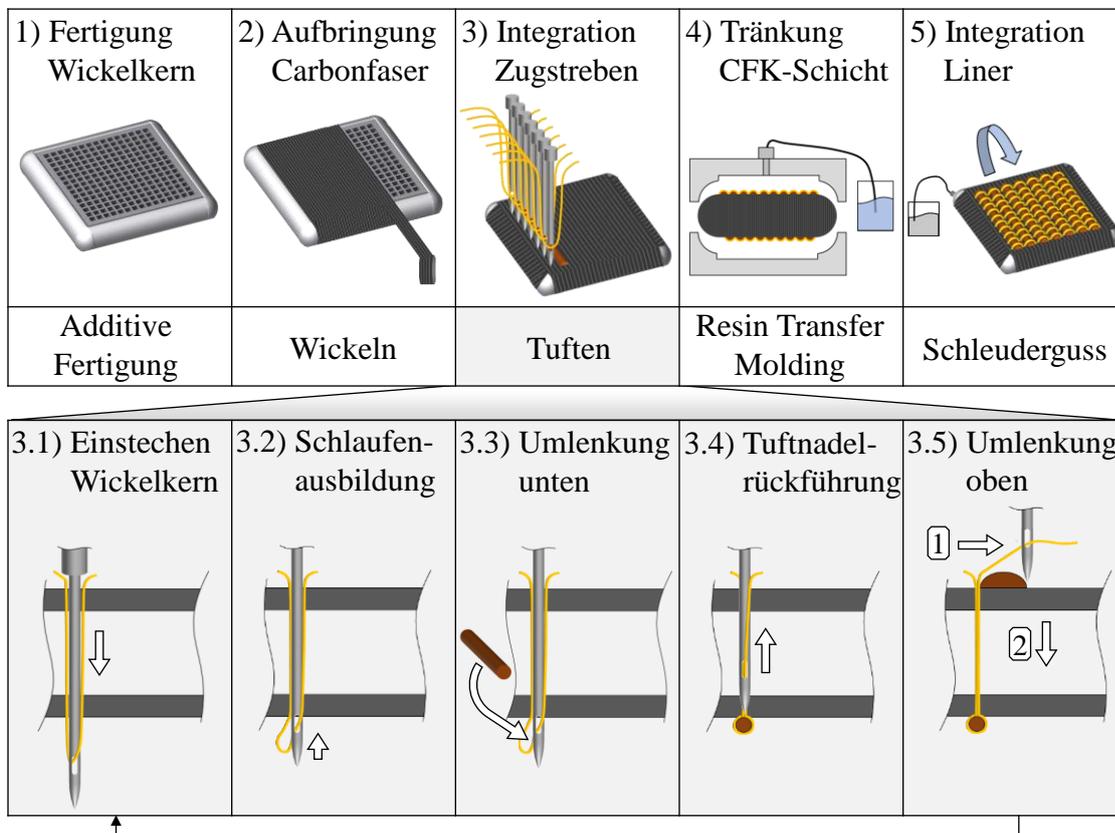
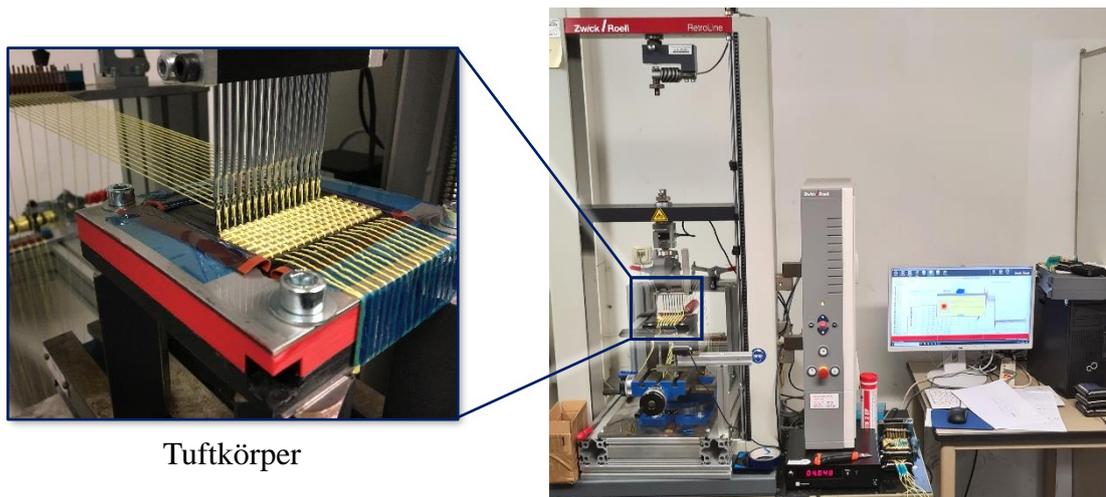


Abb. 4-30: Fertigungsprozess für einen zugverstrebten Druckbehälter in Faserverbundbauweise basierend auf einer Integration der Zugstreben im Tuftverfahren [143–146].

Die Bauteileigenschaften des zugverstrebten Druckbehälters hängen maßgeblich von der Fertigungsgenauigkeit ab. Vor allem die fertigungsbedingte Streuung der finalen Zugstrebenlänge hat einen Einfluss auf die resultierende Tragfähigkeit der Streben und damit den maximalen Berstdruck des Behälterkonzepts. Deshalb erfolgt die Strebeneinbringung über einen teilautomatisierten Prozess.

In [145] wurde eine Zug-Druck-Prüfmaschine zu einer Tuftanlage für einen zugverstrebt Druckbehälter umgerüstet (Abb. 4-31). Dies ermöglicht einen robusten Fertigungsprozess zur Herstellung von Prüfkörpern mit vergleichbaren Bauteileigenschaften und erlaubt gleichzeitig eine Prozessdatenüberwachung über die installierte Sensorik der Prüfanlage. Die vorliegende Anlagentechnik ermöglicht den Aufbau von Prüfmustern mit Außenabmessungen von 90 mm x 90 mm x 30 mm. Der Strebenabstand beträgt 4 mm.



Tuftkörper

Abb. 4-31: Adaption einer Zug-Druck-Prüfmaschine für die Integration der Zugstreben mittels Tuften, entwickelt in [145].

4.4.2.2 Integralbauweise

Als Alternative zur Differenzialbauweise wird ein integraler Fertigungsprozess entwickelt und analysiert. In diesem Fall erfolgt die Einbringung der Zugstreben als integraler Bestandteil im Aufbau des Druckbehälters zusammen mit der Fertigung der Außenwand. Die Streben werden direkt während der Fertigung der äußeren Armierungsschicht darin verankert. Basierend auf einem 3D-Webprozess wird in [145] ein Herstellungsverfahren für eine Integralbauweise entwickelt. Eine Übersicht zu den einzelnen Fertigungsschritten ist in Abb. 4-32 dargestellt. Die Behälterfertigung lässt sich in insgesamt vier Schritte unterteilen.

Mittels additiver Fertigung wird zunächst ein wasserlöslicher zweiteiliger Kern hergestellt. Dieser besteht aus einer Hauptkomponente in U-Form, die als Grundkörper für den Webprozess dient sowie aus einem Endstück, das nach dem Webprozess aufgesetzt wird und das U-Profil schließt.

Der 3D-Webprozess wird am Beispiel von zwei Webfäden (schematisch dargestellt in Abb. 4-32 in schwarz und grau) beschrieben. Als Material wird für die Webfäden eine Toray T700S Carbonfaser gewählt. Die beiden Fäden verlaufen zunächst parallel zueinander an der Oberseite des Kerns um das U-Profil herum und an der Unterseite wieder zurück. Anschließend werden die Fäden an der Oberseite gespreizt, so dass sich eine

Fachöffnung ergibt. Zwei weitere Fäden (schematisch dargestellt in Abb. 4-32 in gelb und orange) werden senkrecht zu den beiden ersten in vertikaler Richtung von oben nach unten bzw. von unten nach oben geführt. Diese bilden die späteren Zugstreben und bestehen aus einer Aramidfaser. Anschließend werden die eingebrachten Zugstreben mechanisch zurückgehalten, bis in die Fachöffnungen auf der Ober- und Unterseite Umlenkungselemente eingeschoben worden sind. Abschließend wird der Rückhalt der Zugstreben gelöst, so dass diese auf dem Umlenkungselement aufliegen. Der Prozess läuft für die Zugstreben in einer Reihe parallel ab und wird wiederholt, bis der planare Bereich des Druckbehälters vollständig mit der Webstruktur durchzogen ist. Nachdem die letzte Strebe eingebracht wurde, wird das Endstück des Webkerns auf das offene U-Profil gesetzt und so die Grundform des Druckbehälters hergestellt.

Im nächsten Schritt werden Umfangslagen aus vorimprägnierten Carbonfasern mit Orientierung in x- und y-Richtung aufgebracht, um die Armierungsschicht zusätzlich zur Webstruktur zu verstärken. Alternativ können die Umfangslagen im Nasswickelverfahren aufgebracht werden. Unter erhöhter Temperatur wird die Armierungsschicht anschließend ausgehärtet. Im letzten Schritt wird analog zur Differenzialbauweise der wasserlösliche Kern über die Betankungsöffnung aus dem Behälter entfernt und ein Liner im Schleudergussverfahren eingebracht. Weitere Details und Varianten zur Fertigungstechnologie finden sich in [145].

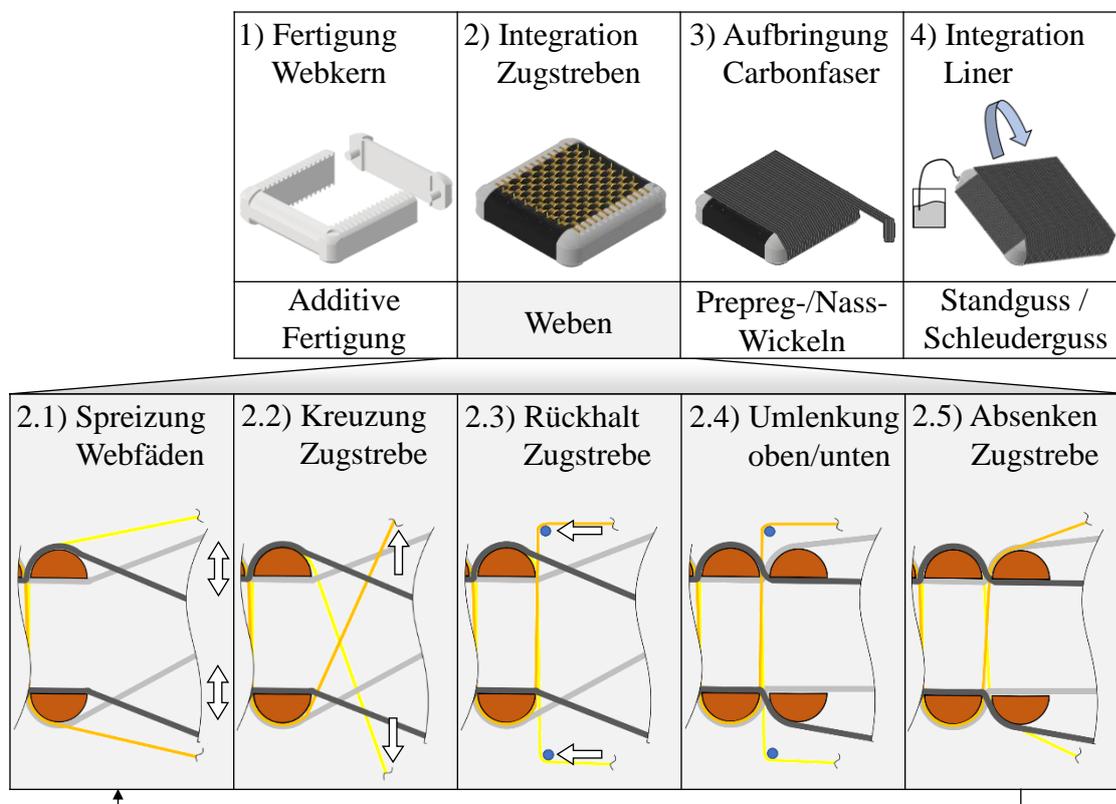
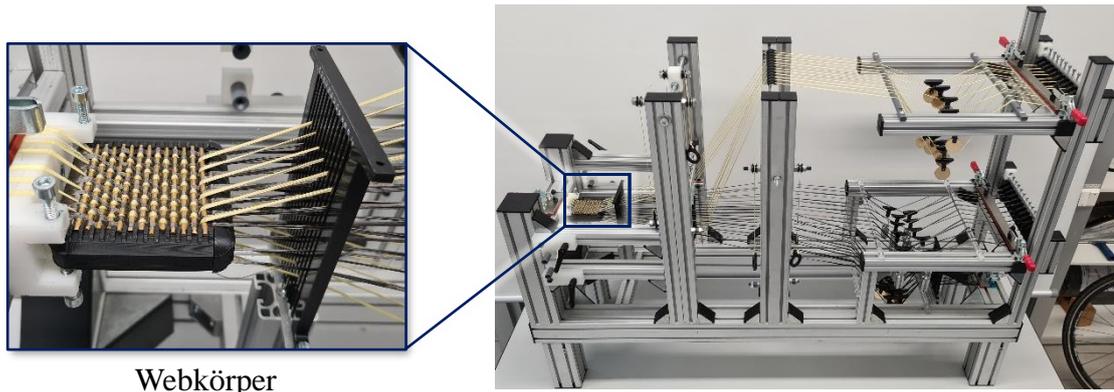


Abb. 4-32: Fertigungsprozess für einen zugverstrebt Druckbehälter in Faserverbundbauweise basierend auf einer Integration der Zugstreben im 3D-Webverfahren [145].

Für die Einbringung der Zugstreben wird in [145] eine 3D-Webanlage entwickelt und aufgebaut (Abb. 4-33). Diese erlaubt eine effiziente Fertigung von Prototypen mit vergleichbaren Eigenschaften, um eine Prüfserie zur Bewertung des Konzepts zu ermöglichen. Anhand der vorliegenden Anlagentechnik können Baumuster mit den Außenabmessungen 90 mm x 90 mm x 30 mm sowie einem Strebenabstand von 4 mm hergestellt werden. Die gefertigten Prototypen in Integralbauweise haben die gleiche Außenabmessung und Strebendimensionierung wie die der Differenzialbauweise und erlauben dadurch einen direkten Vergleich in der Konzeptbewertung.



Webkörper

Abb. 4-33: Anlagentechnik für die Integration der Zugstreben im 3D-Webverfahren, entwickelt in [145].

4.4.3 Baumuster und Drucktests

Auf Basis der analytischen Auslegung, der Materialauswahl sowie der entwickelten Fertigungstechnologien werden prototypische Baumuster gefertigt. Anschließend werden diese für eine erste Validierung des entwickelten Druckbehälterkonzepts hydraulischen Drucktests unterzogen. Abschließend erfolgt ein Abgleich zwischen analytischer Auslegung und experimentell ermitteltem Berstdruck. Details zu den Untersuchungen sind der Veröffentlichung von Wrana et al. [145] sowie den Studienarbeiten von Heidaicher [147] und Wrana [148] zu entnehmen.

Entsprechend der entwickelten Fertigungsanlagen weisen die Baumuster in Integral- und Differenzialbauweise Außenabmessungen von 90 mm x 90 mm x 30 mm auf. Um in der frühen Forschungsphase kurze Iterationszyklen zwischen einzelnen Musterständen zu ermöglichen, wird die Prozesskomplexität in der Fertigung durch vereinzelt Designanpassungen reduziert. Dafür werden gegenüber den beschriebenen Fertigungsschritten in Kapitel 4.4.2 mehrere Vereinfachungen vorgenommen.

Einerseits wird darauf verzichtet, einen verlorenen Kern zu verwenden, der im letzten Fertigungsprozessschritt aus dem Behälter gelöst wird. Stattdessen wird das Design des Web- bzw. Wickelkerns mit einem innenliegenden Hohlraum ausgeführt und die Kernaußenhaut belastungsgerecht an die im Fertigungsprozess auf den Kern wirkenden Kräfte angepasst. Dies hat zur Folge, dass für die im Tuftprozess gefertigten Baumuster

in Differenzialbauweise kein RTM-Verfahren angewandt werden kann, da dadurch das innenliegende Volumen für die Medienspeicherung mit Harz gefüllt werden würde. Entsprechend erfolgt die Tränkung der Carbonfasern durch Laminieren von außen mit Epoxidharz. Die Seitenflächen des Behälters werden ebenfalls von außen getränkt, indem das Baumuster in eine verschließbare Kavität eingelegt wird, die während der Zufuhr und bis zur Aushärtung des Matrixmaterials rotiert wird.

Voruntersuchungen zur Einbringung eines Liners mittels Schleudergussverfahren haben gezeigt, dass die Ausbildung einer gleichmäßigen Linerwandstärke erhöhten Entwicklungsbedarf benötigt. Auf Basis des Viskositätsverhalten im Übergang zwischen flüssiger in die feste Phase muss die Schleuderbewegung werkstoffspezifisch angepasst werden. Zusätzlich wird für thermoplastische Werkstoffe eine beheizbare Kavität erforderlich, um ein kontrolliertes Erstarren des Liners zu gewährleisten. Entsprechend wird für die Baumuster zunächst auf ein duroplastisches Linermaterial ausgewichen, das analog zur Tränkung der Carbonfasern in der Differenzialbauweise in einem dreistufigen Prozess eingebracht wird. Zunächst wird über die Behälteröffnung ein Duroplast in flüssigem Zustand eingebracht und der Behälter waagrecht statisch positioniert, so dass durch die Aushärtung des Duroplasts eine Linerschicht an der Unterseite ausgebildet werden kann. Der Vorgang wird für die Oberseite wiederholt. Die Seitenflächen des Liners werden analog zur Einbringung des Matrixmaterials der Außenhaut durch Rotieren des Behälters ausgebildet. Abschließend wird Linermaterial, das sich während des Prozesses in der Behälteröffnung angesammelt hat, mechanisch entfernt. In Abb. 4-34 ist der Aufbau der gefertigten Prototypen in Differenzial- und Integralbauweise exemplarisch dargestellt.

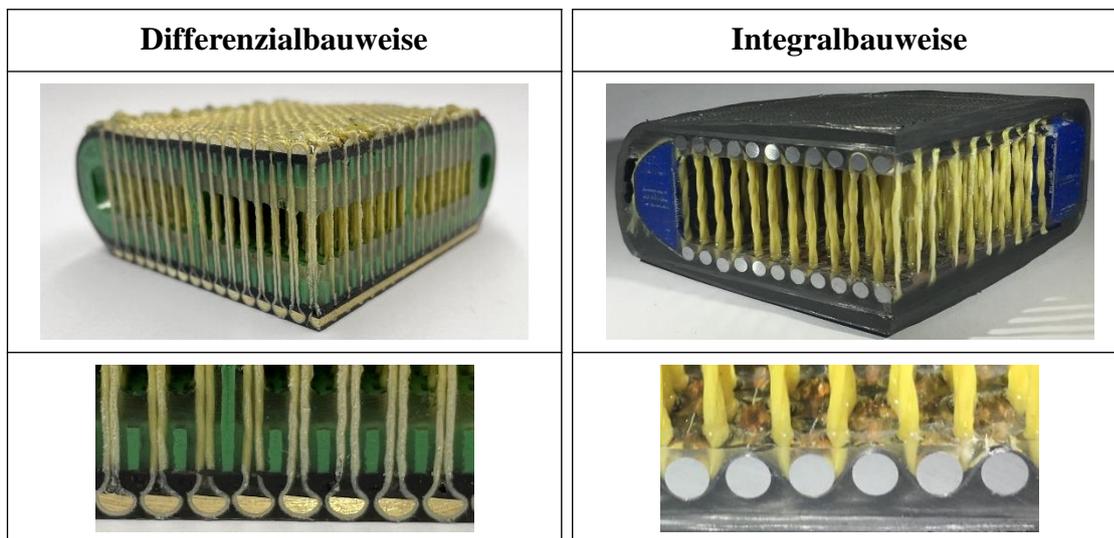


Abb. 4-34: Schnittansicht der gefertigten Baumuster von zugverstrebt Typ IV Druckbehältern in differenzieller (links) und integraler (rechts) Bauweise [145].

Entsprechend der dargestellten Behälterkonzepte in Abb. 4-34 werden in [147, 148] hydraulische Druckversuche für die Differenzial- und Integralbauweise durchgeführt.

Ziel der Druckprüfung ist das Herbeiführen eines Faserversagens in den Zugstreben oder der Außenhaut, was dem Berstversagen des Behälters entspricht. Die Versuche werden in einer berstsicheren Kammer durchgeführt. Die Druckerhöhung erfolgt manuell über eine Handpumpe, wobei über Drucksensoren im Anschlussbereich der Behälter das Druckniveau aufgezeichnet wird. In der Versuchsdurchführung zeigt sich für beide Bauweisen, dass aufgrund vorzeitiger Leckagen in den Eckbereichen ein Druckniveau von 40 MPa nicht überschritten werden kann. Versuchswiederholungen führen zu vergleichbaren Ergebnissen und erlauben vorerst keine Ermittlung eines Berstdrucks für die zugverstrebt Typ IV Druckbehälterbauweisen. Detaillierte Fehleranalysen sowie die Untersuchung von Lösungsoptionen zur Vermeidung frühzeitiger Leckagen sind Gegenstand eines noch laufenden Forschungsprojektes und zum Zeitpunkt der Verschriftlichung dieser Arbeit noch nicht abgeschlossen.

Anhand einer weiteren Versuchsreihe mit adaptierten Baumustern werden in [145] zusätzliche Druckversuche durchgeführt, um vorab eine Aussage zur Belastungsfähigkeit der Zugstreben im Druckbehälter unter erhöhter Innendruckbeanspruchung treffen zu können. Dafür werden Baumuster analog zur ersten Versuchsreihe aufgebaut, die nur mit einer einzelnen Strebenreihe besetzt sind (Abb. 4-35, links). Zusätzlich wird im letzten Schritt der Linerintegration die Materialmenge erhöht, sodass sich in Folge des Rotationsgussverfahrens eine Kavität im Behälterinneren ausbildet, die eine kreisrunde Grundfläche aufweist (Abb. 4-35, rechts). Durch den Überschuss an Linermaterial in den Eckbereichen sowie dem potenziell geringeren Berstdruck aufgrund der niedrigeren Anzahl an Zugstreben wird vorzeitigen Leckagen vorgebeugt.

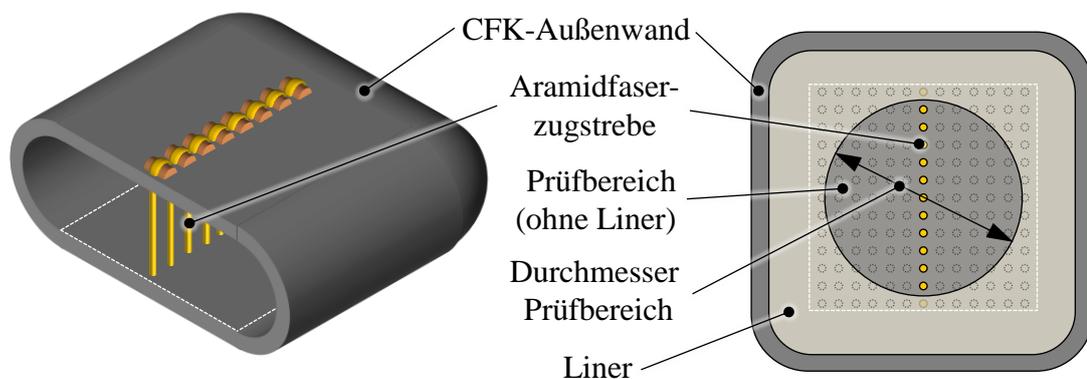


Abb. 4-35: Schematische Darstellung des zugverstrebt Druckbehälters in Differenzialbauweise mit einer einzelnen Strebenreihe (links) und Draufsicht auf den Halbschnitt des Behälters mit kreisrundem Prüfbereich nach der Linerintegration (rechts) basierend auf [145].

Für beide Baumustervarianten wurde die gleiche Aramidfaser mit der gleichen Filamentanzahl verwendet. Im Tuftprozess führt dies zu einer doppelt so hohen Filamentanzahl je Zugstrebe im Vergleich zum 3D-Webprozess. Dies resultiert in einem Berstdruck, der für die Differenzialbauweise etwa doppelt so hoch ist wie für die Integralbauweise. In der Versuchsdurchführung zeigt sich, dass für beide Bauweisen ein Versagen der Zugstreben infolge der Innendruckbeanspruchung herbeigeführt werden kann, ohne dass

vorzeitige Leckagen im Behälter auftreten. Auf diese Weise wird für die Differenzialbauweise ein Berstdruck von 16,0 MPa und für die Integralbauweise ein Berstdruck von 8,4 MPa gemessen.

Nach der Versuchsdurchführung werden die Behälter aufgeschnitten, sodass der Durchmesser der in Abb. 4-35 dargestellten Prüffläche in der Kavität ermittelt werden kann (Abb. 4-36). Basierend darauf lässt sich die Größe der Prüffläche bestimmen und gleichzeitig kann errechnet werden, wieviele Streben in der Prüffläche bei gleichbleibendem Strebenabstand maximal hätten positioniert werden können. Indem davon ausgegangen wird, dass für beide Fälle eine äquivalente maximale Strebenbelastung möglich ist, kann durch den Quotient der theoretisch maximal möglichen und der tatsächlichen Strebenanzahl der Berstdruck für beide Versuche extrapoliert werden. Entsprechend ergibt sich für die Differenzialbauweise ein extrapoliertes Berstdruck von 186 MPa und für die Integralbauweise ein Wert von 198 MPa. Dies übersteigt in beiden Fällen den minimal erforderlichen Berstdruck von 157,5 MPa für die Zulassung von Wasserstoffdruckbehältern in automobilen Anwendungen. [145]

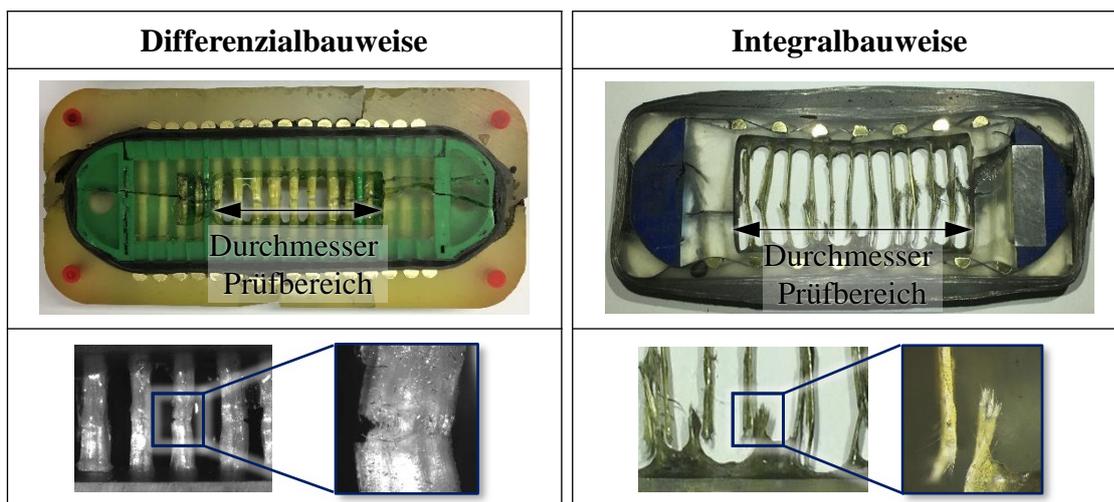


Abb. 4-36: Schnittansicht der zugverstrebt Typ IV Druckbehälter mit einer einzelnen Strebenreihe in Differenzialbauweise (links) und Integralbauweise (rechts) nach Durchführung des Berstdruckversuchs [145].

Die Extrapolation des Berstdrucks setzt voraus, dass keine vorzeitigen Leckagen im Behälter auftreten und des Weiteren ein Bersten infolge eines Strebenversagens und nicht durch ein Versagen der Außenwand auftritt. In nachfolgenden Untersuchungen ist noch zu zeigen, wie dies für die untersuchten Bauweisen umgesetzt werden kann. Des Weiteren sind Wechselwirkungseffekte zwischen der Ausdehnung des Druckbehälters in horizontaler und vertikaler Richtung sowie deren Einfluss auf die Dichtigkeit des Linerkonzepts nicht auszuschließen. Dies erfordert sowohl zusätzliche numerische als auch experimentelle Untersuchungen, um zuverlässigere Aussagen zur Eignung dieses Behälterkonzepts für die Gasspeicherung unter Hochdruck treffen zu können.

5 Vergleich der untersuchten Konzepte

Im Rahmen einer Potenzialbewertung werden die untersuchten Druckbehälterkonzepte miteinander verglichen. Die Gegenüberstellung erfolgt für drei ausgewählte zylindrische Behälterbauweisen sowie für drei zugverstrebt Druckbehälterkonzepte. Die volumetrische Speichereffizienz im quaderförmigen Batteriespeicherbauraum dient als Hauptkriterium für die Potenzialanalyse. Des Weiteren werden die gravimetrische Effizienz, der Technologiereifegrad sowie die fertigungstechnische Machbarkeit und Großserientauglichkeit bewertet. Abschließend wird ein Fazit zu den untersuchten Druckbehälterkonzepten gezogen.

Die Gesamtbewertung des Einsatzpotenzial für die untersuchten Druckbehälterbauweisen basiert auf dem Kenntnisstand, der in den Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit aufgebaut wurde. Da nicht alle untersuchten Konzepte in der Praxis umgesetzt und für die Prototypen nur ein Bruchteil der benötigten Tests durchgeführt wurde, ist die Bewertung als erste Potenzialeinschätzung zu verstehen, die den weiteren Forschungs- und Entwicklungsbedarf für die Konzepte aufzeigt.

5.1 Volumetrische und gravimetrische Effizienz

Ein ausschlaggebendes Kriterium für die Bewertung und den Vergleich der untersuchten Druckbehälterkonzepte ist die volumetrische Effizienz in einem flachen quaderförmigen Bauraum. Analog zu Kapitel 3.4.3 wird für verschiedene Bauweisen ausgewertet, wieviel Volumenprozent des zur Verfügung stehenden Bauraums für die Wasserstoffspeicherung genutzt werden können. Die Wasserstoffspeichermenge in kg wird anhand des Volumens und der Dichte des Wasserstoffs unter 70 MPa Druck bestimmt.

Des Weiteren wird anhand der Analyse aufgezeigt, welcher Platzbedarf für die jeweiligen Behälterbauteile erforderlich ist und wieviel Bauraum ungenutzt bleibt. Dies erlaubt einen Rückschluss auf die gravimetrische Effizienz der Druckbehälterkonzepte, die die Wasserstoffspeichermenge im Verhältnis zum Behältergewicht ausweist. Insgesamt werden sechs verschiedene Behälterkonzepte miteinander verglichen. Als Grundlage für die Auswertung der Volumenverteilung im Batteriespeicherbauraum dient der in Kapitel 3.1.1 definierte Referenzbauraum B0.

Die Ausgangsbasis für den Konzeptvergleich bildet der zylindrische Typ IV Druckbehälter in Differenzialbauweise mit einer einreihigen Längsanordnung im Bauraum. Diesem Konzept wird eine Linerwandstärke von 3 mm sowie eine Wandstärkung der CFK-Armierung, die 6,2 % des Außendurchmessers beträgt, zugrunde gelegt. Dies wird als konservative Variante der Differenzialbauweise eingestuft, da das Design und die

Auslegung des Druckbehälters mit Ausnahme des Durchmessers vergleichbar sind mit heutigen Wasserstoffdruckspeichern und damit nahe am Stand der Technik liegen.

Diesem Konzept wird eine optimistische Variante für zylindrische Typ IV Druckbehälter in Differenzialbauweise gegenübergestellt. Das Tanksystem wird ebenfalls einreihig ausgeführt und längs im Bauraum angeordnet. Als Unterschied zur konservativen Variante weist der Druckbehälter eine Linerwandstärke von 1 mm und eine CFK-Armierungsschicht, die 5,4 % des Außendurchmessers beträgt, auf. Als drittes zylindrisches Druckbehälterkonzept wird eine Integralbauweise mit dreireihiger Längsanordnung im Bauraum analysiert. Die Armierungsschicht ist analog zur optimistischen Variante der Differenzialbauweise ausgeführt.

Den zylindrischen Bauweisen werden die untersuchten zugverstrebt Typ I, Typ II und Typ IV Druckbehälter gegenübergestellt. Für die Analyse des Typ I Behälters wird das Design des untersuchten Prototyps aus Kapitel 4.2.4 zugrunde gelegt. Für eine Vergleichbarkeit mit den zylindrischen Konzepten wird der Behälter auf die Größe des Referenzbauraum skaliert. Die Wandstärke der Armierungsschicht steigt entsprechend der angepassten Bauraumhöhe an. Die Zugstrebenabstände und -durchmesser bleiben unverändert, die Länge und Anzahl der Zugstreben werden an die Abmessungen des skalierten Druckbehälters angepasst.

Nach dem gleichen Prinzip wird der Typ II zugverstrebt Druckbehälter skaliert. Für die Auslegung der CFK-Armierung wird das in Kapitel 4.3.2 untersuchte Konzept mit der Carbonfaser des Typs M60J zugrunde gelegt. Die Dimensionen des Typ IV Druckbehälters ergeben sich aus der analytischen Auslegung sowie den Zugversuchen auf Strebenebene. Aufgrund des ähnlichen Aufbaus und der gleichen verwendeten Werkstoffe wird die Volumenverteilung im Bauraum für die Integral- und Differenzialbauweise des Typ IV Druckbehälters gleichgesetzt.

Die notwendige Wandstärke der Armierungsschicht wird anhand der Kesselformel für die Festigkeiten einer Standard Modulus Faser bestimmt. Für den Liner wird analog zum konservativen Konzept der zylindrischen Differenzialbauweise eine Wandstärke von 3 mm verwendet. Die Auslegung der Zugstreben erfolgt auf Basis der Zugversuchsergebnisse aus Kapitel 4.4.1.2. Zusätzlich wird entlang der planaren Außenfläche der Ober- und Unterseite des Behälters jeweils eine quaderförmige flache Schicht mit 3 mm Schichtdicke vorgesehen, anhand der die Verankerung der Zugstreben berücksichtigt wird.

Eine Übersicht zur volumetrischen und gravimetrischen Effizienz der untersuchten Bauweisen ist in Abb. 5-1 dargestellt. Im direkten Vergleich zeigt sich, dass durch zugverstrebt Druckbehälterbauweisen mehr Wasserstoff im Referenzbauraum gespeichert werden kann als mit zylindrischen Behälterkonzepten. Die höchste volumetrische Effizienz weist der zugverstrebt Typ I Druckbehälter mit 66,4 % auf. Allerdings hat dieser mit 533,2 kg auch das höchste Behältergewicht sowie die niedrigste gravimetrische Effizienz. Der zugverstrebt Typ IV Druckbehälter zeigt mit 60,1 % die zweithöchste

volumetrische Effizienz mit einem vergleichsweise geringen Behältergewicht von 105,3 kg. Durch den zugverstrebt Typ II Druckbehälter kann das Behältergewicht gegenüber dem Typ I Konzept zwar deutlich um 39,0 % reduziert werden allerdings fällt auch die volumetrische Effizienz auf 55,3 % ab. Unter den zylindrischen Druckbehältern weist das optimistische Konzept in Differenzialbauweise mit 55,1 % die höchste volumetrische Effizienz auf. Durch die untersuchte Integralbauweise lässt sich im Referenzbaubereich eine ähnliche Wasserstoffmenge speichern, allerdings ist das Behältergewicht für diese Bauweise 13,6 % höher als für die das optimistische Konzept in Differenzialbauweise. Durch das konservative Konzept in Differenzialbauweise lässt sich die geringste volumetrische Effizienz von 49,3 % erreichen, in der ungefähr die Hälfte des Bauraumvolumens von dem gespeicherten Wasserstoff eingenommen wird.

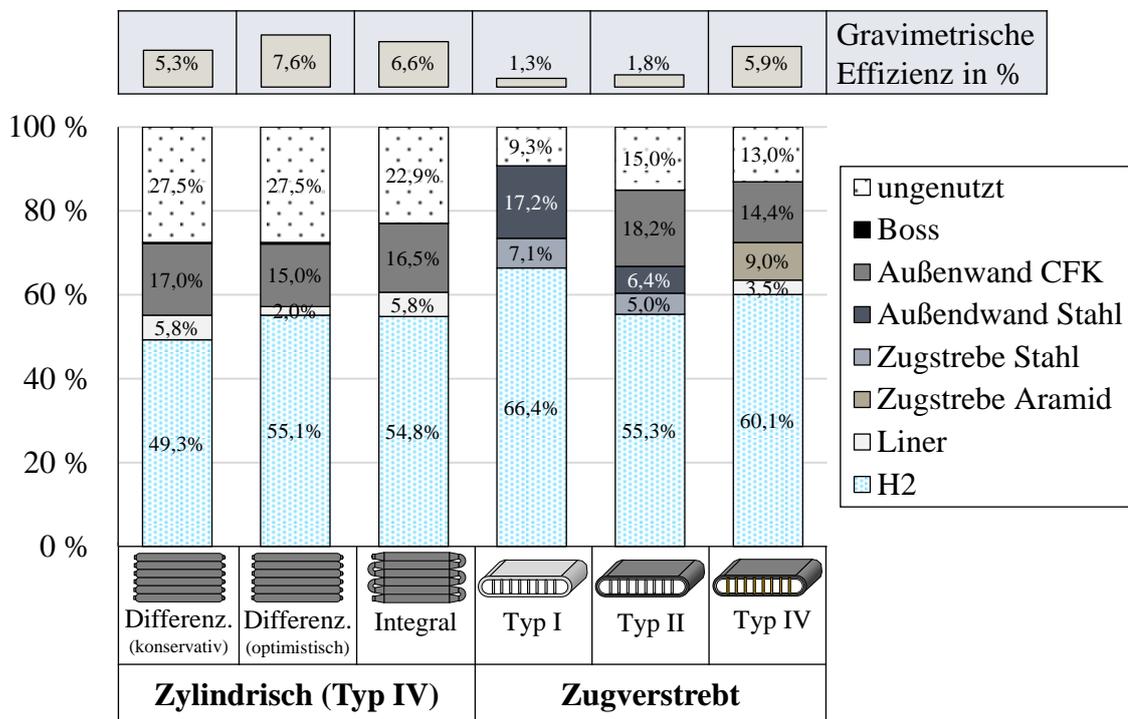


Abb. 5-1: Volumetrische und gravimetrische Effizienz der untersuchten Druckbehälterkonzepte im Referenzbaubereich B0.

5.2 Bauweisenübergreifende Gesamtbewertung des Einsatzpotenzials

Für die Bewertung des Einsatzpotenzials spielen neben der Speichereffizienz auch der Technologiereifegrad, die fertigungstechnische Machbarkeit sowie die Großserientauglichkeit eine wesentliche Rolle. Letzteres beinhaltet auch die Fertigungs- und Materialkosten. Anhand einer qualitativen Bewertung für diese Kriterien erfolgt der bauweisenübergreifende Vergleich der Druckbehälter hinsichtlich Einsatzpotenzial in zukünftigen Brennstoffzellenfahrzeugen (Tab. 5-1).

Das größte Gesamtpotenzial liegt für die beiden zylindrischen Druckbehälterkonzepte in Differenzialbauweise vor. Der Technologiereifegrad, die fertigungstechnische Umsetzbarkeit sowie die Großserientauglichkeit sind für die konservative Variante sehr hoch, da diese aus Sicht des Designs sehr nahe am Stand der Technik bei Druckbehältern liegt, die bereits in Serie produziert werden. Für die optimistische Ausführung wird der Technologiereifegrad sowie die fertigungstechnische Umsetzbarkeit geringfügig niedriger eingestuft. Das Design ist zwar sehr ähnlich zur konservativen Variante und es werden vergleichbare Fertigungsprozesse eingesetzt, allerdings existiert noch keine Konzeptvalidierung. Das größte Risiko wird in den geringeren Linerwandstärken der optimistischen Variante gesehen. Die Wasserstoffspeichermenge kann durch diese Bauweise um ca. 10 % erhöht werden.

Die integrale Ausführung des zylindrischen Druckbehälters weist einen vergleichsweise geringen Technologiereifegrad auf und die fertigungstechnische Umsetzbarkeit wird als schwierig eingestuft. Dies liegt einerseits daran, dass die Herstellung eines Liners, der anschließend als Flechkern genutzt wird und später im Behälter die Dichtigkeit gewährleistet, als komplex angesehen wird. Des Weiteren müssen in einem kontinuierlichen Flechtprozess die Carbonfasern abgelegt werden und die zylindrischen Kammern des Behälters anschließend parallel zueinander ausgerichtet werden. Erst dann kann eine Tränkung der Fasern mit dem Matrixsystem erfolgen. Aufgrund der hohen Wandstärken und der komplexen Behältergeometrie wird eine vollständige Tränkung der Carbonfasern als herausfordernd eingestuft. Im Vergleich zur optimistischen Differenzialbauweise ist das Potenzial für die volumetrische und gravimetrische Effizienz niedriger. Das Einsatzpotenzial der zylindrischen Integralbauweise wird folglich als gering eingestuft.

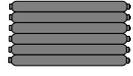
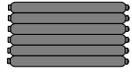
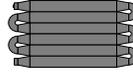
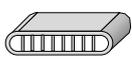
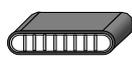
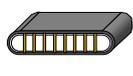
Der zugverstrebe Typ I Druckbehälter weist aufgrund des additiven Fertigungsprozesses die geringste Großserientauglichkeit auf. Im Druckversuch konnte die Berstdruckanforderung nicht erfüllt werden. Es wird davon ausgegangen, dass dies durch einen erhöhten Sicherheitsfaktor oder weitere Designoptimierungen erreichbar ist. Des Weiteren sind zusätzliche Tests für die Zertifizierung des Behälters erforderlich. Der Technologiereifegrad wird deshalb als mittel bewertet. Die fertigungstechnische Umsetzbarkeit im SLM Verfahren hat sich für den Prototypenaufbau als geeignet erwiesen. Kleinere Fertigungsfehler infolge eines Schichtversatzes müssen durch eine Prozessoptimierung behoben werden. Im bauweisenübergreifenden Vergleich weist der zugverstrebe Typ I Druckbehälter die höchste volumetrische und die niedrigste gravimetrische Effizienz auf. Das Einsatzpotenzial für die Bauweise wird folglich als mittel eingestuft.

Im Vergleich dazu weist der Typ II zugverstrebe Druckbehälter einen geringeren Technologiereifegrad sowie größere Herausforderungen in der fertigungstechnischen Umsetzbarkeit auf, da eine prototypische Umsetzung noch nicht gezeigt wurde. Die Großserientauglichkeit wird etwas besser als für den Typ I Behälter eingeschätzt, da das Volumen des additiv gefertigten Metallanteils deutlich geringer ist und die Carbonfasern in einem serientauglichen Wickelprozess aufgebracht werden können. Allerdings ist der

Materialbedarf für den CFK vergleichsweise hoch, was einen negativen Einfluss auf die Materialkosten hat. Die volumetrische Effizienz ist im bauweisenübergreifenden Vergleich durchschnittlich und die gravimetrische Effizienz aufgrund des hohen Behältergewichts gering. Das resultierende Einsatzpotenzial für den zugverstrehten Typ II Druckbehälter wird folglich als gering eingestuft.

Der zugverstrehte Typ IV Druckbehälter weist im direkten Vergleich den geringsten Technologiereifegrad auf. Dies ist auf den komplexen Aufbau des Druckbehälters in Faserverbundbauweise zurückzuführen sowie die Herausforderung, den Behälter im Bereich der Strebenanbindung an die Armierungsschicht gasdicht zu versiegeln. Der nach R134 [56] erforderliche Berstdruck konnte aufgrund von Leckagen noch nicht nachgewiesen werden. Für zwei unterschiedliche Faserverbundbauweisen konnte auf Basis von Tuften und Weben ein Fertigungsverfahren entwickelt werden, das die Integration der Streben ermöglicht und gleichzeitig das Potenzial hat, die notwendigen Randbedingungen einer großseriellen Fertigung zu erfüllen. Für die Linerintegration konnte mit dem Schleudergussverfahren eine Möglichkeit gefunden werden, erste Prototypen zu fertigen. Allerdings ist die Skalierbarkeit des Prozesses auf reale Behältergrößen ungeklärt. Die Großserientauglichkeit und die fertigungstechnische Umsetzbarkeit werden folglich als mittelmäßig eingestuft. Im direkten Vergleich mit den anderen Konzepten weist der zugverstrehte Typ IV Druckbehälter die zweithöchste volumetrische Effizienz bei einer gleichzeitig mittleren gravimetrischen Effizienz auf. Das resultierende Einsatzpotenzial des Behälterkonzepts wird als aktuell mittel eingestuft. Mit der Weiterentwicklung des Technologiereifegrads kann es zukünftig zu einer Anpassung der Bewertung kommen.

Tab. 5-1: Bauweisenübergreifende Bewertung des Einsatzpotenzials der Druckbehälter in zukünftigen Brennstoffzellenfahrzeugen.

Bauweise	Zylindrisch (Typ IV)			Zugverstrebt		
	 Differenziell (konservativ)	 Differenziell (optimistisch)	 Integral	 Typ I	 Typ II	 Typ IV
Volumetrische Effizienz						
Gravimetrische Effizienz						
Technologie-reifegrad						
Fertigungstechn. Umsetzbarkeit						
Großserientauglichkeit						
Gesamtpotenzial						

 sehr hoch

 hoch

 mittel

 gering

 sehr gering

5.3 Fazit

Der bauweisenübergreifende Vergleich zeigt das größte Einsatzpotenzial für die zylindrischen Druckbehälter in differenzieller Ausführung. In der Gegenüberstellung zwischen dem konservativen und optimistischen Konzept wird dargestellt, durch welche Stellhebel die volumetrische Effizienz zukünftig noch erhöht werden kann. Allerdings hat sich auch gezeigt, dass im Vergleich mit anderen Bauweisen die differenziell ausgeführten zylindrischen Druckbehälter das geringste Potenzial für die maximal nutzbare Wasserstoffspeichermenge aufweisen. Anhand der durchgeführten Untersuchungen kann dies eindeutig auf das hohe ungenutzte Volumen im quaderförmigen Bauraum zurückgeführt werden. Da die Geometrie des Bauraums als Randbedingung für die Integration der Wasserstoffspeicher gesetzt wurde, kann eine höhere volumetrische Effizienz lediglich durch andere Bauweisen erreicht werden.

Für die letztendliche Wahl eines Druckbehälterkonzepts für das Brennstoffzellenfahrzeug spielen auch die Anforderungen an das Fahrzeugkonzept sowie die Stückzahl eine wesentliche Rolle. So kann beispielsweise anhand der Reichweitenanforderung an das Fahrzeugmodell eine Untergrenze für die Wasserstoffspeichermenge abgeleitet und das entsprechende Speicherkonzept gewählt werden. Des Weiteren hat die

Fahrzeugstückzahl einen wesentlichen Einfluss auf die fixen und variablen Kosten in der Fertigung. So können beispielsweise in Demoflotten und Kleinserien, für die die maximale Wasserstoffspeichermenge eine besonders wichtige Anforderung darstellt, zugverstrebt Typ I Druckbehälter eingesetzt werden. Die hohen variablen Kosten der additiven Fertigung werden beispielsweise im Vergleich zu den hohen Entwicklungs- und Investitionskosten eines zylindrischen Typ IV Druckbehälters relativiert. Für größere Stückzahlen fließen die hohen Fixkosten für die Entwicklung des Wasserstoffspeichers nur geringfügiger in die Stückkosten je Fahrzeug ein, wodurch das zylindrische Typ IV Konzept günstiger wird. Je nach Anwendungsfall ist also eine entsprechende betriebswirtschaftliche Beurteilung erforderlich.

Aus technischer Sicht sind das Gesamtbehältergewicht und die geringe gravimetrische Effizienz ein weiterer Nachteil des zugverstrebt Typ I Konzepts. Aufgrund der hohen volumetrischen Effizienz kann es sein, dass im Vergleich zu einer Typ IV Behälterbauweise nicht der gesamte Bauraum für die Wasserstoffspeicherung genutzt werden muss, um die Reichweitenanforderung zu erfüllen. Dies wirkt sich positiv auf Behältergröße und -gewicht aus und relativiert die hohen Fertigungs- und Materialkosten des Konzepts.

Des Weiteren muss in der Gesamtfahrzeugentwicklung eruiert werden, inwiefern die absolute Masse des Druckbehälters einen negativen Einfluss auf das Fahrzeugkonzept ausübt. Zwar kann das Behältergewicht im Vergleich zu Typ IV Konzepten mehrere 100 kg höher liegen, allerdings müssen die verwendeten Fahrzeugarchitekturen für höhere Gewichte des Energiespeichers ausgelegt sein, da vor allem die Hochvoltbatterie in BEVs einen großen Anteil am Gesamtfahrzeuggewicht hat.

6 Zusammenfassung und Ausblick

Die Nutzung gemeinsamer Fahrzeugarchitekturen für Batterieelektro- und Brennstoffzellenfahrzeuge birgt großes Potenzial, durch Skaleneffekte in der Entwicklung und Produktion die Fahrzeugkosten zu senken. Eine Grundvoraussetzung ist die Nutzung gemeinsamer Bauräume für die jeweiligen Antriebskomponenten. Dies erfordert unter anderem eine effiziente Integration der 700 bar Wasserstoffspeicher in den flachen quaderförmigen Batteriespeicherbauräum im Fahrzeugunterboden. In der vorliegenden Arbeit wurden verschiedene Bauweisen von Wasserstoffdruckbehältern untersucht und hinsichtlich ihres Einsatzpotenzials in zukünftigen Brennstoffzellenfahrzeugen analysiert. Die wesentlichen Untersuchungsergebnisse sind nachfolgend zusammengefasst. Abschließend wird ein Ausblick auf zukünftiges Forschungspotenzial gegeben.

6.1 Zusammenfassung der Ergebnisse

Zunächst wurde die Integrationsfähigkeit zylindrischer Typ IV Druckbehälter in den quaderförmigen Batteriespeicherbauräum analysiert. Auf Basis von Literaturwerten wurden zunächst die Bauraumrandbedingungen abgeleitet und ein Referenzbauräum für die nachfolgenden Untersuchungen definiert. Anhand von 2D Untersuchungen wurde gezeigt, wie durch die versetzte Stapelung mehrerer zylindrischer Behälter übereinander das Potenzial für die Bauraumausnutzung ansteigen kann. Da für die Bewertung der Wasserstoffspeichermenge Kenntnisse über die Volumenverteilung im gesamten Bauraum notwendig sind, wurden die Haupteinflussfaktoren auf die Speichereffizienz näher untersucht.

Zunächst wurde die Wandstärke der CFK-Armierungsschicht von Typ IV Druckbehältern untersucht. Anhand analytischer Zusammenhänge konnte eine Möglichkeit gefunden werden, die CFK-Wandstärke in Abhängigkeit des Druckbehälterdurchmessers zu bestimmen. Diese Methode wurde mit Hilfe von existierenden Wasserstofftanks sowie durch eine Lieferantenumfrage validiert. Es hat sich gezeigt, dass durch die Flechttechnologie geringere Wandstärken als durch das Wickelverfahren möglich sind. Die Analyse der Einflussfaktoren auf die notwendige Linerwandstärke zeigt eine zunehmende Abhängigkeit mit sinkendem Behälterdurchmesser. Anhand von Wasserstoffpermeationstests auf Plattenebene wurde gezeigt, dass durch alternative Werkstoffe wie EVOH auch für kleine Behälterdurchmesser geringe Linerwandstärken möglich sind.

Für die Analyse der Speichereffizienz wurde ein Parametermodell für zwei zylindrische Bauweisen entwickelt. Neben einer Differenzialbauweise, die aus separaten zylindrischen Druckbehältern besteht, welche über ein externes Leitungssystem miteinander

verbunden sind, wurde ein Rohrspeicher mit direkt verketteten zylindrischen Kammern in einer Integralbauweise untersucht. Für beide Konzepte wurde eine vergleichbare volumetrische Effizienz ermittelt, die gravimetrische Effizienz ist für die Differenzialbauweise höher. Sowohl die Reduktion der Wandstärke des Liners als auch der Armierungsschicht zeigen ein hohes Potenzial zur Steigerung der Speichereffizienz in beiden Bauweisen. Eine mehrreihige Anordnung führt zu einer geringfügig höheren Wasserstoffspeichermenge mit reduzierter gravimetrischer Effizienz. Für alle untersuchten zylindrischen Behälterbauweisen bleiben mindestens 15 % des zur Verfügung stehenden Bauvolumens ungenutzt.

Um höhere Wasserstoffspeichermengen in einem Batteriespeicherbauraum realisieren zu können, wurden neue Druckbehälterbauweisen untersucht, die den zur Verfügung stehenden Bauraum besser ausnutzen. Zugstreben im Behälterinneren ermöglichen eine Anpassung der Behälterform an die Geometrie des flachen quaderförmigen Bauraums. Ausgehend von einer Konzeptentwicklung erfolgte mittels analytischer Auslegung eine Vordimensionierung des Behälters, die durch numerische Berechnungsmethoden validiert wurde. Basierend darauf wurden eine Stahlbauweise, eine Stahl-CFK-Bauweise und eine Faserverbundbauweise untersucht.

Der zugverstrebt Typ I Druckbehälter in reiner Stahlbauweise wurde für ein additives Fertigungskonzept entwickelt. Für den gewählten Werkzeugstahl 1.2709 erfolgte eine numerische Auslegung des Druckbehälters nach dem Mindestberstdruck von 157,5 MPa. Durchgeführte Zugversuche auf Strebenebene bestätigen die fertigungstechnisch realisierbaren Bauteilfestigkeiten auf Werkstoffebene und erlauben die Ableitung eines Designs für ein subskaliertes Baumuster. Anhand eines Bersttests an einem Prototyp wird gezeigt, dass in einer ersten Designschleife ca. 75 % des Auslegungsberstdrucks erreicht wurden. Anschließend wurde für einen zugverstrebt Typ II Druckbehälter ein Konzept entwickelt, das einen additiv gefertigten Metallkern vorsieht, der mit CFK umwickelt ist. Numerische Untersuchungen zur Behälterauslegung zeigen, dass zwar das Behältergewicht deutlich reduziert werden kann, allerdings auch vergleichsweise viel CFK eingesetzt werden muss, wodurch die Gesamtwandstärke steigt und die volumetrische Speichereffizienz sinkt.

Als Alternative wurde ein zugverstrebt Typ IV Druckbehälter in Faserverbundbauweise untersucht. Auf Basis von Vorversuchen zum Anbindungskonzept der Zugstreben an die Behälterwand wurde eine analytische Auslegung für den Druckbehälter durchgeführt und ein Designkorridor abgesteckt. Anhand der Technologien Tuften und Weben wurden Fertigungskonzepte für zwei Faserverbundbauweisen entwickelt. Die hergestellten Baumuster validieren die entwickelten Fertigungsprozesse. Eine Validierung des Auslegungsberstdrucks war aufgrund auftretender Leckagen im Drucktest für keines der Typ IV Konzepte möglich.

Abschließend erfolgte eine bauweisenübergreifende Potenzialbewertung für die untersuchten zylindrischen und zugverstrebt Druckbehälterkonzepte. Neben der

volumetrischen und gravimetrischen Effizienz wurden der Technologiereifegrad, die fertigungstechnische Umsetzbarkeit und die Serientauglichkeit bewertet. Auf Basis der Ergebnisse wurde das Gesamtpotenzial für die Bauweisen bestimmt. In der Bewertung ist die volumetrische Effizienz definiert als das Verhältnis zwischen gespeichertem Wasserstoffvolumen und Bauraumvolumen. Die gravimetrische Effizienz beschreibt das Verhältnis der gespeicherten Wasserstoffmasse zum Gesamtgewicht des Druckbehälters.

Die höchste volumetrische (66,4 %) und gleichzeitig niedrigste gravimetrische (1,3 %) Effizienz liegt für den zugverstrebt Typ I Druckbehälter vor. Dieser zeigt aufgrund der geringen Großserientauglichkeit durch die additive Fertigung nur ein mittelmäßiges Einsatzpotenzial für zukünftige Brennstoffzellenfahrzeuge. Ähnlich wird das Potenzial für das zugverstrebt Typ IV Behälterkonzept eingestuft. Dieser weist die zweithöchste volumetrische Speichereffizienz (60,1 %) bei gleichzeitig hoher gravimetrischer Effizienz (5,9 %) auf. Der Technologiereifegrad wird aufgrund der noch nicht bestandenen Bersttests als gering eingestuft.

Die zylindrischen Druckbehälter in Differenzialbauweise erlauben zwar die geringsten Wasserstoffspeichermengen (49,3 % und 55,1 % volumetrische Effizienz), zeigen aber aufgrund des hohen Technologiereifegrads sowie guter fertigungstechnischer Umsetzbarkeit und Großserientauglichkeit das größte Einsatzpotenzial. Für das zugverstrebt Typ II Konzept und die zylindrische Integralbauweise wird aufgrund der nur mittelmäßigen volumetrischen Speichereffizienz (55,3 % und 54,8 %) sowie des geringen Technologiereifegrads das zukünftige Einsatzpotenzial als gering eingestuft.

6.2 Forschungspotenzial für zukünftige Untersuchungen

Im Rahmen dieser Arbeit wurde das bauweisenübergreifende Potenzial für die Integration von Wasserstoffdruckbehältern in zukünftige Fahrzeugarchitekturen analysiert. Anhand von analytischen und numerischen Untersuchungen konnte eine Bewertung der Speichereffizienz durchgeführt werden und eine erste Konzeptvalidierung für verschiedene Bauweisen erfolgen. Im Zuge der Forschungsarbeit hat sich herausgestellt, in welchen Bereichen weitere Untersuchungen erforderlich sind, um den Technologiereifegrad weiter zu steigern und den Weg in die Serienanwendung zu ebnen.

6.2.1 Zylindrische Druckbehälter

Zylindrische Druckbehälter in Differenzialbauweise zeigen unter den untersuchten Konzepten das größte Einsatzpotenzial. Anhand der Analyse des Liners wird deutlich, dass diese Komponenten einen wesentlichen Einfluss auf die volumetrische Effizienz des Druckbehälters haben. Vor allem alternative Werkstoffe wie EVOH haben sich in Permeationsversuchen als besonders gute Wasserstoffbarrieren erwiesen, die geringe

Linerwandstärken erlauben. Die Untersuchung der fertigungstechnischen Umsetzbarkeit von Linern aus alternativen Werkstoffen stellt den nächsten Schritt dar, um den Weg in die Anwendung zu ebnen. Für eine Konzeptvalidierung sind abschließend Druck- und Permeationstests auf Behälterebene erforderlich.

Neben alternativen Linerwerkstoffen zeigen Typ V Behälterkonzepte großes Potenzial, durch den Entfall des Liners eine höhere Speichereffizienz zu erzielen. Durch den Einsatz von thermoplastischen oder partikelgefüllten duroplastischen Matrixwerkstoffen in der CFK-Armierungsschicht kann eine ausreichende Permeationsbarriere für den gespeicherten Wasserstoff geschaffen werden. Weitere Untersuchungen auf Rohr- und Behälterebene sind erforderlich, um die Umsetzbarkeit der Typ V Bauweise zu analysieren.

Neben dem Liner erlaubt eine geringere Wandstärke der CFK-Armierungsschicht eine deutliche Steigerung der Speichereffizienz in Typ IV Druckbehältern. Konventionelle Druckbehälter, die im etablierten Wickelverfahren hergestellt sind, weisen eine deutliche Überdimensionierung in axialer Richtung auf. Diese ist vor allem auf den erhöhten Kreuzlagenanteil zurückzuführen, der für die auslegungsgerechte Armierung der Domkappen erforderlich ist. Durch lokale Verstärkungen der Domkappen, die beispielsweise durch Verfahren wie das Fiber Patch Placement eingebracht werden, könnte der Kreuzlagenanteil zukünftig reduziert werden. Des Weiteren liegt weiteres Optimierungspotenzial in der numerischen Auslegung des Lagenaufbaus sowie in der Steigerung der Fertigungsgenauigkeit, um geringere Streuungen der Berstdrücke zu erreichen und damit die Gesamtwandstärke der Druckbehälter reduzieren zu können.

Anhand von analytischen Untersuchungen wurde aufgezeigt, dass durch die Flechttechnologie im Vergleich zu gewickelten Behältern eine effizientere Auslegung möglich sein kann. Dies resultiert in geringeren Wandstärken für die CFK-Armierungsschicht und einer höheren Wasserstoffspeichermenge. Auf Basis von Voruntersuchungen zum Geflecht-Preforming für Druckbehälter in der Literatur [75] sind weitere Analysen zur Fasertränkung erforderlich. Das Resin Transfer Molding weist das größte Potenzial für ein serientaugliches Fertigungsverfahren auf. Die Entwicklung geeigneter Liner- und Bosskonzepte bildet die Grundvoraussetzung für die prototypische Umsetzung eines geflochtenen Typ IV Druckbehälters. Anhand von Berstdruckprüfungen kann eine erste Konzeptvalidierung für die Bauweise erfolgen.

6.2.2 Zugverstrebt Druckbehälter

Der zugverstrebt Typ I Druckbehälter in reiner Stahlbauweise zeigt die größte speicherbare Wasserstoffmenge und weist damit die höchste volumetrische Effizienz unter den untersuchten Konzepten auf. Um den Weg in die Anwendung zu ebnen, sind noch eine Vielzahl von Belastungstests erforderlich. Einerseits sind Analysen hinsichtlich der Wasserstoffkompatibilität des gewählten Werkstoffs erforderlich, um ein Behälterversagen infolge von Wasserstoffversprödung auszuschließen. Andererseits ist die Zyklfestigkeit des Werkstoffs noch ungeklärt. Untersuchungen auf Strebenebene können

dazu erste Erkenntnisse liefern, die anschließend durch zyklische Drucktests auf Behälterebene validiert werden können.

Neben der Werkstoffkompatibilität stellt sich die Frage, ob mit der untersuchten Strebengeometrie das Optimum für eine lasttragende Innenstruktur gefunden wurde. Anhand einer Topologieoptimierung, die durch Methoden der künstlichen Intelligenz unterstützt wird, kann weiteres Potenzial für die lasttragende Innenstruktur erforscht werden. Ein wesentlicher Nachteil der Stahlbauweise ist die mangelnde Grobserientauglichkeit bedingt durch die additive Fertigung. In weiteren Untersuchungen müssen alternative Werkstoffe und Fertigungsverfahren analysiert werden. Durch Metallgießen können beispielsweise geringere Stückkosten für höhere Produktionsvolumina erreicht werden, als durch die additive Fertigung möglich ist.

Neben der Stahlbauweise zeigt der zugverstreute Typ IV Druckbehälter in Faserverbundbauweise das zweithöchste Potenzial für die Wasserstoffspeichermenge bei einer vergleichsweise hohen gravimetrischen Effizienz. Der komplexe Behälteraufbau wird als Hauptherausforderung für das Konzept gesehen. Aufgrund von Leckagen im Bereich der Strebenanbindung konnte bislang keine Berstdruckprüfung für das Konzept vollständig durchgeführt werden. Weitere experimentelle und numerische Untersuchungen in Richtung des Linerkonzepts sind erforderlich, um ein dichtes Behälterdesign zu realisieren. Dazu zählt unter anderem die Analyse der Kompatibilität zwischen dem Polymerliner sowie der gewählten Fasern für die Zugstreben. Durch entsprechende Beschichtungen an der Oberfläche der Fasern kann die Anbindung an den Kunststoffliner optimiert und somit das Risiko einer Leckage in diesem Bereich reduziert werden.

Des Weiteren ist ein passender Werkstoff für den Liner zu finden, der sich einerseits durch ein Schleudergussverfahren integrieren lässt und andererseits ausreichend gute Permeationseigenschaften zur Erfüllung der maximalen Leckrate aufweist. Die Untersuchung des Einsatzes von Gusspolyamid wird als zielführende Option gesehen. Zuletzt spielt die Skalierbarkeit der Behältergröße sowie der Fertigungsprozesse eine wesentliche Rolle, um das Einsatzpotenzial der Behälterbauweise zu erhöhen. Vor allem die Strebeneinbringung, beispielsweise durch das Tuftkonzept, erfordert für anwendungsnahe Behältergrößen das Durchdringen größerer CFK-Wandstärken mit der Tuftnadel sowie deutlich tiefere Tuftstiche. Vorversuche zum Tuften mit skalierten Nadeln an einem dickeren Lagenaufbau aus Carbonfasern können bereits erste Erkenntnisse zur Skalierbarkeit des Prozesses liefern.

Literaturverzeichnis

- [1] Europäische Kommission, *Förderung einer klimaneutralen Wirtschaft: Kommission legt Pläne für das Energiesystem der Zukunft und sauberen Wasserstoff vor*. Brüssel, 2020. Accessed: 19.07.21. [Online]. Available: https://ec.europa.eu/commission/presscorner/detail/de/ip_20_1259
- [2] M. Klell, H. Eichseder, and A. Trattner, Eds., *Wasserstoff in der Fahrzeugtechnik*. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2018.
- [3] J. Töpler and J. Lehmann, Eds., *Wasserstoff und Brennstoffzelle: Technologien und Marktperspektiven*, 2nd ed. Berlin: Springer Vieweg, 2017.
- [4] T. Schmidt, *Wasserstofftechnik: Grundlagen, Systeme, Anwendung, Wirtschaft*. München: Hanser, 2020.
- [5] K. Sasaki, H.-W. Li, A. Hayashi, J. Yamabe, T. Ogura, and S. M. Lyth, *Hydrogen Energy Engineering: A Japanese Perspective*. Tokyo: Springer Japan, 2016.
- [6] Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz und nukleare Sicherheit, *Treibhausgasemissionen sinken 2020 um 8,7 Prozent*, 2021. Accessed: Jul. 20 2021. [Online]. Available: <https://www.bmu.de/pressemitteilung/treibhausgasemissionen-sinken-2020-um-87-prozent/>
- [7] VDI/VDE, “VDI/VDE-Studie Brennstoffzellen- und Batteriefahrzeuge: Bedeutung für die Elektromobilität,” 2019. Accessed: Jul. 19 2021. [Online]. Available: <https://www.vdi.de/ueber-uns/presse/publikationen/details/brennstoffzellen-und-batteriefahrzeuge>
- [8] European Commission, *Delivering the European Green Deal*. [Online]. Available: https://ec.europa.eu/info/strategy/priorities-2019-2024/european-green-deal/delivering-european-green-deal_en (accessed: Jul. 19 2021).
- [9] A. Sternberg, C. Hank, and C. Hebling, “Treibhausgas-Emissionen für Batterie- und Brennstoffzellenfahrzeuge mit Reichweiten über 300 km: Studie im Auftrag der H2 Mobility,” Freiburg, Jul. 2019. Accessed: Jul. 20 2021. [Online]. Available: https://www.ise.fraunhofer.de/content/dam/ise/de/documents/news/2019/ISE_Ergebnisse_Studie_Treibhausgasemissionen.pdf
- [10] Agora Verkehrswende, Ed., “Klimabilanz von Elektroautos: Einflussfaktoren und Verbesserungspotenzial,” 2019. Accessed: Jul. 20 2021. [Online]. Available: https://www.agora-verkehrswende.de/fileadmin/Projekte/2018/Klimabilanz_von_Elektroautos/Agora-Verkehrswende_22_Klimabilanz-von-Elektroautos_WEB.pdf
- [11] M. Miotti, J. Hofer, and C. Bauer, “Integrated environmental and economic assessment of current and future fuel cell vehicles,” *Int J Life Cycle Assess*, vol. 22, no. 1, pp. 94–110, 2017, doi: 10.1007/s11367-015-0986-4.

- [12] A. Kampker, D. Vallée, and A. Schnettler, Eds., *Elektromobilität: Grundlagen einer Zukunftstechnologie*, 2nd ed. Berlin: Springer Vieweg, 2018. [Online]. Available: <http://www.springer.com/>
- [13] H2 MOBILITY Deutschland GmbH & Co. KG, *H2.Live: Wasserstofftankstellen in Deutschland & Europa*. [Online]. Available: <https://h2.live/> (accessed: Jul. 20 2021).
- [14] European Alternative Fuels Observatory, *H2 REFUELLING STATIONS (2020)*. [Online]. Available: <https://www.eafo.eu/alternative-fuels/hydrogen/filling-stations-stats> (accessed: Jul. 20 2021).
- [15] European Commission, *A strategic rollout plan to outline a set of supplementary actions to support the rapid deployment of alternative fuels infrastructure*. Brussels, 2021. Accessed: Jul. 20 2021. [Online]. Available: https://ec.europa.eu/info/sites/default/files/strategic_rollout_plan_support_rapid_deployment_of_alternative_fuels_infrastructure.pdf
- [16] Deloitte and Ballard, Ed., “Fueling the Future of Mobility: Hydrogen and fuel cell solutions for transportation,” Accessed: Jul. 20 2021. [Online]. Available: <https://www2.deloitte.com/content/dam/Deloitte/cn/Documents/finance/deloitte-cn-fueling-the-future-of-mobility-en-200101.pdf>
- [17] Hydrogen Council, “Roadmap to zero emissions: The complementary role of BEVs and FCEVs,” 2021. Accessed: Nov. 4 2021. [Online]. Available: <https://hydrogencouncil.com/wp-content/uploads/2021/10/Transport-Study-Full-Report-Hydrogen-Council-1.pdf>
- [18] Daimler AG, *Mercedes-Benz EQ: F-CELL Plug-in-Brennstoffzellenantrieb*. [Online]. Available: <https://www.mercedes-benz.de/passengercars/technology-innovation/electromobility/f-cell/f-cell-intro.module.html> (accessed: Jul. 21 2021).
- [19] A. Yamashita, M. Kondo, S. Goto, and N. Ogami, “Development of High-Pressure Hydrogen Storage System for the Toyota “Mirai”,” in *SAE Technical Paper Series*, 2015.
- [20] Hyundai Motor Deutschland GmbH, *Der Hyundai NEXO*. [Online]. Available: https://www.hyundai.de/modelle/nexo/?hyucampaign=KMP-01764-D2V9&gclid=EAIAIQobChMIweic5tPx8QIVheJ3Ch0zWQIUEAAYASAAE-gITA_D_BwE&gclsrc=aw.ds (accessed: Jul. 20 2021).
- [21] S. Pischinger and U. Seiffert, *Vieweg Handbuch Kraftfahrzeugtechnik*, 9th ed. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden; Imprint: Springer Vieweg, 2021.
- [22] Daimler AG, *EQS kommt 2021 und ist erstes Modell auf der neuen Elektroarchitektur: Sechs neue EQ Modelle: Mercedes-Benz erweitert Elektroauto-Portfolio*, 2020. Accessed: Jul. 20 2021. [Online]. Available: <https://media.daimler.com/marsMediaSite/de/instance/ko/EQS-kommt-2021-und-ist-erstes-Modell-auf-der->

- neuen-Elektroarchitektur-Sechs-neue-EQ-Modelle-Mercedes-Benz-erweitert-Elektroauto-Portfolio.xhtml?oid=47699540
- [23] Stellantis N.V., *Groupe PSA verstärkt Elektro-Offensive mit neuer eVMP-Plattform*, 2020. Accessed: Jul. 20 2021. [Online]. Available: <https://media.stellantis.de/de/Groupe-PSA-verstaerkt-Elektro-Offensive-mit-neuer-eVMP-Plattform>
- [24] Volkswagen AG, *E-Mobilität ohne Kompromisse: Weltpremiere des Modularen E-Antriebs-Baukastens – Volkswagen startet ELECTRIC FOR ALL-Kampagne*, 2018. Accessed: Jul. 20 2021. [Online]. Available: <https://www.volkswagen-newsroom.com/de/pressemitteilungen/e-mobilitaet-ohne-kompromisse-weltpremiere-des-modularen-e-antriebs-baukastens-volkswagen-startet-electric-for-all-kampagne-4200>
- [25] BMW AG, *Der erste BMW iX*, 2021. Accessed: 21.07.21. [Online]. Available: <https://www.press.bmwgroup.com/deutschland/article/detail/T0333569DE/der-erste-bmw-ix>
- [26] M. Ruf *et al.*, “Neue Bauweisen Von Wasserstoffdruckbehältern Für Die Integration in Zukünftige Fahrzeugarchitekturen,” in *Proceedings of the Munich Symposium on Lightweight Design 2020*, S. Pflingstl, A. Horoschenkoff, P. Höfer, and M. Zimmermann, Eds., Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2021, pp. 74–85.
- [27] *SAE Technical Paper Series*: SAE International 400 Commonwealth Drive, Warrendale, PA, United States, 2015.
- [28] P. A. Rosen, “Beitrag zur Optimierung von Wasserstoffdruckbehältern,” Dissertation, Technische Universität Chemnitz, 2018.
- [29] M. Ruf, H.-U. Stahl, K. Kunze, S. Zaremba, T. von Unwerth, and K. Drechsler, “Hydrogen Storages for flat box-shaped Design Spaces in Electric Vehicle Architectures,” in *Hydrogen Days 2021 – 11th International Conference on Hydrogen Technologies*, Prag, 2021.
- [30] T. Beck, *Beiträge zur Geschichte des Maschinenbaues*. Berlin, Heidelberg, s.l.: Springer Berlin Heidelberg, 1899.
- [31] G. W. Mair, *Sicherheitsbewertung von Composite-Druckgasbehältern: Potential statistischer Methoden jenseits aktueller Vorschriften*. Berlin, Heidelberg: Springer Vieweg, 2016. [Online]. Available: <http://www.springer.com/>
- [32] D. Annaratone, *Pressure vessel design*. Berlin: Springer, 2007. [Online]. Available: http://deposit.d-nb.de/cgi-bin/dokserv?id=2864266&prov=M&dok_var=1&dok_ext=htm

- [33] M. He *et al.*, “Bibliometrical analysis of hydrogen storage,” *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 44, no. 52, pp. 28206–28226, 2019, doi: 10.1016/j.ijhydene.2019.07.014.
- [34] D. J. Durbin and C. Malardier-Jugroot, “Review of hydrogen storage techniques for on board vehicle applications,” *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 38, no. 34, pp. 14595–14617, 2013, doi: 10.1016/j.ijhydene.2013.07.058.
- [35] J. Töpler and K. Feucht, “Results of a Test Fleet with Metal Hydride Motor Cars*,” *Zeitschrift für Physikalische Chemie*, vol. 164, no. 2, pp. 1451–1461, 1989, doi: 10.1524/zpch.1989.164.Part_2.1451.
- [36] A. Borgschulte, L. Schlapbach, and A. Züttel, *Hydrogen as a future energy carrier*. Weinheim: Wiley-VCH, 2008.
- [37] K. Kunze and O. Kircher, “Cryocompressed Hydrogen Storage,” in *Cryogenic Cluster Day*, 2012. Accessed: Aug. 16 2021. [Online]. Available: <https://stfc.ukri.org/stfc/cache/file/F45B669C-73BF-495B-B843DCDF50E8B5A5.pdf>
- [38] R. von Helmolt and U. Eberle, “Fuel cell vehicles: Status 2007,” *Journal of Power Sources*, vol. 165, no. 2, pp. 833–843, 2007, doi: 10.1016/j.jpowsour.2006.12.073.
- [39] K. Pehr, S. Burckhardt, J. Koppi, T. Korn, and P. Partsch, “Mit Wasserstoff in die Zukunft - der BMW 750hL,” *ATZ - Automobiltechnische Zeitschrift*, vol. 104, no. 2, pp. 120–130, 2002.
- [40] P. Komarnicki, J. Haubrock, and Z. A. Styczynski, *Elektromobilität und Sektorenkopplung: Infrastruktur- und Systemkomponenten*, 2nd ed. Berlin, Heidelberg: Springer Vieweg, 2020.
- [41] BMW AG, *Das sollten Sie über Wasserstoffautos wissen*, 2020. Accessed: Jul. 23 2021. [Online]. Available: <https://www.bmw.com/de/innovation/so-funktionieren-wasserstoffautos.html>
- [42] H. Wallentowitz and A. Freialdenhoven, *Strategien zur Elektrifizierung des Antriebsstranges: Technologien, Märkte und Implikationen*, 2nd ed. Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag / Springer Fachmedien Wiesbaden GmbH Wiesbaden, 2011.
- [43] P. Kurzweil, *Brennstoffzellentechnik: Grundlagen, Materialien, Anwendungen, Gaserzeugung*, 3rd ed. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2016. [Online]. Available: <http://www.springer.com/>
- [44] Y. Wang, D. F. Ruiz Diaz, K. S. Chen, Z. Wang, and X. C. Adroher, “Materials, technological status, and fundamentals of PEM fuel cells – A review,” *Materials Today*, vol. 32, pp. 178–203, 2020, doi: 10.1016/j.mattod.2019.06.005.

- [45] M. Li *et al.*, “Review on the research of hydrogen storage system fast refueling in fuel cell vehicle,” *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 44, no. 21, pp. 10677–10693, 2019, doi: 10.1016/j.ijhydene.2019.02.208.
- [46] *Fueling Protocols for Light Duty Gaseous Hydrogen Surface Vehicles*, J2601, SAE International, 2020.
- [47] L. Moral Graci and K. Szoucsek, “Pressure Vessel Assembly and Pressure Vessel System,” Internationale Patentanmeldung WO2021156349A1, Aug 12, 2021.
- [48] H. Barthelemy, M. Weber, and F. Barbier, “Hydrogen storage: Recent improvements and industrial perspectives,” *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 42, no. 11, pp. 7254–7262, 2017, doi: 10.1016/j.ijhydene.2016.03.178.
- [49] R. Moradi and K. M. Groth, “Hydrogen storage and delivery: Review of the state of the art technologies and risk and reliability analysis,” *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 44, no. 23, pp. 12254–12269, 2019, doi: 10.1016/j.ijhydene.2019.03.041.
- [50] T. A. Yersak *et al.*, “Predictive model for depressurization-induced blistering of type IV tank liners for hydrogen storage,” *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 42, no. 48, pp. 28910–28917, 2017, doi: 10.1016/j.ijhydene.2017.10.024.
- [51] J. Humpenöder, “Gaspermeation von Faserverbunden mit Polymermatrices,” Dissertation, Institut für Materialforschung, Universität Karlsruhe (TH), 1997.
- [52] R. A. J. Weerts, O. Cousigné, K. Kunze, M. G. D. Geers, and J. J. C. Remmers, “Assessment of contact-induced damage mechanisms in thick-walled composite cylinders,” *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, vol. 39, 17-18, pp. 679–699, 2020, doi: 10.1177/0731684420923043.
- [53] P. F. Duvall, A. J. Ayorinde, and A. R. Cederberg, “Pressure vessel with damage mitigating system,” Europäische Patentanmeldung EP0656506A1, Jun 7, 1995.
- [54] Europäische Kommission, “Verordnung (EG) Nr. 79/2009 über die Typgenehmigung von wasserstoffbetriebenen Kraftfahrzeugen und zur Änderung der Richtlinie 2007/46/EG,” Brüssel, 2009.
- [55] Europäische Kommission, “Verordnung (EU) Nr. 406/2010 zur zur Durchführung der Verordnung (EG) Nr. 79/2009 des Europäischen Parlaments und des Rates über die Typgenehmigung von wasserstoffbetriebenen Kraftfahrzeugen,” Brüssel, 2010.
- [56] United Nations Economic Commission for Europe (UN/ECE), “Regulation No. 134: Uniform provisions concerning the approval of motor vehicles and their components with regard to the safety-related performance of hydrogen-fuelled vehicles (HFCV),” 2015.

- [57] S. Alam, G. R. Yandek, R. C. Lee, and J. M. Mabry, “Design and development of a filament wound composite overwrapped pressure vessel,” *Composites Part C: Open Access*, vol. 2, p. 100045, 2020, doi: 10.1016/j.jcomc.2020.100045.
- [58] P. F. Liu, J. K. Chu, S. J. Hou, P. Xu, and J. Y. Zheng, “Numerical simulation and optimal design for composite high-pressure hydrogen storage vessel: A review,” *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 16, no. 4, pp. 1817–1827, 2012, doi: 10.1016/j.rser.2012.01.006.
- [59] R. Rafiee and M. A. Torabi, “Stochastic prediction of burst pressure in composite pressure vessels,” *Composite Structures*, vol. 185, pp. 573–583, 2018, doi: 10.1016/j.compstruct.2017.11.068.
- [60] H. Altenbach, *Technische Mechanik Festigkeitslehre: 104 Aufgaben, 133 Beispiele und zahlreiche Klausuraufgaben mit Lösungen*, 13th ed. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2018. [Online]. Available: <http://www.springer.com/de/book/9783658228538>
- [61] H. Schürmann, *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden: Mit 39 Tabellen*, 2nd ed. Berlin: Springer, 2007.
- [62] H. Lengsfeld, F. Wolff-Fabris, J. Krämer, J. Lacalle, and V. Altstädt, *Faserverbundwerkstoffe: Prepregs und ihre Verarbeitung*. München: Hanser, 2014. [Online]. Available: <http://www.hanser-elibrary.com/isbn/9783446440807>
- [63] M. Flemming and S. Roth, *Faserverbundbauweisen: Eigenschaften ; mechanische, konstruktive, thermische, elektrische, ökologische, wirtschaftliche Aspekte*. Berlin: Springer, 2003.
- [64] M. Kuhn, “Zur strukturmechanischen Auslegung unidirektional- und gewebeverstärkter Faserkunststoffverbund-Strukturen,” Dissertation, Institut für Verbundwerkstoffe, Universität Kaiserslautern, 2003.
- [65] K. Jousten, Ed., *Handbuch Vakuumtechnik*, 12th ed. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2018. [Online]. Available: <http://www.springer.com/>
- [66] Y. Sun, H. Lv, W. Zhou, and C. Zhang, “Research on hydrogen permeability of polyamide 6 as the liner material for type IV hydrogen storage tank,” *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 45, no. 46, pp. 24980–24990, 2020, doi: 10.1016/j.ijhydene.2020.06.174.
- [67] Y. Cui, S. I. Kundalwal, and S. Kumar, “Gas barrier performance of graphene/polymer nanocomposites,” *Carbon*, vol. 98, pp. 313–333, 2016, doi: 10.1016/j.carbon.2015.11.018.
- [68] E. Bigelow and M. Lewis, “Conformable Hydrogen Storage Pressure Vessel,” United States of America, 2018. Accessed: Aug. 2 2021. [Online]. Available: <https://www.osti.gov/biblio/1459184-conformable-hydrogen-storage-pressure-vessel>

- [69] N. V. Hupp, "Analyse und Optimierung der intrinsischen Feuerwiderstandsfähigkeit von CFK-verstärkten Druckbehältern zur Speicherung von Wasserstoff in automobilen Anwendungen," Dissertation, Lehrstuhl I für Technische Chemie, Technische Universität München, 2019.
- [70] A. P. Mouritz and A. G. Gibson, *Fire properties of polymer composite materials*. Dordrecht: Springer, 2006. [Online]. Available: <http://site.ebrary.com/lib/alltitles/docDetail.action?docID=10159294>
- [71] Hydrogen Council, "Path to hydrogen competitiveness: A cost perspective," 2020. Accessed: Aug. 3 2021. [Online]. Available: https://hydrogencouncil.com/wp-content/uploads/2020/01/Path-to-Hydrogen-Competitiveness_Full-Study-1.pdf
- [72] T. Christ, "Rechnerische und experimentelle Untersuchungen zum Versagensverhalten CFK-umwickelter Kryo-Druckbehälter," Dissertation, Lehrstuhl für Leichtbau, Technische Universität München, 2018.
- [73] K.-H. Grote, B. Bender, and D. Göhlich, Eds., *Taschenbuch für den Maschinenbau*, 25th ed. Berlin, Germany: Springer Vieweg, 2018.
- [74] M. Flemming, G. Ziegmann, and S. Roth, *Faserverbundbauweisen: Fertigungsverfahren mit duroplastischer Matrix*. Berlin, Heidelberg, s.l.: Springer Berlin Heidelberg, 1999.
- [75] M. Lengersdorf, "Produktorientiertes Geflecht-Preforming für Druckbehälter in Faserverbundbauweise," Dissertation, Institut für Textiltechnik, RWTH Aachen University, 2017.
- [76] AVK - Industrievereinigung Verstärkte Kunststoffe e. V., *Handbuch Faserverbundkunststoffe/Composites: Grundlagen, Verarbeitung, Anwendungen*, 4th ed. Wiesbaden, s.l.: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2013.
- [77] Y. Kyosev, Ed., *Advances in braiding technology: Specialized techniques and applications*. Amsterdam, Boston, Cambridge, Manchester: Elsevier/WP Woodhead Publishing; The Textile Institute, 2016.
- [78] Y. Kyosev, *Braiding technology for textiles*. Cambridge, UK, Waltham, MA, USA: Elsevier/ Woodhead Pub, 2015. [Online]. Available: <http://search.ebsco-host.com/login.aspx?direct=true&scope=site&db=nlebk&AN=931725>
- [79] M. Lengersdorf, J. Multhoff, and T. Gries, "Evaluation of Braiding as a Method for the Manufacturing of Composite Pressure Vessels," in *Proceedings of the 20th International Conference on Composite Materials*, Copenhagen, 2015.
- [80] K. Birkefeld, M. Röder, T. von Reden, M. Bulat, and K. Drechsler, "Characterization of Biaxial and Triaxial Braids: Fiber Architecture and Mechanical Properties," *Appl Compos Mater*, vol. 19, 3-4, pp. 259–273, 2012, doi: 10.1007/s10443-011-9190-2.

- [81] K. Birkefeld, "Virtuelle Optimierung von Geflecht-Preform unter Berücksichtigung von Fertigungsaspekten," Dissertation, Institut für Flugzeugbau, Universität Stuttgart, 2013.
- [82] M. Lengersdorf and T. Gries, "Flechten - Geeignetes Herstellungsverfahren für faserverstärkte Druckbehälter als Energiespeicher im Automobil?," in *1. Mönchengladbacher Flecht-Kolloquium*, 2014.
- [83] M. Mitwalsky, "Strategien zur Steigerung der Variabilität bei der Herstellung von geflochtenen Hohlbauteilen," Dissertation, Lehrstuhl für Carbon Composites, Technische Universität München, 2015.
- [84] NOW GmbH, *Untersuchung eines alternativen Verfahrens zur Herstellung von Wasserstoffdrucktanks („AltHypTank“)*. [Online]. Available: <https://www.now-gmbh.de/projektfinder/weitere-althyptank/> (accessed: Aug. 2 2021).
- [85] N. L. Newhouse, "Conformable Composite Pressure Vessel," US-amerikanische Patentschrift US1054655848B1, Nov 5, 2019.
- [86] B. Y. Ryu, T. K. Kim, and H. D. Jeon, "Gas Fuel Storage Device for Vehicle," US-amerikanische Patentanmeldung US20210101475, Apr 8, 2021.
- [87] M. Ruf, "Druckbehälterbaugruppe und Kraftfahrzeug," Deutsche Patentanmeldung DE102020124545A1, Aug 8, 2022.
- [88] H. Kemmer, "Druckgasspeicheraufnahmevorrichtung für ein Kraftfahrzeug, System mit einem Kraftfahrzeug und einer Kühllungsvorrichtung, Tankstelle für ein solches System sowie Verfahren zum Betanken eines Kraftfahrzeuges," Deutsche Patentanmeldung DE102020201046A1, Jul 29, 2021.
- [89] T. Gutmann *et al.*, "Druckbehältersystem mit einer Druckbehälterbaugruppe," Deutsche Patentanmeldung DE102021106038A1, May 12, 2021.
- [90] A. Buchholz, C. Schönwald, I. L. Sarioglu, and Kraus Maik, "Brennstofftank und Fahrzeug," Europäische Patentschrift EP3595921B1, Mar 31, 2021.
- [91] B. Criel and M. Gras, "Assembly for Storing and Dispensing Pressurized Fluid for a Vehicle," Internationale Patentanmeldung WO2021110707A1, Jun 10, 2021.
- [92] C. Kataoka, S. Kinoshita, and O. Sawai, "Hochdruckbehältereinheit," Deutsche Patentanmeldung DE102018116090A1, Feb 14, 2019.
- [93] B. Shen and Y. Hao, "Highly Integrated Passenger Vehicle Hydrogen Cylinder Group Structure," Chinesisches Gebrauchsmuster CN201920757409U, Feb 14, 2020.
- [94] K. Weeber, R. Hamada, and F. Muehleder, "Tank Device for a Fuel Cell System," Internationale Patentanmeldung WO2021151687A1, Aug 5, 2021.

- [95] L. Xin, "Hydrogen Storage Container with Cylinder Valve, Hydrogen Storage Container Assembly and Fuel Cell Vehicle," Chinesisches Gebrauchsmuster CN210716942U, Jun 9, 2020.
- [96] M. Ruf and H.-U. Stahl, "Verfahren zum Herstellen einer Druckbehälteranordnung und Druckbehälteranordnung," Deutsche Patentanmeldung DE102020118984A1, Jan 20, 2022.
- [97] M. Elhamid, M. Cai, A. Dailly, and T. A. Yersak, "Innovative Thermal Management Approaches of Conformable Natural Gas Tanks," US-amerikanische Patentanmeldung US20180080609A1, Mar 22, 2018.
- [98] O. Sawai, "Pressure Vessel Manufacturing Method," US-amerikanische Patentanmeldung US20200182404A1, Jun 11, 2020.
- [99] M. Ruf and H.-U. Stahl, "Verfahren zum Herstellen einer Druckbehälteranordnung und Druckbehälteranordnung," Deutsche Patentanmeldung DE102020118984A1, Jan 20, 2022.
- [100] S. Schaper and M. Ruf, "Liner für einen Druckbehälter, Verfahren zum Herstellen einer Preform, Verfahren zum Herstellen einer Druckbehälterbaugruppe und Druckbehälterbaugruppe," Deutsche Patentanmeldung DE102020125973A1, Apr 7, 2022.
- [101] J. Gebrand, S. Albl, and F. Hochgräber, "Elektrofahrzeug mit einer Anordnung zum Speichern von Energie," Deutsche Patentschrift DE102019211263B4, Mar 18, 2021.
- [102] S. Albl, "Speicheranordnung für ein Fahrzeug zum Speichern und Abgeben eines Druckgases sowie Fahrzeug mit einer solchen Speicheranordnung," Deutsche Patentschrift DE102018215447B3, Oct 24, 2019.
- [103] A. Schubert, T. Froschmeier, F. Muehleder, and D. Holz, "Device for Storing Compressed Fluids," Internationale Patentanmeldung WO2020088898A1, May 7, 2020.
- [104] A. Knoop, "Vorrichtung zum Speichern von Gas unter hohem Druck," Deutsche Patentanmeldung DE102013002944A1, Aug 21, 2014.
- [105] M. Saini, S. K. Andanda Rao, S. S. Panda, P. A. Jordan, and J. Werbelow, "Conformable Pressure Vessel," Europäische Patentschrift EP3246617B1.
- [106] J. S. Wexler, K. K. Morris, and R. N. Mccumber, "Systems and Methods for Liner Braiding and Resin Application," Internationale Patentanmeldung WO2017096283A1, Jun 8, 2017.
- [107] C. J. Sung, "Apparatus of Manufacturing the Pressure Vessel for Storing High Pressure Gas," Koreanische Patentschrift KR102242337B1, Jun 28, 2021.

- [108] C. T. Kondogiani and M. F. Donoughe, “Compressed Gas Capture and Recovery System,” US-amerikanisches Patent US9850852B2.
- [109] C. Collins and J. Wexler, “Analysis of the Bending of Tubular Braids on Flexible Mandrels,” in *CAMX 2019 Proceedings*, American Composites Manufacturers Association, Ed., United States of America, 2019.
- [110] T. A. Yersak, M. Abd Elhamid, A. Dailly, M. Rogers, J. Prince, and M. Cai, “Dynamics of a type IV conformable pressure vessel for natural gas passenger vehicles,” *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, vol. 175, p. 103923, 2019, doi: 10.1016/j.ijpvp.2019.103923.
- [111] A. E. Kuczek, W. Zhao, P. F. Croteau, and E. Y. Sun, “Composite Pressure Vessel Assembly with an Integrated Nozzle Assembly,” *Europäische Patentschrift EP3380778B1*, Jun 16, 2021.
- [112] D. M. Blair *et al.*, “Ein zusammengesetzter und anpassungsfähiger Druckbehälter,” *Europäische Patentschrift EP0812296B1*, Jun 26, 2002.
- [113] P. F. Croteau, A. E. Kuczek, D. V. Viens, J. R. Hawkes, W. Zhao, and T. J. Garosshen, “Pressure Vessel Fluid Manifold Assembly,” *Europäische Patentschrift EP3204683B1*, Sep 2, 2020.
- [114] K. Kioschis and R. Wendler, “Drucktank in einem Kraftfahrzeug mit einem Zuelement,” *Deutsche Patentanmeldung DE102010045705A1*, Jul 7, 2011.
- [115] D. Schierle, “Entwicklung und Fertigung eines modularen und bauraumadaptiven CNG-Hochdrucktanks in hybrider, faserverstärkter Leichtbauweise,” *Dissertation*, Institut für Verbrennungsmotoren und Kraftfahrwesen, Universität Stuttgart, 2016.
- [116] K. L. Simmons, K. I. Johnson, C. A. Lavender, N. L. Newhouse, and B. C. Yeggy, “Conformable Pressure Vessel for High Pressure Gas Storage,” *US-amerikanische Patentschrift US9234626B2*, Jan 12, 2016.
- [117] K. L. Simmons, K. I. Johnson, and N. L. Newhouse, “Low-Cost Efficient Manufacturing of Pressurized Conformable Compressed Natural Gas Storage Tanks,” United States of America, 2017. Accessed: Aug. 5 2021. [Online]. Available: <https://www.osti.gov/servlets/purl/1163679>
- [118] F. Geuskens, “Conformable Pressurized Structures: Design & Analysis,” *Dissertation*, Technische Universität Delft, 2012.
- [119] M. Braune, “Nichtzylindrischer Verbundstoffdruckbehälter,” *Deutsche Patentanmeldung DE19725369A1*, Feb 5, 1998.
- [120] A. J. Blair, “Pressurized Gas Container and Process,” *US-amerikanische Patentanmeldung US20210080060A1*, Mar 18, 2021.

- [121] R. Leroux, "Construction of Liquefied Gas Carriers," US-amerikanisches Patent 3092063, Jun 4, 1963.
- [122] H.-U. Stahl, "Pressure Vessel and Method for Producing a Pressure Vessel," Internationale Patentanmeldung WO2020193261A1, Oct 1, 2020.
- [123] N. Austerhoff, J. Bendler, and R. Peters, "Druckgastank," Deutsche Patentschrift DE10329990B3, Apr 21, 2005.
- [124] N. Blessing, D. Frank, R. Minges, P. Skarke, and H. Urban, "Druckbehälter und dessen Herstellung," Deutsche Patentanmeldung DE102017218299A1, Apr 18, 2019.
- [125] F. E. Lynch and G. E. Eastridge, "Pressure Vessel and Method of Fabrication," US-amerikanische Patentanmeldung US20200318789A1, Oct 8, 2020.
- [126] D. J. Chang and P. G. Bergan, "Prismatic Pressure Tank Having Lattice Structure," Europäische Patentschrift EP270231B1, Jun 9, 2021.
- [127] K. Becker *et al.*, "Behälter zum Speichern von Druckgas," Deutsche Patentschrift DE19749950C2, Nov 25, 1999.
- [128] F. Heurtaux, "Device for Storing Pressurised Fluid and/or Reactors Generating Pressurised Fluids, in particular for Motor Vehicles," Internationale Patentanmeldung WO0218836A1, Mar 7, 2002.
- [129] O. Alkan, "Druckbehälter zur Speicherung von fluiden Medien, insbesondere zum Einbau in ein Fahrzeug," Deutsche Patentanmeldung DE102009057170A1, Jun 9, 2011.
- [130] Fuel Cells and Hydrogen Joint Undertaking, *FCH2 JU Annual Work Plan and Budget 2020*. [Online]. Available: <https://www.fch.europa.eu/sites/default/files/AWP%202020.pdf> (accessed: Aug. 6 2021).
- [131] Toray Group, *Zoltek PX35: Commercial Carbon Fiber*. [Online]. Available: https://zoltek.com/wp-content/uploads/2018/02/2018_PX35-Brochure_FINAL.pdf (accessed: Dec. 15 2021).
- [132] T. Q. Hua, H.-S. Roh, and R. K. Ahluwalia, "Performance assessment of 700-bar compressed hydrogen storage for light duty fuel cell vehicles," *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 42, no. 40, pp. 25121–25129, 2017, doi: 10.1016/j.ijhydene.2017.08.123.
- [133] J. Condé-Wolter, M. G. Ruf, A. Liebsch, T. Lebelt, I. Koch, K. Drechsler, M. Gude, "Hydrogen permeability of thermoplastic composites and liner systems for future mobility applications", *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 167, 2023, doi.org/10.1016/j.compositesa.2023.107446.

- [134] CSA/ANSI CHMC 2:19: *Test methods for evaluating material compatibility in compressed hydrogen applications — Polymers*, Canadian Standards Association and American National Standards Institute, 2019.
- [135] K. Siebertz, D. van Bebber, and T. Hochkirchen, *Statistische Versuchsplanung: Design of Experiments (DoE)*, 2nd ed. Berlin: Springer Vieweg, 2017. [Online]. Available: <http://www.springer.com/>
- [136] A. Swanson, “Analyse der Einflussfaktoren bei der geometrischen Integration von Wasserstofftanksystemen in zukünftige Bauräume von Elektrofahrzeugen,” Masterarbeit, Lehrstuhl für Energiewirtschaft und Anwendungstechnik, Technische Universität München, 2020.
- [137] K. A. Öztas, R. A. Weerts, and M. G. Ruf, “An analytical and numerical approach to design a type I box-shaped pressure vessel with inner tension struts,” *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, vol. 192, no. 1, p. 104441, 2021, doi: 10.1016/j.ijpvp.2021.104441.
- [138] R. Lachmayer, R. B. Lippert, and T. Fahlbusch, Eds., *3D-Druck beleuchtet: Additive Manufacturing auf dem Weg in die Anwendung*. Berlin, Heidelberg: Springer Vieweg, 2016. [Online]. Available: <http://www.springer.com/>
- [139] K. A. Öztas, K. Kunze, K. Jois, J. Sackmann, S. Zaremba, and M. G. Ruf, “A numerical approach to design a type II box-shaped pressure vessel with inner tension struts,” *International Journal of Hydrogen Energy*, 2021, doi: 10.1016/j.ijhydene.2021.11.005.
- [140] K. A. Öztas, “Konzeptentwicklung und numerische Auslegung eines Typ 2 Druckbehälters mit inneren Zugstreben für quaderförmige Bauräume,” Bachelorarbeit, Institut für Textiltechnik, RWTH Aachen University, 2021.
- [141] M.-G. Han and S.-H. Chang, “Evaluation of structural integrity of Type-III hydrogen pressure vessel under low-velocity car-to-car collision using finite element analysis,” *Composite Structures*, vol. 148, pp. 198–206, 2016, doi: 10.1016/j.compstruct.2016.03.060.
- [142] G. W. Ehrenstein, *Faserverbund-Kunststoffe: Werkstoffe - Verarbeitung - Eigenschaften*, 2nd ed. München, Wien: Hanser, 2006. [Online]. Available: http://deposit.dnb.de/cgi-bin/dokserv?id=2796814&prov=M&dok_var=1&dok_ext=htm
- [143] M. Ruf, A. Hupfeld, K. Heidacher, D. Joop, C. Wrana, and A. Horoschenkoff, “Analysis of the integration of aramid fiber tension struts in a box-shaped pressure vessel,” *Appl Compos Mater*, vol. 29, no. 4, pp. 1733–1745, 2022, doi: 10.1007/s10443-022-10037-0.
- [144] M. Huber, A. Hupfeld, M. Ruf, and A. Horoschenkoff, “Bauraumoptimierter Wasserstofftank mit innerer Zugverstrebung,” in *10. Landshuter Leichtbau-*

- Colloquium: Tagungsband LLC 2021*, O. Huber, M. Bicker, and P. Patzelt, Eds., Landshut: LC-Verlag, 2021.
- [145] C. Wrana, K. Heidacher, M. Ruf, D. Joop, and A. Horoschenkoff, “Manufacturing Technologies for Box-Shaped Pressure Vessels with Inner Tension Struts,” in *Proceedings of the Munich Symposium on Lightweight Design 2021*, J. Rieser, A. Horoschenkoff, P. Höfer, and M. Zimmermann, Eds., Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2022, pp. 68–82.
- [146] A. Hupfeld, M. Huber, A. Horoschenkoff, and M. Ruf, “Method for Forming Connections from a Reinforcing Fiber or Reinforcing Fibers, and Method for Producing a Pressure Container,” Internationale Patentanmeldung WO2021239565A1.
- [147] K. Heidacher, “Konzeptstudie zur Herstellung Zugverstärkter Wasserstofftanks im Tuftverfahren,” Masterarbeit, Verbundlabor Polymertechnik, Hochschule München, 2022.
- [148] C. Wrana, “Entwicklung eines 3D-Webverfahrens zur Herstellung neuartiger Wasserstofftanks,” Masterarbeit, Verbundlabor Polymertechnik, Hochschule München, 2022.
- [149] Toray Group, *T700S: Standard Modulus Fiber*. [Online]. Available: <https://www.toraycma.com/wp-content/uploads/T700S-Technical-Data-Sheet-1.pdf.pdf> (accessed: Dec. 15 2021).
- [150] A. Horoschenkoff, M. Huber, and A. Hupfeld, “Bauraumoptimierter Wasserstoff Tank Mit Innerer Zugverstrebung,” in *Proceedings of the Munich Symposium on Lightweight Design 2020*, S. Pfingstl, A. Horoschenkoff, P. Höfer, and M. Zimmermann, Eds., Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2021, pp. 86–89.

A Anhang

a Ergänzende experimentelle Daten

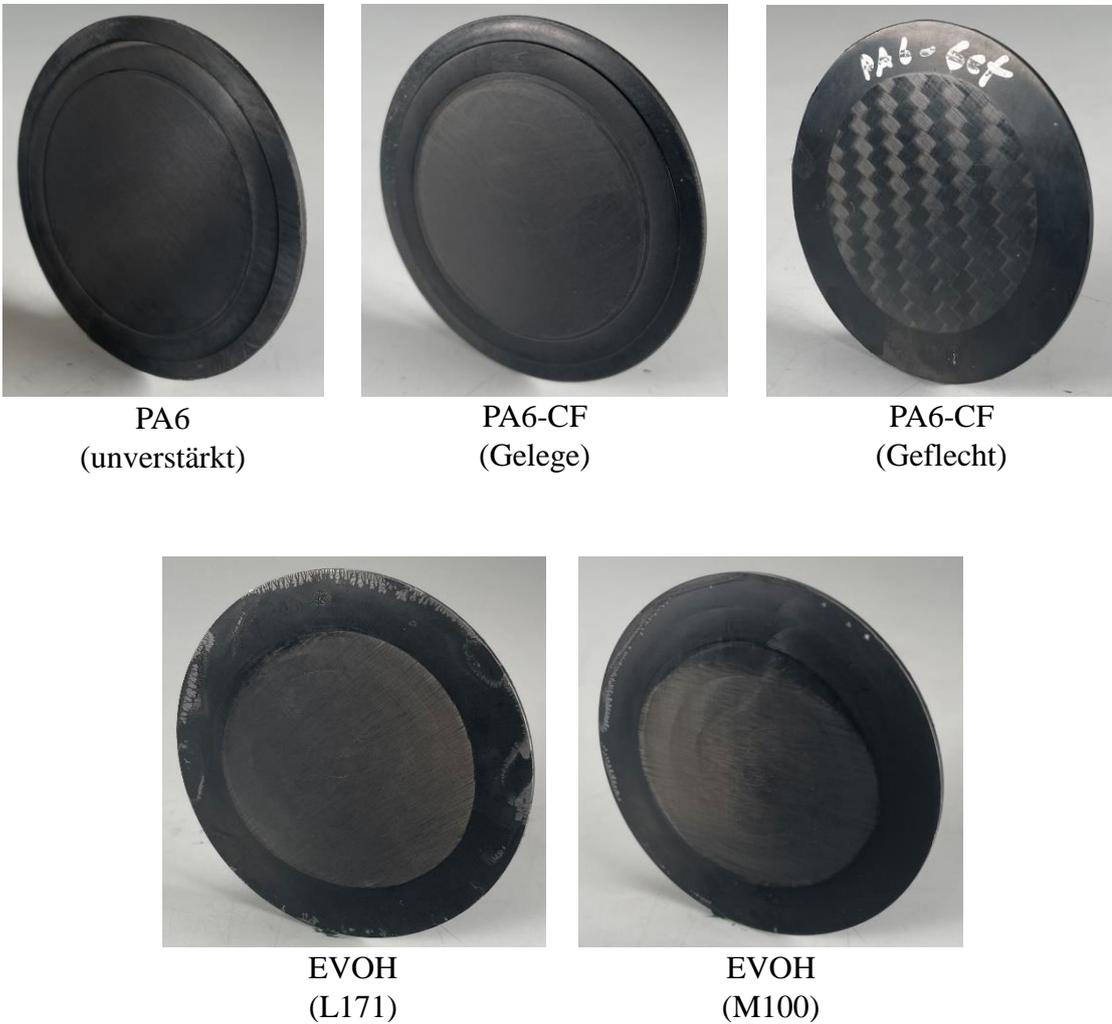


Abb. A-1: Übersicht zu den Flachproben für die Durchführung von Permeationstests auf Plattenebene [133].

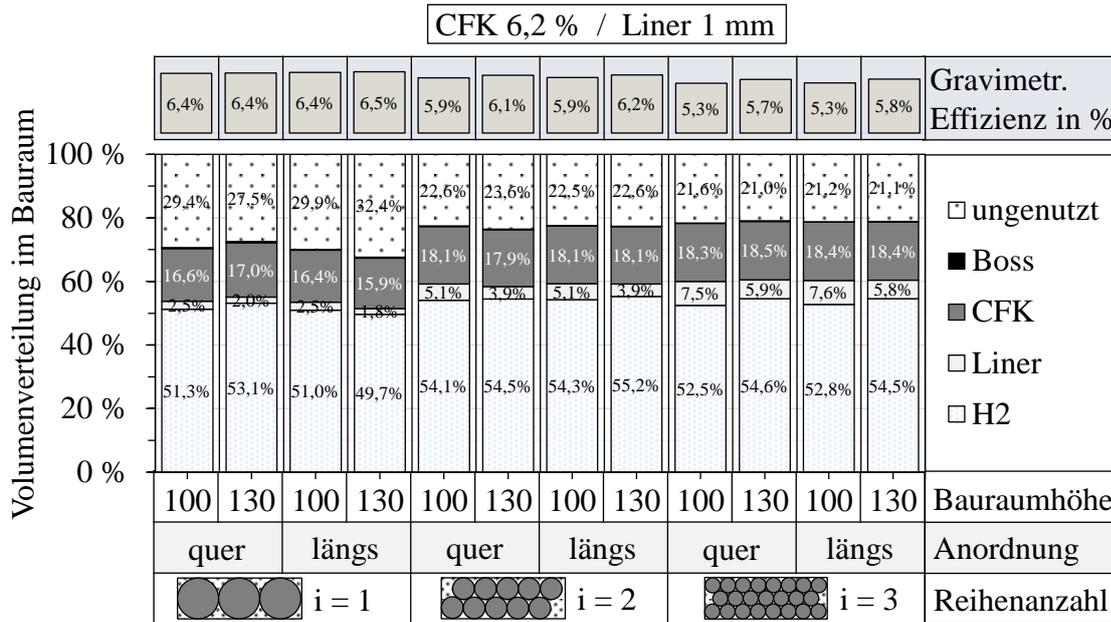


Abb. A-2: Auswertung der Volumenverteilung im Bauraum und gravimetrischen Effizienz für zylindrische Druckbehälter in Differenzialbauweise mit einer CFK-Wandstärke von 6,2 % des Außendurchmessers und einer Linerwandstärke von 1 mm.

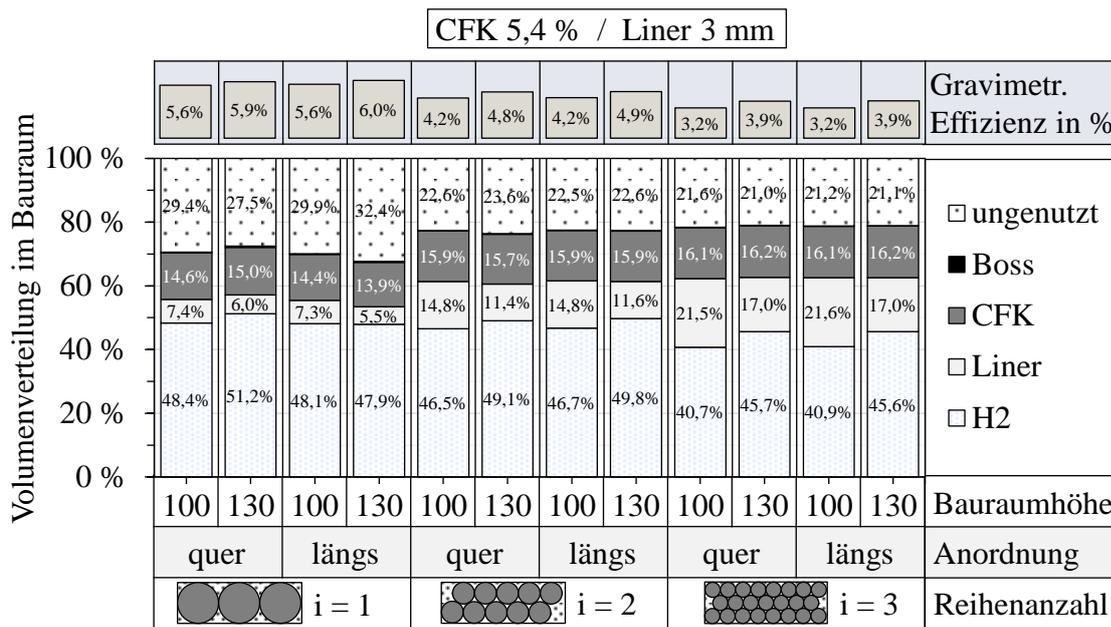


Abb. A-3: Auswertung der Volumenverteilung im Bauraum und gravimetrischen Effizienz für zylindrische Druckbehälter in Differenzialbauweise mit einer CFK-Wandstärke von 5,4 % des Außendurchmessers und einer Linerwandstärke von 3 mm.

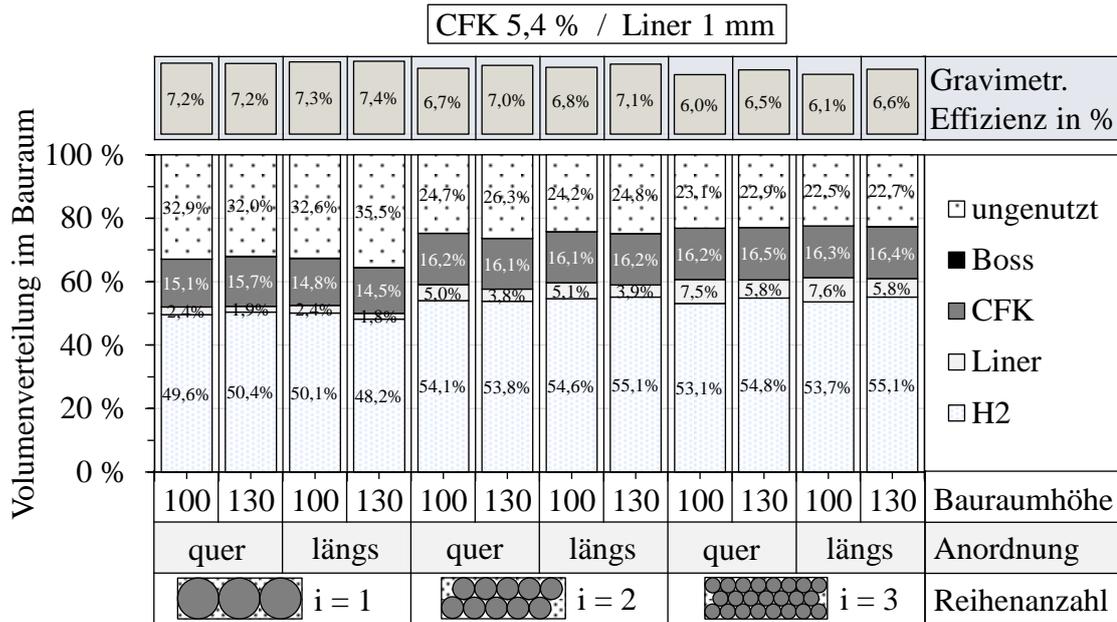


Abb. A-4: Auswertung der Volumenverteilung im Bauraum und gravimetrischen Effizienz für zylindrische Druckbehälter in Integralbauweise mit einer CFK-Wandstärke von 5,4 % des Außendurchmessers und einer Linerwandstärke von 1 mm.

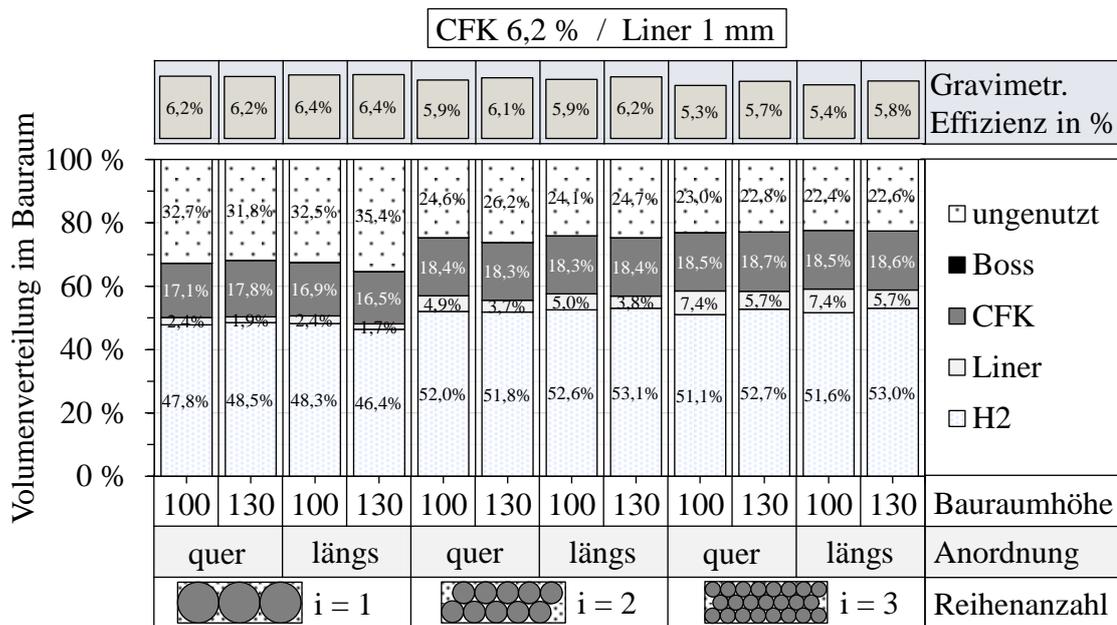


Abb. A-5: Auswertung der Volumenverteilung im Bauraum und gravimetrischen Effizienz für zylindrische Druckbehälter in Integralbauweise mit einer CFK-Wandstärke von 6,2 % des Außendurchmessers und einer Linerwandstärke von 1 mm.

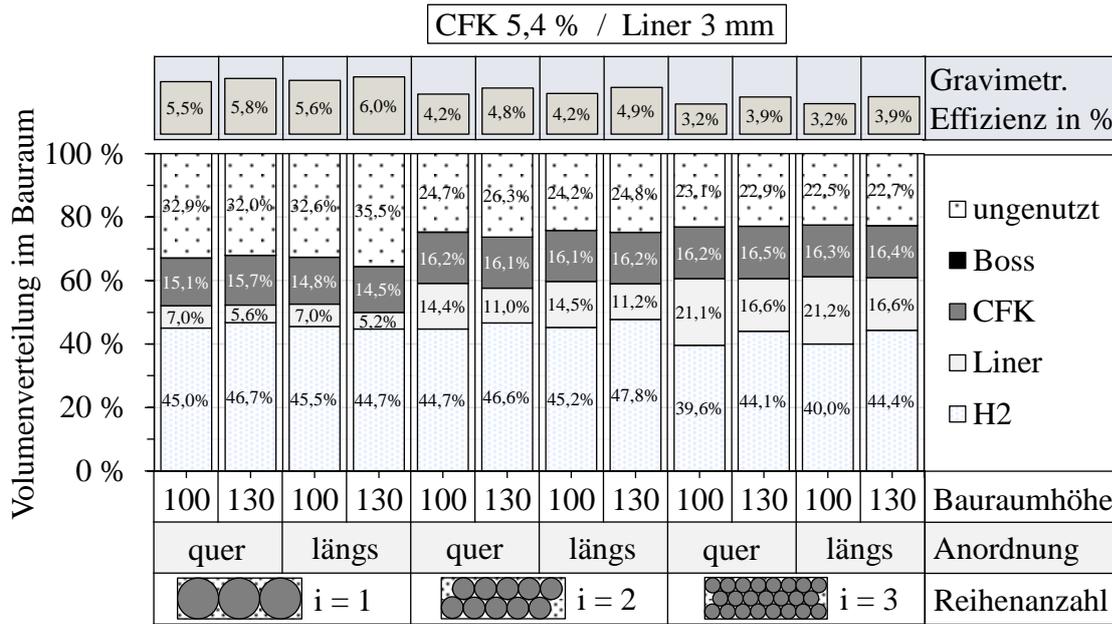


Abb. A-6: Auswertung der Volumenverteilung im Bauraum und gravimetrischen Effizienz für zylindrische Druckbehälter in Integralbauweise mit einer CFK-Wandstärke von 5,4 % des Außendurchmessers und einer Linerwandstärke von 3 mm.

b Materialdatenblätter



MATERIAL SPECIFICATION

Werkstoffdatenblatt

Materials Group: Additive Manufacturing 1.2709

Corresponding Standard
Entsprechende Norm

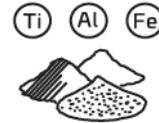
DIN EN ISO 4957

Applications / Anwendungen:

- Tools for moulds and compaction presses / Guss- und Presswerkzeuge
- Springs / Federn
- Prototypes / Prototypen

Material properties / Materialeigenschaften:

- Martensite hardening steel, high tensile strength, high elongation directly out of the process / martensitisch aushärtbarer Stahl mit hoher Zugfestigkeit, hoher Dehnung direkt aus dem Prozess



Chemical composition / Chemische Zusammensetzung:

Elements	Fe [wt.-%]	C [wt.-%]	Si [wt.-%]	Mn [wt.-%]	Ni [wt.-%]	Mo [wt.-%]	Ti [wt.-%]	Co [wt.-%]	Al [wt.-%]	P [wt.-%]	S [wt.-%]	Cr [wt.-%]
Min	Bal. / Rest	0	0	0	17	4.5	0.6	8.5	0.05	0	0	0
Max	Bal. / Rest	0.03	0.1	0.1	19	5.2	0.8	9.5	0.15	0.01	0.01	0.5
Nominal	Bal. / Rest	0.01	0.08	0.06	17.86	4.88	0.75	8.81	0.08	<0.01	<0.01	0.17

Typical properties at nominal density and nominal composition /

Typische Eigenschaften bei nominaler Dichte und nominaler chemischer Zusammensetzung:

Material properties / Materialeigenschaften ¹⁾	Symbol	As built	After heat treatment
Density / Dichte [g/cm ³] ²⁾	ρ	8.1	
Density / Dichte [%] ²⁾	%	99.5	
Porosity / Porosität [%] ²⁾	ρ	0.5	
Ultimate Tensile Strength / Zugfestigkeit [MPa] ^{3) 4)}	UTS / R _m	1278.9±153.1	1969.6±11.0
Yield Strength / Streckgrenze [MPa] ^{3) 4)}	YS / R _{p0.2}	1049.1±90.9	1676.8±219.0
Fatigue Endurance Limit / Dauerfestigkeit [MPa]	FEL / σ_D	Fatigue properties are available upon request	
Young's Modulus / E-Modul [GPa] ^{3) 4)}	E	186.3±24.4	208±27.3
Fracture Elongation / Bruchdehnung [%] ^{3) 4)}	A	11.0±2	3.2±0.7
Hardness / Härte ⁵⁾	HVO.1	384.9±15.2	
Surface roughness in z-direction after sand blasting / Oberflächenrauigkeit in z-Richtung nach dem Sandstrahlen [μ m] ⁶⁾	R _a	5.5±1.1	
	R _z	31.4±1.7	

Remarks / Bemerkungen:

1) Properties are given for the laser melted product. Auxiliary operations may influence the displayed properties. Auxiliary operations like e.g. heat treatments or surface modifications by coating processes performed at GKN Sinter Metals or the customer will obviously affect mechanical and physical properties. It is strongly recommended to communicate and discuss this item with the responsible GKN Sinter Metals personnel.

Die Eigenschaften sind für lasergeschmolzene Werkstoffe angegeben. Sekundäroperationen wie z.B. Wärmebehandlungen oder Oberflächenmodifikationen durch Beschichtungsprozesse bei GKN Sinter Metals oder dem Kunden durchgeführt, haben naturgemäß einen Einfluss auf die resultierenden mechanischen und physikalischen Eigenschaften. Es wird daher empfohlen die sich ergebenden Eigenschaftsänderungen mit den zuständigen Spezialisten bei GKN Sinter Metals zu erörtern.

2) The indicated density limits are valid for the mean density of a component. For complex and geometrically unfavourable shapes the local segment density can deviate from these limits and therefore materials properties may be affected.

Die angegebenen Grenzen für die Dichte gelten für die mittlere Dichte eines Bauteils. Für komplexe oder anspruchsvolle Bauteilgeometrien kann eine lokal gemessene Segmentdichte von diesen abweichen und somit die Eigenschaften beeinflussen.

3) Materials properties stated in the table above have been determined on the basis of DIN EN ISO 6892-1 and therein cited norms on vertical tensile bars with process surface.

Die o.a. Materialeigenschaften wurden auf Basis der DIN EN ISO 6892-1 sowie der hierin zitierten Normen an vertikalen Zugproben mit Prozessoberfläche ermittelt.

4) All mechanical characteristics are typical mean values valid only for the indicated nominal density level.

Alle angegebenen mechanischen Eigenschaften sind typische Durchschnittswerte, die nur für die aufgeführte Nominaldichte gelten.

5) Hardness testing according to DIN EN ISO 6507-1 / Härteprüfung gemäß DIN EN ISO 6507-1.

6) Roughness Measurement according to DIN EN ISO 4287 / Rauheitsmessung gemäß DIN EN ISO 4287.

© GKN Powder Metallurgy 2018

This Material Specification is confidential and is supplied on condition that it must only be used for the purpose for which it has been supplied and must not be copied, exhibited nor communicated to third parties without the consent of GKN plc, whose property it remains. / Dieses Werkstoffleistungsblatt ist vertraulich und wird nur unter der Voraussetzung übermittelt, dass es ausschließlich für den vereinbarten Zweck verwendet wird. Es darf ohne Zustimmung seitens GKN plc, dessen Eigentum es bleibt weder kopiert, veröffentlicht oder an dritte Parteien weitergegeben werden.

TORAY

Toray Composite Materials America, Inc.

T700S

STANDARD MODULUS CARBON FIBER

Excellent processability in traditional manufacturing methods (weaving, braiding, filament winding, prepreg, etc). Manufacturing locations include Japan, U.S., Korea, and France.

PRODUCT DESIGNATION

T700S	C	12,000	5	0	C
Fiber Type	Twist*	Filament Count	Sizing Type	Surface Treatment	Sizing Amount

* C: Never Twisted

FIBER PROPERTIES

PROPERTY	ENGLISH	METRIC	METHOD
Tensile Strength	711 ksi	4,900 MPa	TY-030B-01
Tensile Modulus	33.4 Msi	230 GPa	TY-030B-01
Strain at Failure		2.1%	TY-030B-01
Density		1.80 g/cm ³	TY-030B-02
Filament Diameter		7 μm	
Yield	6K	400 g/1000m	TY-030B-03
	12K	800 g/1000m	TY-030B-03
	24K	1,650 g/1000m	TY-030B-03

FUNCTIONAL PROPERTIES

PROPERTY	VALUE
CTE	-0.38 α-10 -6 /°C
Specific Heat	0.752 J/g ·°C
Thermal Conductivity 0.0938 J/cm ·s ·°C	0.096 J/cm ·s ·°C
Electric Resistivity	1.6 x 10 ⁻³ Ω ·cm
Chemical Composition: Carbon	>93 %
Na + K	<50 ppm

RESIN SYSTEM COMPATIBILITY

SIZING TYPE & AMOUNT	RESIN SYSTEM COMPATIBILITY	METHOD
50C (1.0 %)	Epoxy, phenolic, polyester, vinyl ester	TY-030B-05
60E (0.3 %)	Epoxy	TY-030B-05
F0E (0.7 %)	Vinyl ester, compatible with epoxy	TY-030B-05

COMPOSITE PROPERTIES

PROPERTY	ENGLISH	METRIC	METHOD
Tensile Strength*	415 ksi	2,860 MPa	ASTM D-3039
Tensile Modulus*	19 Msi	134 GPa	ASTM D-3039
Tensile Strain		2.02%	ASTM D-3039
Compressive Strength*	210 ksi	1,450 MPa	SACMASRM1R-94
Flexural Strength*	245 ksi	1,690 MPa	ASTM D-790
Flexural Modulus*	17 Msi	120 GPa	ASTM D-790
ILSS	13 ksi	86.9 MPa	SACMASRM1R-94
In Plain Shear Strength	20 ksi	136 MPa	ASTM D-3518
90° Tensile Strength	12 ksi	81 MPa	ASTM D-3039

*Normalized to 60% fiber volume. Cured with #2592 epoxy at 130 °C.

HIGH PERFORMANCE CARBON FIBER
TORAYCA

T700S

T700S Rev. 4: Updated April 13, 2018



www.toraycma.com
253-846-1777



Toray Composite Materials America, Inc.

T1100S

INTERMEDIATE MODULUS CARBON FIBER

Next-generation intermediate modulus fiber with excellent processability in traditional manufacturing methods (filament winding). Manufactured in the U.S.

PRODUCT DESIGNATION

T1100S	C	12,000	5	0	C
Fiber Type	Twist*	Filament Count	Sizing Type	Surface Treatment	Sizing Amount

*C: Never Twisted

RESIN SYSTEM COMPATIBILITY

SIZING TYPE & AMOUNT	RESIN SYSTEM COMPATIBILITY	METHOD
50C (1.0%)	Epoxy, phenolic, polyester, vinyl ester	TY-030B-05

FIBER PROPERTIES

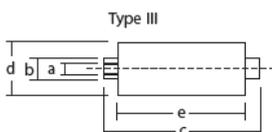
PROPERTY	ENGLISH	METRIC	METHOD
Tensile Strength	1,017 ksi	7,000 MPa	TY-030B-01
Tensile Modulus	47.0 Msi	324 GPa	TY-030B-01
Strain at Failure		2.0%	TY-030B-01
Density		1.79 g/cm ³	TY-030B-02
Filament Diameter		5 μm	
Yield	12K	505 g/1000m	TY-030B-03
	24K	1,010 g /1000m	TY-030B-03

PACKAGING

The table below summarizes the tow sizes, twists, sizing types, and packaging available for standard material. Other bobbin sizes may be available on a limited basis.

TOW SIZES	BOBBIN NET WEIGHT (kg)	BOBBIN TYPE	BOBBIN SIZE (mm)					SPOOL PER CASE	CASE NET WEIGHT (kg)
			a	b	c	d	e		
12K	2.0	III	76.5	82.5	280	125	252	12	24
24K	4.0	III	76.5	82.5	280	160	252	6	24

Bobbin Type:





T1100S

T1100S Rev.3: Updated May 08, 2019



www.toraycma.com
253-846-1777

TORAY

Toray Composite Materials America, Inc.

M60J

HIGH MODULUS CARBON FIBER

M60J carbon fiber is an MJ-type high modulus fiber with enhanced tensile and compressive strength as compared to M series fibers. Manufactured in Japan.

PRODUCT DESIGNATION

M60J	B	6,000	5	0	B
Fiber Type	Twist*	Filament Count	Sizing Type	Surface Treatment	Sizing Amount

* B: Untwisted

FIBER PROPERTIES

PROPERTY	ENGLISH	METRIC	METHOD
Tensile Strength	554 ksi	3,820 MPa	TY-030B-01
Tensile Modulus	85.3 Msi	588 GPa	TY-030B-01
Strain at Failure		0.7%	TY-030B-01
Density		1.93 g/cm ³	TY-030B-02
Filament Diameter		5 μm	
Yield	3K	103 g/1000m	TY-030B-03
	6K	206 g/1000m	TY-030B-03

FUNCTIONAL PROPERTIES

PROPERTY	VALUE
CTE	-1.1 α · 10 ⁻⁶ /°C
Specific Heat	0.732 J/g · °C
Thermal Conductivity	1.505 J/cm · s · °C
Electric Resistivity	0.7 × 10 ³ Ω · cm
Chemical Composition: Carbon	>99%
Na + K	<50 ppm

RESIN SYSTEM COMPATIBILITY

SIZING TYPE & AMOUNT	RESIN SYSTEM COMPATIBILITY	METHOD
50B (1.5%)	Epoxy, phenolic, polyester, vinyl ester	TY-030B-05

COMPOSITE PROPERTIES

PROPERTY	ENGLISH	METRIC	METHOD
Tensile Strength*	292 ksi	2,010 MPa	ASTM D-3039
Tensile Modulus*	52 Msi	360 GPa	ASTM D-3039
Tensile Strain		0.55%	ASTM D-3039
Compressive Strength*	115 ksi	790 MPa	SACMASRM1R-94
Flexural Strength*	155 ksi	1,070 MPa	ASTM D-790
Flexural Modulus*	44 Msi	301 GPa	ASTM D-790
ILSS	10 ksi	70.3 MPa	SACMASRM1R-94
In Plain Shear Strength	8 ksi	55 MPa	ASTM D-3518
90° Tensile Strength	5 ksi	34 MPa	ASTM D-3039

*Normalized to 60% fiber volume. Cured with #2500 epoxy at 130 °C.

HIGH-PERFORMANCE CARBON FIBER
TORAYCA

M60J

M60J Rev. 1: Updated April 13, 2018



www.toraycma.com
253-846-1777

TEIJIN**Datasheet Twaron® 2200****Twaron® 2200, high modulus p-aramid yarn****Twaron® 2200 properties**

Linear density (nominal) [dtex]	1210	1610	2420	3220
Linear density (effective) [dtex]	1300	1710	2600	3420
Linear density (LD-SOD) [dtex]	1225	1630	2470	3235
Number of filaments	1000	1000	2000	2000
Breaking force [N]	285	365	550	735
Elongation at break [%]	2.8	2.7	2.8	2.9
FASE 0.3 % [N]	27	34	48	62
FASE 0.5 % [N]	43	60	81	112
FASE 1.0 % [N]	95	125	180	238
Modulus [GPa]	115	110	110	110

The properties are measured on twisted yarns as directed in ASTM D7269. The linear densities are measured according to ASTM D1907 option 1 for the effective values, and option 5 for the LD-SOD (scoured, oven dried) values.

Twaron® 2200 make-up and packaging information

Yarn length [m]	36,000	27,000	26,500	17,000 / 25,500
Tube length [mm]	216	216	216	216
Tube inner diameter [mm]	94	94	94	94
Bobbin diameter [mm]	208	207	242	226 / 266
Number of bobbins per box x weight per bobbin [kg]	92 x 4.7 3 x 4.7	92 x 4.6 3 x 4.6	72 x 6.9 2 x 6.9	72 x 5.8 / 52 x 8.7 3 x 5.8 / 2 x 8.7

Box dimensions (L x W x H)	Large [mm]	1240 x 1040 x 980
	Small [mm]	600 x 405 x 265

Boxes are delivered on CP1 pallets with a height of 138 mm.

Twaron® 2200 general characteristics

Amount of finish [%]	0.8
Density [g/cm ³]	1.45
Decomposition temperature [°C]	> 450*
Hot air shrinkage (15 min at 190 °C) [%]	< 0.1
Flammability LOI-Index	> 34**
Coefficient of thermal expansion (20 °C) [10 ⁻⁶ /K]	- 3.5

* Based on thermo gravimetric analysis

** Based on yarn

IND 37220.4.0 | 2019

Twaron®

Aramids by Teijin

Be sure.

Teijin Aramid gives no warranties and does not accept any liability regarding the correctness, completeness and usage of the information. This data reflects our best knowledge at the time of publication. Without our prior written consent, the reproduction and publishing of (parts of) this publication is prohibited.

B Veröffentlichungen

Zeitschriftenartikel

- [Z1] K. A. Öztas, R. A. J. Weerts, M. G. Ruf, “An analytical and numerical approach to design a type I box-shaped pressure vessel with inner tension struts“, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, vol. 192, 2021, doi: 10.1016/j.ijpvp.2021.104441.
- [Z2] K. A. Öztas, K. Kunze, K. Jois, J. Sackmann, S. Zaremba, M. G. Ruf, “A numerical approach to design a type II box-shaped pressure vessel with inner tension struts“, *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 46, 2021, doi:10.1016/j.ijhydene.2021.11.005.
- [Z3] M. Ruf, A. Hupfeld, K. Heidacher, D. Joop, C. Wrana, A. Horoschenkoff, “Analysis of the integration of aramid fiber tension struts in a box-shaped pressure vessel“, *Appl Comp Mater* 29 (4), pp. 1733-1745, 2022, doi: 10.1007/s10443-022-10037-0.
- [Z4] J. Condé-Wolter, M. G. Ruf, A. Liebsch, T. Lebelt, I. Koch, K. Drechsler, M. Gude, “Hydrogen permeability of thermoplastic composites and liner systems for future mobility applications“, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 167, 2023, doi.org/10.1016/j.compositesa.2023.107446.

Konferenzbeiträge

- [K1] M. Ruf, H.-U. Stahl, K. Kunze, S. Zaremba, A. Horoschenkoff, T. von Unwerth, K. Drechsler, “Neue Bauweisen von Wasserstoffdruckbehältern für die Integration in zukünftige Fahrzeugarchitekturen“, in *Proceedings of the Munich Symposium on Lightweight Design 2020*, Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2021, pp. 74–85.
- [K2] M. Huber, A. Hupfeld, M. Ruf, A. Horoschenkoff, “Bauraumoptimierter Wasserstofftank mit innerer Zugverstrebung“, in *Tagungsband zum 10. Landshuter Leichtbau-Colloquium*, Landshut: LC-Verlag, 2021, pp. 116-125.
- [K3] M. Ruf, H.-U. Stahl, K. Kunze, S. Zaremba, A. Horoschenkoff, T. von Unwerth, “Hydrogen storages for flat box-shaped design spaces in electric vehicle architectures“, *Hydrogen Days 2021*, Prague, Mar. 2021.
- [K4] K. Steinbach, M. Ruf, “Packaging-efficient hydrogen storage systems based on functionalized thermoplastic material systems“, 24. Dresdner Leichtbausymposium, Dresden, Jun. 2021.
- [K5] C. Wrana, K. Heidacher, M. Ruf, D. Joop, A. Horoschenkoff, “Manufacturing Technologies for Box-Shaped Pressure Vessels with Inner Tension Struts“, in

Proceedings of the Munich Symposium on Lightweight Design 2021, Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2022, pp. 68-82.

- [K6] J. Condé-Wolter, S. Eckardt, D. Holländer, T. Lebelt, A. Gruhl, A. Rohkamm, M. Ruf, M. Gude, “Thermoplastic Multi-Cell Pressure Vessels for Hydrogen Storage – Design, Manufacturing and Testing”, in *Proceedings of the 20th European Conference on Composite Materials*, Lausanne, Switzerland, Jun. 2022.

Patente und Patentanmeldungen

- [P1] A. Hupfeld, M. Huber, A. Horoschenkoff, M. Ruf, “Verfahren zum Ausbilden von Verbindungen aus einer Verstärkungsfaser oder Verstärkungsfasern und Verfahren zum Herstellen eines Druckbehälters“, Patentanmeldung DE102020113996A1, Dec. 2 2021.
- [P2] M. Ruf, H.-U. Stahl, “Verfahren zum Herstellen einer Druckbehälteranordnung und Druckbehälteranordnung“, Patentanmeldung DE102020118984A1, Jan. 20 2022.
- [P3] M. Ruf, “Druckbehälter und Druckbehältersystem“, Patentanmeldung DE102020124545A1, Mar. 24 2022.
- [P4] S. Schaper, M. Ruf, “Liner für einen Druckbehälter, Verfahren zum Herstellen einer Preform, Verfahren zum Herstellen einer Druckbehälterbaugruppe und Druckbehälterbaugruppe“, Patentanmeldung DE102020125973A1, Apr. 8 2022.
- [P5] M. Ruf, “Druckbehälterbaugruppe und Kraftfahrzeug“, Patentanmeldung DE102021102694A1, Aug. 11 2022.
- [P6] M. Ruf, D. Bär, “Druckbehälter zum Speichern eines gasförmigen Kraftstoffes und Kraftfahrzeug“, Patentanmeldung DE102021104843A1, Sep. 1 2022.
- [P7] M. Ruf, “Verfahren zum Herstellen eines Druckbehälters und Druckbehälter“, Patentanmeldung DE102021111436A1, Nov. 10 2022.
- [P8] M. Ruf, C. Wrana, K. Heidacher, A. Wackerl, A. Horoschenkoff, “Druckbehälter, Kraftfahrzeug und Verfahren zum Herstellen eines Druckbehälters“, Patentanmeldung DE102021116300A1, Dec. 29 2022.
- [P9] M. Ruf, B. Villard “Druckbehälter, Kraftfahrzeug und Verfahren zum Herstellen eines Druckbehälters“, Patentanmeldung DE102022115823A1, Dec. 28 2023.
- [P10] M. Ruf, J. Cebrian, “Druckbehältersystem, Kraftfahrzeug, Betriebsverfahren für ein Druckbehältersystem und Betriebsverfahren für ein Kraftfahrzeug“, Patentanmeldung DE102022115824A1, Dec. 28 2023.

C Betreute studentische Arbeiten

Im Rahmen der Tätigkeit bei der BMW AG wurde die Betreuung der nachfolgend aufgeführten studentischen Arbeiten unterstützt:

- [S1] A. Swanson, “Analyse der Einflussfaktoren bei der geometrischen Integration von Wasserstofftankssystemen in zukünftige Bauräume von Elektrofahrzeugen“, Masterarbeit in Kooperation mit der BMW AG, Lehrstuhl für Energiewirtschaft und Anwendungstechnik, Technische Universität München, 2020.
- [S2] D. Bär, “Ausarbeitung eines Prüfstandkonzepts zur Durchführung von Bersttests zylindrischer CFK-Rohrproben“, Bachelorarbeit in Kooperation mit BMW, Verbundlabor Polymertechnik, Hochschule München, 2020.
- [S3] K. A. Öztas, Konzeptentwicklung und numerische Auslegung eines Typ 2 Druckbehälters mit inneren Zugstreben für quaderförmige Bauräume, Bachelorarbeit in Kooperation mit BMW, Institut für Textiltechnik, RWTH Aachen University, 2021, gesperrt bis 2024.

In Zusammenarbeit mit Prof. Dr.-Ing. Alexander Horoschenkoff entstanden im Rahmen des Förderprojekts BRYSON folgende Arbeiten, die an der Hochschule München betreut wurden:

- [S4] M. Huber, “Entwicklung eines textilen Fertigungsprozesses zur Herstellung zugverstrebter Tankprototypen aus Faserverbundwerkstoffen“, Masterarbeit am Verbundlabor Polymertechnik, Hochschule München, 2021.
- [S5] A. Wackerl, “Entwicklung eines 3D-Webverfahrens zur Herstellung von strebenverstärkten Wasserstoffdrucktanks“, Bachelorarbeit am Verbundlabor Polymertechnik, Hochschule München, 2021.
- [S6] A. Hupfeld, “Development of a Liner Concept for a New Cuboid, Tension Rod Supported, Carbon Fiber Reinforced, High-Pressure Hydrogen Vessel for Automotive Application“, Masterarbeit am Verbundlabor Polymertechnik, Hochschule München, 2021.
- [S7] C. Wrana, “Entwicklung eines 3D-Webverfahrens zur Herstellung neuartiger Wasserstofftanks“, Masterarbeit am Verbundlabor Polymertechnik, Hochschule München, 2022.
- [S8] K. Heidacher, “Konzeptstudie zur Herstellung Zugverstrebter Wasserstofftanks im Tuftverfahren“, Masterarbeit am Verbundlabor Polymertechnik, Hochschule München, 2022.

Teile des Inhalts folgender Arbeiten haben in die vorliegende Dissertationsschrift Eingang gefunden: [S1], [S3], [S4], [S5], [S7] und [S8].