

Sebastian John

Beitrag zur Analyse des Eigenspannungsverhaltens von Composite-Hochdruckspeichern mit metallischem Liner



Sebastian John

**Beitrag zur Analyse des Eigenspannungsverhaltens von
Composite-Hochdruckspeichern mit metallischem Liner**

Die Schriftenreihe *Institute of Aeronautics and Astronautics: Scientific Series*
der Technischen Universität Berlin wird herausgegeben von:

Prof. Dr.-Ing. Dieter Peitsch,

Prof. Dr.-Ing. Andreas Bardenhagen,

Prof. Dr.-Ing. Klaus Brieß,

Prof. Dr.-Ing. Robert Luckner,

Prof. Dr.-Ing. Julien Weiss

Sebastian John

**Beitrag zur Analyse des Eigenspannungsverhaltens von
Composite-Hochdruckspeichern mit metallischem Liner**

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über <http://dnb.dnb.de> abrufbar.

Universitätsverlag der TU Berlin, 2020

<http://verlag.tu-berlin.de>

Fasanenstr. 88, 10623 Berlin

Tel.: +49 (0)30 314 76131 / Fax: -76133

E-Mail: publikationen@ub.tu-berlin.de

Zugl.: Berlin, Techn. Univ., Diss., 2020

Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Andreas Bardenhagen

Gutachter: Dr.-Ing. Georg Mair (BAM)

Die Arbeit wurde am 23. Juni 2020 an der Fakultät V unter Vorsitz von Prof. Dr.-Ing. Julien Weiss erfolgreich verteidigt.

Diese Veröffentlichung – ausgenommen Zitate und anderweitig gekennzeichnete Teile – ist unter der CC-Lizenz CC BY lizenziert.

Lizenzvertrag: Creative Commons Namensnennung 4.0

<http://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>

Umschlagfoto: Sebastian John

Satz/Layout: Sebastian John

Druck: Pro BUSINESS

ISBN 978-3-7983-3179-2 (print)

ISBN 978-3-7983-3180-8 (online)

ISSN 2512-5141 (print)

ISSN 2512-515X (online)

Zugleich online veröffentlicht auf dem institutionellen Repositorium der Technischen Universität Berlin:

DOI [10.14279/depositonce-10442](https://doi.org/10.14279/depositonce-10442)

<http://dx.doi.org/10.14279/depositonce-10442>

Für meinen Großvater.

Vorwort

Die vorliegende Dissertation entstand während meiner Tätigkeit im Fachbereich 3.5 an der Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung in Berlin, die mir durch ihre weitreichenden Recourcen die Umsetzung meiner wissenschaftlichen Visionen ermöglichte.

Meinem Gruppen- und Fachbereichsleiter Herrn Dr.-Ing. Georg Mair danke ich für die gute Betreuung, die zahlreich geführten produktiven Diskurse sowie den gewährten wissenschaftlichen Freiraum zur Umsetzung dieser Arbeit. Ebenso gilt ein großer Dank meinem ehemaligen Kollegen Herrn Dr.-Ing. Ben Becker für die fruchtbaren Anmerkungen im Entstehungsprozess der Arbeit sowie für die Unterstützung bei der thematischen Ausrichtung und Schwerpunktsetzung meiner Forschung.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Andreas Bardenhagen danke ich für die angenehme Zusammenarbeit und die Betreuung von universitärer Seite sowie für seine Bestrebungen zum schnellen Abschluss des Promotionsverfahrens inmitten der Corona-Pandemie.

Weiterhin möchte ich mich bei allen BAM-Mitarbeitern des Fachbereichs 3.5 für die stets sehr gute Zusammenarbeit bedanken. Insbesondere danke ich Herrn André Schoppa, Herrn Mariusz Szczepaniak und Herrn Andreas Kriegsmann für ihre flexible Einsatzbereitschaft und Hilfsbereitschaft sowie die umfassende technische Unterstützung, ohne die die Durchführung meiner experimentellen Untersuchungen nicht möglich gewesen wäre. Herrn Stephan Gesell, Herrn Eric Duffner, Herrn Sebastian Thomas und Herrn Martinus Widjaja danke ich für die vielen fachlichen und auch fachfremden Unterhaltungen, die mir die notwendige Weitsicht auf mein Forschungsthema eröffneten.

Ich danke Herrn Matthias Klärner für die Möglichkeiten eines spontanen und stets offenen Gedankenaustausches im Bereich strukturmechanischer Fragestellungen.

Ein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Steffen Marburg für die Förderung meines bisherigen wissenschaftlichen Werdegangs – weit über die Promotion hinaus.

Zum Schluss möchte ich mich besonders bei meiner Freundin Sanny für ihre Unterstützung und Motivation während des gesamten Entstehungsprozesses sowie bei meinen Freunden für die stets genossenen Phasen der Ablenkung bedanken.

Ich danke meiner Familie, die mir diesen Weg ermöglichte.

Abstract

When designing high-pressure vessels, the use of fibre reinforced plastics becomes of increasing importance due to their high specific strength properties. However, a high variation in material properties and manufacturing parameters as well as variable load scenarios during service life; make it very difficult to give accurate lifetime predictions and to define reasonable inspection periods. This work aims to get detailed information on the residual stress behaviour concerning the aging process of the presented light-weight structure. The research of this work focuses on pressure vessels which consist of an inner aluminium liner surrounded by carbon fibre reinforced plastics (type III). The lifetime of the structure is limited by the load cycle sensitivity of the metal and its residual stress condition. To be able to give more accurate lifetime predictions in the future, a lifetime analysis of residual stresses is executed to deliver input data for an appropriate structural durability model.

The central point of this research is an artificial aging testing program of type III pressure vessels, through which changes in residual stress conditions are measured and analysed continuously. In the beginning, mechanical peak loads as well as load-structure behaviour are obtained through preliminary tests and simulations. Next, for residual stress measurements, the underlying parameters had to be determined and tested. A focus is set on the development of a non-destructive measurement method based on experimental modal analysis. Through experimental studies, the intensity and scatter of the initial residual stress condition of manufactured pressure vessels was obtained first. Then a significantly reduced residual stress condition was obtained when measuring 15-year-old specimen. Accompanying the artificial aging program, changes of residual stresses, altered material characteristics and strain behaviour of the tested structures were monitored. According to measurement results, an increased state of residual stresses due to artificial aging was determined.

In the last step, the captured residual stress behaviour was implemented into a developed structural durability model. The used analytical model was verified by the number of load cycles until failure which has been obtained experimentally. By simulating cases of various load conditions, it is shown that the accuracy of lifetime prediction can be increased when considering variable states of residual stresses.

Kurzfassung

Bei der Auslegung von Hochdruckspeichern kommen, auf Grund ihrer hohen spezifischen Festigkeit, vermehrt Faserverbundwerkstoffe zum Einsatz. Durch eine hohe Streuung von Material- und Produktionsparametern sowie unterschiedlichste Belastungsszenarien in der Anwendung gestaltet sich jedoch eine Aussage über die Lebensdauer als auch eine Festlegung sinnvoller Prüffristen als schwierig. Die angefertigte Arbeit soll dazu beitragen, künftig genauere Aussagen über das Alterungs- und Beanspruchungsverhalten tätigen zu können. Im Fokus der Untersuchungen steht ein Behälterdesign, bestehend aus einem metallischen Liner und einem kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffverbund (Typ III), wobei die Lebensdauer maßgeblich durch die Lastwechselfestigkeit des metallischen Liners und dem darin vorherrschenden Eigenspannungszustand bestimmt wird. Durch eine alterungsbegleitende Eigenspannungsanalyse wird angestrebt, unter Einsatz eines Betriebsfestigkeitsmodells, verbesserte Aussagen zur Lebensdauerabschätzung von Typ III-Behältern geben zu können. Kernstück der Untersuchungen bildete ein Prüfprogramm zur künstliche Alterung von Typ III-Atemluftbehältern, worin Änderungen des Eigenspannungszustandes kontinuierlich erfasst und analysiert wurden. Im Rahmen von Vorversuchen und Simulationen konnten mechanische Lastspitzen ermittelt sowie das beanspruchungsbedingte Bauteilverhalten untersucht werden. Weiterhin wurden die einer Eigenspannungsmessung zu Grunde liegenden Messgrößen definiert, entsprechende Messverfahren abgeleitet und getestet. Schwerpunkt lag dabei auf der Entwicklung eines zerstörungsfreien Messverfahrens auf Grundlage einer experimentellen Modalanalyse.

Bei der Analyse von Behältern im Neuzustand wurde zunächst die Höhe des initialen Eigenspannungszustandes und die fertigungsbedingte Streuung erfasst. Weiterhin wurden real gealterte Behälter untersucht, wobei eine vergleichsweise deutlich geringere Eigenspannung nachgewiesen wurde. Prüfbegleitend zum Programm der künstlichen Alterung wurde das Eigenspannungs-, Material- und Verformungsverhalten einer Vielzahl von Prüfmustern untersucht. Eine Auswertung der Daten führt zu dem Schluss, dass bei den künstlich gealterten Behältern ein Anstieg der Eigenspannung zu verzeichnen ist.

Das erfasste Eigenspannungsverhalten wurde im Folgenden in ein erarbeitetes Betriebsfestigkeitsmodell implementiert. Durch einen Abgleich mit experimentell ermittelten Lastwechselfestigkeiten wurde die Genauigkeit des Modells verifiziert. Die Nachstellung verschiedener Belastungsszenarien zeigt, dass durch die Berücksichtigung einer über der Lebensdauer veränderlichen Eigenspannung die Anzahl ertragbarer Lastwechsel bis zum Versagen sowie damit verbundene Überlebenswahrscheinlichkeiten mit einer erhöhten Genauigkeit bestimmt werden können.

Inhaltsverzeichnis

Symbolverzeichnis	XV
1 Einleitung	1
1.1 Stand der Technik	4
1.2 Problemstellung	9
1.3 Zielsetzung und Methodik	11
2 Grundlagen	15
2.1 Aufbau und Konstruktion von Gasdruckbehältern	15
2.1.1 Aufbau und Spezifizierung des verwendeten Typ III-Atemluftbehälters	16
2.1.2 Aufteilung der mechanischen Beanspruchung im Hybridverbund . .	24
2.2 Eigenspannungen im Hybridbehälter	27
2.2.1 Autofrettage-Prozess	28
2.2.2 Spannungsgleichgewicht im Hybrid-Behälter	29
2.2.3 Örtliche Verteilung und Streuung der Eigenspannung	31
2.3 Alterungsbedingter Eigenspannungsabbau	32
2.3.1 Alterungseffekte im Metall-Liner	33
2.3.2 Alterung des Faser-Kunststoff-Verbundes	35
2.4 Versagen und Lebensdauer	37
2.4.1 Streuung der Lastwechselfestigkeit	37
2.4.2 Zusammenhang zwischen Lastwechselfestigkeit und Eigenspannung .	39
2.4.3 Ansätze aus der Betriebsfestigkeit zur Lebensdauerabschätzung . .	40
2.4.4 Versagensbilder	45
3 Methoden zur Eigenspannungsanalyse	47
3.1 Methodik	47
3.1.1 Prüfprogramm der künstlichen Alterung	47
3.1.2 Direkte Verfahren zur Eigenspannungsmessung	50
3.1.3 Indirekte Verfahren – Verformungsanalyse	51
3.1.4 Indirekte Verfahren – Analyse der Strukturdynamik	51
3.2 Eigenspannungsanalyse mittels FEA	54
3.2.1 Aufbau und Verifikation des FE-Modells	54
3.2.2 Simulationen der Eigenspannungsverteilung	56
3.2.3 Validierung des Simulationsmodells	58
3.2.4 Simulation des dynamisches Verhaltens	59
3.3 Experimentelle Eigenspannungsanalyse	62
3.3.1 Zerstörende Eigenspannungsermittlung via Freischnittverfahren . .	62
3.3.2 Dehnungsüberwachung via DMS und optischer Messverfahren	65
3.3.3 Experimentelle Modalanalyse (EMA)	68

4	Ergebnisse	75
4.1	Numerische Eigenspannungsanalyse	75
4.1.1	Eigenspannungsverteilung im Behälter	75
4.1.2	Strukturdynamische Analyse	77
4.2	Experimentelle Eigenspannungsanalyse	80
4.2.1	Neuzustand und reale Alterung	80
4.2.2	Beanspruchungsbegleitende Eigenspannungsanalyse	81
4.2.3	Auswirkungen von Extrembeanspruchungen	90
4.2.4	Lokale Effekte	93
4.3	Untersuchungen zur Lastwechselfestigkeit	96
4.3.1	Ermittelte Lastwechselzahlen bis zum Versagen	96
4.3.2	Abhängigkeit zwischen Eigenspannung und Lastwechselfestigkeit	100
5	Lebensdauerabschätzung	103
5.1	Nennspannungskonzept	104
5.1.1	Definition der Beanspruchung	104
5.1.2	Definition der Wöhlerlinie	105
5.1.3	Berücksichtigung bauteilspezifischer Einflussfaktoren	106
5.2	Örtliches Konzept	106
5.2.1	Definition des Schädigungsparameters	106
5.2.2	Definition der Schädigungswöhlerlinie	108
5.2.3	Größeneinfluss	109
5.3	Streuung der Mittelspannung	109
5.4	Schadensakkumulation	110
5.5	Anwendung und Bewertung des Lebensdauermodells	111
5.5.1	Berechnung der Lebensdauer mittels Örtlichen Konzepts	112
5.5.2	Experimenteller Abgleich der Schädigungswöhlerlinie	114
5.5.3	Berücksichtigung der Streuung der Mittelspannung	115
5.5.4	Bewertung berechneter Bauteil- und Beanspruchungsparameter	115
5.6	Anwendungsszenarien	117
5.6.1	Gegenüberstellung konstanter Beanspruchungszustände	118
5.6.2	Definition fiktiver Lastkollektive	119
5.6.3	Schadensakkumulation bei komplexen Beanspruchungszuständen	121
5.6.4	Bewertung des Lebensdauermodells	124
6	Zusammenfassung und Ausblick	127
6.1	Zusammenfassung	127
6.2	Diskussion	132
6.3	Ausblick	135
	Abbildungsverzeichnis	137
	Tabellenverzeichnis	142

Literaturverzeichnis	145
A Weiterführende Behälterinformationen	159
A.1 Details der untersuchten Atemluftbehälter	159
A.2 Ermittelte chemische Zusammensetzung des Linermaterials	159
A.3 Ermittelte Oberflächenrauigkeiten des Liners	160
A.4 Behälterinformationen aus dem HYCOMP-Projekt	161
A.5 Composite-Werkstoffkennwerte	162

Symbolverzeichnis

Abkürzungen

Ausdruck	Definition
1D	eindimensional
2D	zweidimensional
3D	dreidimensional
AA	Aluminiumlegierung (Aluminium Alloy)
ACP	ANSYS Composite PrepPost
ADR	Europäisches Übereinkommen über die internationale Beförderung gefährlicher Güter auf der Straße
ALT1	1. Alterungsstufe
ALT1 ⁺	1. Alterungsstufe + LWbV
ALT2	2. Alterungsstufe
ALT2 ⁺	2. Alterungsstufe + LWbV
BAM	Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung
BKV	Bildkorrelationsverfahren
BM	Baumuster
C	Kohlenstoff (Carbon)
CAD	Computer Aided Design
CFK	Kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
CFKV	Kohlenstofffaserverstärkter Kunststoffverbund
CLT	Klassische Laminattheorie (Classical Lamination Theory)
CNG	Komprimiertes Erdgas
CO ₂	Kohlenstoffdioxid
CT	Computertomographie
DIN	Deutsches Institut für Normung
DMA	Dynamisch Mechanische Analyse
DMS	Dehnmessstreifen
ECE	Wirtschaftskommission für Europa (Economic Commission for Europe)
EGG	Erneuerbare-Energien-Gesetz
EMA	Experimentelle Modalanalyse
EoL	End of Life
EN	Europäische Norm
EP	Epoxidharz
EU	Europäische Union
FE	Finite-Elemente

FEA	Finite-Elemente-Analyse
FEM	Finite-Elemente-Methode
FFT	Fast Fourier Transformation
FKM	Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile
FKV	Faser-Kunststoff-Verbund
FRF	Frequency Response Function
GEH	Gestaltänderungshypothese
GFK	Glasfaserverstärkter Kunststoff
GRK	Grundierung aus Kunststoff
ISO	Internationale Organisation für Normung
KFZ	Kraftfahrzeug
LW	Lastwechsel
LWbV	Lastwechsel bis zum Versagen
MO	Originale Miner-Regel
MPC	Multiple-Point-Constraint
NEU ⁺	Neuzustand + LWbV
RT	Raumtemperatur
SIH	Schubspannungsintensitätshypothese
SPC	Sample-Performance-Chart
SPV	Streifenprojektionsverfahren
SR	Survival Rate
UD	Unidirektional
UML	Uniform Material Law
UN	Vereinten Nationen (United Nations)
Var	Variante
ZFP	Zwischenfaserbruch
ZFP	Zerstörungsfreie Prüfung
ZS	Zeitstand

Lateinische Symbole

Symbol	Einheit	Definition
a	$\frac{\text{m}}{\text{s}^2}$	Beschleunigung
d	mm	Dicke
e	$\frac{\text{mm}}{\text{mm}}, \%$	örtliche Dehnung
f	Hz	Frequenz
k	–	Anstieg/ Indize
l	mm	Länge
n	–	definierte Gesamtanzahl an Werten
p	bar/ %/ $\frac{\text{N}}{\text{m}}$	Druck/ plastische Verformung/ Linienlast

s	Einheit/ mm	Standardabweichung/ Weg
t	s	Zeit
u	mm	Verschiebung
v	$\frac{\text{bar}}{\text{mm}}$	Geschwindigkeit
w	mm/ –	Durchbiegung/ charakteristische Funktionsbreite
x	mm	Ort, Richtung
y	mm	Ort, Richtung
z	mm	Ort, Richtung
A	$\text{mm}^2/\text{Einheit}$	Flächeninhalt/Ausgangssignal
D	$\frac{\text{kg m}^2}{\text{s}^2}/-$	Dämpfung/Schädigungsgrad
E	$\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}/\text{Einheit}$	Elastizitätsmodul/Eingangssignal
F	N	Kraft
H	$\frac{\text{m}}{\text{N s}^2}$	Übertragungsfunktion
I	m^4	Flächenträgheitsmoment
K	$\frac{\text{N}}{\text{mm}}$	Steifigkeit
M	kg	Masse
N	$-/\frac{\text{mm}}{\text{N}}$	Lastwechselzahl/Nachgiebigkeit
Q	N	Querkraft
S	$\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}/\frac{\text{N}}{\text{mm}}$	örtliche Spannung/geometrische Steifigkeit
T	°C	Temperatur
V	m^3	Volumen
\dot{V}	$\frac{\text{m}^3}{\text{h}}$	Volumenstrom

Griechische Symbole

Symbol	Einheit	Definition
α	°	Faserwinkel
γ	%/°	Schubverzerrung/Winkel
τ	$\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$	Schubspannung
ε	$\frac{\text{mm}}{\text{mm}}/\%$	Dehnung
σ	$\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$	Spannung
ρ	$\frac{\text{g}}{\text{cm}^3}$	Dichte
ν	–	Querkontraktionszahl
Δ	Einheit	Differenz
φ	$-/\circ$	Umfangskoordinate/Winkel
ϕ	°	Phasenwinkel

Kennzahlen

Symbol	Einheit	Definition
$a_{z,d}$	–	Einflussfaktor Eigenspannung
b	–	Schwingfestigkeitsexponent
c	–	Duktilitätsexponent
n'	–	Verfestigungsexponent
n_{ges}	–	Gesamtgrößeneinfluss
n_{st}	–	Kerbwirkungszahl
n_{χ}	–	Stützziffer
E	$\frac{N}{mm^2}$	Elastizitätsmodul
G	$\frac{N}{mm^2}$	Schubmodul
F_O	–	Rauhigkeitsfaktor
K_t	–	elastische Formzahl
K_{σ}	–	Spannungsformzahl
K_{ε}	–	Dehnungsformzahl
K'	–	Verfestigungskoeffizient
N_f	–	Lastwechselfestigkeit
P	$\frac{N}{mm^2}$	Schädigungsparameter
P_I	$\frac{N}{mm^2}$	Schädigungswöhlerlinie
PH	bar	Prüfdruck
PW	bar	Betriebsdruck
PW_+	bar	erhöhter Betriebsdruck
$R_{0,2}$	$\frac{N}{mm^2}$	0,2%-Dehngrenze
R_m	$\frac{N}{mm^2}$	Zugfestigkeit
T_g	°C	Glasübergangstemperatur
ε_B	$\frac{mm}{mm}$, %	Bruchdehnung
ε'_f	–	Duktilitätskoeffizient
φ_F	%	Faservolumenanteil
σ_{Sch}	$\frac{N}{mm^2}$	Zugschwellfestigkeit
σ_w	$\frac{N}{mm^2}$	Wechselfestigkeit
σ'_f	$\frac{N}{mm^2}$	Schwingfestigkeitskoeffizient
τ_{Sch}	$\frac{N}{mm^2}$	Torsionsschwellwechselfestigkeit
τ_w	$\frac{N}{mm^2}$	Torsionswechselfestigkeit

Indizes, Exponenten, mathematische Akzente und Symbole

Symbol	Definition
$()_0$	initialer Wert/skalierter Wert
$()_1$	Richtung 1/Faserlängsrichtung/Wert 1
$()_2$	Richtung 2/Faserquerrichtung/Wert 2
$()_3$	Richtung 3/Faserquerrichtung/Wert 3
$()_{45}$	Richtung im 45°-Winkel
$()_a$	Amplitude/außen
$()_{ax}$	axial
$()_{ber}$	berechnete Größe
$()_e$	Ersatzgröße
$()_{el}$	elastisch
$()_{exp}$	experimentell ermittelte Größe
$()_{ges}$	gesamt
$()_{halte}$	während des Haltevorgangs
$()_i$	innen/Laufvariable
$()_j$	komplexe Größe/Laufvariable
$()_k$	Laufvariable
$()_{konst}$	konstant
$()_m$	gemittelte Größe
$()_n$	in Normalenrichtung wirkend
$()_{max}$	maximale Größe
$()_{min}$	minimale Größe
$()_{mod}$	modifiziert
$()_{logN}$	logarithmisch Normalverteilt
$()_p$	Bezeichnung Druck
$()_o$	obere Grenze
$()_{\ddot{o}}$	örtliche Größe
$()_{pl}$	plastisch
$()_u$	Umfangskomponente/untere Grenze
$()_v$	Vergleichsgröße
$()_{var}$	variable Größe
$()_{rad}$	Radialkomponente
$()_x$	Behälterlängsrichtung
$()_y$	Richtung normal zur Behälterlängsachse
$()_z$	Wanddickenrichtung

$()_A$	Ausgangsgröße
$()_{BT}$	beuteilbezogene Größe
$()_E$	Eingangsgröße
$()_C$	Composite
$()_D$	Dauerfestigkeit
$()_{ES}$	Eigenspannung
$()_F$	Faser
$()_{FE}$	auf FE-Simulation bezogene Größe
$()_H$	Hook'sche Gerade/Harz
$()_L$	Liner
$()_{LW}$	Lastwechsel
$()_N$	Normalverteilt
$()_O$	Offset
$()_P$	auf Schädigungsparameter bezogene Größe
$()_R$	Resonanz
$()_W$	Wechselfestigkeit, Wasser
$()_Z$	Zentrum
$()_\sigma$	spannungsbezogene Größe
$()_\varepsilon$	dehnungsbezogene Größe
$()_\varphi$	Umfangsrichtung
$()_\omega$	komplexe Größe im Frequenzbereich
$()_{\perp\parallel}$	orthotrope Eigenschaft; Indizes: 1 - Wirkung, 2 - Ursache
$()_{\perp}$	in Fasernormalenrichtung wirkend
$()_{\parallel}$	faserparallel wirkend
$()_{\infty}$	Umgebungsgröße
$()\%$	relative Größe
$()^{(1)}$	modifizierte Größe
$()^c$	Duktilitätsexponent
$()^b$	Schwingfestigkeitsexponent/Basquin-Exponent
$()'$	1. Ableitung nach dem Ort
$()''$	2. Ableitung nach dem Ort

$\vec{()}$	vektorielle Größe
$\overline{()}$	Mittelwert, modifizierte Kenngröße
$\tilde{()}$	modifizierte Kenngröße, zeitlich veränderliche Größe
$\dot{()}$	1. Ableitung nach der Zeit
$\ddot{()}$	2. Ableitung nach der Zeit
$\{ \}$	Vektor - Tensor 1. Stufe
$[[]]$	Matrix - Tensor 2. Stufe
$ $	Betrag

Anmerkung: In dieser Arbeit nicht explizit gekennzeichnete Abbildungen sind eigene Darstellungen.

1 Einleitung

Auf Grund einer wachsenden Weltbevölkerung [Faz14] sowie der zunehmenden Beschleunigung des technischen Fortschritts [Jis05] stellt der damit verbundene steigende Bedarf an Energie eine der größten gesellschaftlichen Herausforderungen unserer heutigen Zeit dar. Seit mehr als zwei Dekaden ergibt sich daraus eine Kontroverse zwischen konventioneller Energieerzeugung und dem weltweiten Klimaschutz, wobei eine klimafreundlichere Energiepolitik mittlerweile bei der Mehrheit westlicher Nationen in Gesellschaft und Politik als zunehmend ernstzunehmende Problematik wahrgenommen zu werden scheint. Unter diesem Gesichtspunkt erfolgten bereits unzählige politische und wirtschaftliche Diskurse auf nationaler und internationaler Ebene, um den Schutz des Klimas in Form von Leitlinien, Beschlüssen und Gesetzen zu stärken.

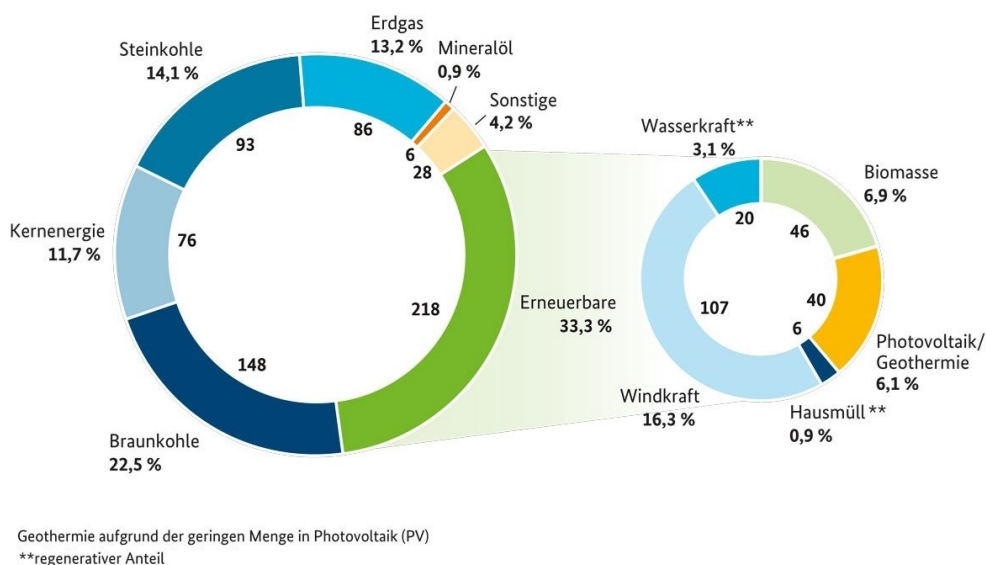


Abbildung 1.1: Bruttostromerzeugung nach Energiequelle in TWh in Deutschland 2017 [Bun18b]

Wesentlicher Inhalt der Übereinkünfte stützt sich auf eine Senkung des CO₂-Ausstoßes sowie einer dafür notwendigen zunehmenden Nutzung erneuerbarer Energien. Innerhalb Deutschlands soll dies durch die erstmals im Jahr 2000 postulierten Energiewende [Bun00] mittels einer Novelle des Erneuerbare-Energien-Gesetzes (EEG) umgesetzt werden, welche eine 80 %ige Deckung des nationalen Energiebedarfs durch erneuerbare Energien sowie eine Reduzierung der Treibhausgasemission um 80 % bis 95 % bis zum Jahr 2050 (gegenüber dem Basisjahr 1990) vorsieht [Bun16]. Innerhalb der letzten Jahre konnte eine signifikante Zunahme der Nutzung alternativer Energiequellen in der Energiebilanz umgesetzt werden, welche von Wind- und Sonnenenergie dominiert wird [Ago16]. Im Jahr 2018 konnte somit

bereits über ein Drittel (38 %) des Gesamtenergiebedarfs mit regenerativen Energiequellen abgedeckt werden. Dabei spielt beim Ausbau der erneuerbaren Energien die Windenergie eine tragende Rolle (siehe Abb. 1.1). Laut Bundesregierung „betrug die installierte Leistung der Windenergieanlagen an Land 52,5 Gigawatt und auf See 6,4 Gigawatt. [...] Damit liegt der Anteil der Windenergieanlagen am deutschen Bruttostromverbrauch bei 18,6 %. Bis zum Jahr 2030 soll nach den Plänen der Bundesregierung eine Leistung von 15 GW bei Windenergie auf See am Netz sein.“ [Bun18b]. Daneben stellt auch die Nutzung von Sonnenenergie einen signifikanten Beitrag zur Stromerzeugung dar. „Mehr als 1,6 Millionen Photovoltaikanlagen stellten Ende des Jahres 2018 mit rund 45 Gigawatt Leistung den zweitgrößten Anteil der Stromerzeugungssysteme bei den erneuerbaren Energien, nach der Windenergie an Land [...]“ [Bun18b]

Obwohl die technologische Umsetzung zur Erzeugung regenerativer Energien sowie eine flächendeckende Nutzung mittlerweile weitestgehend gegeben ist, gilt die Einspeisung der »grün« erzeugten Energie in das Stromnetz mitunter als eine der größten technischen Herausforderung. Insbesondere stellt dabei der oft gegensätzliche zyklische Verlauf von Energiegewinnung und -verbrauch eines der Hauptprobleme dar. Als Beispiel soll Abb.1.2 dienen, die den zyklischen Verlauf der aus regenerativen Energiequellen bezogenen Stromproduktion aus der 35. Kalenderwoche des Jahres 2019 wiedergibt.

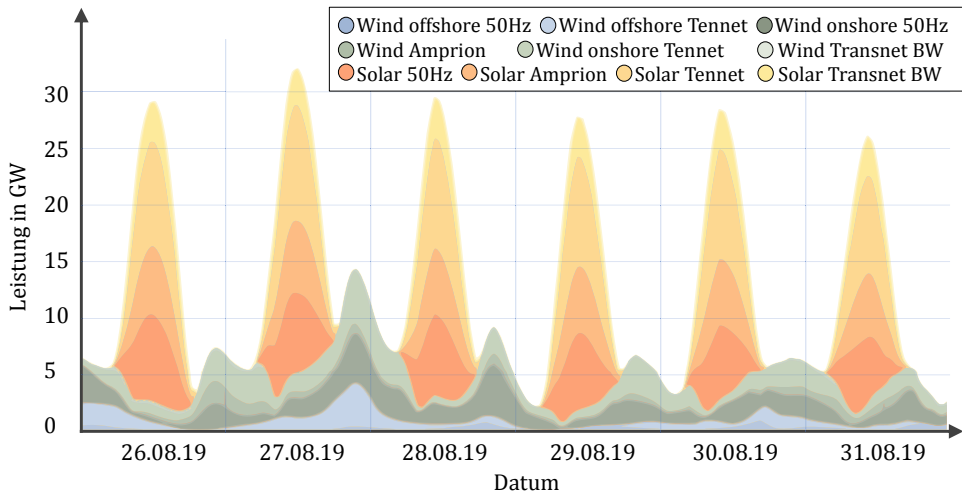


Abbildung 1.2: Tageszeitabhängige Stromerzeugung aus den regenerativen Energiequellen Wind und Solar in Deutschland Ende August 2019 [SEI19]

Fällt nun beispielsweise ein sonnenreicher Tag oder eine Starkwindperiode mit entsprechend hoher Windenergieerzeugung zeitlich mit einer vergleichsweise geringen regionalen Stromnachfrage zusammen, so kommt es zu einem Überangebot an Energie, welches von der derzeitigen Netzinfrastruktur nicht vollständig aufgenommen werden kann. Auf Grund der tageszeit- und saisonabhängig erzeugten Solar- und Windenergie folgt mitunter eine

sogenannte »Energieentsorgung« mit dem Ergebnis eines »negativen Strompreises« [Bra04]. Alternativ besteht die Möglichkeit einer Abschaltung überflüssiger Versorger.

Da bis dato noch keine effizienten Zwischenspeicherlösungen existieren [Ago16], besteht ein hohes wirtschaftliches sowie auch politisches Interesse daran, energetisch vertretbare Lösungen zu entwickeln und zu nutzen [AM17, GLK⁺17]. Ein weiterer tragender Eckpfeiler der Energiewende besteht in der Elektrifizierung der Mobilität. Ein Umdenken in Richtung Elektromobilität scheint in Anbetracht einer angestrebten Senkung des CO₂-Ausstoßes als unausweichlich, wurde doch bei konventionell angetriebenen Fahrzeugen seit 1990 – trotz aller technischen Neuerungen, wie beispielsweise durch erreichte Effizienzgewinne im Antriebsstrang – keine Reduzierung der absoluten CO₂-Belastung durch den Pkw-Verkehr erreicht [Hof17]. Mit dem von der Bundesregierung gesetzten Ziel bis zum Jahr 2022 mindestens eine Millionen Elektrofahrzeuge auf deutschen Straßen rollen zu lassen steigen auch die Anforderungen an die Automobilindustrie effiziente Systeme für einen elektrischen Antrieb zeitnah umzusetzen [Nat18].

Entscheidende Schlüsselposition nimmt auch hier die Entwicklung effizienter Energiespeicherlösungen ein. Zur Erhöhung der Effizienz von Speicherlösungen wird, mit Unterstützung der Bundesregierung, aktuell intensiv die Forschung im Bereich der Energiespeicherung vorangetrieben [Bun18a]. Neben der Weiterentwicklung von Akkumulatoren und Superkondensatoren rückt auch eine stoffliche Energiespeicherlösung mittels Wasserstoff zunehmend in den Fokus [Vic16, Dec18]. Da die massebezogene Energiedichte von Wasserstoff über das 200-fache eines derzeitigen Lithium-Ionen-Akkumulators beträgt, wird diese Technologie als sehr zukunftssträftig bis hin zur Schlüsseltechnologie gehandelt [ABB⁺15, HSM10]. Eine hohe volumetrische Energiedichte des Wasserstoffs wird jedoch erst durch eine starke Kompression bei Drücken ab 700 bar oder durch eine Verflüssigung unter tiefkalten Temperaturen bei ≤ -240 °C erreicht [TL14]. Auf Grund einer technologisch aktuell nicht realisierbaren vollständigen Impermeabilität der eingesetzten Speicher sind damit einhergehende Verluste, neben den ohnehin sehr hohen Verlusten beim Erzeugungsprozess (Wirkungsgrad der Elektrolyse ca. 40 % bis 70 % [Tja17], Gesamtwirkungsgrad der Stromspeicherung über Wasserstoffsysteme 30 % bis 45 % [Rad07]), als Nachteil zu nennen, die jedoch auch mit Verlusten durch Selbstentladung bei Batteriesystemen zu vergleichen sind. Im KFZ-Bereich eignet sich die Nutzung von der im Wasserstoff gebundenen Energie durch den Einsatz von Brennstoffzellen in Verbindung mit Elektromotoren. Gegenüber Batteriesystemen besteht in der Nutzung eines Wasserstoffsystems auf Grund der deutlich schnelleren Tankzeiten sowie des geringeren Gesamtgewichts ein entsprechender Vorteil [JHE09]. Aus den vorgestellten Lösungsansätzen für (Zwischen-)Speichersysteme resultieren neue Anforderungen an den Druckgasbehälterbau. Insbesondere stellen eine beanspruchungsgerechte Behälterauslegung auf die 700 bar-Hochdrucktechnologie bei möglichst geringer Masse sowie die Entwicklung einer Isolierung für tiefkalte Betriebsbedingungen zentrale Entwicklungspunkte dar.

Die komplexen Anforderungsprofile können z. B. durch einen Zusammenschluss verschiedener Werkstoffe zu einer Hybridstruktur bedient werden, wobei die jeweils vorteilhaften Materialeigenschaften der einzelnen Komponenten zum Tragen kommen und bestmöglich genutzt

werden können. Bei der Auslegung von Druckbehältern für Wasserstoffanwendungen bedient man sich Hybridkonstruktionen, die in der Regel aus einem aus Metall oder Kunststoff gefertigten Innenbehälter sowie einer umschließenden Armierung aus Faserverbundwerkstoffen besteht. Im Fokus der vorliegenden Arbeit steht dabei das als Typ III deklarierte Behälterdesign mit metallischem Liner. Durch das Zusammenspiel der verschiedenen Materialien kommt es jedoch unter Umständen zu komplexen mikromechanischen und chemischen Wechselwirkungen, die bisweilen noch nicht ausreichend genau erforscht sind. Ein Verständnis für das komplexe Material- und Alterungsverhalten ist daher von essentieller Bedeutung. Die lebensdauerbestimmende Eigenschaft bei Metall-Composite-Hybridbehältern ist der im Metall vorherrschende Eigenspannungszustand, der in ständiger Wechselwirkung mit der äußeren Composite-Ummantelung steht. Ausgehend von einer Vielzahl von Einflussfaktoren, wie beispielsweise Temperatur, mechanische Lasten oder chemischer Reaktionen mit der Umwelt, ist während der gesamten Lebensdauer von einer Beeinflussung und gegebenenfalls auch einer Veränderung dieses Eigenspannungszustandes auszugehen. Im Sinne der Gewährleistung einer sicheren Gebrauchsdauer ist es bei diesem Behälterdesign daher von großem Interesse, eine alterungsbedingte Veränderung der Spannungszustände im Bauteil zu berücksichtigen. Diese Thematik aufgreifend, bildet der Kern dieser Arbeit eine Analyse des Alterungsverhaltens von Composite-Druckbehältern mit metallischem Liner unter Betrachtung ihrer Eigenspannungszustände. Die gezeigten Untersuchungen sollen dazu beitragen, die Alterung genannter Hybridstrukturen besser definieren und einschätzen zu können, um somit einen sicherheitsrelevanten Beitrag zur Prüffristenfestlegung und wiederkehrenden Prüfung zu leisten.

Für die Formulierung einer fundierten Problem- und Zielstellung werden im nächsten Abschnitt zunächst Kenntnisse über die Entwicklung, die Konstruktion sowie den aktuellen Stand der Forschung von Typ III-Behältern vermittelt. Zudem soll der Leser durch einen Einblick in aktuelle Zulassungsvorschriften und Prüffristenfestlegungen für die Relevanz dieses Themas sensibilisiert werden.

1.1 Stand der Technik

Die Entwicklung des Druckbehälters – ein kurzer geschichtlicher Abriss

Der wohl erste Druckbehälter wurde im Jahr 1681 von Denis Papin in Ausführung eines Schnellkochtopfes entwickelt und patentiert [Kia53]. Dieser war bereits mit einem Sicherheitsventil ausgerüstet. Durch die industriellen Revolution im 18. Jahrhundert wurde die Weiterentwicklung des metallischen Druckbehälterbaus durch die Entwicklung der Dampfmaschine weiter voran getrieben. Ausgehend von der Errungenschaft des Engländers Thomas Newcomen mit der Konstruktion der ersten Dampfmaschine gilt James Watt mit deren Weiterentwicklung als Entdecker des Nutzens der Dampfexpansion [Gal26]. Daran anknüpfend entwickelte der Deutsche Jacob Leupold die erste Hochdruckdampfmaschine der Welt im Jahr 1720 [Leu25]. Das Funktionsprinzip beruhte auf der Expansion heißen Wasserdampfes. Dieser wurde innerhalb eines unter Druck stehenden Dampfkessels erzeugt.

Fortan kam es bis zum Ende des 18. Jahrhunderts in England und Preußen zu einer rasant anwachsenden Zahl entsprechender Erfindungsmeldungen und Weiterentwicklungen. Einhergehend mit dem Fortschritt in der Metallproduktion und -bearbeitung fanden sich für die Hochdruckdampfmaschinen immer breitere Anwendungsbereiche und Einsatzgebiete [Sch61]. So befasste sich beispielsweise Richard Trevithick mit der Verkleinerung und Fertigung stärkerer Dampfkessel [Bur00]. Im Jahre 1797 gelang ihm mit dem Einbau einer Hochdruckdampfmaschine in ein Straßenfahrzeug der Bau seines ersten Dampfwagenmodells, eine der ersten neuzeitlichen mobilen Anwendungsmöglichkeiten für Druckbehälter seiner Art. Überschattet wurde der Entwicklungsfortschritt jedoch von der allgegenwärtigen Explosionsgefahr, die allein in Großbritannien bis 1870 mehr als 5.000 Menschen das Leben kostete. Als Konsens gegen die anwachsende Gefährdung kam es in Deutschland ab 1866 zur Gründung von »Verein(en) zur Ueberwachung und Versicherung von Dampfkesseln«, den Vorgängern von Selbstschutzvereinen und später der heutigen TÜV-Gruppen [Bre97]. Diese überwachten und zertifizierten schon damals den Betrieb der genannten Druckspeicher. Ausgehend von den ersten Dampfkesseln durchlief die Druckbehälterentwicklung einen rasanten Fortschritt, wobei für eine detaillierte Übersicht aller wichtigen Meilensteine weiterführend auf [SN04] und [Lar78] verwiesen wird. So kommen Druckbehälter bis heute in allen denkbaren (industriellen) Bereichen zum Einsatz. Durch eine immer größer werdende Bandbreite an Anwendungen finden sie beispielsweise als Lager- und verfahrensspezifische Behälter sowie als Energiespeicher Verwendung. Letztere gewinnen im mobilen Anwendungsbereich mit der Energiespeicherung in Form von Erdgas und Wasserstoff zunehmend an Relevanz [siehe Einleitung/Abschnitt 1]. Mit fortschreitender technischer Entwicklung und der Forderung nach Erhöhung der Leistungsfähigkeit steigen seither auch die Anforderungen an die diesbezüglich eingesetzten Gasdruckbehälter. Durch eine Steigerung der Druckniveaus nimmt folglich auch die Belastungen auf die Behälter zu. Die Verwendung neuer Werkstoffe und Technologien eröffnet jedoch auch neue Möglichkeiten in Auslegung, Konstruktion und Fertigung, wobei sich – insbesondere für den mobilen Einsatzbereich – die Einsparung von Gewicht bei steigender Beanspruchung als immer relevanter werdender Faktor entwickelt. Bestanden Mitte des 19. Jahrhunderts Druckbehälter noch aus einem rein metallischen Aufbau, so kam es ab 1965 zur Serienproduktion erster Hybridbehälter. Diese bestanden aus einem inneren lasttragenden metallischen Liner, der zunächst nur im zylindrischen Bereich durch einen Faser-Kunststoff-Verbund (FKV) aus Kohlenstoff- oder Glasfasern verstärkt wurde. Im Jahr 1974 veröffentlicht Harvey dazu ein Standardwerk [Har74] für die Auslegung und Produktion moderner Druckbehälter.


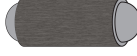


Aktueller Stand

Auf Grund des kontinuierlich technologischen Entwicklungsfortschritts in der Druckbehältertechnologie sind Faserverbundwerkstoffe mittlerweile beim Bau von mobilen Hochdruckbehältern die dominierenden Werkstoffe. Vor allem der deutliche Gewichtsvorteil sowie die Möglichkeit der richtungsspezifischen Auslegung von Steifig- und Festigkeiten machen den Einsatz von Hybrid- (Typ III) oder reinen Kunststoffbehältern (Typ IV) gegenüber

konventionellen Metallbehältern für die Industrie zunehmend attraktiv. Weiterhin ist im Vergleich zu rein metallischen Behältern durch die Verwendung hochfester Carbonfasern bei geringerer Masse ein deutlich höheres Druckniveau von weit über 700 bar realisierbar (vgl. Tab. 1.1) [CPTW09]. Die unterschiedlichen, nach ISO 11439 definierten Bauarten zeigt Tab. 1.1, wobei – unter der Annahme gleichen Volumens und gleichen Betriebsdrucks – auch das Masseinsparpotential der jeweiligen Bauart gegenüber einem Typ I-Behälter aufgeführt ist. Dahingehend wird auch die Verschiebung der lasttragenden Komponente vom Metall (Typ I) hin zum Composite-Verbund (Typ IV) deutlich. Die innere Behälterstruktur, bezeichnet als Liner, fungiert beim zuletzt genannten Behälterdesign lediglich noch als Permeationssperre.

Im Zuge der Weiterentwicklung und Optimierung einer entsprechenden Struktur wird sich dabei verschiedenster ingenieurtechnischer Werkzeuge bedient, wie z. B. der von Bardenhagen vorgestellte morphologische Ansatz zur parametrischen Optimierung von Fertigungs-, Material- und Design-Parametern [BGK⁺17]. In Bezug auf die technische Entwicklung sind heute, unter Gesichtspunkten des beispielsweise von Wiedemann in [Wie96] formulierten Sparleichtbaus sowie des Ökoleichtbaus, für mobile Anwendungen hauptsächlich Typ III- und Typ IV-Behälter von Relevanz. Begünstigt wird diese Entwicklung durch die technologische Weiterentwicklung und Optimierung der Fertigungsprozesse sowie einer deutlichen Reduzierung von Materialkosten innerhalb des letzten Jahrzehnts [VDI13, WKK15]. Technologien wie der Ausbau der 700 bar-Technologie für die Speicherung von Wasserstoff im Kraftfahrzeugbau begünstigen beispielsweise einen zunehmenden Einsatz von Typ IV-Behältern. Einen umfassenden Überblick über die verschiedenen Behältertypen für den Einsatz zur Wasserstoffspeicherung gibt Barthelemy in [BWB17].

Tabelle 1.1: Übersicht der nach ISO 11439 definierten Bauarten an Druckbehältern

	Typ I	Typ II	Typ III	Typ IV
Aufbau				
	reine Metallstruktur	Metall-Liner/FKV, umfangsumwickelt	Metall-Liner/FKV, vollumwickelt	Kunststoff-Liner/FKV, vollumwickelt
Masseinsparung ⁽¹⁾	-	25 %–35 %	50 %–65 %	65 %–75 %

(1) Masseinsparung bezüglich einer Typ I-Bauart bei gleichem Volumeninhalt und gleichem Betriebsdruck nach [And08]; Grafiken aus [Sch12]

Trotz des höheren Masseinsparpotentials reiner FKV scheint die Verwendung von Typ III-Behältern für eine ganze Reihe von Einsatzbereichen weiterhin als sehr attraktiv. Auf Grund ihrer geringen Permeabilität, ihrer Hitzebeständigkeit und guten Wärmeleitfähigkeit, ihrer mechanischen Robustheit sowie der Langzeitstabilität ist der Einsatz von Typ III Zylindern für eine Vielzahl von Anwendungen weiterhin als vorteilhafter einzuschätzen [CPTW09]. Auch birgt das vergleichsweise langsame und überwiegend energiearme Versagen

bei Typ III-Behältern unter Betriebsbedingungen durch das »Leck vor Bruch«-Verhalten weniger Gefahren als das plötzliche Bersten eines Typ IV-Behälters. So kommt beispielsweise seit den 1990er-Jahren bis heute der Typ III-Behälter als Atemluftflasche bei der Feuerwehr nahezu flächendeckend in ganz Deutschland zum Einsatz [Sch17]. Als weiterer Vorteil ist die unproblematische Adaption der metallischen Ventilanbindung (Boss) an den Liner zu nennen, welche eine konstruktive Schwachstelle bei vergleichbaren Typ IV-Behältern darstellt [Ros18]. Die FKV-Fertigung bei Typ III- und Typ IV-Behältern erfolgt mittels eines computergestützten Wickelprozesses, wobei die harzgetränkten Faserrovings unter vorgegebenen Winkeln in mehreren Lagen um den Liner gewickelt werden. In einem anschließenden Temperprozess wird bei Temperaturen von ca. 90 °C die Vernetzung innerhalb der Harzmatrix optimiert [NM04]. Bei Typ III-Behältern erfolgt des Weiteren eine gezielte Einbringung von Druckeigenspannungen zur Erhöhung der Lastwechselfestigkeit des metallischen Liners [And08]. Während des sogenannten Autofrettage-Prozesses wird der Behälter mit einem hohen Innendruck beaufschlagt, wobei die Fließgrenze des metallischen Liners überschritten wird und sich dieser plastisch verformt. Nach Entlastung bewirken die elastischen Rückstellkräfte des umgebenden FKV im Kräftegleichgewicht eine Kompression des Liners und bewirkt in diesem Druckeigenspannungen, welche die zyklische Festigkeit des Metalls entscheidend erhöhen.

Literatur

Die folgende erarbeitete Literaturübersicht soll zum besseren Verständnis der Ausgangssituation der Forschungsarbeit beitragen. Ergänzend dazu wird in den themenspezifischen Kapiteln und Abschnitten immer wieder der Bezug zu relevanten Inhalten aus der Literatur aufgegriffen.

Die im Rahmen dieser Arbeit untersuchte Thematik zur Alterung von Typ III-Behältern basiert auf der Analyse einer Vielzahl komplexer Prozesse innerhalb der unterschiedlichen Bereiche der Werkstofftechnik, Strukturmechanik und Betriebsfestigkeit, welche alle untereinander verknüpft sind. Daher wird zunächst die werkstofftechnische Formulierung des Begriffes »Alterung« auf die einzelnen Bauteilkomponenten abgebildet. Eine Zusammenstellung bereits geleisteter Arbeiten zum Degradationsverhalten von Liner und Composite-Verbund soll dazu beitragen, die komplexen Alterungsmechanismen im Hybridbehälter besser erfassen zu können.

Trotz seines reduzierten Lastanteils im Hybridverbund ist der Metall-Liner auf Grund seiner hohen Lastwechselempfindlichkeit die lebensdauerbegrenzende Komponente, was unter Anderem auch in den theoretischen Arbeiten von Harvey [Har74] sowie den experimentellen Untersuchungen von Mair et al [Mai09, MDSS11] gezeigt wird. Auf Grund der dominierenden Versagensursache eines Risses im Liner scheint daher eine Analyse des Lebensdauer- und Schädigungsverhaltens der Metall-Komponente als zielführend. Im direkten Kontext dazu steht das Einbringen von Druckeigenspannungen mittels Autofrettage zur Steigerung der zyklischen Festigkeit. Schön und Seeger untersuchten in [SSBV94] und [SS95] den Einfluss des Autofrettage-Prozesses im Hinblick auf die Dauerfestigkeit und Rissbildung. Eine 130 %

höhere Lastwechselbeständigkeit und ein ausgeprägteres Auftreten von Anrissen konnte autofrettierten Proben zugeschrieben werden. Der Autofrettage-Prozess selbst basiert dabei auf dem elastisch-plastischen Materialverhalten des Metalls. Als Standardwerke zum Verständnis sind dabei die Werke von Betton [Bet01] und Lubarda [Lub01] zu nennen. Auffällig und repräsentativ für andere Veröffentlichungen ist jedoch ein Vermerk von Schön und Seegers [SS95], dass eine Bestimmung des eigentlichen Eigenspannungszustandes „nicht mit vertretbarem Aufwand“ [SS95, S. 354] zu bestimmen war und lediglich durch Ersatzgrößen, wie die experimentelle Ermittlung der Dauerfestigkeit, abgeschätzt werden konnte. Ausgehend vom Autofrettage-Prozess gilt es, die Auswirkungen von Beanspruchungen im metallischen Werkstoff auf den vorherrschenden Eigenspannungszustand über die gesamte Lebensdauer hinweg zu erfassen. Lazzarin [LL97] beschreibt analytisch die plastische Spannungsveränderung unter Berücksichtigung vorheriger Belastungen (Bauschinger-Effekt) und berücksichtigt dies bei Entlastungsvorgängen in ersten numerischen Modellen. Alegre [Ale07] simuliert die Betriebsfestigkeit eines via Autofrettage behandelten Typ I-Behälters und zeigt den Einfluss des Bauschinger-Effekts, woraus über der Lebenszeit eine Eigenspannungsabnahme von 25 % resultiert. Comonda [CPTW09] zeigt den Einfluss des sog. Ratcheting, einer zunehmenden plastischen Verformung unter zyklischer Beanspruchung, beim Stahl-Liner von Typ III-Behältern auf. Der Einfluss von Eigenspannungen in Hinblick auf das Risswachstum bei autofrettierten Bauteilen wurde u.a. durch Thumser [TB02] und Alegre [ABC10] untersucht, die eine analytische Berechnung der Spannungsfelder um einen Riss und den damit verbundenen Rissfortschritt als Grundlage für eine Lebensdauerabschätzung beschreiben. An Hand der aufgeführten Forschungsarbeiten wird gezeigt, dass beanspruchungsbestimmende Alterungseffekte im Metall die darin vorherrschenden Eigenspannungszustände als auch die Lastwechselfestigkeit – perspektivisch Lebensdauer – zum Teil deutlich beeinflussen.

Zusätzlich zum Materialverhalten des metallischen Liners wird der Eigenspannungszustand maßgeblich von den elastischen Rückstellkräften des Composite-Verbundes bestimmt. Dahingehend ist bei der Analyse eines alterungsbedingten Eigenspannungszustandes auch das Schädigungsverhalten des Composite-Verbundes zu berücksichtigen. Trappe [Tra02] und Busse [Bus06] beschreiben detailliert das Versagens- und Ermüdungsverhalten von CFK. Puck [Puc96] und Knops [Kno03] zeigen die vom Zwischenfaserbruch ausgehende Steifigkeitsdegradation des Composites. Young [KKP11] untersuchte mittels einer experimentellen Parameterstudie an autofrettierten Typ III-Behältern den Einfluss künstlich in den FKV eingebrachter Schädigungen auf die Lastwechselfestigkeit. Dabei wird insbesondere die Relevanz der Länge der Schädigung im FKV aufgezeigt. Zur Abschätzung einer sicheren Gebrauchsdauer für Typ IV-Behälter stellt Schulz [Sch12] ein Berechnungsmodell auf Basis einer Modellierung des Zeitstandverhaltens des FKV vor. Bunsell [BBT⁺10] und Camara [CBTA11] präsentieren in ihren Veröffentlichungen mikromechanische Finite-Elemente (FE) Modellansätze zum Schädigungs- und Degradationsverhalten von Typ IV-Behältern, die die Kopplung des elastischen Verhaltens von Fasern und des visko-elastischen Verhaltens der Matrix sowie alterungsbedingte Ablösungen der Faser-Matrix-Verbindung berücksichtigen.

Ausgehend von den eingangs aufgeführten Untersuchungen zum Eigenspannungsverhalten an metallischen Werkstoffen ist eine Übertragung des Ansatzes auf den Hybridbehälter naheliegend. Thesken [The07] simuliert vereinfacht den aus Wickel- und Autofrettage-Prozess resultierenden Eigenspannungszustand und zeigte ebenso die Bedeutung des lebensdauerbestimmenden Eigenspannungszustands auf. Anders [And08] untersucht und simuliert mittels einer analytischen Formulierung Parametereinflüsse auf den Autofrettage-Prozess bei Typ III-Behältern im Hinblick auf den sich einstellenden Eigenspannungszustand und verdeutlichte die Komplexität des Eigenspannungsverhalten auf das Strukturverhalten. Dabei unterstreicht er, dass neben Unsicherheiten bei der Fertigung auch variable Prozessparameter zu einer signifikanten Streuung des Eigenspannungszustandes beitragen. Durch unvermeidbare Toleranzen im Fertigungsprozess unterscheidet sich die Höhe der eingebrachten Eigenspannung von Behälter zu Behälter. Indirekt wurde dies ebenfalls in [MDSS11] durch eine ausgeprägte Streuung der Berstfestigkeit fabrikneuer Typ III-Behälter nachgewiesen. Genannte Beispiele zeigen die Notwendigkeit, für eine Beurteilung der Betriebsfestigkeit das komplexe Verhalten des Autofrettage-Prozesses detaillierter abbilden zu können. Dafür existieren zahlreiche Veröffentlichungen wie beispielsweise von Son [SC12], der eine schichtweise Bestimmung des Spannungsverhaltens bei einem autofrettierten Typ III-Behälter mittels numerischer Berechnung zeigt. Trotz ausgiebiger Forschung sind Anknüpfungspunkte zur Beurteilung von Degradationsvorgängen bei der Hybridstruktur bis heute nicht eindeutig identifiziert. Faddoul [Fad85] stellt nach einer zehnjährigen Testreihe exemplarisch fest, dass eine Einschätzung der Restfestigkeit bei Typ III-Behältern durch rein visuelle Inspektionen nicht möglich ist. Auf Grund der hohen Streuung der Lebensdauer, die auch in [Mai15] ausgiebig diskutiert wird, erfolgt daher bis dato noch immer eine Auslegung mit hohen Sicherheitsfaktoren.

1.2 Problemstellung

Wie bereits gezeigt wurde, ist der betrachtete Typ III-Behälter durch ein komplexes Beanspruchungsverhalten gekennzeichnet, welches bisweilen nicht umfassend genau abgebildet werden kann. Auf Grund der während der gesamten Lebensdauer einwirkenden Lasten kommt es innerhalb des Bauteils zu komplexen Wechselwirkungen zwischen den einzelnen Werkstoffen. Folglich sind Alterungsverhalten und eine sichere Gebrauchsdauer nur bedingt vorhersagbar. Obgleich davon auszugehen ist, dass entsprechende Langzeitstudien zur Betriebsfestigkeit innerhalb der Industrie durchgeführt werden, existieren bisweilen kaum öffentlich zugängliche Studien über das Langzeitverhalten genannter Hybridstrukturen.

Für die Wahrung der öffentlich-technischen Sicherheit unterliegen Druckbehälter im Rahmen ihrer Zulassung, entsprechend ihres Verwendungszweckes und den davon ausgehenden Gefahren, nationaler und internationaler Gesetzgebungen, wie beispielsweise dem europäischen Übereinkommen über die internationale Beförderung gefährlicher Güter auf der Straße (ADR) [Eur17]. Ausgehend davon wird, entsprechend des vorgesehenen Einsatzbereichs, für die Auslegung und wiederkehrende Prüfungen auf Normen verwiesen, wie z. B. bei

Erdgasbehältern im KFZ auf die DIN EN 11439 [DIN12b] und die ECER 110 [UN/01] sowie bei Wasserstoffbehältern auf die ECER 134 [UN/15] (siehe Tab. 1.2).

Tabelle 1.2: Prüfung und Lebensdauer nach ausgewählten Normen

Lastwechselprüfung bei Umgebungstemperatur			
Norm	Spezifikation	Beschreibung	Bereich
DIN EN 12245:2009 [DIN09]	Prüfparameter	$p_{min} \leq 3 \text{ MPa}$, $p_{max} \geq PH$ $f_{LW} \leq 15 \text{ LW/Min.}$	Gefahrgut
	Anforderung (zugelassene Lebensdauer)	$\geq 12.000 \text{ LW}$ ohne Versagen (unbegrenzte Lebensdauer); $\geq 3.750 \text{ LW}$ ohne Versagen + 3.750 LW ohne Bersten (15 Jahre)	
ISO 11119- 3:2002 [ISO02]	Prüfparameter	$p_{min} \leq 3 \text{ MPa}$, $p_{max} \geq PH$ $f_{LW} \leq 15 \text{ LW/Min.}$	
	Anforderung (zugelassene Lebensdauer)	$\geq 12.000 \text{ LW}$ ohne Versagen (10 Jahre)	
DIN EN 11439:2012 [DIN12b]	Prüfparameter	$p_{min} \leq 2 \text{ MPa}$, $p_{max} \geq 1,3 \times PW$ $f_{LW} \leq 10 \text{ LW/Min.}$	CNG im KFZ
	Anforderung (zugelassene Lebensdauer)	$\geq 1.000 \text{ LW/Jahr}$ ohne Versagen, bis 45.000 LW ohne Leckage (20 Jahre)	
UNECE R 110 [UN/01]	Prüfparameter	$p_{min} \leq 2 \text{ MPa}$, $p_{max} \geq 26 \text{ MPa}$ $f_{LW} \leq 10 \text{ LW/Min.}$	
	Anforderung (zugelassene Lebensdauer)	$\geq 1.000 \text{ LW/Jahr}$ (20.000 LW) ohne Versagen (≤ 20 Jahre)	
EU 406/2010 [EU 10]	Prüfparameter	$p_{min} \leq 2 \text{ MPa}$, $p_{max} \geq 1,25 \times PW$ $f_{LW} \leq 10 \text{ LW/Min.}$	H_2 im KFZ
	Anforderung (zugelassene Lebensdauer)	$\geq 15.000 \text{ LW}$ ohne Versagen (20 Jahre)	
UNECE R 134 [UN/15]	Prüfparameter	$p_{min} \leq 2 \text{ MPa}$, $p_{max} \geq 1,25 \times PW$ $f_{LW} \leq 10 \text{ LW/Min.}$	
	Anforderung (zugelassene Lebensdauer)	$\geq 11.000 \text{ LW}$ ohne Versagen (15 Jahre) $\geq 22.000 \text{ LW}$ ohne Versagen (lebenslang)	

Anmerkung: PW = zulässiger Betriebsdruck, PH = zulässiger Prüfdruck,
 f_{LW} = Lastwechselfrequenz

Im Weiteren soll sich mit den Zulassungs- und Betriebsvorschriften des in dieser Arbeit fokussierten Behältertyps sowie den verknüpften Normen kritisch auseinandergesetzt werden. Dabei handelt es sich um einen Typ III-Behälter in Ausführung eines Atemluftbehälters, welcher auf Grund seiner vergleichsweise kompakten Abmaße und des geringen Gewichts aus praktischen und kostentechnischen Gesichtspunkten analog zu einem typengleichen im Kraftfahrzeug verbauten Wasserstoffbehälter gewählt wurde. Für die entsprechen-

den Zulassungsvorschriften, Auslegungs- und Herstellungsvorgaben wird ausgehend von der europäischen Richtlinie PRESSURE EQUIPMENT DIRECTIVE (PED) [EU12] auf das Produktsicherheitsgesetzes (ProdSG) [Bun11] verwiesen. Im Bereich der Prüfung und Prüffristenfestlegung wird sich in der angewandten Praxis weiterführend über das ADR auf die Norm DIN EN 12245 [DIN12a] bezogen. Wie auszugswise in Tab. 1.2 gezeigt, wird darin in Abhängigkeit des genauen Einsatzbereichs eine zulässige Lebensdauer von 15 bis 30 Jahren aufgeführt. Um eine gefahrlose Verwendung während der angegebenen Lebensdauer sicherzustellen, wird mindestens alle 10 Jahre eine wiederkehrende Prüfung vorgeschrieben. Neben einer Sichtprüfung beinhaltet diese eine hydraulische Druckprüfung, die jedoch keine zuverlässige Beurteilung des Alterungszustandes erlaubt und zudem auch eine sichere Gebrauchsfähigkeit bis zur nächsten Überprüfung nicht uneingeschränkt sicherstellen kann. Die aufgezeigte Problemstellung macht deutlich, dass eine Entwicklung alternativer Methoden und Ansätze zur genauen Beschreibung des Alterungsverhaltens von Composite-Druckbehältern für die Absicherung einer sicheren Gebrauchsdauer zwingend erforderlich ist.

1.3 Zielsetzung und Methodik

Aufbauend auf der eingangs formulierten Problemstellung wurde die Notwendigkeit für die Entwicklung neuer Methoden zur Bestimmung einer sicheren Gebrauchsdauer bei Typ III-Behältern aufgezeigt. Im Zuge dessen wurde, anknüpfend an die bereits innerhalb der BAM getätigten Forschungstätigkeiten, der Eigenspannungszustand als relevante lebensdauerbeeinflussende Größe definiert. Ziel ist es, durch eine Erfassung des Eigenspannungszustandes individuelle Einflüsse aus Fertigung und Alterung abzubilden, um genauere Aussagen betreffend einer sicheren Lebensdauer unter einem gegebenen Anwendungsprofil geben zu können.

Zur Umsetzung der formulierten Ziele bedarf es zunächst der Ausarbeitung einer strukturierten Vorgehensweise. Ausgehend vom aktuellen Stand der Technik erfolgt zunächst eine Schwerpunktsetzung und Eingrenzung der Problemstellung nach Abb. 1.3.

Für die Bearbeitung der einzelnen Bereiche stehen eine Vielzahl verschiedener Untersuchungs- und Auswertungsmethoden zur Verfügung. Das allgemeine Vorgehen soll im Folgenden kurz erläutert werden.

Die in **Kapitel I** aufgegriffenen Punkte zum Stand der Technik, der Definition der Problemstellung sowie der Zielsetzung wurden bereits erläutert. Auf Grund ihrer kompakten Größe werden als Prüfmuster Typ III-Druckbehälter in Ausführung eines Atemluftbehälters gewählt.

Davon ausgehend erfolgt im **Grundlagenkapitel II** zunächst eine Zusammenstellung behälterspezifischer Hintergrundinformationen, insbesondere aus den verknüpften Bereichen der Materialwissenschaften und Betriebsfestigkeit. Als Grundlage für die geplanten Untersuchungen ist eine detaillierte Zusammenstellung struktureller und werkstofftechnischer

Eigenschaften der Hybridkonstruktion zwingend erforderlich. Dazu zählt insbesondere das Sammeln von Informationen zum Fertigungsprozess, die Erfassung der Behältergeometrie und Abbildung des Lagenaufbaus des FKV sowie eine Beschreibung des im metallischen Liner vorherrschenden Eigenspannungszustandes.

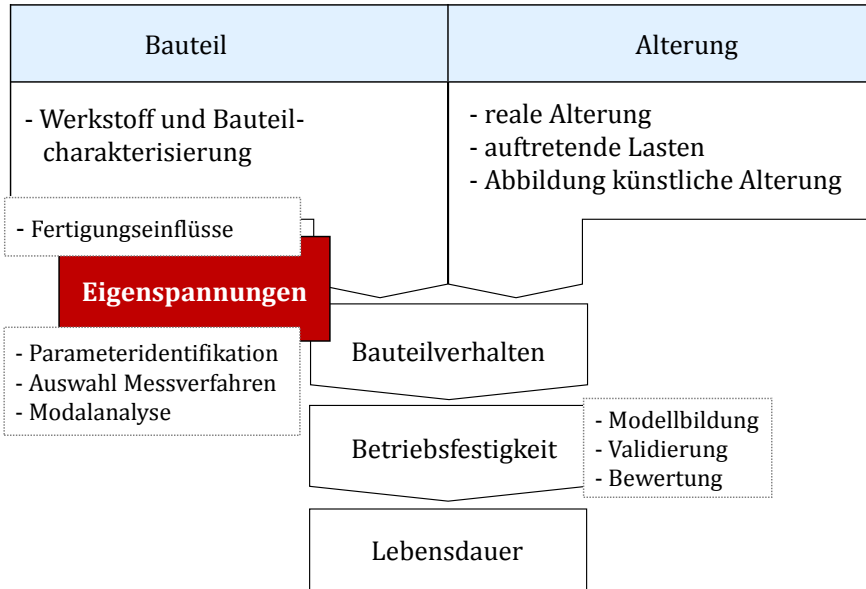


Abbildung 1.3: Schematische Darstellung der angewendeten Methodik

Parallel zur Bauteilcharakterisierung erfolgt eine Definition aller maßgeblichen Einflüsse, die potenziell zu einer Alterung des Bauteils beitragen. Damit eng verflochten sind Untersuchungen zum unter Last bzw. Alterungseinflüssen stehenden Bauteilverhalten. Ziel ist es, alle maßgeblichen Schädigungs- und Degradationsprozesse zu berücksichtigen, um diese dann möglichst umfassend abbilden zu können. Dies beinhaltet eine Analyse typischer Versagenshergänge und Schadensbilder sowie die Erforschung damit in Verbindung stehender Ursachen. Zunächst wird der Ansatz einer getrennten Betrachtungsweise von metallischem Liner und CFK-Armierung gewählt, worauf aufbauend eine Betrachtung der gesamten Hybridstruktur erfolgt. Alle gewonnenen Erkenntnisse aus der Beanspruchungsanalyse werden in Kontext zum vorherrschenden Eigenspannungszustand gesetzt. Dabei bildet die Analyse des Eigenspannungszustandes Forschungsschwerpunkt dieser Arbeit.

Kapitel III bildet den Methodik-Teil, worin das Vorgehen zur alterungsbegleitenden Analyse des Eigenspannungszustandes erarbeitet wird. Zuerst erfolgt die Erstellung eines entsprechenden Belastungs- und Prüfplans zur Umsetzung eines Prozesses der künstlichen Alterung. Zur Durchführung des Prüfplans steht eine Anzahl von über 40 neu beschafften als auch betrieblich gealterten Prüfmustern zur Verfügung. Das ausgearbeitete Vorgehen umfasst eine alternierende Abfolge von Lastwechsel- und Zeitstandsbeanspruchungen. Zur Erfassung des Eigenspannungszustandes bedarf es zunächst einer Identifikation eigenspannungssensitiver

Merkmale und Messgrößen, woraus weiterführend dann die geeigneten Messverfahren abgeleitet werden. Schwerpunkt liegt auf der Entwicklung eines Verfahrens zur zerstörungsfreien Eigenspannungsermittlung auf Grundlage einer experimentellen Modalanalyse. Unterstützt wird die Verfahrensentwicklung durch den Einsatz von Finite-Elemente-Analysen.

Unter Anwendung der ausgewählten Messverfahren erfolgt in **Kapitel IV** eine alterungsbeleitende Analyse des Eigenspannungszustandes entsprechend des Prüfplans der künstlichen Alterung mit umfassender Darstellung aller erhobenen Daten. Dargestellt werden Informationen über die Eigenspannungsentwicklung sowie über das Dehnungsverhalten und des dynamischen Strukturverhaltens der Prüfmuster entsprechend einer fortschreitenden künstlichen Alterung. Ebenso werden Auswirkungen von Extrembeanspruchungen und Fertigungseinflüssen auf den Eigenspannungszustand untersucht.

Die gewonnenen Erkenntnisse aus der Eigenspannungsanalyse münden in **Kapitel V** unmittelbar in die Ausarbeitung eines Betriebsfestigkeitsmodells. An Hand der gewonnenen Informationen aus dem Bauteilverhalten sowie der erhobenen Beanspruchungsannahmen erfolgt eine iterative Weiterentwicklung des Modells sowie eine Validierung mit experimentellen Daten.

Unter Berücksichtigung der Erkenntnisse aus den experimentellen Untersuchungen erfolgt in **Kapitel VI** abschließend eine Diskussion über die Aussagekraft des erarbeiteten Lebensdauermodells. Ausgehend von der aufgezeigten Problemstellung werden untenstehende Arbeitshypothesen formuliert, die in Bezug zur ausgearbeiteten Methodik im Rahmen der Arbeit untersucht und abschließend diskutiert werden sollen.

1. Die Eigenspannung im metallischen Liner ist ein maßgeblicher Einflussfaktor auf die Anzahl ertragbarer Lastwechsel.
2. Unter Betriebsbelastung findet bei Typ III-Druckbehältern eine Abnahme der Linereigenspannung statt.
3. Eine Abnahme der Linereigenspannung bewirkt eine Reduzierung der Restlastwechselfestigkeit eines Typ III-Druckbehälters.
4. Die Abnahme der Eigenspannung des Liners resultiert aus den Lastkomponenten Zeit, Temperatur und Lastwechsel.*
5. Die Veränderung der Eigenspannung des Liners kann, unter Kenntnis auftretender Lastkollektive, über die Lebensdauer abgeschätzt werden.**

(*) Die durch Lastwechsel hervorgerufene Reduzierung der Eigenspannung basiert auf der zunehmenden Zerrüttung des Composites sowie Fließprozessen im metallischen Liner. Die durch Zeitstandsbeanspruchungen hervorgerufene Reduzierung der Eigenspannung hängt mit dem viskoelastischen Verhalten des Composites zusammen.

(**) Weiterführend kann daraus eine Aussage über die noch verbleibende Anzahl an Lastwechseln bis zum Versagenseintritt abgeleitet werden.

2 Grundlagen

2.1 Aufbau und Konstruktion von Gasdruckbehältern

Der Aufbau der derzeitigen marktverfügbaren mobilen Hochdruckbehälter wird nach der Norm DIN EN-ISO 11439 [DIN12b] entsprechend Tab. 1.1 in vier verschiedene Behälterdesigns unterschieden und bietet gemäß des jeweiligen Anforderungs- und Einsatzprofils unterschiedliche Vor- und Nachteile. Neben dem Gewicht sind vor allem die Alterungsbeständigkeit der Werkstoffe sowie Eigenschaften wie Permeabilität, Wärmeleitfähigkeit und -beständigkeit entscheidend. Als weiterer Gesichtspunkt sind darüber hinaus auch die Kosten für Material und Herstellung zu nennen, die mit einem zunehmenden Anteil an Faserverbundwerkstoffen in der Regel steigen. Der Typ I-Behälter ist in monolithischer oder auch geschweißter Ausführung als reine lasttragende Metallstruktur anzusehen. Behälter des Typs II werden im zylindrischen Bereich zusätzlich von einem FKV unterstützt. Die Faserorientierung ist in Umfangsrichtung ausgeführt, hauptsächlich lasttragende Komponente bleibt der metallische Liner. Behälter des Typs III sind durch einen, mit Composite-Material vollumwickelten metallischen Liner gekennzeichnet. Die einzelnen Lagen des Composite-Verbundes sind mit unterschiedlicher lagenspezifischer Faserorientierung ausgeführt. Lasten werden zwischen Liner und FKV aufgeteilt. Druckbehälter vom Typ IV bestehen aus einem nicht-lasttragenden Polymer-Liner, welcher lediglich als Permeabilitätsschutz fungiert. Die gesamte Last wird durch einen mehrlagigen FKV aufgenommen. Trotz des deutlichen Gewichtsvorteils eines Typ IV-Behälters wird der Einsatz von Typ III-Behältern auf Grund einer Vielzahl von Vorteilen für eine ganze Bandbreite von Anwendungen bevorzugt genutzt. Der sehr hohe Durchgangswiderstand für Wasserstoff macht einen Stahl- oder Aluminium-Liner attraktiv, eine hohe Wärmeleitfähigkeit sowie der hohe Schmelzpunkt des Metalls gegenüber Kunststoff sorgen im Feuerwehreinsatz für eine vergleichsweise hohe Sicherheit gegen Hitze und Feuer. Als weiterer Vorteil erweist sich die hohe Stabilität und Langzeitfestigkeit des Metalls gegenüber eines Polymers, welches mit zunehmender Alterung Kriech- und Relaxationseffekte sowie andere physikalische Alterungseffekte, wie beispielsweise eine erhöhte Porosität oder Versprödung, aufweist. Außerdem äußert sich der Versagenshergang eines Typ III-Behälters in Form eines in der Regel langsamen Druckverlustes (»Leck vor Bruch«), während es beim Typ IV-Behälter zumeist zu einer schlagartigen Energieentladung mit einhergehend hohem Gefährdungspotential kommt. Auch existieren beim Metall-Liner weniger Probleme beim Formschluss mit dem ebenso metallischen Ventil, wo hingegen es bei der Verwendung eines Polymer-Liners oft zu einem Versagen in der Anbindung zum metallischen Gewindestück (Boss) kommt [CPTW09].

2.1.1 Aufbau und Spezifizierung des verwendeten Typ III-Atemluftbehälters

Die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen beziehen sich auf Baumuster eines Typ III-Druckluftbehälters in Ausführung eines Atemluftbehälters, wie sie bei der Feuerwehr Anwendung findet. Der Druckbehälter, mit einer Masse von 4,3 kg und einem Volumen von 6,8 l, ist für einen Betriebsdruck PW von 300 bar und einem Prüfdruck PH von 450 bar ausgelegt. Ein Datenblatt mit ergänzenden Informationen ist Anlage A.1 zu entnehmen. Abb. 2.1 zeigt schematisch den Aufbau eines Atemluft-Druckbehälters.



Abbildung 2.1: Schematischer Aufbau eines Typ III-Atemluftbehälters [Dra14, Koordinatensystem hinzugefügt, Beschriftung vergrößert]

Der innere Behälterteil, bestehend aus Aluminium, ist insbesondere für die Permeabilität und Grundsteifigkeit von Bedeutung und trägt außerdem einen Anteil der auftretenden Lasten. Die geforderte hohe Festigkeit und Steifigkeit erlangt der Behälter durch den vollummantelten kohlenstoffaserverstärkten Kunststoffverbund (CFK-Verbund). Durch den mehrlagigen Aufbau der Verbundschicht kann mittels unterschiedlicher Faserorientierung der Schichten eine beanspruchungsgerechte Konstruktion entsprechend den erforderlichen Festig- und Steifigkeitsanforderungen realisiert werden. Die Ausführung der einzelnen Lagen ist dabei in Umfangs- und Kreuzlagen zu unterscheiden. Die äußerste Schicht bilden glasfaserverstärkte Kunststofflagen (GFK-Lagen), welche jedoch hauptsächlich als Schutzschicht gegen äußere Einwirkungen (Abrieb- und Impact-Schutz) und weniger als festigkeitsrelevante Komponente

fungiert. Eine äußere Lackschicht schützt den Behälter zudem vor Witterungseinflüssen wie UV-Strahlung und Nässe.

Die in Abb. 2.1 dargestellten Teilkomponenten werden in Bezug auf ihre grundlegenden mechanischen und physikalischen Eigenschaften, die für die in dieser Arbeit durchgeführten Analysen von Relevanz sind, im Folgenden kurz beschrieben. Zur eindeutigen Beschreibung ortsbezogener Informationen innerhalb des Behälters wird ein zylindrisches Koordinatensystem eingeführt, welches Abb. 2.1 zu entnehmen ist. Die axiale Richtung wird dabei durch die Koordinate x , die Wanddickenrichtung durch z sowie die Umfangsrichtung durch φ ausgedrückt.

Die unidirektionale Einzelschicht (UD-Schicht)

Kleinster hier betrachteter Bestandteil des Behälters ist die unidirektionale Einzelschicht, aus der sich, übereinander geschichtet, der Aufbau des FKV ergibt. Die Festig- und Steifigkeitskennwerte des FKV sind vom Zusammenwirken aller einzelnen unidirektionalen Faserverbundlagen geprägt. Bestandteil der Einzelschichten bilden unidirektional ausgerichtete Endlos-Kohlenstofffasern, die in eine Epoxidharzmatrix eingebettet sind. Genaue Spezifikation der einzelnen Bestandteile sowie der zugehörige Materialkennwerte sind Tab. 2.1 zu entnehmen. Die zu Grunde liegende Werkstoffauswahl beruht auf Recherchen und Annahmen entsprechend der Werke von Schulz [Sch12] und Peters [Pet11].

Tabelle 2.1: Übersicht ausgewählter Materialkennwerte des FKV

Komponente	Werkstoff	Ausgewählte Kennwerte							
		E_{\parallel} (E_{φ}) GPa	E_{\perp} (E_x) GPa	$\nu_{\perp\parallel}$ ($\nu_{\varphi x}$) -	$G_{\perp\parallel}$ ($G_{\varphi x}$) GPa	ρ g/cm ³	$R_{m,\parallel}$ MPa	$R_{m,\perp}$ MPa	T_g °C
Matrix	Harz: Epon 826 Härter: T-403	3,78 ⁽³⁾	3,78 ⁽³⁾	0,35 ⁽³⁾	1,4 ⁽³⁾	1,25 ⁽⁵⁾	54,6 ⁽⁵⁾	54,6 ⁽⁵⁾	77-97 ⁽⁵⁾
C-Faser	Toray T-700	233*	15 ⁽⁵⁾	0,2 ⁽⁵⁾	-	1,8*	5.080*	-	-
Glasfaser	AGY S-2 Glas	90**	3 ⁽⁵⁾	0,18 ⁽⁵⁾	-	2,47**	3.633**	-	-
UD-CFK ($\varphi_F \sim 60\%$)	Epoxy/ T-700	130 ⁽⁻⁾	9,5 ⁽⁻⁾	0,26 ⁽³⁾	5,8 ⁽⁻⁾	1,54 ⁽⁻⁾	1.632 ⁽³⁾	34 ⁽³⁾	-
UD-GFK ($\varphi_F \sim 60\%$)	Epoxy/ S-2 Glas	30 ⁽⁻⁾	10 ⁽³⁾	0,3 _(3,4)	5 ⁽³⁾	1,89 ⁽¹⁾	1.100 ⁽⁻⁾	35 ⁽³⁾	-
FKV nach Tab. 2.2	CFK/ GFK/ 17-lagig	72 ⁽⁻⁾	63 ⁽⁻⁾	0,092 ⁽⁻⁾	8 ⁽⁻⁾	1,55 ⁽⁻⁾	-	-	85 ⁽⁶⁾

Herstellerangaben aus *[TCMA19] und **[AGY19] ;

Kennwerte aus der Literatur: ⁽¹⁾[Dan12], ⁽³⁾[ANS18], ⁽⁴⁾[WHR14], ⁽⁵⁾[SC18], ⁽⁶⁾[And08];

⁽⁻⁾ gemittelter Wert aus der Literatur (Anhang A.5); ⁽⁻⁾ mittels Alfalam [Web09] berechneter Wert

Die orthotropen Eigenschaften der UD-Schicht sind durch die Materialeigenschaften von Faser und Kunststoffmatrix, dem Faservolumenanteil φ_F , der Haftung beider Komponenten untereinander sowie insbesondere durch die Faserorientierung bzw. den Faserwinkel bestimmt. Der Matrixwerkstoff sorgt in Faser-Normalenrichtung \perp für eine Stabilisierung und Steifigkeitserhöhung des Verbundes sowie für eine Übertragung von Zug-, Druck- und Schubkräften. Um die Festigkeitsdominanz der eingebetteten Faser in Faserrichtung \parallel optimal ausnutzen zu können, liegt die Bruchdehnung ε_B des Matrixwerkstoffes mit ca. 15 % deutlich über der der C-Faser mit 1,5 % bis 2 % [Pet11].

Ausgehend von den Materialkennwerten der einzelnen Bestandteile können die orthotropen Festig- und Steifigkeitskennwerte der UD-Schicht nach [Fö01] und [MHW95] mittels Gl. 2.1 bis Gl. 2.4 berechnet werden. Auf Grundlage durchgeführter Schlißbildanalysen des FKV und des aus der Literatur bezogenen üblichen Faservolumenanteils bei gewickelten Laminaten von 60 % [Pet11] wird sich bei einer Modellbildung auf eine quadratische Packungsanordnung bezogen. Der Grundgedanke bei der Auslegung des FKV besteht darin, die auftretenden Lasten hauptsächlich durch die Kohlenstofffasern (C-Fasern) mit ihrer dominierenden Steifig- und Festigkeit in Faserrichtung aufnehmen zu lassen. Die Steifigkeit in matrixdominanter Faser-Normalenrichtung ist folglich deutlich geringer. Für den ebenen Spannungszustand kann der E-Modul in Faserrichtung E_{\parallel} mittels eines Ersatzmodells zweier parallel geschalteter Federsteifigkeiten aus Epoxidharz E_H und Faser E_F entsprechend Teilbild 2.2 a) approximiert und für den linear-elastischen Bereich über den Faservolumenanteil nach Gl. 2.1 abgeschätzt werden. Das Steifigkeitsverhalten in Faser-Normalenrichtung E_{\perp} beschreibt nach [And08] eine Reihenschaltung aus Faser und Matrixwerkstoff entsprechend Abb. 2.2 b), die mittels Gl. 2.2 ausgedrückt werden kann. Gleiches gilt für die Formulierung des Schubmoduls $G_{\perp\parallel}$ nach Gl. 2.3, da auch dieser in Faser-Normalenrichtung wirkt.

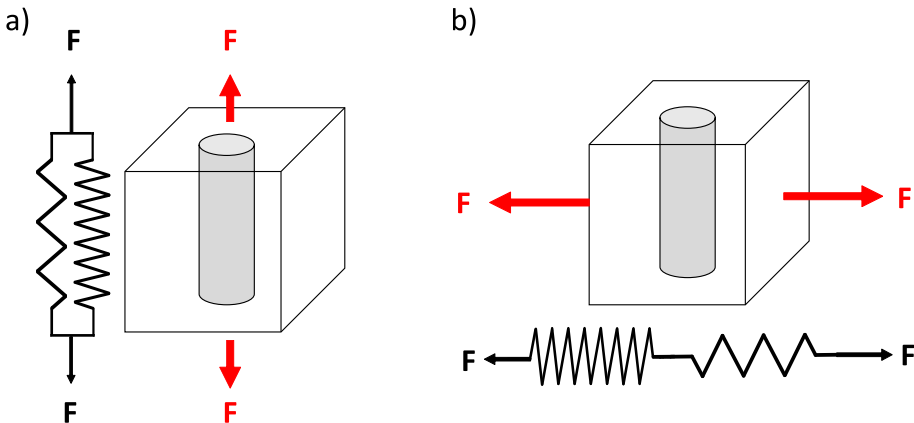


Abbildung 2.2: Einfachstes Ersatzmodell zur Beschreibung der Steifigkeit einer UD-Schicht in a) Faserrichtung und b) Faser-Normalenrichtung

$$E_{\parallel} = \varphi_F \cdot E_{F\parallel} + (1 - \varphi_F) \cdot E_H \quad (2.1)$$

$$E_{\perp} = \frac{E_H \cdot E_{F\perp}}{\varphi_F \cdot E_H + (1 - \varphi_F) \cdot E_{F\perp}} \quad (2.2)$$

$$G_{\perp\parallel} = \frac{G_H \cdot G_{F\perp\parallel}}{\varphi_F \cdot G_H + (1 - \varphi_F) \cdot G_{F\perp\parallel}} \quad (2.3)$$

$$v_{\perp\parallel} = \varphi_F \cdot v_{F\perp\parallel} + (1 - \varphi_F) \cdot v_H \quad (2.4)$$

In der Realität zeigt sich in Zugversuchen von UD-Laminaten mit zunehmender Dehnung in 0°-Richtung ein faserdominierter, leicht progressiver Verlauf des E-Moduls sowie ein leicht degressives, matrixdominiertes Verhalten in 90°-Richtung, wie in Abb. 2.3 gezeigt. Dahingehend existieren weitreichende Ansätze mit denen das vorgestellte Modell in seiner Komplexität noch beliebig erweitert werden kann. Eine Zusammenstellung diverser Modelle kann weiterführend [Ste96] entnommen werden.

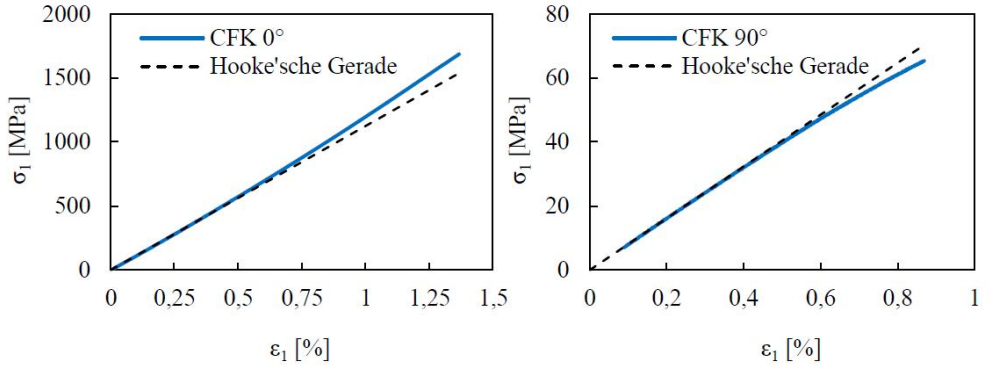


Abbildung 2.3: Steifigkeitsverhalten einer CFK-UD-Schicht a) in Faserrichtung und b) Faser-Normalenrichtung [Bot14]

Oft findet eine Berücksichtigung des Querkontraktionseinflusses der Harzmatrix bei Formulierungen in Faser-Normalenrichtung Anwendung. Eine entsprechende Erweiterungsform bildet beispielsweise die Formulierung nach Schürmann/Puck [Sch04], die durch Gl. 2.5 beschrieben wird.

$$E_{\perp} = \frac{E_H}{(1 - \nu_H^2)} \cdot \frac{1 + 0,85 \cdot (1 - \varphi_F)^2}{(1 - \varphi_F)^{1,25} + \frac{E_H}{(1 - \nu_H^2) \cdot E_{F\perp}} \cdot (1 - \varphi_F)} \quad (2.5)$$

Der Faserkunststoffverbund (FKV)

Ausgehend von der UD-Schicht ergibt sich der FKV aus einer Vielzahl übereinandergeschichteter Einzelschichten unterschiedlicher Dicke und Faserorientierung. Im Fertigungsprozess werden die im warmen Harzbad getränkten Faser-Rovings maschinell um den Liner gewickelt und anschließend ausgehärtet. Genaue Spezifikation der einzelnen Bestandteile des FKV sowie der zugehörige Materialkennwerte sind Tab.2.1 zu entnehmen. Der vorliegende Lagenaufbau resultiert aus den Belastungsannahmen, die den Auslegungskriterien zu Grunde liegen. Durch die gegebene geometrischen Form des Druckbehälters und der daraus abgeleiteten Beanspruchungsverteilung (siehe Abschnitt 2.1.2) variiert der Lagenaufbau, wie in Abb. 2.4 dargestellt, deutlich zwischen zylindrischen Bereich, dem Polkappen- bzw. Bossende sowie den dazwischenliegenden Übergangsbereichen.

Im zylindrischen Bereich besteht der Lagenaufbau aus Kreuz- und Umfangslagen (vgl. Tab.2.2). Letztere sorgen für die Aufnahme der hohen Umfangskräfte. Aus konstruktiven Gesichtspunkten enden im Übergangsbereich zu den Polkappen die Umfangswicklungen, was eine örtliche Abnahme der Gesamtstärke des FKV bewirkt. Bei den verbleibenden Schichten ist eine diagonal-axial ausgerichtete Faserorientierung ($\alpha \ll 90^\circ$) vorherrschend, die in Form von Kreuzwicklungen ausgeführt ist. Im anschließenden Polkappenbereich sind die Kreuzlagen möglichst isotensoid (gleichmäßige Verteilung der mechanischen Spannung über der gesamten Faserlänge, siehe [Wie07]) ausgeführt, wodurch es durch die geometrisch bedingten Überschneidungen der Rovings wieder zu einem Anwachsen der Wandstärke kommt. Für weiterreichende Hintergründe und konstruktive Gesichtspunkte betreffend einer beanspruchungsgerechten Auslegung der FKV-Struktur im Druckbehälterbau sei auf Abschnitt 2.1.2 sowie weiterführend auf [Wie07] und [Sch04] verwiesen.

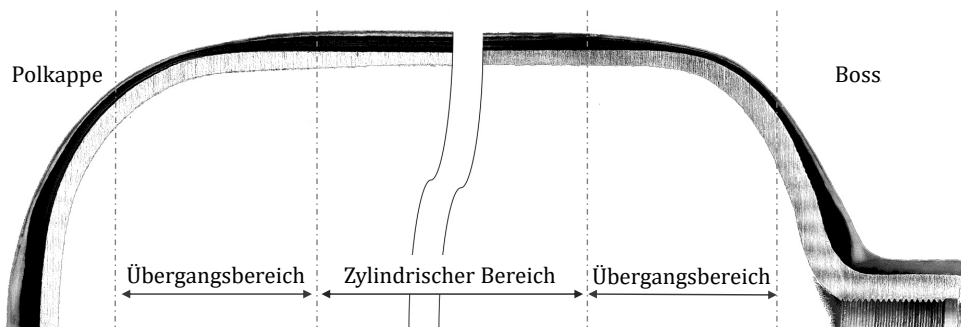


Abbildung 2.4: Aufnahme des Dickenverlaufs von Liner und FKV im Längsschnitt eines Typ III-Atemluftbehälters

Als Grundlage für strukturmechanische Betrachtungen als auch für den Aufbau eines detaillierten Simulationsmodells sind genaue Kenntnisse über den Lagenaufbau unerlässlich. Daher wurden durch computertomographische und mikroskopische Analysen (siehe Abb. 2.5)

sowie mittels Röntgenrefraktion (siehe Abb. 2.6) die Lamineigenschaften des FKV aus Probestücken des zylindrischen Bereichs ermittelt. Die Dicke d , die Faserorientierung α und die Anzahl der jeweiligen Einzelschichten konnten daraus abgeleitet werden. Der Faservolumenanteil φ_F der CFK-Schichten wurde im Durchschnitt zu 60% bestimmt.

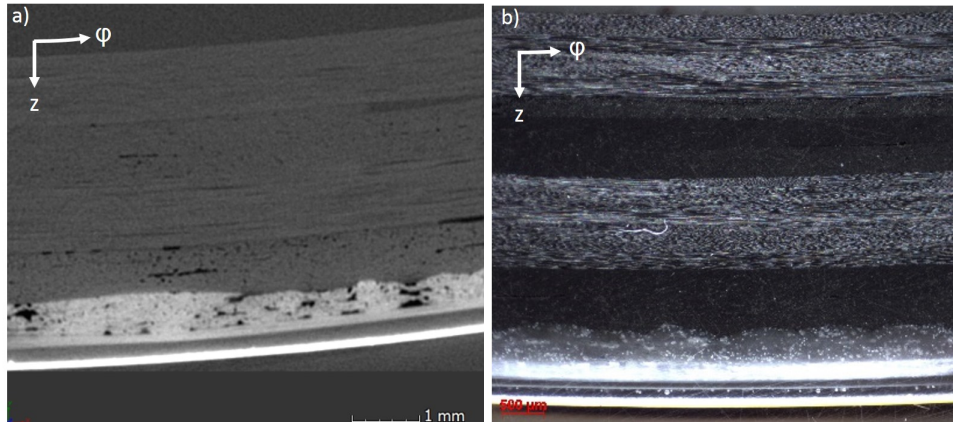


Abbildung 2.5: a) CT-Aufnahme und b) Schliffbild der Verbundschicht im mittigen zylindrischen Bereich zur Bestimmung des Lagenaufbaus

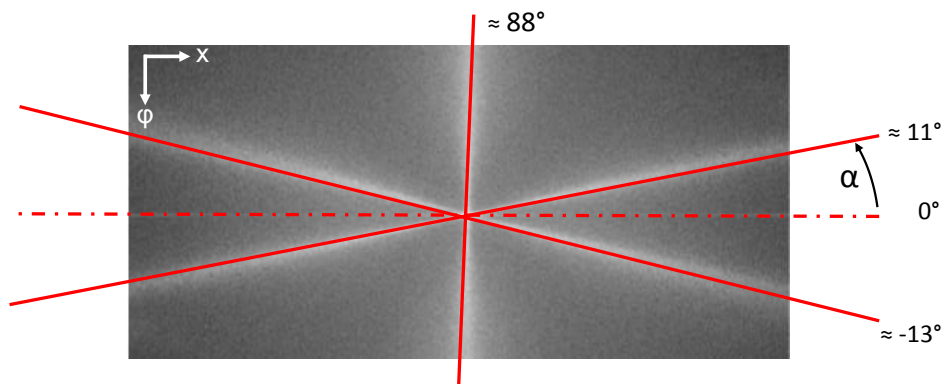
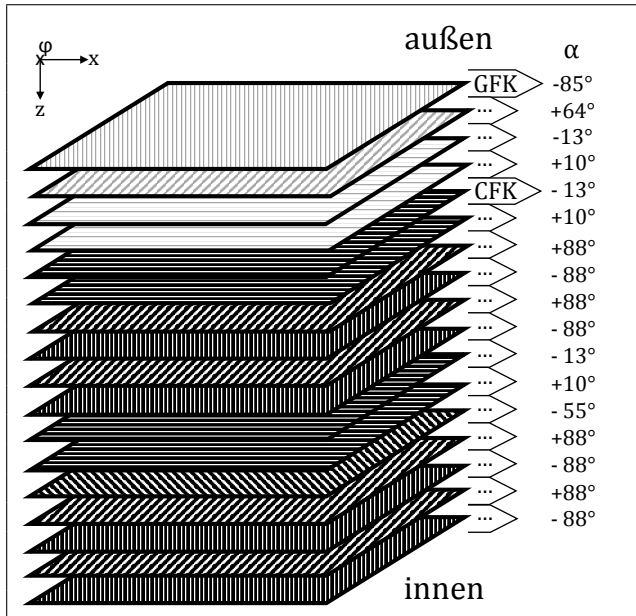


Abbildung 2.6: Mittels Röntgenrefraktion ermittelte Faserorientierungen im zylindrischen Bereich (Behältermitte)

Tab. 2.2 zeigt schematisch den in der Mitte des zylindrischen Bereichs ermittelten Schichtaufbau sowie den abgeleiteten und für weiterführende FE-Analysen verwendeten Lagenaufbau, ausgehend von der Behälteraußenfläche. Die angegebenen Winkel der Lagenorientierungen α sind entsprechend Abb. 2.6 zu verstehen. Der Aufbau umfasst 17 Schichten aus GFK und CFK, die aus unidirektional (UD) übereinanderliegenden Lagen unterschiedlicher Faserorientierung bestehen. Die jeweiligen Schichten sind als Kreuz- oder Umfangslagen

ausgeführt, wobei die einzelnen Schichtdicken zwischen 0,1 mm–0,7 mm variieren. Die Gesamtwandstärke im zylindrischen Bereich des FKV konnte zu ca. 5 mm bestimmt werden. Anzumerken ist, dass die äußeren GFK-Lagen lediglich als Schutz gegen Impact-Schäden fungieren. Eine ebene und witterungsbeständige Oberfläche, zusammengefasst als GRK in Tab. 2.2, wird durch den Auftrag einer ausgleichenden äußeren Epoxidharzschicht, einer Grundierung sowie der abschließenden Lackschicht sichergestellt.

Tabelle 2.2: Aus der Mitte des zylindrischen Bereichs mittels mikroskopischer Schlibbildanalyse und CT-Untersuchung abgeleiteter Lagenaufbau



Lage	d_{UD} μm	α_{UD} $^\circ$
F0 (GRK)	150	-
F1 (GFK)	90	- 85
F2 (GFK)	90	+64
F3 (GFK)	180	- 13
F4 (GFK)	180	+10
F5 (CFK)	380	- 13
F6 (CFK)	650	+10
F7 (CFK)	150	+88
F8 (CFK)	330	- 88
F9 (CFK)	150	+88
F10 (CFK)	330	- 88
F11 (CFK)	450	- 13
F12 (CFK)	360	+10
F13 (CFK)	370	- 55
F14 (CFK)	190	+88
F15 (CFK)	300	- 88
F16 (CFK)	190	+88
F17 (CFK)	300	- 88
FKV Total	4.840	

Die Kennwerte des Gesamtverbundes können entsprechend des ermittelten Laminataufbaus mit Hilfe der klassischen Laminattheorie (CLT) bestimmt werden. Im Rahmen dieser Arbeit wird dafür das frei verfügbare Berechnungstool ALFALAM [Web09] der Technischen Universität Darmstadt genutzt, dessen Code ebenfalls auf der CLT beruht. Für weiterführende Informationen zu Berechnungsgrundlagen der CLT wird auf [MHW95] und [AK18] verwiesen. Die berechneten 2D-Steifigkeitskennwerte des vorliegenden Composite-Verbundes sind in Tab. 2.1 aufgeführt und sind ausschließlich auf den zylindrischen Behälterbereich zu beziehen.

Der Liner

Da der Ausfall eines Typ III-Behälters unter Betriebslast in der Regel durch das ermüdungsbedingte Versagen des metallischen Liner-Werkstoffes verursacht wird, ist eine detaillierte Betrachtung dieser Komponente essentiell. Dies beinhaltet zunächst eine werkstoffwissenschaftliche physikalisch-chemische Analyse des Materials einschließlich einer Erfassung

der inneren Oberflächenbeschaffenheit. Das Halbzeug des Liners wird herstellerseitig als Aluminiumlegierung AA 6061 spezifiziert, die insbesondere auch in der Luftfahrtbranche Anwendung findet. Im Rahmen des Fertigungsprozesses wird das gewalzte Halbzeug in mehreren Fertigungsschritten unter Wärmeeintrag tiefgezogen und abschließend wärmebehandelt. Der final umgeformte Liner-Werkstoff wird als AA 6061-T6 bezeichnet. Die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen und Berechnungen beziehen sich auf die in Tab. 2.3 aufgeführten mechanischen Festig- und Steifigkeitskennwerte, die aus der Literatur bezogen werden [RMS17]. Auf Grund des fertigungsbedingten hohen Umformgrades können in der Praxis davon abweichende Werkstoffkennwerte sowie ein richtungsabhängiges Werkstoffverhalten nicht ausgeschlossen werden.

Tabelle 2.3: Übersicht ausgewählter Materialkennwerte des Materials AA 6061-T6 bei Raumtemperatur nach [RMS17]

Komponente	Werkstoff	Ausgewählte Werkstoffkennwerte						
		E GPa	G GPa	ν -	ρ g/cm ³	R_m MPa	$R_{0,2}$ MPa	d mm
Liner	AA 6061-T6	68,9	26,2	0,33	2,7	310	270	3,4

Zur Überprüfung der herstellerseitig angegebenen Werkstofflegierung wurde eine chemische Analyse veranlasst, welche die Legierung AA 6061-T6 bestätigt. Eine Übersicht der ermittelten chemischen Zusammensetzung des Materials zeigt Anlage A.2.

Die Oberflächenbeschaffenheit der inneren Oberfläche des Liners wurde mit Hilfe einer Rauigkeitsuntersuchung bestimmt. Dabei wurde auf der inneren Oberfläche eines Probenstücks aus dem zylindrischen Bereich eines Behälters eine maximale Oberflächenrauigkeit von 12 μm ermittelt. Dieser Wert kann im Rahmen bruchmechanischer Untersuchungen beispielsweise als Initialwert eines Anrisses oder als Einflussgröße in Betriebsfestigkeitsberechnungen herangezogen werden. Eine Übersicht der ermittelten Messergebnisse ist in den Anlagen in Abb. A.1 und Tab. A.3 zusammengestellt.

Mittels computertomographischer und makroskopischer Untersuchungen von Behälterproben konnte der variable Dickenverlauf des Liners über die gesamte Behälterlänge ermittelt werden (siehe Abb. 2.4). Dabei wurde eine minimale Wandstärke d_L von ca. 3,4 mm im zylindrischen Bereich gemessen, die sich im Übergangsbereich bis hin zu den Polkappen auf eine maximale Dicke von 5 mm erhöht.

Der Hybridverbund

Als Hybridverbund wird die strukturelle Zusammenfassung vom metallischen Liner und dem FKV bezeichnet, wobei Steifig- und Festigkeitskennwerte von den sich überlagernden Werkstoffeigenschaften beider Komponenten bestimmt wird. Unter 2D-Betrachtung ergeben sich die in Hauptspannungsrichtung σ_1 und σ_2 wirkenden orthotropen Steifigkeiten des Gesamtverbundes E_1 und E_2 aus den Steifigkeiten von Liner E_L und Composite-Verbund

E_C und können unter Berücksichtigung der anteiligen Schichtdicken d_L und d_C nach Gl. 2.6 abgeschätzt werden.

$$E_{1/2} = E_L \cdot d'_L + E_{C1/2} \cdot (1 - d'_L) \quad \text{mit} \quad d'_L = \frac{d_L}{d_L + d_C} \quad (2.6)$$

Ebenso kann die Steifigkeit des Hybridverbundes experimentell mittels der Analyse des Beanspruchungsverhaltens bestimmt werden, woraus sich weiterführend auch die Steifigkeiten beider Einzelkomponenten ableiten lassen. Die Betrachtung des Behälters erfolgt zunächst als Modell der Membran unter Annahme einer dünnwandigen Struktur, wie es nach [Kna07] unter der Forderung $D_a/D_i = 1,13 \leq 1,2$ zulässig ist. Zudem erfolgte die Annahme eines ideal linear-elastischen Materialverhaltens. Eine analytische Abschätzung des ebenen Spannungsfalls kann somit auf Grundlage einer 2D-Analyse des Druck-Dehnungsverlaufes der Gesamtstruktur erfolgen. Die ermittelten Dehnungswerte können nach [AK18] durch Gl. 2.7 mit den richtungsabhängigen E-Moduli des orthotropen Gesamtverbundes, formuliert in der Nachgiebigkeitsmatrix, sowie den auftretenden Beanspruchungen verknüpft werden.

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{21} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & \frac{-\nu_{12}}{E_2} & 0 \\ & \frac{1}{E_2} & 0 \\ \text{sym.} & & \frac{1}{G_{21}} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{21} \end{Bmatrix} \quad (2.7)$$

Mit Verweis auf Kapitel 2.1.2 werden die erforderlichen Beanspruchungszustände nach Gl. 2.8 und 2.9 als Membranspannungen zu σ_φ und σ_x abgeschätzt und als Ersatzgrößen für die auftretenden Hauptspannungen σ_1 und σ_2 verwendet. In Anlehnung an die Berechnungsgrundlagen einer UD-Schicht wird der Einfluss der Querkontraktion unter Verwendung der Werte aus Tab. 2.1 und Tab. 2.3 nach Gl. 2.4 abgeschätzt. Der Faservolumenanteil wird dabei durch die anteilige Wandstärke von Liner und FKV substituiert. Analog dazu kann eine Berechnung des Schubmoduls nach Gl. 2.3 erfolgen.

2.1.2 Aufteilung der mechanischen Beanspruchung im Hybridverbund

Der Membranspannungszustand

Für ein besseres Verständnis des Versagensherganges soll eine Beanspruchungsanalyse des Hybridverbundes dienen. Die vereinfachte Betrachtung des Behälters erfolgt als Modell der Membran unter Annahme einer dünnwandigen Struktur nach [Kna07] (vgl. Abschnitt 2.1.1). Dabei wird von einer konstanten Spannungsverteilung über der Wanddicke d eines von Randeffekten unberührten zylindrischen Bereichs ausgegangen. Unter den genannten Annahmen können Beanspruchungen mittels der nachfolgenden Kriterien abgeschätzt werden. Im zylindrischen Bereich kann die mechanische Spannung des unter Innendruck belasteten dünnwandigen Körpers aus dem auftretenden Kräftegleichgewicht mittels der »Kesselformel« abgeschätzt werden. Liner und FKV werden als einheitliche Komponente betrachtet. Abb. 2.7 zeigt schematisch die im Druckbehälter wirkenden Spannungsverhältnisse. Unter Berücksichtigung des Innendrucks p , der Gesamtwanddicke d sowie des mittleren Durchmessers D_m können

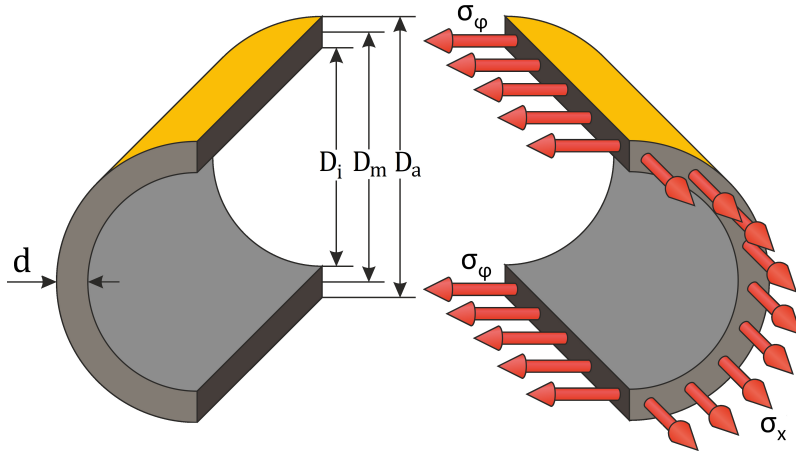


Abbildung 2.7: Darstellung der Verteilung der mechanischen Membranspannung im zylindrischen Behälterbereich nach [Hau20]

zunächst die Tangentialspannung σ_φ und Axialspannung σ_x nach Gl. 2.8 und Gl. 2.9 sowie das Spannungsverhältnis $\sigma_\varphi : \sigma_x$ berechnet werden. Spannungen in Wanddickenrichtung bleiben unter der Annahme einer dünnwandigen Struktur hierbei unberücksichtigt.

$$\sigma_\varphi = \frac{p \cdot D_m}{2 \cdot d} \quad (2.8)$$

$$\sigma_x = \frac{p \cdot D_m}{4 \cdot d} \quad (2.9)$$

Aus den gegebenen Formulierungen ergibt sich im zylindrischen Bereich ein Spannungsverhältnis von $\sigma_\varphi : \sigma_x = 2 : 1$, was einer doppelt so hohen Beanspruchung in Umfangsrichtung wie in axialer Richtung entspricht.

Die Lastaufteilung im Hybridverbund kann entsprechend der anteiligen Steifigkeiten und Schichtdicken der einzelnen Komponenten abgeleitet werden. Die Steifigkeitseigenschaften des FKV sowie des Liners sind Tab. 2.1 und Tab. 2.3 zu entnehmen. Berücksichtigt werden die jeweiligen Wanddicken je Einheitsbreite im zylindrischen Bereich sowie die Annahme einer identischen Dehnung beider Komponenten. Nach Gl. 2.10 ergibt sich aus den Kräften im Aluminium-Liner F_L und Composite-Verbund F_C ein Lastverhältnis von $F_{L,\varphi} : F_{C,\varphi} = 3 : 4$ in Umfangsrichtung sowie ein annähernd ausgeglichenes Verhältnis in axialer Richtung von $F_{L,x} : F_{C,x} = 9 : 10$.

$$\frac{F_{L(\varphi/x)}}{F_{C(\varphi/x)}} = \frac{E_L \cdot d_L}{E_{C(\varphi/x)} \cdot d_c} \quad (2.10)$$

Der 3D-Beanspruchungszustand

Für eine Berücksichtigung der Beanspruchung in Wanddickenrichtung z kann sich theoretisch nicht mehr auf das Membranspannungsmodell bezogen werden. Für die Umfangskomponente σ_φ ergeben sich dennoch nach [Nov06], unter dem gegebenen Wanddicken-Durchmesserverhältnis von $2d/D_i \approx 0,12$, keine nennenswerten Abweichungen zum nach Gl. 2.8 berechneten Membranspannungszustand. Bei einer 3D-Betrachtung der Umfangskomponente σ_φ befindet sich unter Innendruckbelastung das Spannungsmaximum am Außendurchmesser und nimmt nach innen hin ab. Der Spannungsgradient über der Wanddicke ist für den hier vorliegenden Anwendungsfall (Drücke bis 450 bar) vernachlässigbar gering. Dies bestätigen auch die Simulationsergebnisse der unter Abschnitt 4.1.1 durchgeführten Finite-Elemente-Analyse. Für die in Normalenrichtung wirkende Spannungskomponente σ_z ergibt sich nach [Her09] eine durch Gl. 2.11 abgeschätzte Beanspruchungsverteilung, wobei der Betrag der wirkenden Druckspannung ausgehend vom Innendurchmesser mit zunehmender Wanddicke $0 \leq z \leq d$ abnimmt.

$$\sigma_{z(z)} = -p \cdot \left(1 - \frac{z}{d}\right) \text{ mit } 0 \leq z \leq d \quad (2.11)$$

Zusätzlich zum obenstehend betrachteten zylindrischen Bereich soll die Beanspruchungs- und Lastverteilung innerhalb der übrigen Behälterstruktur kurz beschrieben werden. Ausgehend von den beidseitigen Enden des zylindrischen Bereichs vermindert sich die Wanddicke des FKV im Übergangsbereich zur Polkappe, bedingt durch ein Aussetzen der Umfangswicklung (siehe Abb. 2.4). Die damit verbundene Steifig- und Festigkeitsabnahme des FKV wird an dieser Stelle durch eine Dickenzunahme des Liners kompensiert. Daraus resultiert eine Verschiebung der Lastverteilung in Richtung des Liners. Von einer erhöhten Beanspruchung des Metalls ist auf Grund der erhöhten Wandstärke jedoch nicht auszugehen. Die Beanspruchungen im Polkappenbereich können unter der vereinfachten Annahme einer Kugelform abgeschätzt werden. Dabei ergibt sich eine allseitig wirkende Spannung, welche der im zylindrischen Bereich entsprechenden Axialspannung entspricht und ebenfalls nach Gl. 2.9 abgeschätzt werden kann. Folglich liegen die hier auftretenden Spannungsmaxima betragsmäßig deutlich unter denen der Umfangsspannung im zylindrischen Bereich. Die Wandstärke des Liners entspricht der des Übergangsbereiches und bleibt konstant, während die Dicke der FKV-Schicht auf Grund des isotensoiden Faserverlaufs und den damit verbundenen Überlappungen zunimmt und im Dombereich ihr Maximum erreicht. Ausgehend vom zylindrischen Bereich ist daher im Polkappenbereich von einer abnehmenden Materialbeanspruchung im Liner als auch im FKV auszugehen.

Die durchgeführten Beanspruchungsanalysen begründen, warum eine durch Überbeanspruchung hervorgerufene Schädigung im Liner hauptsächlich im zylindrischen Bereich entsteht und zudem durch einen in axialer Richtung verlaufenden Längsriß gekennzeichnet ist.

2.2 Eigenspannungen im Hybridbehälter

Zentraler Punkt dieser Arbeit bildet die Betrachtung der Eigenspannungszustände der untersuchten Typ III-Atemluftbehälter. Als Eigenspannungen definiert werden alle mechanischen Spannungen, die nach [PG66] in Bauteilen frei von Temperaturgradienten und äußeren Kraft- oder Momenteneinflüssen innerhalb einer oder auf eine Struktur wirken. Die Struktur befindet sich dabei in einem inneren Gleichgewicht, wobei nach Gl. 2.12 die Summe aller im Inneren wirkenden Kräfte und Momente gleich null sein muss. Nach Issler et al. [IRH06] sind Eigenspannungen Bestandteil nahezu aller Strukturen und wirken sich direkt auf Beanspruchung und Beanspruchungsverhalten des Bauteils aus. Häufig sind Eigenspannungen Begleiterscheinungen von Fertigungsprozessen. Sie werden jedoch auch gezielt genutzt, um das Beanspruchungsverhalten von Bauteilen zu verbessern. Ebenso kann der im Kontext dieser Arbeit verwendete Begriff der Vorspannung im Rahmen der Betrachtung einzelner Teilkomponenten des Hybridspeichers mit dem Begriff der Eigenspannung gleichgesetzt werden.

$$\sum \vec{F}_i = 0 ; \sum \vec{M}_i = 0 \quad (2.12)$$

Die hauptsächliche Ausfallursache eines Typ III-Behälters besteht im ermüdungsbedingtem Versagen des metallischen Liners. Dies ist vor allem durch die deutlich höhere Lastwechselempfindlichkeit des Metalls gegenüber der des Composites zu begründen. Dabei wirken sich insbesondere die unter Last (Innendruck) auftretenden, wiederkehrenden Zugbeanspruchungen negativ auf die zyklische Festigkeit des Metalls aus [And08]. Abb. 2.8 verdeutlicht dies mittels einer Darstellung des Beanspruchungsverhaltens im Liner während eines zyklischen Belastungsverlaufs unter Prüfbedingungen zwischen 0 bar und 450 bar.

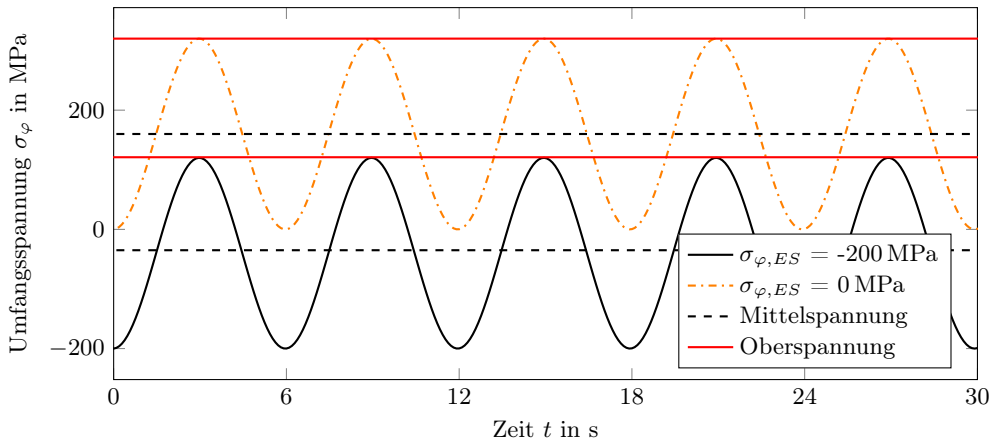


Abbildung 2.8: Einfluss der Druckeigenspannung auf die Ober- und Mittelspannung (Umfangskomponente) im Metall-Liner während einer zyklischen Innendruckbelastung zwischen 0 bar und 450 bar

Gezeigt wird der in Umfangsrichtung des Liners auftretende Spannungsverlauf mit Kennzeichnung von Ober- und Mittelspannung σ_{max} und σ_m , sowohl mit (durchgängige Kurve) als auch ohne (Strich-Punkt-Kurve) Druckeigenspannung. Um der hohen Zugbeanspruchung unter Last im eigenspannungsfreien Bauteil entgegen zu wirken, wird diese durch das gezielte Einbringen von Druckeigenspannungen vermindert. Die Überlagerung von Zugbeanspruchung und Druckeigenspannung bewirkt keine Änderung der wirkenden Spannungsamplitude $\sigma_a = \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2}$. Jedoch wird ersichtlich, dass Oberspannung σ_{max} und Mittelspannung $\sigma_m = \frac{\sigma_{max} + \sigma_{min}}{2}$ deutlich abgesenkt werden, was nach [Sur98] eine Erhöhung der Lastwechselfestigkeit des metallischen Liners zur Folge hat.

2.2.1 Autofrettage-Prozess

Zur Reduzierung der Beanspruchungsspitzen wird bereits bei der Herstellung von Typ III-Druckbehältern eine Druckeigenspannung mittels Autofrettage-Prozess eingebracht. Dabei wird unter hoher Last eine plastische Verformung des Metall-Liners provoziert. Durch die elastische Rückstellkraft der umgebenden Composite-Armierung wirkt im belastungsfreien Zustand folglich eine permanente Druckbeanspruchung auf den Liner. Abb. 2.9 zeigt schematisch das Beanspruchungsverhalten eines Typ III-Behälters während des Autofrettage-Prozesses. Gezeigt wird die Umfangsdehnung des Hybridbehälters während der Be- (1-2-3) und Entlastungsphase (3-4).

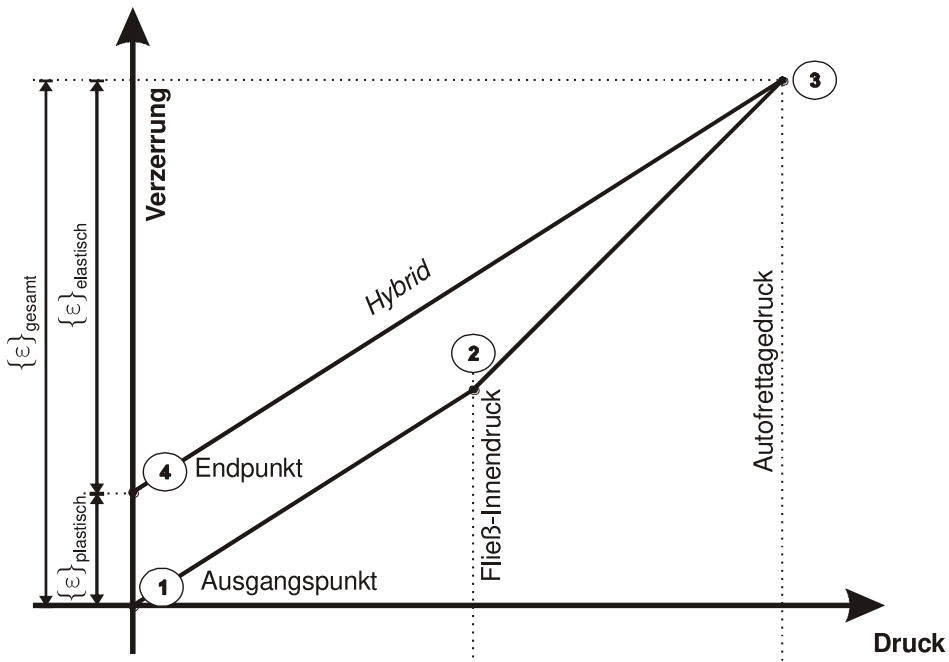


Abbildung 2.9: Schematische Darstellung des Verformungsverhaltens eines Typ III-Behälters während des Autofrettage-Prozesses aus [And08]

Unter einer konstant zunehmenden Last kann zunächst ein rein linear-elastisches Dehnungsverhalten des Verbundes bis zum Erreichen der Fließgrenze des Metalls (2) bei einer Umfangsdehnung zwischen 0,3% und 0,4% beobachtet werden. Nach Überschreiten der Fließgrenze verformt sich der Liner plastisch, wohingehend sich die Composite-Armierung noch weitestgehend im elastischen Bereich befindet (2-3). Nichtlinearitäten im Verformungsverhalten des Composites bei hohen Dehnungen sollen zum besseren Verständnis des Prozesses an dieser Stelle unberücksichtigt bleiben. Der E-Modul des Metalls befindet sich nun außerhalb des linear-elastischen Bereiches. Dies äußert sich in Form eines veränderten Anstiegs der Belastungs-Dehnungskurve bis zum Erreichen des Druck- und Dehnungsmaximums (3). Nach vollständiger Entlastung (4) ist eine permanente plastische Verformung ε_{pl} des Liners zu beobachten, wobei die Rückstellkraft des um $\varepsilon_{el} = \varepsilon_{pl}$ elastisch verformten Composites eine permanente Druckbelastung auf das Metall ausübt. Der Druckbeanspruchung im Metall steht dabei eine Zugbeanspruchung im Composite-Material gegenüber.

2.2.2 Spannungsgleichgewicht im Hybrid-Behälter

Das via Autofrettage erzeugte Spannungsgleichgewicht ist abhängig von den Steifigkeitskennwerten von FKV und Liner. Abb. 2.10 (links) zeigt unter der Bedingung $d \ll D$ und somit der Annahme kleiner Winkel exemplarisch das stark vereinfachte Kräftegleichgewicht für den 1D-Betrachtungsfall im Umfangsschnitt des zylindrischen Bereichs.

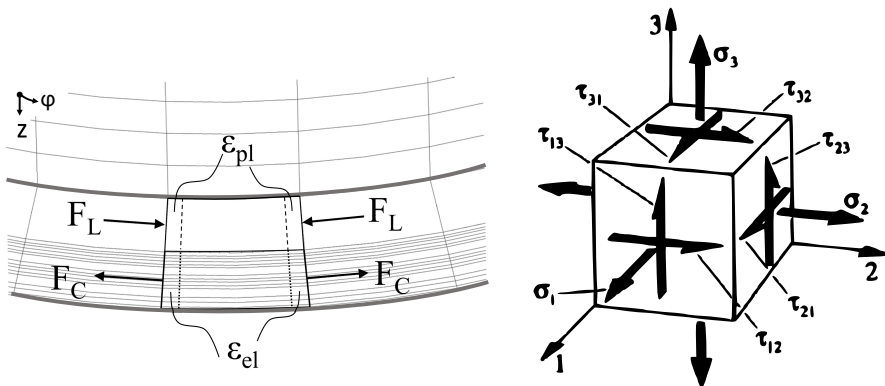


Abbildung 2.10: Links: Infinitesimale Darstellung der Umfangskräfte in Liner und Composite; rechts: Beanspruchungen im 3D-Volumenelement aus [Sch04]

Einer plastischen Verformung im Metall ε_{pl} steht eine ebenso große elastischen Dehnung im Composite ε_{el} gegenüber ($\varepsilon_{pl} = \varepsilon_{el}$). Das Kräftegleichgewicht kann mittels Gl. 2.13 beschrieben werden, wobei nach Gl. 2.12 die Summe aller auftretenden Kräfte gleich null sein muss.

$$F_C + F_L = 0 \tag{2.13}$$

$$F_C = K_L \cdot \varepsilon_{pl} \quad (2.14)$$

$$F_L = - | K_C \cdot \varepsilon_{el} | \quad (2.15)$$

Es kann somit gezeigt werden, dass eine Änderung des Vorspannungszustandes direkt von der bleibenden Verformung des Metalls ε_{pl} und/oder einer Änderungen der Steifigkeit des Composites K_C und/oder einer Änderungen der Steifigkeit des Liners K_L beeinflusst wird. Ebenso würde eine (alterungsbedingte) bleibende Verformung des Composites eine Vorspannungsänderung bewirken.

Bei der Betrachtung im 3D-Raum ergibt sich, insbesondere auf Grund der anisotropen Werkstoffeigenschaften des FKV, ein deutlich komplexeres Beanspruchungsbild. Abb. 2.10 rechts zeigt an einem diskretisiertem Modell eines Werkstoffvolumenelements alle im 3D-Raum wirkenden Beanspruchungen. Das 3D-Element besitzt sechs Freiheitsgrade (drei Translations- sowie drei Rotationsfreiheitsgerade), wobei die zugehörigen drei Hauptspannungen sowie sechs Schubspannungen im Spannungsvektor zusammengefasst werden können. Dieser ist über die Steifigkeitsmatrix $[K]$ mit dem Verzerrungsvektor verknüpft. Unter der Annahme eines ebenen Zustandes können die Schubspannungen noch entsprechend Gl. 2.16 paarweise über ein Momentengleichgewicht zusammengefasst werden.

$$\tau_{13} = \tau_{31}; \tau_{23} = \tau_{32}; \tau_{21} = \tau_{12} \quad (2.16)$$

Die reduzierte Problemstellung kann zusammenfassend nach [Sch04] mittels Gl. 2.17 formuliert werden.

$$\begin{pmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_{23} \\ \tau_{31} \\ \tau_{21} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} K_{11} & K_{12} & K_{13} & K_{14} & K_{15} & K_{16} \\ K_{21} & K_{22} & K_{23} & K_{24} & K_{25} & K_{26} \\ K_{31} & K_{32} & K_{33} & K_{34} & K_{35} & K_{36} \\ K_{41} & K_{42} & K_{43} & K_{44} & K_{45} & K_{46} \\ K_{51} & K_{52} & K_{53} & K_{54} & K_{55} & K_{56} \\ K_{61} & K_{62} & K_{63} & K_{64} & K_{65} & K_{66} \end{bmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{31} \\ \gamma_{21} \end{pmatrix} \quad (2.17)$$

Unter der Annahme einer symmetrischen Koeffizientenmatrix bezüglich der Hauptdiagonale ($K_{ij} = K_{ji}$) sowie der Einführung der rhombischen Anisotropie (Orthotropie) kann die Komplexität von Gl. 2.17 weiter zu 2.18 reduziert werden. Die Anzahl unabhängiger Konstanten in der Steifigkeitsmatrix reduzieren sich damit auf neun (bzw. im 2D-Raum entsprechend Gl. 2.7 auf vier). Trotz der gezeigten Annahmen und Vereinfachungen wird jedoch deutlich, dass für eine detaillierte 3D-Beschreibung des vollständigen Hybrid-Behälters der Einsatz eines numerischen Rechenmodells unter Anwendung der Finite-Elemente-Methode (FEM) als zielführend erscheint. Im Weiteren wird dafür auf Abschnitt 3.2 verwiesen, wo mittels FEM das Zusammenspiel von Eigenspannung, Steifigkeit und Beanspruchung im Bauteil ausführlich analysiert wird.

$$\begin{pmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_{23} \\ \tau_{31} \\ \tau_{21} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} K_{11} & K_{12} & K_{13} & 0 & 0 & 0 \\ & K_{22} & K_{23} & 0 & 0 & 0 \\ & & K_{33} & 0 & 0 & 0 \\ & & & K_{44} & 0 & 0 \\ & sym. & & & K_{55} & 0 \\ & & & & & K_{66} \end{bmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{31} \\ \gamma_{21} \end{pmatrix} \quad (2.18)$$

2.2.3 Örtliche Verteilung und Streuung der Eigenspannung

Ausgehend von den idealisierten Annahmen konstanter Steifigkeiten im zylindrischen Bereich des FKV führen Fertigungstoleranzen und lokale Fehlstellen wie z. B. Luftporen innerhalb des Matrixwerkstoffes, Fehler im Lagenaufbau und Abweichung von Dicke und Faserorientierung der Einzelschichten dazu, dass die Steifigkeiten innerhalb des Verbundes lokal variieren. Offensichtlich wird dies bei der Betrachtung von Abb. 2.5 a), die eine CT-Aufnahme des Composite-Verbundes zeigt. Deutlich zu sehen sind die Inhomogenitäten, dargestellt durch die dunklen Fehlstellen innerhalb des FKV. Es ist davon auszugehen, dass die aufgezeigten lokalen Fehlstellen und Abweichungen im Schichtdickenverlauf eine inhomogene Verteilung der Eigenspannung begünstigen. Darüber hinaus führt eine aus dem Wickelprozess resultierende lokal variierende Vorspannungsdifferenz innerhalb des FKV zu einer ungleichen Lastverteilung über der (zylindrischen) Behälterfläche. Eine mögliche inhomogene Verteilung der Eigenspannung innerhalb des Behälters soll deshalb im Rahmen dieser Arbeit mitberücksichtigt werden. Weiterhin führen Abweichungen und Ungenauigkeiten der Prozessparameter während des Autofrettage-Prozesses, wie beispielsweise der Vernachlässigung einer Temperaturregelung oder Ungenauigkeiten bei der Regelung des Behälterinnendruckes, zu einem behälterspezifischen Verformungs- und Fließverhalten.

Die genannten Abweichungen innerhalb der Composite-Struktur sowie die Unsicherheiten beim Autofrettage-Prozess können zu einer lokalen Variation von Höhe und Verteilung der eingebrachten Vorspannung und somit zu behälterspezifischen Eigenspannungszuständen führen. Untersuchungen von Anders [And08] ergaben, dass nach dem Autofrettage Prozess für eine Gruppe von Behältern des gleichen Fertigungsloses trotz gleicher Prozessparameter Abweichungen von bis zu 14 % bei der bleibenden Dehnung ermittelt werden konnten.

Noch deutlichere Abweichungen konnten bei der Auswertung vorliegender Daten aus dem EU-Projekt HYCOMP [HYC14] festgestellt werden, die im Rahmen von Untersuchungen von Autofrettage-Prozessparametern an Typ III-Druckbehältern mit Stahl-Liner generiert wurden. Die bleibenden Dehnungen nach dem Autofrettage-Prozess wurden lokal mittels DMS erfasst, welche auf der Behälteroberfläche des Composite-Verbundes appliziert waren. Dabei wurden ein bis zwei Dehnmessstreifen (DMS) pro Behälter appliziert. Weiterführende Erläuterungen zum Messverfahren sind Abschnitt 3.3.2 zu entnehmen.

Abb. 2.11 zeigt die bleibende Verformung ausgewählter Behälter des gleichen Fabrikats nach dem Autofrettage-Prozess in Axial- sowie Umfangsrichtung. Beim Vergleich der einzelnen

Behälter ist eine deutliche Abweichung der Dehnungen in Axial- sowie auch in Umfangsrichtung zu erkennen. Dabei werden Abweichungen von über 30 % offensichtlich. Ebenso wird die durch Fehlerbalken gekennzeichnete Streuung zwischen den behälterspezifischen Einzelmessungen aufgezeigt. Ausgehend von den Dehnungsmesswerten sind auch ähnlich große Abweichungen bei den Eigenspannungszuständen zu erwarten, die beim globalen Vergleich verschiedener Behälter eines Fertigungsloses als auch ortsbezogen in Form lokaler Inhomogenitäten innerhalb eines Behälters auftreten können.

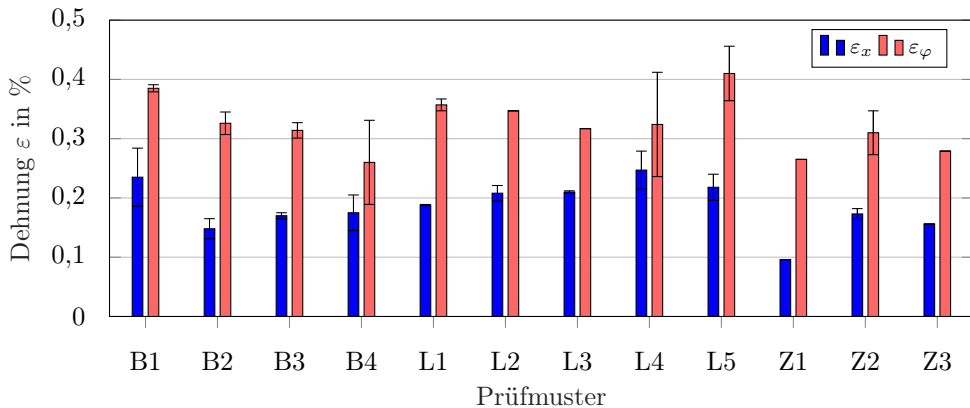


Abbildung 2.11: Unterschiedliche Verformung bei Typ III-Druckbehältern mit Stahl-Liner desselben Fertigungsloses nach dem Autofrettage-Prozess

2.3 Alterungsbedingter Eigenspannungsabbau

Für eine sichere Lebensdauerabschätzung ist die Aufrechterhaltung des Eigenspannungszustandes oder die Kenntnis über Zeitpunkt und Ausmaß einer Eigenspannungsveränderung essentiell. In Abb. 2.8 wurde bereits gezeigt, dass eine Verringerung der Vorspannung eine erhöhte Beanspruchung in Liner und Composite verursacht, was sich wiederum negativ auf die Lebensdauer – insbesondere beim Liner – auswirkt. Dies bedingt eine Schwerpunktsetzung innerhalb dieser Arbeit bezüglich der Erfassung der Eigenspannungsveränderung über der Lebensdauer. Entsprechend Gl. 2.14 und 2.15 ist ein potentieller Eigenspannungsabbau durch mindestens einer der nachfolgend aufgezählten Parameteränderungen möglich:

- Eine plastische Druckverformung des Liners
- Eine dauerhafte Dehnung des FKV
- Einer Verringerung der Steifigkeit des Liners
- Eine Verringerung der Steifigkeit des FKV

Es ist jedoch davon auszugehen, dass ein Eigenspannungsabbau nicht nur durch eine einzelne Parameteränderung sondern vielmehr durch ein Zusammenspiel verschiedener Einflussfaktoren bedingt ist. Im Folgenden soll deshalb detailliert auf Ursachen und Auswirkungen der genannten Parameteränderungen eingegangen werden.

2.3.1 Alterungseffekte im Metall-Liner

Im Hinblick auf die Betriebsfestigkeitsanalyse sind Veränderungen der Materialeigenschaften des Metalls über dem Lebensdauerverlauf möglichst genau zu analysieren. Abhängig von Art, Dauer und Intensität der auftretenden Belastungen stellen sich Veränderungen der Festig- und Steifigkeitskennwerte ein, durch die der Eigenspannungszustand beeinflusst wird. Ein schon lang bekanntes Phänomen stellt dabei der Bauschinger-Effekt dar, der eine Abnahme der Fließgrenze des Metalls in Abhängigkeit der zuvor wirkenden Belastungen beschreibt. Dabei konnte unter anderem durch Untersuchungen von Alegre [Ale07] gezeigt werden, dass das Eintreten des Druckfließens von Anzahl und Intensität vorausgegangener Belastungen abhängig ist.

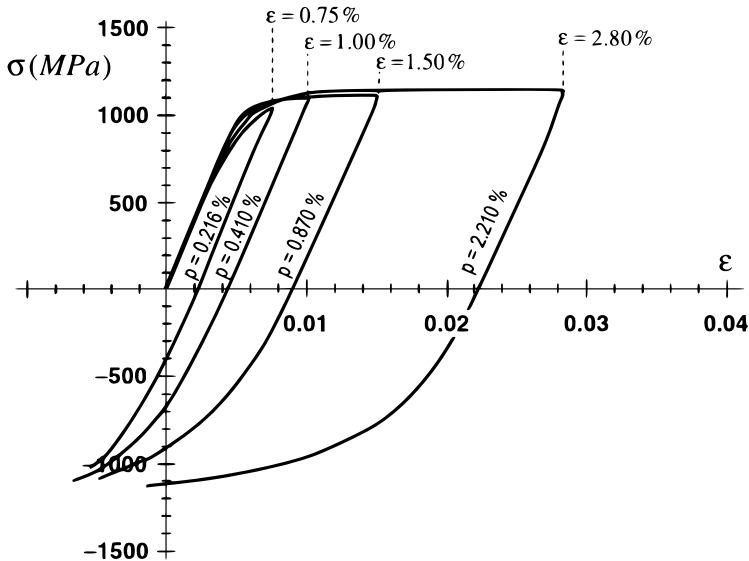


Abbildung 2.12: Einfluss des Bauschinger-Effekts auf die Fließgrenze einer 15Cr-5Ni-Legierung nach [Ale07] (p = plastische Verformung)

Abb. 2.12 zeigt Abfolgen unterschiedlich starker Zug- und Druckbeanspruchungen in Form von Spannungs-Dehnungs-Hysteresen. Je höher die Zug-Erstbeanspruchung und die damit verbundene plastische Verformung p , desto früher ist bei der darauffolgenden Druckbeanspruchung der Eintritt des Fließprozesses erkennbar. Die Degradation des Metalls ist somit abhängig von den Prozessparametern des Autofrettage-Prozesses sowie des später erfahrenen Belastungskollektivs. Unter ungünstigen Bedingungen kann es daher selbst bei späteren Belastungen mit geringerer Amplitude zu plastischen Verformungen und folglich zu einer örtlichen Reduzierung der Druckeigenspannungen kommen.

Ein weiterer Alterungseffekt beschreibt das sogenannte Ratcheting, welches eine plastische Verformung des Metalls auf Grund einer vorausgegangenen Lastwechselbeanspruchung beschreibt. Untersuchungen von Comond et al [CPTW09] zeigen dieses Verhalten am

Beispiel eines Typ III-Druckbehälters mit Stahl-Liner nach der Autofrettage, dargestellt in Abb. 2.13. Das Spannungs-Dehnungs-Diagramm einer Stahlprobe zeigt, dass sich mit steigender Anzahl vorausgegangener Belastungszyklen unter einer positiven Mittelspannung eine zunehmende bleibende Dehnung einstellt.

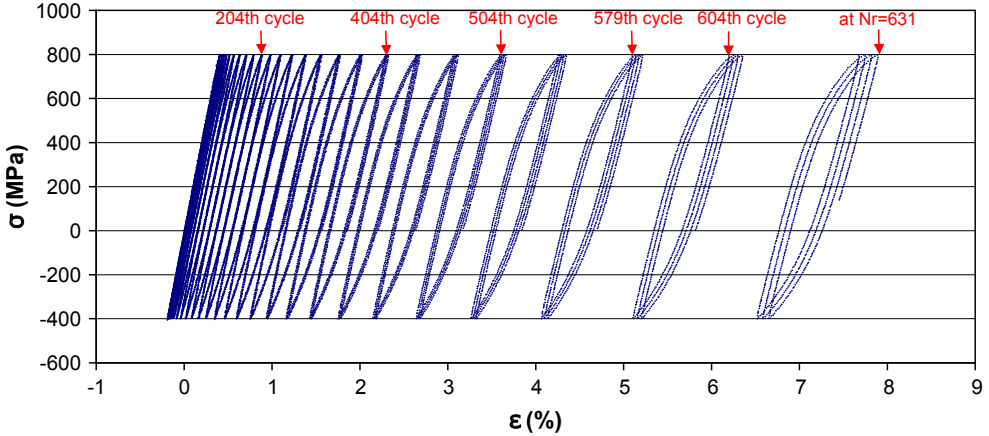


Abbildung 2.13: Bleibende Verformung auf Grund vorausgegangener zyklischer Belastungen mit $\sigma_m = 200$ MPa bei einer Stahlprobe nach [CPTW09]

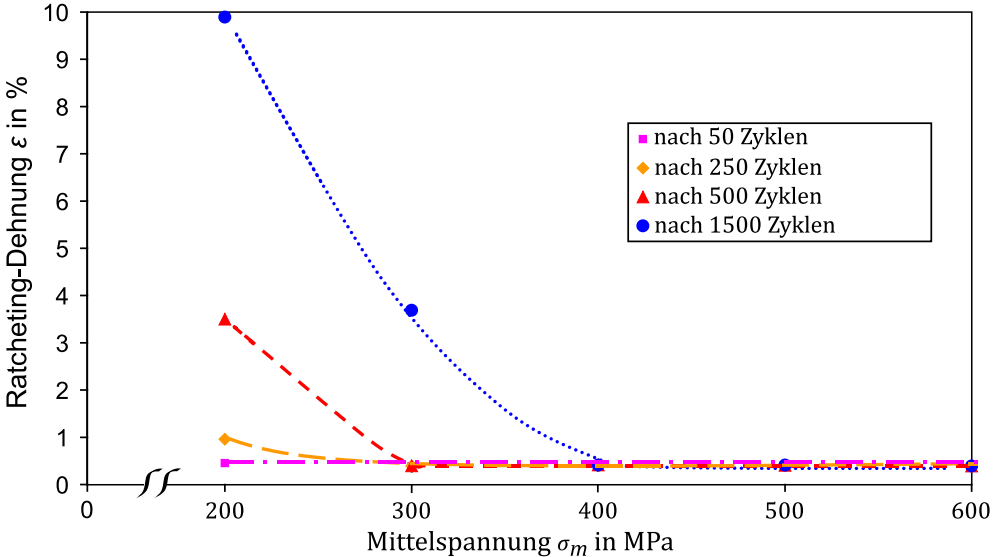


Abbildung 2.14: Einfluss der Mittelspannung auf die bleibende Verformung durch Ratcheting bei Stahl nach [Ale07]

Beeinflusst wird dieser Effekt zusätzlich von der Höhe der wirkenden Mittelspannung. Abb. 2.14 zeigt, dass eine niedrigere Mittelspannung eine Erhöhung der bleibenden Dehnung

durch Ratcheting begünstigt. Dabei steigt der Einfluss mit der Anzahl an Lastwechseln. Die hier aufgeführten Effekte würden, unter der Annahme einer vorherrschenden negativen Mittelspannung, durch die zunehmende plastische Druckverformung des Liners einen kontinuierlichen Abbau des Vorspannungszustandes bewirken.

Auch durch ein ungünstiges Zusammenspiel zwischen Temperatur und den vorherrschenden Druckeigenspannungen kann es unter Umständen zu einer plastischen Verformung des Metalls kommen, wie beispielsweise eine Untersuchung von Anders [And08] zeigt. Mittels analytischer Berechnungen wird demonstriert, dass in Typ III-Atemluftbehältern im innendrucklosen Zustand theoretisch bei noch zulässigen Temperaturen ab 45 °C bereits die Fließgrenze des Metall-Liners überschritten werden kann. Als Ursache wird das konträre Wärmeausdehnungsverhalten von Metall und CFK unter dem bereits bestehenden Druck-Eigenspannungszustand genannt. Das resultierende Druckfließen würde ebenso einen Abbau des Vorspannungszustandes begünstigen.

2.3.2 Alterung des Faser-Kunststoff-Verbundes

Steifigkeitsdegradation auf Grund mechanischer Schädigung

Eine Alterung des Faserverbundes in Form einer statischen oder zyklischen mechanischen Beanspruchung erfolgt durch einen sukzessiven Schädigungsprozess, welcher zunächst auf eine schrittweise Degradation des Matrixwerkstoffes und später einer Schädigung der Fasern zurückzuführen ist. Analog zum Schädigungsfortschritt äußert sich dies durch veränderte Steifigkeiten der betroffenen Schichten, welche im Folgenden eine Eigenschaftsänderung des gesamten Schichtverbundes bewirken. Die einzelnen Zerrüttungsschritte werden von Schürmann detailliert in seinem Standardwerk [Sch04] beschrieben. Durch eine Überbelastung des Matrixwerkstoffes kommt es zunächst zu Rissen im Matrixwerkstoff, dem Zwischenfaserbruch, wobei keine Fasern durchtrennt werden. Bei zunehmender Belastung erhöht sich die Rissdichte bis zur Erreichung eines Grenzwertes. Dies hat zur Folge, dass sich die Steifigkeit der Einzelschicht bis auf einen Restwert reduziert. Basierend auf mikro- und makromechanischen Betrachtungsweisen existieren des Weiteren eine Vielzahl von Kriterien für eine analytische Beschreibung des Versagens auf Grundlage eines schichtweisen Festigkeitsverlustes nach Chang [Cha68], Hashin/Puck [Puc96, PS98], Cuntze [Cun06] etc. Begünstigt durch eine steigende Anhäufung von Zwischenfaserbrüchen im Matrixwerkstoff kommt es zu einer verstärkten Überbeanspruchung der geschwächten Bereiche, was sich schließlich in einer schichtweisen Ablösung ganzer Segmente, einer sogenannten Delamination, äußert. Durch die sukzessiven Störungen im Matrixverbund und den damit einhergehenden Festigkeitsverlust führt eine lokale Überbeanspruchung der Fasern schließlich zum Faserbruch und folglich zum schichtweisen Versagen des gesamten FKV. Es ist jedoch anzumerken, dass ein solch massiver Schädigungsprozess in der Regel nur bei einer massiven Überbelastung oder im Rahmen sonstiger, durch äußere Einflüsse bedingter Sonderereignisse zu erwarten ist. Bei der Erforschung betriebsbedingter Steifigkeitsänderungen des FKV erscheint daher eine Fokussierung auf Degradationseffekte innerhalb der Exopoxidharzmatrix als zielführend.

Steifigkeitsabbau durch last-, zeit- und temperaturdominante Effekte

Durch das viskoelastische Verhalten des Polymeranteils im Faserverbund kann es vor allem zu temperatur- und belastungsabhängigen Kriech- und Relaxationsprozessen kommen. Kriechprozesse sind durch eine zunehmende Dehnung ε gekennzeichnet, bei der die Beanspruchung σ im Behälter konstant bleibt (z. B. bei einer konstanten Innendruckbelastung). Der Relaxationsprozess ist hingegen durch einen Spannungsabfall (Steifigkeitsverlust) bei gleichbleibender Dehnung gekennzeichnet. Abb. 2.15 veranschaulicht das Langzeitverhalten von Dehnung und Spannung bei den genannten Effekten.

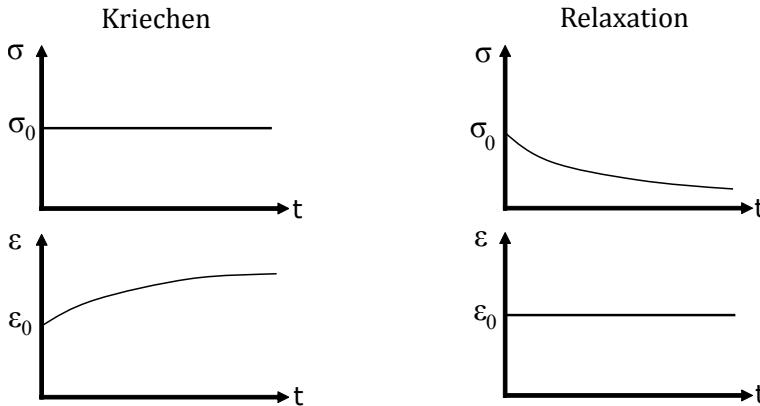


Abbildung 2.15: Schematische Darstellung des Spannungs- und Dehnungsverhaltens über der Zeit bei Kriech- und Relaxationsprozessen

Beide Effekte haben Auswirkungen auf die Eigenspannungen im Metall-Liner, da diese sowohl durch eine Dehnungszunahme sowie durch einen Steifigkeitsverlust des Composites reduziert werden. Effekte in Form von Kriechen oder Relaxation werden unter anderem von Sullivan [Sul90], Guedes et al. [GMC98] sowie von Ahci und Talreja in [AT06] vorgestellt. Das Eintreten genannter Effekte ist insbesondere durch das Alterungsverhalten der duroplastischen Matrix dominiert. Chemische und Temperatureinflüsse sind dahingehend von besonderer Bedeutung. Das viskoelastische Verhalten des Polymers ist ferner von der Glasübergangstemperatur T_g abhängig. Zur Kennwertermittlung wurde auf Untersuchungen von Schönfelder [Sch17] zurückgegriffen, welcher bereits Probekörper ähnlicher Bauweise mittels Dynamisch Mechanischer Analyse (DMA) untersuchte. Die Temperaturanfälligkeit der Polymermatrix macht es auch möglich, gezielt eine beschleunigte Alterung des Composites zu bewirken, wie unter anderem Arbeiten von [BG95] und [Gue09] zeigen. Im Rahmen dieser Arbeit wurden die Prüfkörper zur Erzielung einer künstlichen Alterung des Composites unter Prüfdruck bei hohen Temperaturen $< T_g$ für eine hohe Anzahl an Stunden ausgelagert. Ausgehend von einer hohen statischen Langzeit-Innendruckbelastung kann nach [CBTA11] jedoch auch eine kontinuierlich anwachsende Anzahl an Faserbrüchen einen Steifigkeitsverlust des FKV bis hin zum Versagen bewirken.

2.4 Versagen und Lebensdauer

Die Hauptausfallursache eines Typ III-Behälters besteht im ermüdungsbedingten Versagen des metallischen Liners. Darum wird als lebensdauerbezeichnende Kenngröße für Typ III-Druckbehälter insbesondere die Lastwechselfestigkeit N_f herangezogen. N_f bezeichnet die Anzahl ertragbarer Lastwechsel bis zum Versagenseintritt, was beim gegebenen Behältertyp einem Durchriss im metallischen Linerwerkstoff entspricht. Die Bestimmung der Lastwechselfestigkeit erfolgt mittels einer definierten hydraulischen, zyklischen Beanspruchung bis zum Eintritt einer Leckage. Durchgeführte Untersuchungen von Mair et al. [MDSS11] zeigen dabei auf, dass die experimentell ermittelten ertragbaren Lastwechsel bei Typ III-Behältern eines Fertigungsloses deutlich variieren. Des Weiteren wurde auch der Einfluss temperierter statischer Langzeitbelastungen bei 65 °C (Zeitstandbelastung) auf die Lastwechselfestigkeit untersucht. Analysen belegten einen signifikanten Einfluss der Zeitstandbeanspruchung auf die Lastwechselfestigkeit, wobei auch die Abfolge dynamischer und statischer Belastungen von Bedeutung ist [HYC14].

2.4.1 Streuung der Lastwechselfestigkeit

Im Rahmen zahlreicher vorausgegangener Forschungsprojekte wurde eine erhebliche Streuung der Lastwechselfestigkeit bei Typ III-Hochdruckbehältern festgestellt. Arbeiten von Mair et al. [MPH⁺12, MHSS12, MB14, MSSS14] und Becker [BM15] beinhalten die statistische Auswertung einer hohen Stichprobenzahl von Typ III-Behältern, die die Lastwechselfestigkeit neuer und bereits gealterter Behälter statistisch abbildet. Dabei konnte festgestellt werden, dass die Streuung der Lastwechselfestigkeit mit zunehmender Betriebsdauer steigt. Abb. 2.16 zeigt eine graphische Darstellung dieses Phänomens, worin die Lastwechselfestigkeit neuer und natürlich gealterter Typ III-Behälter über der Einsatzzeit dargestellt ist.

Zur Beurteilung und zum Vergleich der sicherheitstechnisch zulässigen Streuung kann sich auf eine aktuelle BAM-Gefahrgutregel [BAM17] bezogen werden. Mittels eines Arbeitsdiagramms nach Mair [Mai15], dem »Sample-Performance-Chart« (SPC), kann die Zulässigkeit getesteter Druckbehälter bewertet sowie altersbedingte Veränderung der Streuung erfasst und abgebildet werden. Abb. 2.17 zeigt genanntes Arbeitsdiagramm, in welches der logarithmische Mittelwert $N_{\log 50\%}$ aller ermittelten Restlastwechselfestigkeiten N_i einer Behälterstichprobe mit der Grundgesamtheit n über der Streuspanne der Ergebnisse N_s aufgetragen wird. Die den Lastwechselfestigkeiten zugeordneten Größen $N_{\log 50\%}$ und N_s werden nach [Mai15] mit Gl. 2.19 und Gl. 2.20 ermittelt.

$$N_{\log 50\%} = 10^{m_{\log N}} \quad \text{mit} \quad m_{\log N} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \log_{10}(N_i) \quad (2.19)$$

$$N_s = 10^{s_{\log N}} \quad \text{mit} \quad s_{\log N} = \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (\log_{10}(N_i) - m_{\log N})^2} \quad (2.20)$$

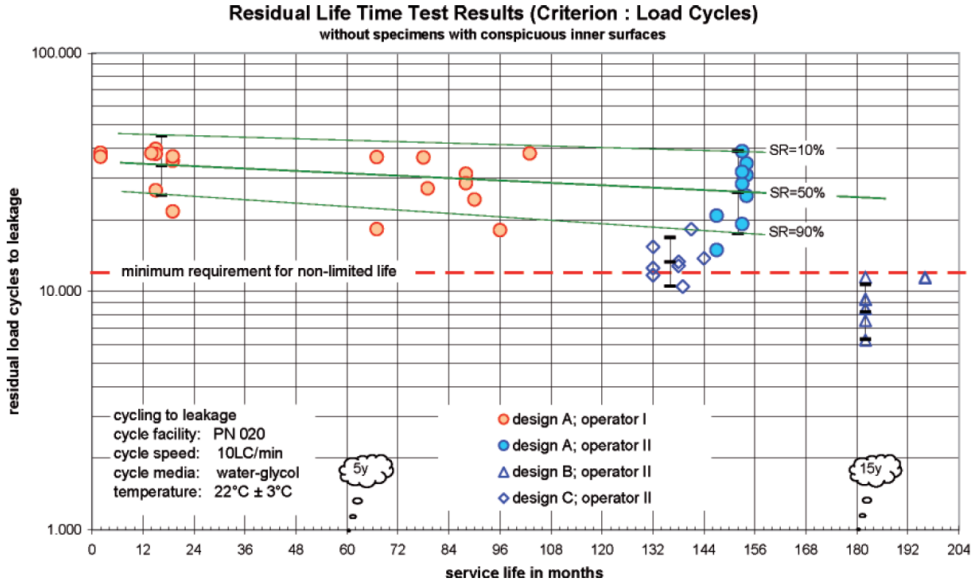


Abbildung 2.16: Streuung in den Restlastwechselfestigkeiten verschieden gealterter Typ III-Druckbehälter aus [MHSS12]

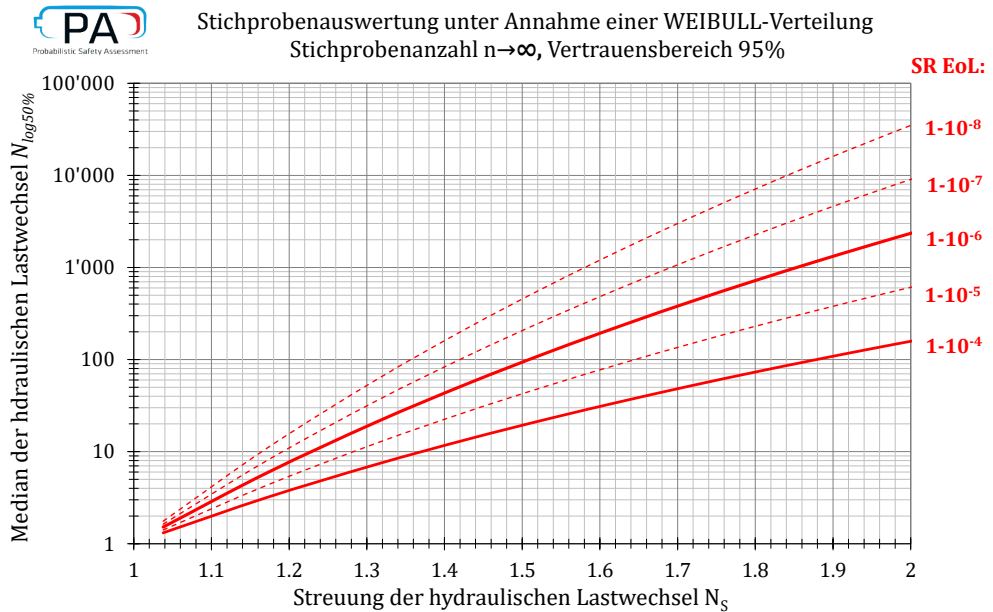


Abbildung 2.17: Sample-Performance-Chart zur Bewertung des Streuverhaltens einer Grundgesamtheit aus [BAM17]

Die ermittelte Streuung N_s muss dabei kleiner der zulässigen Streuung sein, welche wiederum einer festgelegten Ausfall- bzw. Überlebenswahrscheinlichkeit SR (auch $SREoL$, engl. Survival Rate - End of Life) zugeordnet ist. Die entsprechenden Isotalen (Linien konstanter Überlebenswahrscheinlichkeit) sind im Arbeitsdiagramm ausgewiesen. Den Festlegungen der zulässigen Isotalen liegt dabei die Versagensart, in diesem Fall sowie bei den meisten Typ III-Druckbehältern das »Leck vor Bruch«-Kriterium, sowie die Art des verwendeten Gases (hier Gruppe der inerten Gase) zu Grunde. Für die im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Atemluft-Druckbehälter ergibt sich nach Mair [Mai15] eine maximal zulässige Fehlerrate von $FR_{max} = 10^{-4}$ oder eine geforderte Überlebenswahrscheinlichkeit von $SR = 1 - FR = 99,99\%$.

2.4.2 Zusammenhang zwischen Lastwechselfestigkeit und Eigenspannung

Wie bereits unter Kapitel 2.2 erläutert, existiert eine Abhängigkeit zwischen der Anzahl ertragbarer Lastwechsel und der Höhe der auftretenden Beanspruchung. Dies wird auch in der Literatur unter Einbeziehung von Lebensdauermodellen deutlich. Bei einem Großteil an Modellen wird die Beanspruchung durch die Spannungsamplitude abgebildet, die sich – je nach Modellansatz – bis hin zur dritten Potenz auf die Anzahl ertragbarer Lastwechsel auswirkt [Zer19]. Als Einflussfaktor ist zudem entsprechend Abb. 2.8 die Eigenspannung aufzuführen.

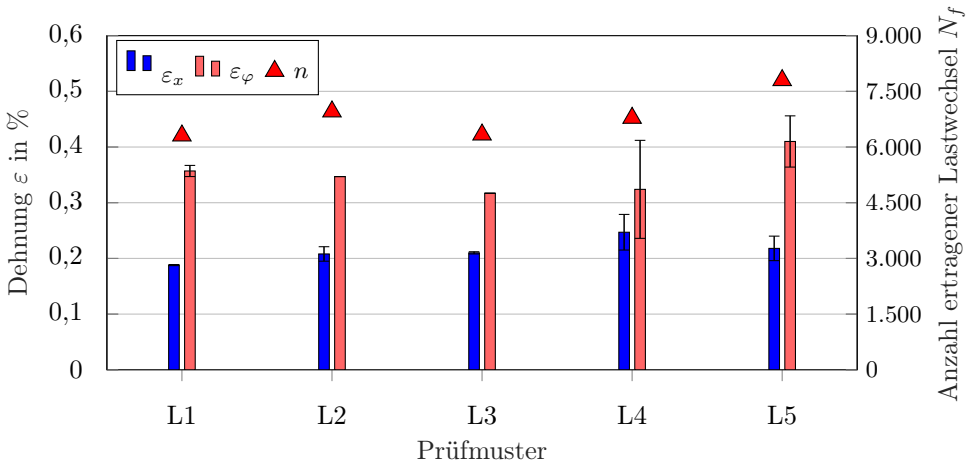


Abbildung 2.18: Zusammenhang zwischen Lastwechselfestigkeit und bleibender Verformung nach der Autofrettage

Eine Übertragbarkeit auf die hier verwendeten Typ III-Druckbehälter kann mittels der im Forschungsprojekt HYCOMP [HYC14] generierten Daten belegt werden. Dazu wurden von einer Gruppe der in Abb. 2.11 gezeigten Druckbehälter die Anzahl ertragbarer Lastwechsel ermittelt. Abb. 2.18 zeigt eine Gegenüberstellung der Gesamtlastwechselzahl N_f und der nach der Autofrettage ermittelten bleibenden Dehnungen im mittleren zylindrischen

Behälterbereich, welche als Ersatzgröße für das Maß an Eigenspannung herangezogen werden (vgl. Kapitel 2.2.3). Die Ergebnisse belegen einen direkten Zusammenhang zwischen Lastwechselfestigkeit und Druckeigenspannung im Metall-Liner.

2.4.3 Ansätze aus der Betriebsfestigkeit zur Lebensdauerabschätzung

Im Hinblick auf das typische »Leck vor Bruch«-Schadensverhalten eines Typ III-Druckbehälters wird sich im Rahmen der Betriebsfestigkeitsbetrachtungen auf eine werkstofftechnische Analyse des Metalls beschränkt. Alterungsbedingte Einflüsse des FKV sollen indirekt über die Eigenspannung im Betriebsfestigkeitsmodell berücksichtigt und abgebildet werden. Die verschiedenen Konzepte der Betriebsfestigkeit stützen sich auf die unterschiedlichen Phasen der Werkstoffermüdung. Ausgehend von der Mikrorissbildung kommt es über die Rissausbreitung zum technischen Anriss, wobei dieser unter einem fortschreitenden Risswachstum schließlich in einem Gewaltbruch endet. Eine ausführliche Vorstellung aller gängigen Methoden erfolgt in [Sie06]. Da sich die mechanischen Modelle zum Teil grundlegend unterscheiden, ist es für die Wahl der Methode relevant, ob als Ausfallkriterium ein Anriss oder Bruch gewählt wird. Abb. 2.19 zeigt den Einsatzbereich unterschiedlicher Konzepte im Hinblick auf das gesetzte Ausfallkriterium.

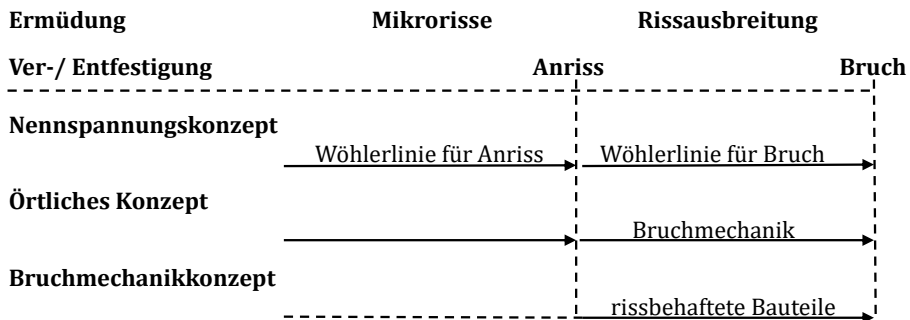


Abbildung 2.19: Einsatzgebiete verschiedener Betriebsfestigkeitskonzepte aus [EK08a]

Für die Lebensdauerabschätzung bis zum Bruch eignen sich prinzipiell die Anwendung des Nennspannungskonzepts, des örtlichen Konzepts als auch des bruchmechanischen Konzepts. Beiden Ersteren liegen sowohl Annahmen basierend auf der Nennspannungswöhlerlinie eines Bauteils oder der, auf der Nettoquerschnittsfläche einer Probe basierenden örtlichen Spannung (Örtliches Konzept) zu Grunde. Abhängig von der vorliegenden Intensität der Beanspruchung erscheint hier zunächst eine Betrachtung des globalen Nennspannungskonzepts und Örtlichen Konzepts als sinnvoll. Auch eignet sich auf Grund der zyklischen Beanspruchungsform eine bruchmechanische Betrachtungsweise, wodurch im Rahmen makroskopischer Modelle der Einfluss örtlicher Spannungsspitzen an der Risspitze auf den Rissfortschritt analysiert werden kann. Neben der Erfassung des Last- und Beanspruchungsverhaltens bedarf dies zusätzlich detaillierter Analysen der Rissausbreitung sowie der Bruchflächen. Des

Weiteren ist eine genaue Ermittlung des Werkstoffverhaltens (z. B. Aufnahme der zyklischen R-Kurve) erforderlich, welches an bauteilspezifischen Materialproben experimentell bestimmt werden muss. Da dieses Vorgehen innerhalb dieser Arbeit nicht realisiert werden kann, wird von einer bruchmechanischen Analyse Abstand genommen. Hingegen wird das angewendete Betriebsfestigkeitsmodell auf Grundlage des Nennspannungskonzepts als auch des Örtlichen Konzepts entwickelt, wobei nach Abb. 2.19 ein Durchriss als Ausfallkriterium definiert wird. Abb. 2.20 zeigt in einer Übersicht unterschiedliche Ansätze für eine Lebensdauerbetrachtung auf Grundlage von Nennspannungskonzept und Örtlichem Konzept. Die Einteilung in die unterschiedlichen Bereiche erfolgt entsprechend der Anzahl an Lastzyklen, wobei diese nach Abb. 2.20 durch eine Wöhlerlinie mit der Höhe der auftretenden Beanspruchung verknüpft sind. Da in den hier durchgeführten Versuchen hauptsächlich Lastwechselzahlen von $< 10^4$ erreichen werden, wird sich auf den Kurzzeitfestigkeitsbereich fokussiert. Jedoch sollen eingangs auch Modelle aus dem angrenzenden Zeitfestigkeitsbereich betrachtet werden. Im Folgenden erfolgt daher zunächst eine Zusammenstellung von Ansätzen aus beiden Bereichen, die kurz erläutert und diskutiert werden.

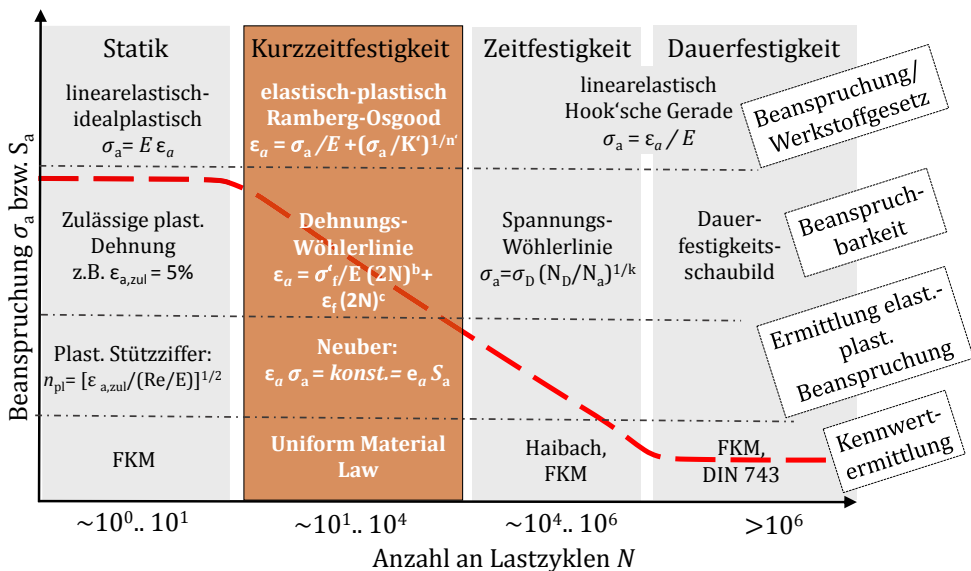


Abbildung 2.20: Zusammenstellung von Ansätzen aus dem Nennspannungskonzept und Örtlichen Konzept nach [Ein19]

Wöhlerlinie (Nennspannungskonzept)

Die Lebensdauerabschätzung mittels Wöhlerlinie stützt sich auf die Bewertung des Einflusses zyklischer Lasten mit konstanter Amplitude auf die Anzahl ertragbarer Lastwechsel unter Berücksichtigung der im Werkstoff auftretenden Spannungsamplituden. Die Methode ist für die Anwendung an metallischen Werkstoffen gut erforscht und etabliert. Auf Grund des maßgebenden Schadenverhaltens »Leck vor Bruch« bei Typ III-Behältern eignet

sich der Einsatz dieses Verfahrens zur Abschätzung einer sicheren Gebrauchsdauer, ist jedoch – abhängig von dem gewählten Ansatz – als eher konservativ einzuordnen. Das Wöhlerlinienmodell umfasst die Bereiche der Kurz-, Zeit- und Dauerfestigkeit.

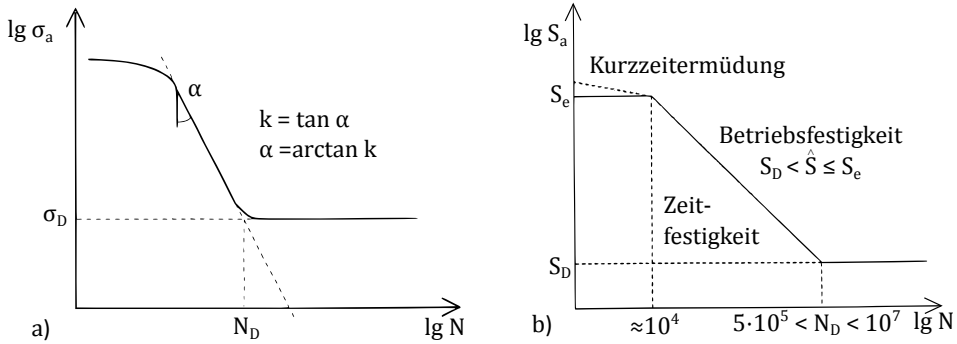


Abbildung 2.21: Wöhlerliniengerade in doppelt logarithmischer Einteilung a) am Bauteil mit Kennzeichnung der Berechnungsgrößen und b) am Werkstoff unter Berücksichtigung der einzelnen Lastwechselbereiche, aus [EK08a]

Der Kurzzeitfestigkeitsbereich ist gekennzeichnet durch einen hohen plastischen Verformungsanteil und reicht, je nach Werkstoff, bis etwa $N < 10^4$ LW. Daran anschließend reicht der Zeitfestigkeitsbereich von ca. $1 \cdot 10^4$ LW bis $5 \cdot 10^5$ LW und der Dauerfestigkeitsbereich von ca. $5 \cdot 10^5$ LW bis $1 \cdot 10^7$ LW (bei vernachlässigbarer plastischer Verformung; vgl. Abb. 2.21, Teilbild b). Die klassische Wöhlerlinie wird in einem Diagramm mit doppelt logarithmischer Darstellung eingezeichnet und beschreibt das Bauteil- bzw. Werkstoffverhalten im Zeitfestigkeitsbereich (vgl. Abb. 2.21, Teilbild a). Aufgetragen werden die Spannungsamplituden $\sigma_a = \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2}$ bzw. S_a über der Anzahl an Lastwechseln N . Der Ausdruck σ_a weist auf eine globale Betrachtungsweise am Bauteil hin, S_a beschreibt hingegen die mittels Örtlichen Konzepts ermittelte Beanspruchung im Material.

Die dargestellte Wöhlerlinie wird nach Basquin [Bas10] als Potenzansatz nach Gl. 2.21 berechnet. Dabei bezeichnet der Exponent k den Anstieg, der experimentell durch die Auswertung zweier ermittelter Wertepaare nach Gl. 2.22 und Gl. 2.23 bestimmt werden kann. N_D bezeichnet die Lastwechselzahl; σ_D bzw. S_D die zugehörige Spannungsamplitude, bei der von einer Dauerfestigkeit ausgegangen werden darf. Bei der Anwendung weiterführender Wöhlerlinienmodelle kann der Einfluss der Eigenspannung über die Mittel- und Oberspannung berücksichtigt werden (vgl. Abb. 2.8).

$$N = L \cdot S_a^{-k} = N_D \cdot \frac{S_a^{-k}}{S_D^{-k}} \quad (2.21)$$

$$k = \frac{\log N_2 - \log N_1}{\log S_{a1} - \log S_{a2}} \quad (2.22)$$

$$L = N_1 \cdot S_{a1}^k = N_2 \cdot S_{a2}^k \quad (2.23)$$

Zur experimentellen Auswertung von Versuchen eignet sich die Anwendung der Horizontmethode, wobei eine Erfassung mehrerer Prüflinge je Beanspruchungs- oder Alterungsstufe erfolgt [EK08a]. Unter der Annahme einer normalverteilten Streuung der Ergebnisse können so Wöhlerlinien unterschiedlicher Überlebenswahrscheinlichkeit dargestellt werden, die parallel zueinander verlaufen. Bei der Berücksichtigung mehrerer Horizonte bzw. Alterungsstufen > 2 erfolgt die Konstruktion der Wöhlerlinie auf Grundlage einer linearen Regression der jeweils ermittelten alterungsspezifischen Wertepaarungen.

Modifizierte Wöhlerlinie nach Stüssi

Für die Darstellung einer modifizierten Wöhlerlinie nach Stüssi empfiehlt sich zunächst eine Umformulierung des in Gl. 2.21 nach Basquin [Bas10] vorgestellten Ausdrucks zu Gl. 2.24.

$$N = N_0 \left(\frac{\sigma_{D(0)}}{\sigma_a} \right)^k \quad (\sigma_{D(0)} < \sigma_a) \quad (2.24)$$

Davon ausgehend bietet eine nach [Koc95] modifizierte Variante aus Gl. 2.25 den Vorteil, dass eine über der Lebensdauer veränderliche Dauerfestigkeit σ_D Berücksichtigung findet. Dies erfordert eine Modifikation der Ausgangsgrößen zu \bar{N}_0 , $\sigma_{D(0)}$ und \bar{k} , wobei $R_{m(0)}$ den Anfangswert der maximal ertragbaren Spannung (bauteilspezifisch, nicht zwangsläufig Zugfestigkeit) und $\sigma_{D(0)}$ die bauteilspezifische Dauerfestigkeit beschreiben.

$$N = \bar{N}_0 \left(\frac{R_{m(0)} - \sigma_a}{\sigma_a - \sigma_{D(0)}} \right)^{\bar{k}} \quad (\sigma_{D(0)} < \sigma_a < R_{m(0)}) \quad (2.25)$$

Wie in Abb. 2.22 dargestellt, wird dadurch auch der in dieser Arbeit fokussierte Übergangsbereich zwischen Kurzzeit- zur Zeitfestigkeit maßgeblich beeinflusst.

Es ist anzustreben, die schädigungsbedingt veränderlichen Parameter experimentell zu ermitteln. Andernfalls können diese jedoch auch nach der mittels Gl. 2.21 konstruierten Wöhlerlinie im Zeitfestigkeitsbereich entsprechend der folgenden Formulierungen aus Gl. 2.26–2.28 angepasst werden.

$$\sigma_a^{(1)} = \sqrt{R_{m(0)} \cdot \sigma_{D(0)}} \quad (2.26)$$

$$\bar{k} = k \frac{(R_{m(0)} - \sigma_a^{(1)})(\sigma_a^{(1)} - \sigma_{D(0)})}{\sigma_a^{(1)}(R_{m(0)} - \sigma_{D(0)})} \quad (2.27)$$

$$\bar{N}_0 = N_0 \left(\frac{\sigma_{D(0)}}{\sigma_a^{(1)}} \right)^k \left(\frac{\sigma_a^{(1)} - \sigma_{D(0)}}{R_{m(0)} - \sigma_a^{(1)}} \right)^{\bar{k}} \quad (2.28)$$

Zur Berücksichtigung des Mittelspannungseinflusses $\sigma_m > 0$ gilt eine Modifizierung der wirkenden Spannungsamplituden in Gl. 2.25 zu $\sigma_a = \sigma_{a,m} = \sigma_a + \sigma_m$ sowie eine Erhöhung des Versagenskriteriums σ_D um $\Delta\sigma_D$. Nach [Koc95] bietet das Verfahren das Potential einer verbesserten Vorhersage bezüglich der zu erwartenden Lebensdauer mittels einer Berücksichtigung mehrachsiger Spannungszustände.

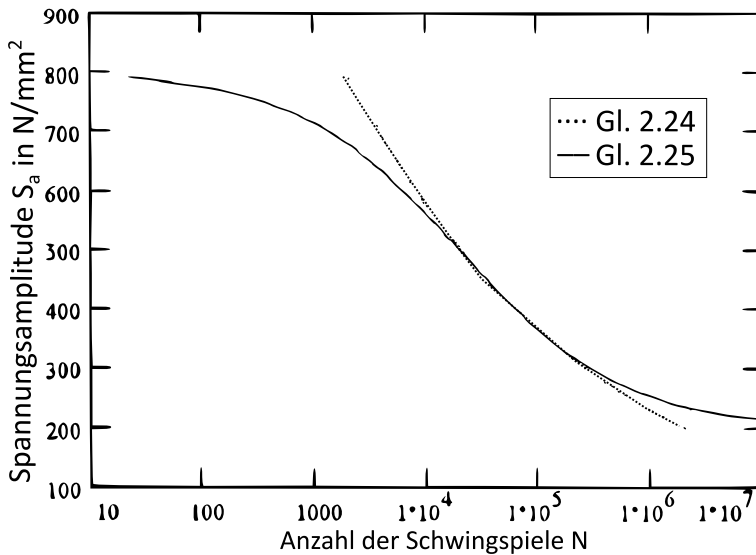


Abbildung 2.22: Anpassung der Wöhlerlinien einer Stahlprobe im Zeitfestigkeitsbereich nach Stüssi nach [Koc95]

Schaubilder nach Smith/Haigh/Moore-Kommers-Jaspers

Nach [BRR14] ist insbesondere bei Metallen der Mittelspannungseinfluss auf die Lebensdauer signifikant. Dieser findet in den Dauerfestigkeits-Schaubildern nach Haigh, Smith und Moore-Kommers-Jasper Berücksichtigung. Da diese Modelle hauptsächlich den Dauerfestigkeitsbereich abdecken, erscheint ihre Anwendung auf die hiesige Problemstellung als nicht zielführend. Dennoch soll der Vollständigkeit halber kurz auf sie verwiesen werden. Eine kompakte Gegenüberstellung der Modelle erfolgt in [WMJV09]. Smith- und Haigh geben Grenzwerte der zulässigen Ober- und Unterspannung bzw. Spannungsamplituden in Abhängigkeit der Mittelspannung an, das Schaubild nach Moore-Kommers-Jaspers zeigt eine Darstellung des Spannungsverhältnisses R über der Oberspannung [Sch97].

Dehnungswöhlerlinie (Örtliches Konzept)

In Abgrenzung zu den vorgestellten Zeit- und Dauerfestigkeitsmodellen ist der Druckbehälterbau jedoch in der Regel im Kurzzeitfestigkeitsbereich oder auch Kurzschwingfestigkeitsbereich (engl. low cycle fatigue, LCF) bei einer Lastwechselzahl von $N < 10^4$ einzuordnen. Bei einer Lastwechselfestigkeit von $N_f < 10^4$ muss bei hochbelasteten Komponenten wie Druckbehältern nach [BMN15] auch von plastischen Verformungen ausgegangen werden, die auf den Schadensfall dominant wirken. Eine Verknüpfung von plastischer Dehnung und Lebensdauer kann mittels der Coffin-Manson-Beziehung nach Gl.2.29 beschrieben werden [BB14]. Sie wird durch die in Abb. 2.23 dargestellten Dehnungswöhlerlinie abgebildet.

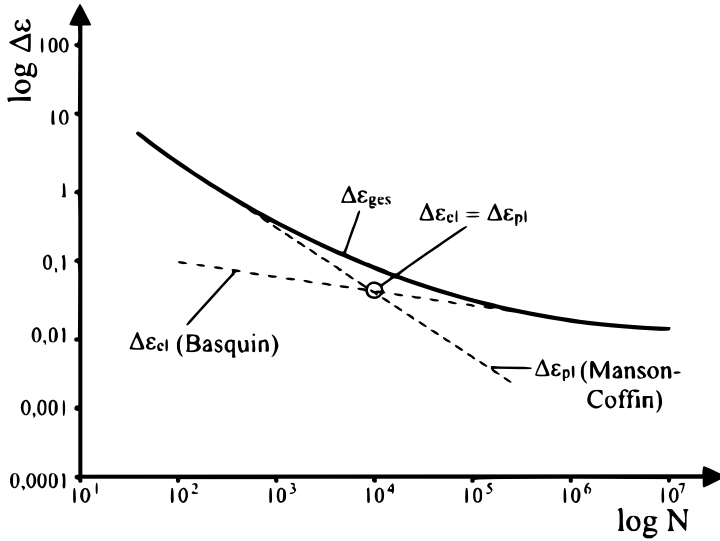


Abbildung 2.23: Darstellung und Konstruktion der Dehnungswöhlerlinie aus [Kle05]

Analog zur klassischen Wöhlerlinie aus dem Nennspannungskonzepts wird hier über der Lastwechselzahl N die ertragbare Dehnungsamplitude ε_a aufgetragen, welche sich nach Gl.2.31 aus einem plastischen und elastischen Anteil zusammensetzt.

$$\Delta\varepsilon_{pl} = \varepsilon'_f \cdot N^c \quad (2.29)$$

$$\Delta\varepsilon_{el} = \frac{\sigma_a}{E} = \frac{\sigma'_f}{E} \cdot N^b \quad (2.30)$$

$$\Delta\varepsilon_{ges} = \Delta\varepsilon_{pl} + \Delta\varepsilon_{el} = \varepsilon'_f \cdot N^c + \frac{\sigma'_f}{E} \cdot N^b \quad (2.31)$$

Dabei bezeichnet σ'_f den Schwingfestigkeits- und ε'_f den zyklischen Duktilitätskoeffizienten sowie b den Schwingfestigkeits- und c den zyklischen Duktilitätsexponenten. Genannte Konstanten sind werkstoffabhängig und können aus dehnungskontrollierten Versuchen oder mittels des Uniform Material Law (UML, amerikanischer Standard) abgeschätzt werden. Für eine übersichtliche Darstellung weiterer Modelle, insbesondere im Rahmen der nichtlinearen Schadensakkumulation, wird auf [Sie06] verwiesen.

2.4.4 Versagensbilder

Im Rahmen von Betriebsfestigkeits- und Schädigungsanalysen sind auch über den Ort der Schädigung Informationen über die Beanspruchungsverteilung im Behälter ableitbar. Vermehrtes Auftreten von Schadensereignissen innerhalb einer bestimmten Region lassen auf ein erhöhtes örtliches Beanspruchungsniveau schließen, was wiederum Rückschlüsse auf geometrische und strukturelle Einflussfaktoren, beispielsweise aber auch lokale Eigenspannungseffekte zulässt. In einem vorausgegangenen Forschungsvorhaben HYCOMP [HYC14]

wurden Schadensbilder von 22 Typ III-Behältern mit Stahl-Liner erfasst. Anlage A.4 stellt in einer Auflistung zusätzliche Informationen zu den untersuchten Behältern bereit. Eine erarbeitete Zusammenstellung von Anzahl, Länge und Ort der festgestellten Risse zeigt Abb. 2.24.

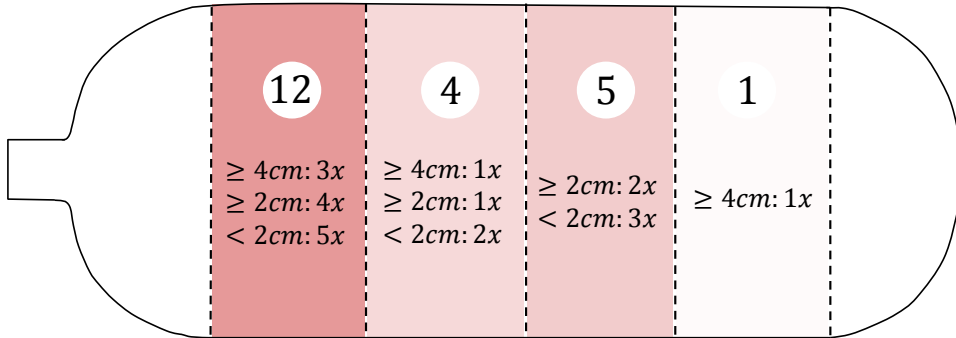


Abbildung 2.24: Anzahl, Größe und Verteilung detektierter Risse an einem Los von 22 Typ III-Behältern

Auf Grund der hohen Beanspruchung in Umfangsrichtung (siehe Abschnitt 2.1.2) bilden sich Risse im Liner in axialer Richtung aus. Dabei wurde eine erhöhte Konzentration von Rissen im vorderen und mittleren zylindrischen Bereich festgestellt. Zudem wurde bei den Behältern entweder eine hohe Anzahl von kleinen Durchrissen oder eine geringe Anzahl größerer Durchrisse festgestellt. Dies lässt multiple örtliche Anrisspunkte und ein späteres Zusammenwachsen der einzelnen Risse vermuten.

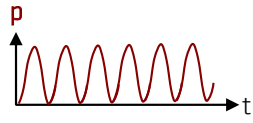
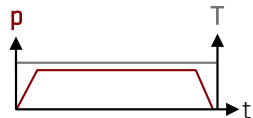
Die gezeigten Ergebnisse lassen insbesondere im vorderen, anschlussnahen zylindrischen Bereich eine erhöhte Materialbeanspruchung vermuten. Folglich sollen Schädigungs- sowie Eigenspannungsanalysen auf den vorderen und mittleren zylindrischen Bereich fokussiert werden.

Die alternierende Abfolge von Zeitstand und Lastwechseln soll eine separierte Analyse von Auswirkungen beanspruchungsspezifischer Effekte in Anlehnung an einen realen Alterungsprozess ermöglichen. Gefahrene Prüfparameter sowie der Belastungsverlauf der einzelnen Versuche sind in Tab.3.2 aufgeführt. Die gewählten Parameter orientieren sich dabei an der herstellerseitig angegebenen Maximalbelastung, wie beispielsweise dem Prüfdruck $PH = 450$ bar oder einer maximal zulässigen Betriebstemperatur von $T_{max} = 65^\circ C$. Die gewählte Anzahl an Lastwechseln von $N = 1.000$ je Alterungszyklus orientiert sich an Erfahrungswerten aus bereits durchgeführten Forschungsprojekte wie z. B. [HYC14] sowie an den laut Zulassungsvorschriften geforderten und in Tab. 1.2 vermerkten Mindestlastwechselzahlen bis zum Versagen.

Tabelle 3.1: Zusammenstellung der verwendeten Abkürzungen für Beanspruchungs- und Alterungsstufen

Art	Abkürzung	Spezifizierung	beinhaltete Beanspruchungen
Beanspruchung	LW	Lastwechselbeanspruchung (1.000 LW)	-
	LWbV	Lastwechselbeanspruchung bis zum Versagen	-
	ZS	Zeitstandbeanspruchung (500 h)	-
Alterungsstufe	NEU	Neuzustand	keine
	NEU ⁺	Beanspruchter neuer Behälter	LWbV
	ALT1	1. Stufe der künstlichen Alterung	1 x LW + 1 x ZS
	ALT1 ⁺	Erweiterte 1. Stufe der künstlichen Alterung	1 x LW + 1 x ZS + LWbV
	ALT2	2. Stufe der künstlichen Alterung	2 x LW + 2 x ZS
	ALT2 ⁺	Erweiterte 2. Stufe der künstlichen Alterung	2 x LW + 2 x ZS + LWbV

Tabelle 3.2: Detailübersicht der innerhalb des Prüfprogramms der künstlichen Alterung definierten Lastkollektive

Belastung	Umsetzung	Parameter	Belastungsverlauf
Lastwechsel (LW/LWbV)	zyklische Innendruckbelastung	$f_{LW} = 10$ LW/min $p_{max} = 450$ bar $T = 25 - 30^\circ C$	
Zeitstand (ZS)	Linearer Druckanstieg/Abfall mit Haltephase unter hoher Temperatur	$v_p = 100$ bar/min $p_{max} = 450$ bar $t_{halte} = 500$ h $T = 65^\circ C$	

Nach jeder Alterungsstufe erfolgt an ausgewählten Behältern die Bestimmung der Restlastwechselfestigkeit sowie unter anderem eine zerstörungsfreie und auch zerstörende Analyse des Eigenspannungszustandes. Darüber hinaus kommen weitere zerstörungsfreie Prüfverfahren zur Erfassung des Dehnungs-, Material- und Strukturverhaltens zur Anwendung. Alterungsbedingte Veränderungen können dadurch sukzessive abgebildet werden. Die einzelnen Messverfahren werden in Abschnitt 3.3 näher beschrieben. Als Referenzzustand dienen neue, unbeanspruchte Behälter. Zur Erfassung realer Alterungserscheinungen dient darüber hinaus die Analyse nach 15-jähriger Betriebsdauer ausgesonderter Behälter, welche mit den identischen Prüfverfahren untersucht werden. Der Vergleich von Ergebnissen real und künstlich gealterter Behälter soll eine Bewertung des künstlichen Alterungsprozesses im Hinblick auf Veränderungen des Eigenspannungszustandes ermöglichen.

3.1.2 Direkte Verfahren zur Eigenspannungsmessung

Die nominale Erfassung von Eigenspannungen gestaltet sich aufwändig, da für eine umfassende Analyse in der Regel mehr als nur ein Messverfahren benötigt wird. [WB01] gibt eine Übersicht über eine Vielzahl zerstörender und zerstörungsfreier Messverfahren. Die zerstörende Eigenspannungsmessung im direkten Verfahren beruht auf der Messung einer Deformation unmittelbar am zu untersuchenden Werkstoff, wobei die gemessene Dehnung auf Grund einer Störung des inneren Spannungsgleichgewichtes in Folge einer Materialtrennung ausgelöst wird. Die unterschiedlichen Trennverfahren unterscheiden sich dabei in Art und Weise des Trennvorgangs, wie es beispielsweise mittels einer Bohrung bei der Bohrlochmethode [SDLBP08], durch einen schichtweisen Materialabtrag mittels Fräsen oder Elektrolyse [Sto09] oder mittels einer Einkerbung [TR51] realisiert wird. Als zerstörungsfreie direkte Messverfahren seien insbesondere Messverfahren genannt, die auf Ultraschalltechniken [Wit07] oder der Beugung von Röntgen- oder Neutronenstrahlung [Hel97, AHWA85, SWD12, CG07, SDLBP08] am Atomgitter basieren und somit direkt das betreffende Material analysieren. Der Großteil genannter Messverfahren bedarf jedoch Laborbedingungen, setzt ein isotropes Werkstoffverhalten voraus oder ist lediglich an Werkstoffproben durchführbar. Zudem scheitern die aufgezählten zerstörungsfreien Prüfverfahren zumeist an einer Durchdringung der den Liner umgebenden hochdämpfenden Faserverbundschicht.

Für eine Umsetzung am Hybridbauteil ist somit lediglich eine geringe Auswahl der vorgestellten zerstörenden Messverfahren adaptierbar. Dabei handelt es sich im Wesentlichen um die genannten Trennverfahren. Das im Rahmen dieser Arbeit angewandte Verfahren ist das Freischnittverfahren. Dabei wird der zu untersuchende Behälterbereich aus dem unter Vorspannung stehenden Gesamtverbund mittels Trennschleifer oder Fräser herausgelöst (oder auch »freigeschnitten«). Aus der Störung des Vorspannungszustandes resultiert eine Ausdehnung oder Kontraktion der freigeschnittenen Teilstruktur, die messtechnisch mittels DMS erfasst wird. Unter Berücksichtigung des E-Moduls des Grundwerkstoffes kann daraus die Vorspannung ermittelt werden. Auf Grund anisotroper Werkstoffeigenschaften des Faserverbundes sowie der inhomogenen Oberflächenstruktur sind Dehnungsmessungen auf

der Außenfläche des Behälters nur bedingt interpretierbar. Durch Aufbringen des DMS auf den isotropen (metallischen) Grundwerkstoff im Behälterinneren können deutlich genauere Informationen über den Spannungszustand abgeleitet werden. Weiterführende Informationen zur Durchführung sind Abschnitt 3.3.1 zu entnehmen.

3.1.3 Indirekte Verfahren – Verformungsanalyse

Informationen über eine Eigenspannungsänderungen können zerstörungsfrei auch indirekt über eine Analyse des Dehnungsverhaltens des gesamten Bauteils gewonnen werden, da für kleine Dehnungen im linear-elastischen Bereich ein linearer Zusammenhang zwischen Spannung und Dehnung (unter der Voraussetzung eines konstanten, materialspezifischen Elastizitätsmoduls) angenommen werden kann. Unter Kenntnis der orthotropen Materialeigenschaften des FKV können genannte Abhängigkeiten nach Gl. 2.7 abgeschätzt werden. Vorspannungsänderungen können somit direkt aus Dehnungsänderungen an der äußeren Behälteroberfläche abgeleitet werden.

Für die Anwendung am Druckbehälter eignen sich diverse zerstörungsfreie Messverfahren. Mittels der Applikation von DMS kann die Oberflächendehnungen einer definierten Fläche erfasst werden. Darüber hinaus eignen sich insbesondere optische Messverfahren wie Streifenprojektions- und Bildkorrelationsverfahren oder auch optische Fasern. Erstgenannte Messverfahren haben den Vorteil, große Flächen abdecken zu können. Auf Grund des anisotropen Composite-Werkstoffes sowie den damit verbundenen Oberflächeneffekten sind jedoch Rückschlüsse auf die tatsächliche Verformung des Liners nur bedingt möglich.

3.1.4 Indirekte Verfahren – Analyse der Strukturdynamik

Ein alternativer Ansatz besteht darin, Informationen über den Eigenspannungszustand aus dem dynamischen Verhalten des Gesamtbauteils abzuleiten. Mit dem Ziel der Entwicklung einer zerstörungsfreien Messmethode sollen in diesem Rahmen Einflüsse einer veränderten Vorspannung auf das Schwingungsverhalten erforscht werden. Für eine genauere Beschreibung dieses Effekts werden zunächst, ausgehend von Abschnitt 2.2.2, die Eigenspannungszustände im Hybridbehälter im Rahmen einer Modellbildung approximiert und analytisch beschrieben.

Die aus dem Autofrettage-Prozess resultierenden Vorspannungen spiegeln sich in einem komplexen inneren Kräftegleichgewicht wieder. Abhängig von den jeweiligen materialbedingten Steifigkeitseigenschaften von FKV und Liner führen die ausgeprägten Zug- und Druckbeanspruchungen im Gesamtverbund zu einem Kräftegleichgewicht (vgl. Gl. 2.13). Dem unter Druckspannung stehenden metallischen Liner steht eine, im Composite wirkende Zugbeanspruchung gegenüber (siehe Abb. 2.10 a). Genannte Vorspannungen führen zu spannungsversteifenden Effekten, die das Schwingungsverhalten beeinflussen und mittels einer Analyse modaler Parameter erfasst werden können. Als allseits bekanntes Beispiel sei eine Gitarrensaite genannt, die unter erhöhter Vorspannung mit einer höheren Frequenz schwingt. Dieser Effekt der Vorspannungsversteifung kann auch bei der gegebenen Hybrid-Struktur

beschrieben und genutzt werden. In einer diskretisierten Betrachtungsweise wird dafür die unter Zugbeanspruchung stehende Composite-Ummantelung durch ein unter axialer Normalkraft stehendes infinitesimales Balkenelement approximiert (siehe Abb. 3.3), wobei l die Elementlänge und $\mu = \frac{m}{l}$ die Massebelegung beschreibt.

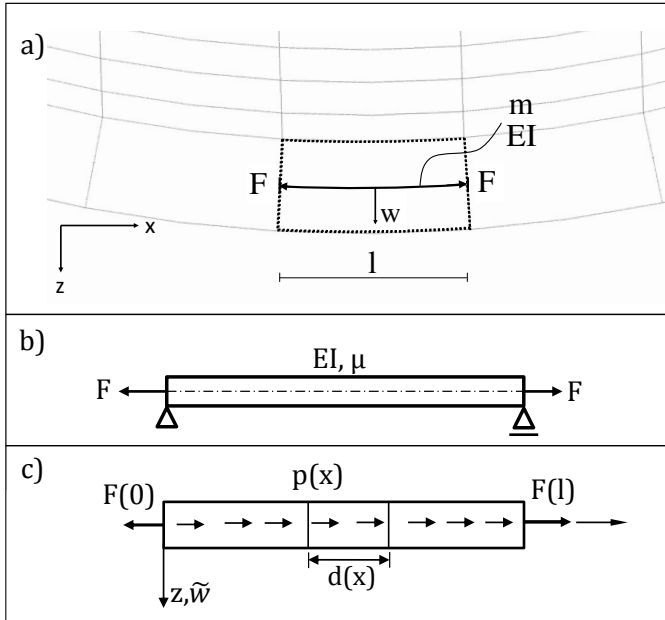


Abbildung 3.3: (a) Unter Vorspannung stehendes 2D-Element aus dem zylindrischen Bereich des FKV, (b) das daraus approximierte Modell eines Biegebalkens unter Normalkraft sowie c) die Schnittkräfte am unverformten Balkenelement nach [GKL12]

Als der Eigenspannung zu Grunde liegender Parameter sollen Auswirkungen der Vorspannkraft F auf das schwingungsmechanische Verhalten der Struktur mittels einer analytischen Beschreibung des Problems nach einer linearen Theorie zur Lösung einer harmonisch erzwungenen Schwingung dargestellt werden. Dabei werden nur Schwingungen in vertikaler z -Richtung betrachtet. Ausgangspunkt bildet das Aufstellen der Bewegungsdifferentialgleichung 3.1 für einen biegesteifen, massebelegten und unter Vorspannkraft stehenden Balken aus [GKL12], wobei die Annahmen

- eines schubstarren Balkens,
- einer konstanten Massebelegung über der Balkenlänge,
- einer konstanten Biegesteifigkeit über der Balkenlänge,
- einer konstanten Normalkraft über der Balkenlänge,
- sowie einer geringen horizontalen Verschiebung gegenüber der vertikalen Verschiebung vorausgesetzt werden.

Berücksichtigung finden die Gleichgewichtsbedingungen aus der Kräfte- und Momentenbilanz am freigeschnittenen unverformten Balken (Abb. 3.3 c) sowie

weiterführend am infinitesimalen verformten Balkenelement der Länge $d(x)$ unter Berücksichtigung der Normalkraft F und der aus der Massebelegung resultierenden Linienlast $p(x)$. Dabei werden die Abkürzungen $(\prime) = \frac{\partial}{\partial x}$ und $(\dot{}) = \frac{\partial}{\partial t}$ verwendet. Das Symbol $(\tilde{})$ kennzeichnet eine zeitlich veränderliche Größe, wie beispielsweise $w(t) = \tilde{w}$ eine zeitlich veränderliche Durchbiegung beschreibt.

$$EI\tilde{w}'''' - F\tilde{w}'' + \mu\tilde{w} = 0 \quad (3.1)$$

Durch die Verwendung eines Produktansatzes nach Bernoulli erfolgt durch eine Separation der orts- und zeitabhängigen Variablen die Überführung in zwei gewöhnliche Differentialgleichungen, die den ortsabhängigen Verlauf $w(x)$ sowie den zeitlichen Verlauf $q(t)$ beschreiben.

$$w(x, t) = w(x) \cdot q(t) \quad (3.2)$$

Nach Einführung des Separationsparameters $-\omega^2 = \frac{\ddot{q}}{q}$ können die separierten orts- und zeitabhängigen Differentialgleichungen wie folgt formuliert werden.

$$\ddot{q} + \omega^2 q = 0 \quad (3.3)$$

$$w'''' - \frac{F}{EI}w'' - \frac{\omega^2\mu}{EI}w = 0 \quad (3.4)$$

Die weiterführende Lösung des Problems ergibt sich nach [GKL12] zu Gl. 3.5, wonach die Eigenkreisfrequenz ω_{BN} des vorgespannten biegesteifen Balkens unter Berücksichtigung von k ermittelt werden kann ($k = 1, 2, 3, \dots$ k -te Eigenfrequenz).

$$\omega_{BN,k} = \frac{k\pi}{L} \sqrt{\frac{F \cdot L}{m} + \frac{EI(k\pi)^2}{m \cdot L}} \quad (3.5)$$

Unter der Verwendung von $\omega = 2\pi f$ wird ersichtlich, dass Normalkraft (1. Wurzelterm) und Biegesteifigkeit (2. Wurzelterm) die Eigenfrequenz signifikant beeinflussen. Überträgt man das Problem nun auf den Hybridverbund ergeben sich folgende Erkenntnisse:

Ein erhöhter Eigenspannungszustand und die damit verbundene erhöhte Zugbeanspruchung im Composite hat eine Erhöhung der Eigenfrequenz der Composite-Armierung zur Folge. Ein einhergehender Anstieg der Druckbeanspruchung im metallischen Liner führt jedoch gleichzeitig zu einer Absenkung der Eigenfrequenz innerhalb der metallischen Teilkomponente. Zur Ermittlung des Verhaltens der Gesamtstruktur sind folglich die unterschiedlichen Werkstoffeigenschaften (E-Modul, Dichte) und geometrischen Einflussfaktoren (Schichtdicken, Flächenträgheitsmoment) der Teilkomponenten sowie Kopplungsbedingungen und Schichtabfolge des Gesamtaufbaus zu berücksichtigen.

Daher gestaltet sich eine analytische Abschätzung des komplexen Schwingungsverhaltens der Gesamtstruktur in Abhängigkeit von der Eigenspannung an dieser Stelle als nicht zielführend. Für eine detaillierte Abbildung des Gesamtproblems bietet sich jedoch die Durchführung einer

Finite-Elemente-Analyse (FEA) an, um das gesamtheitliche strukturdynamische Verhalten in Abhängigkeit von der Vorspannung mittels Modal- und Betriebsschwingungsanalyse zu untersuchen. Das grundsätzliche Vorgehen wird in einer Veröffentlichung des Autors in [JS17] beschrieben.

3.2 Eigenspannungsanalyse mittels FEA

Wie schon unter Abschnitt 2.2 gezeigt, resultiert der zu untersuchende Eigenspannungszustand aus dem komplexen Laminataufbau des Composite-Verbundes. Da eine gesamtheitliche Erfassung dieser Zustände messtechnisch nicht möglich ist, soll zunächst mit Hilfe einer FE-Simulation das komplexe Spannungsverhalten im Hybridbehälter dargestellt und untersucht werden. Darüber hinaus sollen mit Hilfe dieses Werkzeugs auch Fragestellungen über die räumliche Eigenspannungsverteilung im Behälter untersucht werden. Geometrisch- und strukturbedingte Inhomogenitäten sollen ebenfalls erfasst und abgebildet werden.

Insbesondere soll die FEA jedoch dazu dienen, den Einfluss verschiedener Eigenspannungszustände auf das dynamische Verhalten abzubilden und somit die Entwicklung eines zerstörungsfreien Prüfverfahrens auf Grundlage einer experimentellen Modalanalyse zu unterstützen. Im Folgenden soll zunächst der Aufbau des FE-Modells beschrieben werden.

3.2.1 Aufbau und Verifikation des FE-Modells

Modellaufbau

Der Hybridbehälter wird mittels des kommerziellen Software-Codes ANSYS [ANS18] unter Verwendung des Composite-Modules ACP modelliert. Der Modellbildung liegen die unter 2.1.1 aufgeführten detaillierten Geometrieinformationen der untersuchten Atemluftbehälter zu Grunde. Mittels CT- und Schlifffbilduntersuchungen sowie Analysen am aufgetrennten Behälter konnten Dicke und Dickenverlauf von Liner und Composite-Verbund sowie der Lagenaufbau ermittelt werden. Der 17-schichtige Lagenaufbau (vgl. Tab. 2.2) wird mittels ANSYS ACP in das FE-Modell implementiert.

Tab. 3.3 gibt Auskünfte über die Eigenschaften des erzeugten Simulationsmodells. Liner und FKV werden separat aus 20-knotigen 3D-Volumenelementen des Typs SOLID186 mit quadratischem Verformungsverhalten modelliert, wobei jeder Knoten drei translatorische Freiheitsgrade aufweist. Die Verknüpfung von Liner und FKV erfolgt mittels einer Multiple-Point-Constrains (MPC)-Kontaktformulierung gemäß Gl. 3.6.

$$\vec{s}_{L(x,z,\varphi)} = \vec{s}_{C(x,z,\varphi)} \quad (3.6)$$

Eine Verschiebung s eines Element-Knotens im Liner mit dem Vektor $\vec{s}_{L(x,z,\varphi)}$ hat demnach eine identische Verschiebung (Richtung und Betrag) des gekoppelten Knotens des Composite-Elementes zur Folge. Abb. 3.4 zeigt die verwendeten Elemente im axialen Schnitt durch die Behältermitte.

Tabelle 3.3: Eigenschaften von Liner- und FKV-Komponente der FE-Baugruppe entsprechend Abb. 3.4

Eigenschaften	Liner	FKV
Material	AA 6061-T6	CFK, GFK, EP
Elementtyp	SOLID186	SOLID186
Anzahl an Elementen	30.000	50.000
Federsteifigkeiten der Einspannung	Elementweise Verknüpfung mit dem FKV mittels MPC	$K_x = 1.500 \text{ N/m}$ $K_y = 1.500 \text{ N/m}$ $K_z = 1.500 \text{ N/m}$

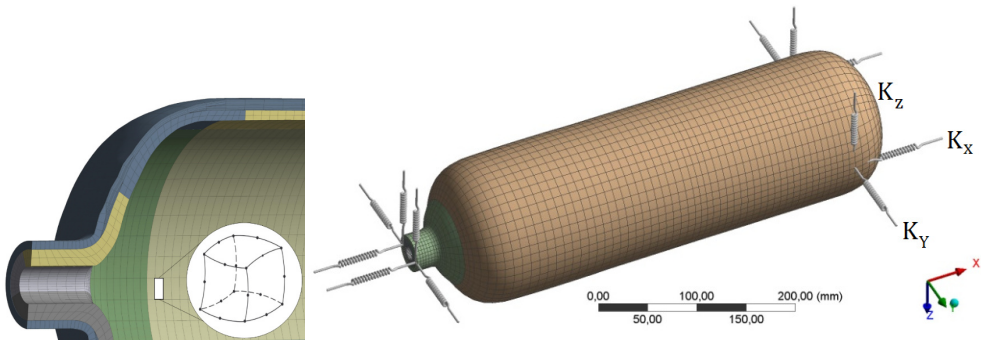


Abbildung 3.4: Links: Querschnitt des Simulationsmodells mit Detailansicht der verwendeten SOLID186 Volumenelemente; rechts: elastische Lagerung des Modells

Als Randbedingung werden ausgewählte Knoten der Behälteraußenhaut, analog zu einer Lagerung des Behälters in Gummiseilen, mit einer elastischen Einspannungen mit entsprechenden, in alle drei Raumrichtungen definierten Federsteifigkeiten K_x , K_y und K_z belegt.

Verwendete Materialmodelle

Für die Materialien des FKV wird im Simulationsmodell ein linear-elastisches Werkstoffverhalten entsprechend Tab. 2.2 zugeordnet. Dem Liner-Material Aluminium wird hingegen ein bilinearer Spannungs-Dehnungsverlauf hinterlegt, um ein ideal-elastisch-plastisches Werkstoffverhalten zu simulieren. Abb. 3.5 gibt Auskunft über die zu Grunde liegenden Spannungs-Dehnungs-Kennlinien. Dargestellt werden bei den Composite-Werkstoffen die orthotropen Werkstoffeigenschaften einer UD-Schicht in faserparalleler sowie in Faser-Normalenrichtung (\parallel - bzw. \perp -Richtung). Beim metallischen Liner gilt die Annahme eines isotropen Werkstoffgesetzes.

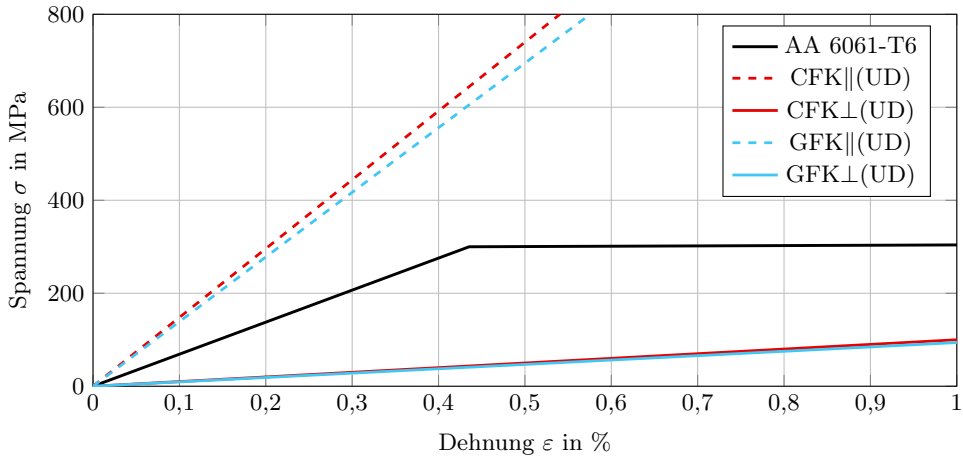


Abbildung 3.5: Verwendete Materialmodelle der verschiedenen Werkstoffe

3.2.2 Simulationen der Eigenspannungsverteilung

Simulation des Autofrettage-Prozesses

Für eine detaillierte Analyse der Verteilung des initialen Eigenspannungszustandes im gesamten Behälter soll der Autofrettage-Prozess und die damit verbundene plastische Verformung des Liners simuliert werden. Aus einer sehr hohen Innendruckbelastung resultiert eine Linerbeanspruchung jenseits der Fließgrenze des Aluminiums, die zu einer plastischen Verformung des Liners führt. Analog zum realen Fertigungsprozess wird der Autofrettage-Prozess mittels FEA simuliert, um Aussagen über die resultierenden Vorspannungsverhältnisse geben zu können. Als Randbedingung wird eine linear ansteigende, auf allen Innenflächen des Liners in Normalenrichtung wirkende Druckkraft gesetzt. Der Maximaldruck beträgt 600 bar. Anschließend wird der Druck wieder linear abgesenkt. Abb. 3.6 veranschaulicht die Belastungskurve im Druck-Zeit-Diagramm. Der hier dargestellte zeitliche Verlauf dient zum besseren Verständnis der simulierten Belastungsabfolge. Die gewählten Zeitschritte müssen für die Durchführung der FEA jedoch nicht zwingend als Konvergenzkriterium vordefiniert werden.

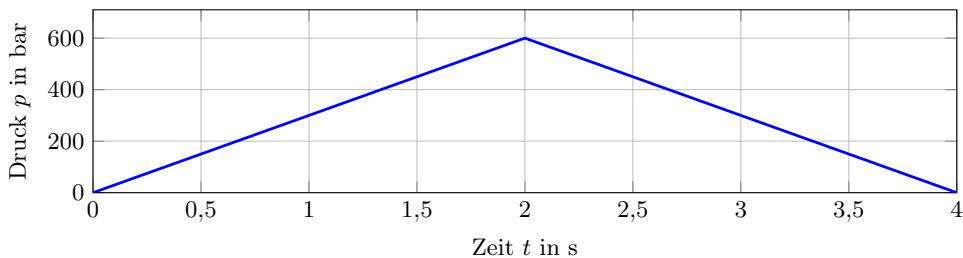


Abbildung 3.6: Druck-Zeitverlauf des simulierten Autofrettage-Prozesses

Abb. 3.7 zeigt die simulierte Eigenspannungsverteilung im Umfangsrichtung im Behälter nach Durchlaufen der Autofrettage. Deutlich zu erkennen sind die gegensätzlichen Spannungsverhältnisse mit negativer Druckspannung im Liner (blau-grüne Farben) und positiver Zugspannungen im FKV (gelb-rote Farben). Maximale Druckeigenspannungen sind im vorderen als auch hinteren zylindrischen Bereich des Behälters zu erkennen.

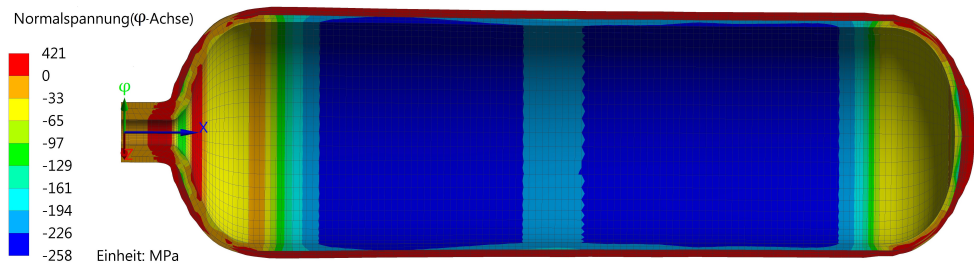


Abbildung 3.7: Vorspannungsverteilung in Umfangsrichtung im Hybridbehälter nach einem simulierten Autofrettage-Prozess

Implementierung der Eigenspannung mittels Temperaturlasten

Um den zeitlichen Berechnungsaufwand der FE-Analysen unterschiedlicher Eigenspannungszustände gering zu halten, wird eine möglichst einfache Implementierung der Eigenspannung in das FE-Modell ohne eine Simulation des elastisch-plastischen Verhaltens bzw. des vollständigen Autofrettage-Prozesses angestrebt. Insbesondere bei den durchgeführten Berechnungen zum dynamischen Verhalten mittels Parametervariationen unter Abschnitt 3.2.4 ist eine direkte Möglichkeit zur Einstellung des Eigenspannungszustandes von Vorteil. Dies kann durch das setzen einfacher Temperatur-Randbedingungen realisiert werden, wobei Intensität, Richtung und Ort der Eigenspannung direkt über den Betrag der Temperatur, den Wärmeausdehnungskoeffizienten sowie über die Anwahl separierter Bereiche wunschgemäß eingestellt werden können.

Bezüglich der in Kapitel 2 durchgeführten Belastungsanalyse sind im zylindrischen Behälterbereich die höchsten Beanspruchungen zu erwarten. Dies wird auch durch das typische Schadensbild bestätigt, das sich in Form eines axialen Risses äußert. Daher wird sich im Rahmen der Eigenspannungsanalyse auf eine Betrachtung des zylindrischen Bereichs beschränkt. Zur Analyse der Auswirkungen unterschiedlicher Eigenspannungszustände auf das dynamische Verhalten wird folglich eine Variation des Eigenspannungszustandes im zylindrischen Behälterbereich fokussiert. Die Implementierung der Vorspannung erfolgt mittels Temperaturlasten, die auf alle zylindrischen Bereiche des Liners aufgebracht werden. Der Betrag der aufgebrachten Temperaturdifferenz ist dabei entsprechend des gewünschten Vorspannungszustandes einzustellen. Abb. 3.8 zeigt die Beeinflussung der Eigenspannung in Umfangsrichtung an der Innenseite des Liners im axialen Verlauf, bedingt durch die verschiedenen Temperaturrandbedingungen. Nach Durchführung der Berechnung wird eine ähnliche Spannungsverteilung wie beim zuvor simulierten Autofrettage-Prozess ersichtlich.

Weiterführend zeigt Abb. 3.9 exemplarisch die aus einer Temperaturerhöhung von $\Delta T = 190\text{ K}$ in Umfangsrichtung resultierende Eigenspannungsverteilung im Hybridmodell.

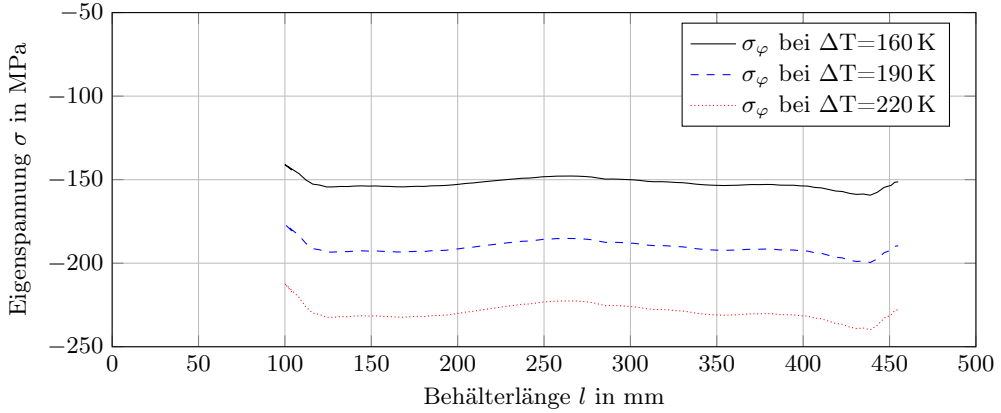


Abbildung 3.8: Umfangskomponente der Liner-Eigenspannung im zylindrischen Bereich auf Grund unterschiedlicher Temperatur-Randbedingungen

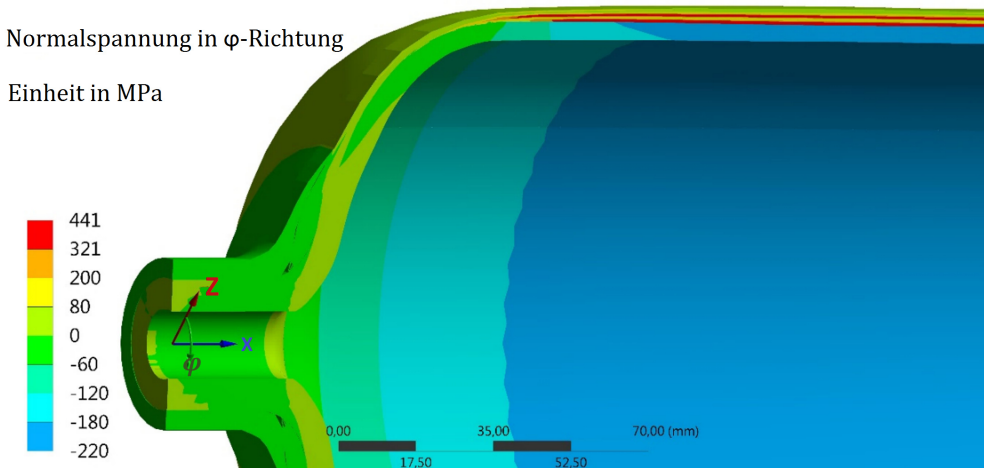


Abbildung 3.9: Im FE-Modell implementierte Eigenspannungsverteilung auf Grund einer gesetzten Temperaturrandbedingung von $\Delta T = 190\text{ K}$ im zylindrischen Bereich

3.2.3 Validierung des Simulationsmodells

Zur Validierung des Simulationsmodells erfolgt ein Abgleich der berechneten Ergebnisse mit experimentell ermittelten Daten. Der FEA liegt ein mit einer Temperaturrandbedingung von $\Delta T = 190\text{ K}$ vorgespannter Behälter zu Grunde, was einer Eigenspannung in Umfangsrichtung von $\sigma_\varphi \approx 200\text{ MPa}$ im zylindrischen Bereich entspricht. Als Vergleichsgröße dient das während eines Belastungsprozesses experimentell ermittelte Dehnungsverhalten eines

realen Behälters (nach der Autofrettage). Die auftretende Dehnung wurde in der Mitte des zylindrischen Bereichs durch einen an der Außenhaut applizierten DMS erfasst. Für eine Erläuterung der Messmethode sei auf Abschnitt 3.3 verwiesen. Abb. 3.10 zeigt die ermittelten Druck-Dehnungsverläufe in Umfangsrichtung in der Mitte des zylindrischen Bereichs. Beim Vergleich wird deutlich, dass der Anstieg der elastischen Geraden und folglich das elastische Verhalten zwischen Modell und Experiment hinreichend genau übereinstimmen. Auf Grund des für den Liner hinterlegten bilinearen Materialmodells sind bei der Berechnung die Übergängen zwischen linear-elastischen und plastischen Bereich durch einen Knick im Verlauf gekennzeichnet. Beim Simulationsmodell wird das Überschreiten der Fließgrenze während des Druckanstiegs bei ca. 490 bar sichtbar, beim anschließenden Druckabfall wird ein Übergang zum Druckfließen bei ca. 100 bar gezeigt. Die am Ende der Hysterese verbleibende Dehnung stellt das Maß der im Behälter zusätzlich aufgebauten Eigenspannung dar. Experiment und FEA weisen hier identische Ergebnisse auf. Insgesamt scheinen die im Modell hinterlegten Steifigkeiten und somit auch der rekonstruierte Lagenaufbau das reale Behälterverhalten hinreichend genau abzubilden.

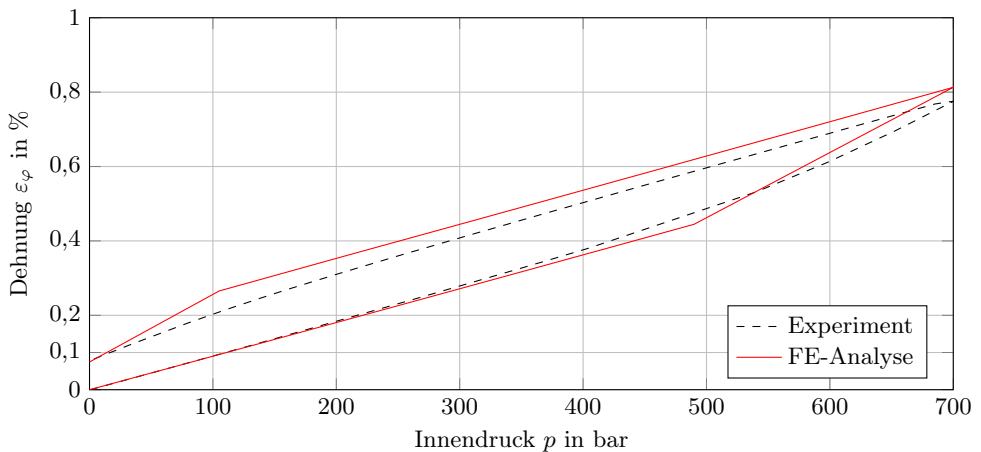


Abbildung 3.10: Gegenüberstellung des experimentell ermittelten und via FEA berechneten Dehnungsverhaltens eines Behälters während eines Belastungszyklus von 0 bar bis 700 bar (nach Autofrettage)

3.2.4 Simulation des dynamisches Verhaltens

Mit dem Ziel einer zerstörungsfreien Erfassung von Eigenspannungszuständen sollen, abhängig von der unter Abschnitt 3.2.2 gezeigten Eigenspannungsimplementierung, im Folgenden die Einflüsse einer veränderten Vorspannung auf das Schwingungsverhalten untersucht werden. Dies erfolgt mittels der Durchführung einer Modalanalyse sowie einer Harmonischen Analyse der Gesamtstruktur.

Modalanalyse

Im Gegensatz zum unter Abschnitt 3.1.4 vereinfacht gezeigten 2D-Fall eines vorgespannten Balkenelementes weist der Hybridbehälter ein komplexes dreidimensionales Zusammenspiel von anisotropen Werkstoffeigenschaften und Vorspannungszuständen auf. Die Ermittlung der modalen Parameter erfolgt dabei numerisch mittels einer Modalanalyse. Als Berechnungsgrundlage wird das globale dynamische Verhalten der Gesamtstruktur in Matrix- und Vektorformulierung nach Gl. 3.7 diskretisiert.

$$[M] \cdot \{\ddot{u}\} + [D] \cdot \{\dot{u}\} + [K] \cdot \{u\} = F \quad (3.7)$$

Das komplexe Feder (K)-Masse (M)-Dämpfer (D)-System wird anschließend von allen äußeren Einflüssen F entkoppelt und die Dämpfung D vernachlässigt.

$$[M] \cdot \{\ddot{u}\} + [K] \cdot \{u\} = 0 \quad (3.8)$$

Um dennoch die aus der Vorspannkraft F resultierende Spannungsversteifung berücksichtigen zu können, werden genannte Versteifungseffekte zuerst in einer statischen Analyse (vgl. 3.2.2) ermittelt und in der geometrischen Steifigkeitsmatrix $[S]$ abgebildet. Eingesetzt in die entkoppelte Formulierung nach Gl. 3.8 ergibt sich daraus nach [Ste15] Gl. 3.9 mit einer neuen Systemsteifigkeit $[K + S]$.

$$[M] \cdot \{\ddot{u}\} + [K + S] \cdot \{u\} = 0 \quad (3.9)$$

Analog zur analytischen Betrachtung einer schwingenden Saite in Abschnitt 3.1.4 kann bei der komplexen Behälterstruktur durch eine numerische Lösung des Eigenwertproblems mittels FEA der Vorspannungseinfluss auf die Eigenfrequenzen ermittelt werden.

Harmonische Analyse

Um eine Vergleichbarkeit zu experimentellen Messungen herstellen zu können, dürfen Einflüsse wie Dämpfung und Lagerung auf das Schwingungsverhalten nicht unberücksichtigt bleiben. Aufbauend auf den in der Modalanalyse ermittelten modalen Parametern können genannte Effekte innerhalb einer Harmonischen Analyse berücksichtigt werden. In dieser wird das FE-Modell nach Abb. 3.11 an definierten Punkten der Behälteroberfläche durch eine Normalkraft harmonisch mittels eines Frequenz-Sweeps angeregt. Analog zu den experimentellen Untersuchungen wird als Anregungsort ein Punkte auf der Oberfläche des mittigen zylindrischen Bereichs sowie in der Mitte der Polkappe ausgewählt (vgl. Abb. 3.11).

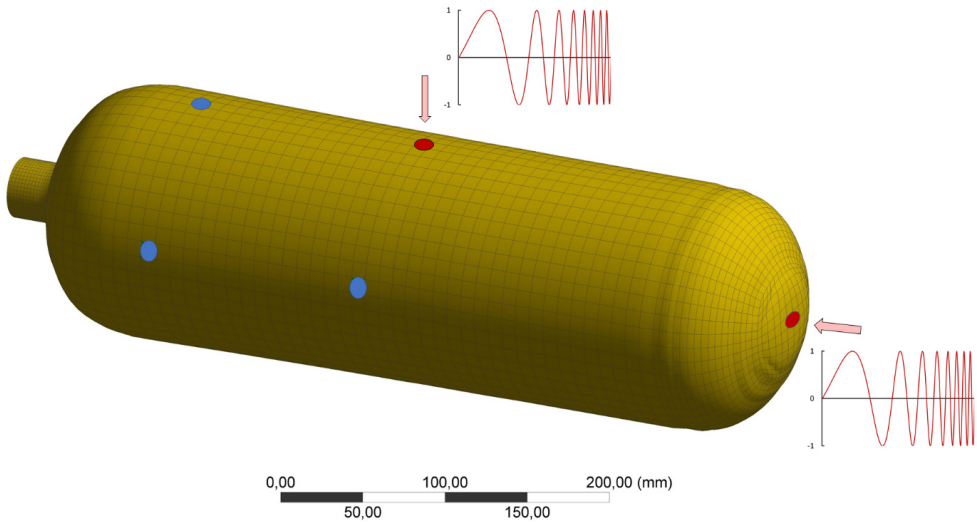


Abbildung 3.11: Gewählte Anregungs- (rot) und Messpunkte (blau) auf der Behälteroberfläche zur Durchführung einer Harmonischen Analyse

Die Anregung erfolgt mit einer definierten Maximalkraft F_0 mittels eines Frequenz-Sweeps nach Gl. 3.10 in einem definierten Frequenzbereich. In Anlehnung an das experimentell realisierbare Frequenzband wird in der Simulation ein Bereich von 1 Hz bis 10.000 Hz abgedeckt.

$$F = F_0 \cdot \sin(\omega t) \quad (3.10)$$

Anschließend kann die resultierende Strukturantwort für jeden beliebigen Punkt auf der Behälteroberfläche berechnet werden. Die nach Gl. 3.13 aus Eingangs- und Ausgangssignal gebildete Übertragungsfunktion (auch Frequency Response Function, kurz FRF) beschreibt das charakteristische Schwingungsverhalten der Gesamtstruktur unter Berücksichtigung von Eigenspannung und Dämpfung.

Abb. 3.22 zeigt die mittels Harmonischer Analyse simulierte FRF mit einem Vorspannungszustand im zylindrischen Bereich von $\sigma_{\varphi, max} \approx 200$ MPa (entsprechend einer gesetzten Temperaturrandbedingung von $\Delta T = 190$ K) in einem Frequenzbereich von 0 Hz bis 7.000 Hz. Die Peaks implizieren alle behälter- und zustandsbezogenen Resonanzen.

Sensitivitätsanalyse von Fertigungsparametern

Nach Gl. 3.7 wird ersichtlich, dass neben der Vorspannkraft F bzw. den damit verbundenen spannungsversteifenden Effekten auch weitere Einflussfaktoren wie material- und fertigungsbedingte Abweichungen von Struktursteifigkeit und Masse das Schwingungsverhalten maßgeblich beeinflussen. Durch eine numerische Sensitivitätsanalyse wurde in einer Veröffentlichung des Autors [JMSS18a] der Einfluss entsprechender Fertigungsabweichungen auf das dynamische Verhalten der Struktur untersucht. So wurden unter anderem Abweichungen in

der Wandstärke von Liner und Composite sowie Winkelabweichungen in der Faserorientierung der einzelnen Composite-Lagen berücksichtigt. Es wurde festgestellt, dass Fertigungsabweichungen einen signifikanten Einfluss auf das Verhalten bestimmter Schwingformen besitzen. Jedoch existieren auch Eigenformen, die maßgeblich von Vorspannungseffekten beeinflusst werden. Detaillierte Einblicke in die Studie werden im weiteren Verlauf der Arbeit noch unter Abschnitt 3.2.4 gegeben. Die durchgeführten Untersuchungen sagen aus, dass ein Vergleich verschiedener Behälter mittels der vorgestellten Methode auf Grund der aufgezeigten Einflüsse als nicht trivial einzuordnen ist. Die Umsetzung eines alterungsbegleitenden Monitorings am selben Prüfmuster erscheint jedoch als zielführend.

3.3 Experimentelle Eigenspannungsanalyse

3.3.1 Zerstörende Eigenspannungsermittlung via Freischnittverfahren

Wie bereits unter Abschnitt 3.1.2 erläutert ist auf Grund des Aufbaus und der Geometrie der Prüfbjekte die Auswahl an Messverfahren zur experimentellen Erfassung des Eigenspannungszustandes stark eingeschränkt. Als bestmöglich realisierbare Option für eine direkte Messung der im Liner vorherrschenden Druckeigenspannungen wurde daher die Freischnittmethode ausgewählt. Das Messprinzip beruht auf einer Deformation, die auf Grund einer Störung des inneren Spannungsgleichgewichtes in Folge einer Materialtrennung ausgelöst und mittels DMS erfasst wird. Die Applikation der Sensoren erfolgt im zylindrischen Behälterbereich auf der Innenseite des Liners. Durch die Verwendung von DMS in Rosettenanordnung (siehe Abb. 3.12) werden Dehnungen im 0° , 45° und 90° Winkel erfasst, welche später in Werte der beiden Hauptdehnungsrichtungen ε_1 und ε_2 umgerechnet werden.

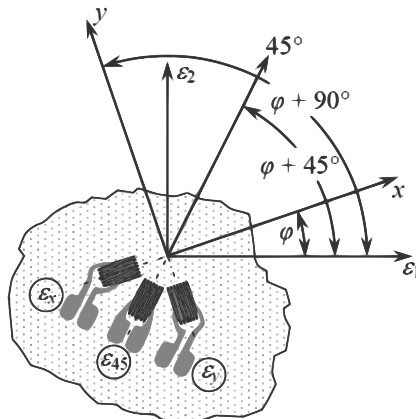


Abbildung 3.12: Aufbau der eingesetzten DMS in Rosettenform [EW10]

Voruntersuchungen

Um einen für die DMS-Applikation ausreichend großen Zugang zum Behälterinneren zu realisieren muss zunächst eine ausreichend große Öffnung geschaffen werden. Da jedoch bei jeder strukturellen Schädigung auch eine Änderung des Spannungszustandes zu erwarten ist, ist die Schädigung möglichst klein zu halten und der Ort fernab des zu untersuchenden Bereichs zu wählen. Unter den vorliegenden Randbedingungen wurde zur Umsetzung ein kleiner Bereich der Polkappe am Behälterende abgetrennt. Um den Einfluss dieser Strukturschädigung auf den Vorspannungszustand abzubilden, wurde der Eingriff im Rahmen von Vorversuchen messtechnisch überwacht. Dabei wurden in definierten Abständen zur Schnittstelle mehrere DMS auf der Außenhaut eines Behälters angebracht, wie in Abb. 3.13 gezeigt.

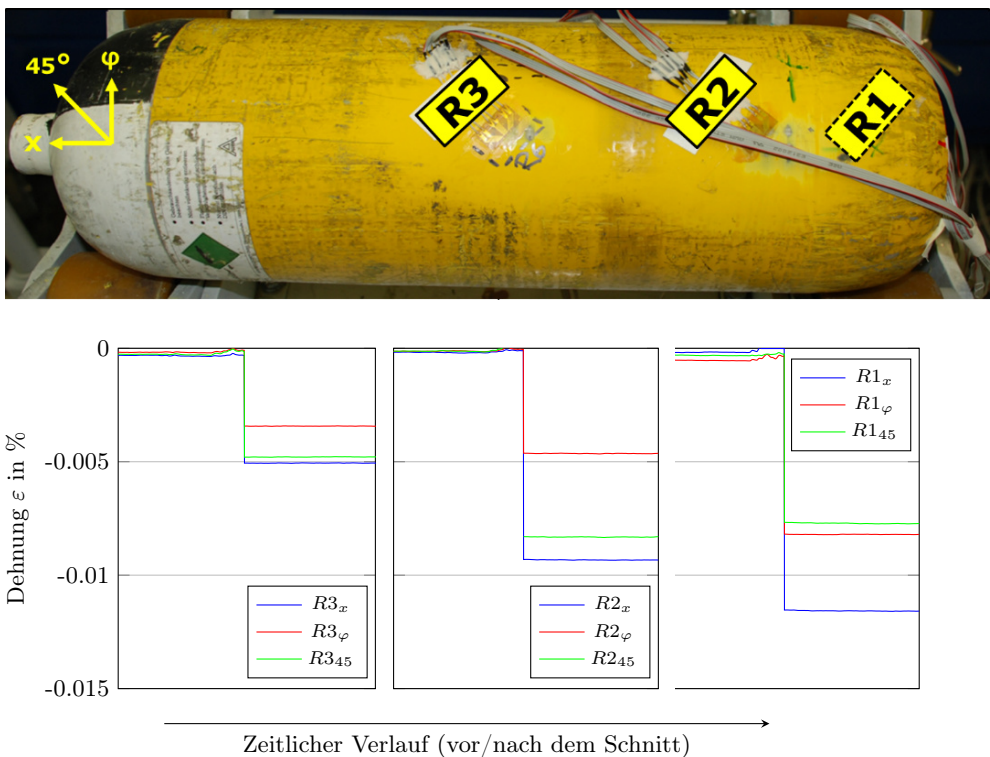


Abbildung 3.13: Ermittlung des Einflusses einer abgetrennten Polkappe auf den gesamten Spannungszustand im Behälter

Des Weiteren sind die im Rahmen der Polkappenabtrennung verursachten zugehörigen Dehnungsänderungen im Composite bei unterschiedlichen axialen Abständen dargestellt. Dabei wird ersichtlich, dass mit zunehmender Entfernung von der Strukturschädigung (von R1 zu R3) die Dehnungsänderung abnimmt. In Folge der Polkappenabtrennung ist somit eine Dehnungsänderung an der Composite-Oberfläche von $50 \mu\text{m}/\text{m}$ (0,005 %) im Bereich der

Behältermitte (bei R3) auszumachen. Diese Werte betragen ca. $1/10$ bis $1/20$ der späteren beim Freischneiden gemessenen Gesamtkontraktion. Auf Grund des vorzufindenden Lagenaufbaus (Ausführung der oberen Schichten im Polkappenbereich als Helix-Lagen) kann weiterhin angenommen werden, dass der Einfluss mit zunehmender Tiefe bei den unteren Lagen abnimmt und somit eventuelle auftretende Beeinflussungen des Vorspannungszustandes im Liner in der Behältermitte weitestgehend vernachlässigt werden können.

DMS-Applikation auf dem Liner und Berechnung von Hauptdehnung und Hauptspannung

Zur Untersuchung von Prüfmustern aus dem Prüfprogramm werden durch den im Polkappenbereich geschaffenen Zugang zunächst DMS im Inneren des zylindrischen Bereichs auf dem Liner appliziert. Nach entsprechender Verkabelung und Anschluss an einen Messrechner wird ein Null-Abgleich der Dehnungen sowie eine Referenzmessung durchgeführt. Anschließend werden die applizierten DMS mittels Trennschleifer oder Fräsmaschine aus der Gesamtstruktur herausgelöst. Die resultierende Ausdehnung wird durch eine Vergleichsmessung im freigeschnittenen Zustand ermittelt (siehe Abb. 3.14). Durch die Verwendung von DMS in Rosettenform werden nach Abb. 3.12 Dehnungen in 0° , 45° sowie 90° -Richtung erfasst. Diese können nach [EW10] mittels Gl. 3.11 in die in Axial- und Umfangsrichtung x und φ auftretenden Hauptdehnungen ε_1 und ε_2 umgerechnet werden.

$$\varepsilon_{1,2} = \frac{\varepsilon_x + \varepsilon_y}{1 - \nu} \pm \frac{\sqrt{2}}{2} \sqrt{(\varepsilon_x - \varepsilon_{45})^2 + (\varepsilon_y - \varepsilon_{45})^2} \quad (3.11)$$

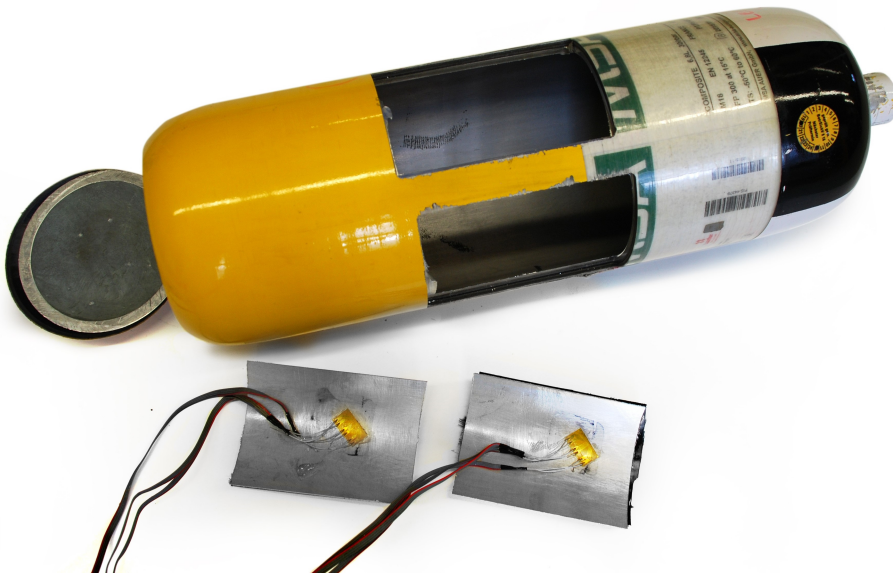


Abbildung 3.14: Eigenspannungsmessung am Hybridbehälter mittels Freischnittverfahren

Ebenso können die zugeordneten Hauptspannungen aus den gemessenen Dehnungen unter Berücksichtigung der Querkontraktion nach Gl. 3.12 berechnet werden.

$$\sigma_{1,2} = \frac{E}{2} \left(\frac{\varepsilon_x + \varepsilon_y}{1 - \nu} \pm \frac{\sqrt{2}}{1 + \nu} \sqrt{(\varepsilon_x - \varepsilon_{45})^2 + (\varepsilon_{45} - \varepsilon_y)^2} \right) \quad (3.12)$$

Dabei basieren E-Modul und Querkontraktion auf der Annahme konstanter und isotroper Materialeigenschaften des metallischen Liners. Die so ermittelten Spannungswerte entsprechen den zuvor im Liner vorhandenen Druckeigenspannungen.

Messungenauigkeiten, Streuung und statistische Absicherung

Im Folgenden sollen die während der experimentellen Messwerterfassung auftretenden Ungenauigkeiten definiert und bewertet werden, welche bereits im Rahmen von Vorversuchen erfasst wurden.

Zunächst konnte ein zeitabhängiges Driften der Dehnungsmesswerte beobachtet werden, die – trotz der verwendeten Wheatstoneschen Brückenschaltung – vermutlich auf eine ungleichmäßige Widerstandsänderung in der Messkette durch Erwärmung der Leiter oder der Messkarte zurückzuführen ist. Dahingehend wurde ein maximaler absoluter Messfehler von bis zu $20 \mu\text{m}/\text{m}/\text{h}$ veranschlagt, was einer Dehnungsänderung von $0,002 \%$ pro Stunde entspricht. Da die Messzeit zum Aufnehmen der Dehnungswerte jedoch nur wenige Sekunden in Anspruch nimmt, kann dieser Fehler in der angewandten Praxis vernachlässigt werden.

Weiterhin wurde der Temperatureinfluss auf die Messwerterfassung untersucht. Auf Grund einer bereits herstellerseitig auf den Grundwerkstoff angepassten Temperaturkompensation der verwendeten DMS war ein vernachlässigbar geringer Einfluss zu erwarten. Messungen bestätigten eine sehr geringe Empfindlichkeit von $3 \mu\text{m}/\text{m}/\text{K}$ ($0,0003 \%/K$).

Die Differenz bzw. Streuung von Messwerten verschiedener DMS, die auf der selben Struktur in unmittelbarer Umgebung zueinander angebracht wurden (beispielsweise auf gleicher axialer Höhe), sind unter Berücksichtigung obenstehend genannter Fehlerquellen als lokale Diskontinuitäten des Eigenspannungszustandes zu werten. Für einen Prüfmustervergleich werden jedoch stets die durch Mittelwertbildung bestimmten Werte in ähnlicher Messpositionen herangezogen.

Um eine Vergleichbarkeit der unterschiedlich gealterten Behältergruppen herstellen zu können, wurde zur statistischen Absicherung eine Anzahl von $n > 5$ fabrikneuer Prüfmuster sowie eine Anzahl $n > 5$ real gealterter Behälter untersucht. Für Behälter aus dem Prüfprogramm der künstlichen Alterung kann eine zerstörende Eigenspannungsmessung an $n > 3$ Prüfmustern je Alterungsstufe realisiert werden.

3.3.2 Dehnungsüberwachung via DMS und optischer Messverfahren

Neben einer zerstörenden Eigenspannungsmessung können Eigenspannungsänderungen auch aus Verformungsanalysen im Betrieb abgeleitet werden. Für diesen Zweck kommen

zerstörungsfreie Messverfahren zum Einsatz, die – begleitend zum Prüfprogramm der künstlichen Alterung – Dehnungsänderungen erfassen sollen. Die Erfassung einer permanenten Verformung kann nach jeder der in Abb. 3.2 ausgewiesenen Alterungsstufen erfolgen. Durch den Vergleich der Messdaten mit der Referenzmessung ist eine kontinuierliche Erfassung des Verformungszustandes möglich. Zum Einsatz kommen DMS, ein Bildkorrelationsverfahren sowie ein Streifenprojektionsverfahren. Die einzelnen Messverfahren sollen im Anschluss kurz erläutert werden. Für weiterführende Informationen zu Bildkorrelations- und Streifenprojektionsverfahren sei auf [GGK⁺15] verwiesen.

Verformungsmessung mittels DMS

Zur Erfassung bleibender Verformungen werden DMS verwendet, die auf die äußere Composite-Schicht der Behälter appliziert werden (vgl. Abb. 3.15 und Abb. 3.13). Auftretende bleibende Verformungen können, wie in Abschnitt 3.3.1 gezeigt, ermittelt und weiterführend für Aussagen bezüglich einer Eigenspannungsänderung genutzt werden. Zudem können aus beanspruchungsbegleitenden Aufzeichnungen des Dehnungsverhaltens Rückschlüsse auf Steifigkeitsänderungen des Gesamtverbundes gezogen werden.

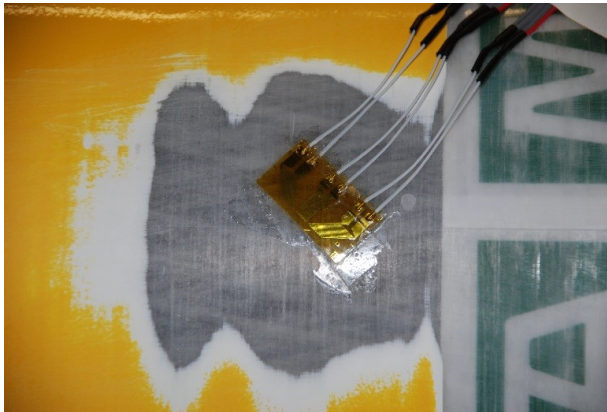


Abbildung 3.15: Applikation einer DMS-Rosette auf die Behälteroberfläche

Bildkorrelationsverfahren (BKV)

Mit Hilfe des Bildkorrelationsverfahrens (BKV) können Verformungen innerhalb eines definierten Bereichs auf der Oberfläche des Prüfobjektes sichtbar gemacht werden. Dafür wird im zylindrischen Bereich der Behälter ein Messfeld appliziert, das ein fein gesprenkeltes Punktemuster abbildet (siehe Abb. 3.16 a). Mit Hilfe von Kameras wird das Muster digital erfasst und den einzelnen Punkten Pixelkoordinaten zugewiesen. Aus einer Verformung der Oberfläche resultiert folglich eine Verschiebung der Pixel, woraus mittels computergestützter Auswertung die zugehörigen Verschiebungsvektoren berechnet werden. Nachteil des Messverfahrens ist der auf die Größe des Messfeldes begrenzte Auswertungsbereich. Außerdem

werden kleinste lokale Oberflächeneffekte wie beispielsweise das Abplatzen der äußeren Lackschicht und/oder das anisotrope Werkstoffverhalten der äußeren Faserverbundschichten (siehe Abb. 3.16 b) erfasst, die für weiterführende Untersuchungen nicht repräsentativ sind. Die aufgezeigten Effekte können die Aussagekraft des Verfahrens bezüglich einer Eigenspannungsanalyse somit deutlich einschränken.

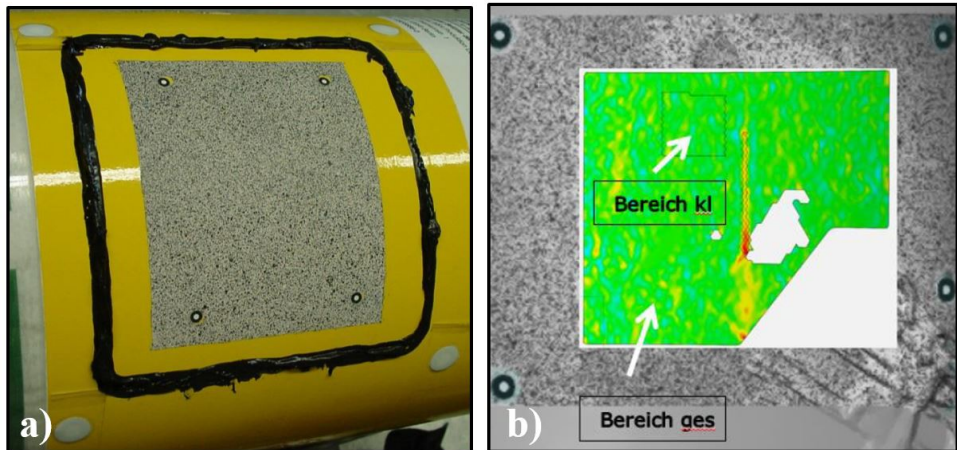


Abbildung 3.16: a) Appliziertes Messfeld und b) Ergebnisdarstellung beim Bildkorrelationsverfahren

Streifenprojektionsverfahren (SPV)

Ebenso wie beim BKV werden auch beim SPV Verformungen an der Oberfläche des Prüfmusters erfasst. Die Behälter werden dafür an gesetzten Referenzmarken eingemessen und mittels eines Projektors mit einem Streifenmuster bestrahlt. Ein dazugehöriges, aus mehreren Kameras bestehendes Messsystem registriert den Verlauf des projizierten Musters, welches sich entsprechend des Oberflächenverlaufes des Prüfmusters ausrichtet. Die Erfassung einer Dehnungsänderung bedarf immer des Vergleiches mit einer Referenzaufnahme. Gemessen wird eine Verschiebung in Oberflächen-Normalenrichtung Δs_n , das heißt entsprechend des zylinderfesten Koordinatensystem aus Abb. 2.1 in z-Richtung innerhalb des zylindrischen Bereichs. Auf Grund der hiesigen Ausrichtung des Messsystems bezüglich des zylindrischen Bereichs werden hauptsächlich Dehnungsänderungen in Umfangsrichtung registriert. Mittels SPV können große Bereiche des Prüfmusters erfasst werden. Stark reflektierende oder lichtdurchlässige Bereiche verfälschen dabei die Messung und wurden bei der Auswertung nicht berücksichtigt (graue Bereiche in Abb. 3.17). Aufgrund des anisotropen Werkstoffverhaltens des Composite-Verbundes sowie der daraus resultierenden Oberflächeneffekte kann bei allen vorgestellten Messverfahren die tatsächliche Verformung des Liners in Bezug auf die Hauptdehnungsrichtungen lediglich abgeschätzt werden. Unter Kenntnis der Materialkennwerte von FKV und Liner ist eine Abschätzung der Vorspannungsänderung begleitend zum Prüfprogramm mittels zerstörungsfreier Dehnungsüberwachung möglich,

nicht jedoch eine Bestimmung von Absolutwerten. Aus diesem Grund wird zudem eine finale zerstörende Eigenspannungsbestimmung via Freischnittverfahren nach Abschluss des Prüfprogramms bei einer möglichst hohen Anzahl an Prüfobjekten durchgeführt.

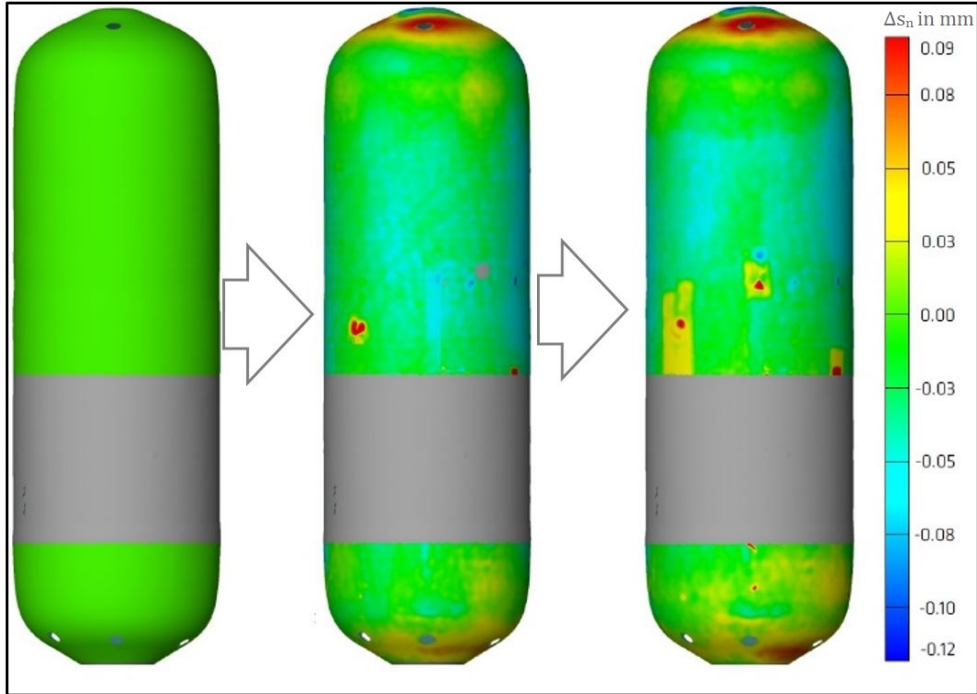


Abbildung 3.17: Mittels SPV ermittelte bleibende Verformung eines Behälters bei drei unterschiedlichen Alterungszuständen

3.3.3 Experimentelle Modalanalyse (EMA)

Messaufbau und Durchführung

Wie bereits unter Abschnitt 3.1.4 und 3.2.4 erläutert, basiert die mittels Modalanalyse durchzuführende Eigenspannungsanalyse auf einer Ermittlung und Analyse modaler Parameter des Schwingungssystems. Dafür ist zuvor die Bestimmung des Übertragungsverhaltens nach Gl. 3.13 erforderlich. Eine detaillierte und umfassende Beschreibung des Vorgehens ist weiterführend [Roh14] zu entnehmen.

$$H_{ik(j\omega)} = \frac{A_k(j\omega)}{E_i(j\omega)} \quad (3.13)$$

Die zu ermittelnde komplexe Übertragungsfunktion $H_{(j\omega)}$, auch Frequency Response Function (FRF) genannt, beschreibt das Verhältnis von Anregungssignal (Eingang) $E_{(j\omega)}$ zur Strukturantwort (Ausgang) $A_{(j\omega)}$ im Frequenzbereich. Anregungs- und Antwortsignal(e)

werden dabei mit Hilfe entsprechender Messtechnik aufgenommen. Die Indizes i und k bezeichnen die jeweiligen Freiheitsgerade, definiert als Messpunkt und Richtung, von Anregung und Antwort. Abb. 3.18 zeigt den Aufbau des Prüfstandes analog zum Aufbau des Simulationsmodells bei der Harmonischen Analyse aus Abschnitt 3.2.4.



Abbildung 3.18: Aufbau des EMA-Prüfstandes

Die Anregung des Behälters erfolgt in Form einer Impulsanregung mit einem Modalhammer auf verschiedenen Punkten der Oberfläche. Insbesondere eine Anregung im mittigen Polkappenbereich liefert dabei vergleichsweise rauscharme Signale bis zu Frequenzen von ca. 9.000 Hz–10.000 Hz. Für die Aufzeichnung der Systemantwort werden drei Beschleunigungsaufnehmer in einer verteilten Anordnung auf der Behälteroberfläche entsprechend Abb. 3.11 und Abb. 3.18 appliziert. Zur Sicherstellung einer möglichst guten Vergleichbarkeit und einer hohen Wiederholgenauigkeit sind Mess- und Anregungspunkte bei jedem Prüfmuster identisch und werden bei der erstmaligen Versuchsdurchführung am Behälter markiert. Um den Behälter von seiner Umgebung zu entkoppeln, wird er auf Schaumstoff weich und elastisch gelagert.

Nach Aufnahme des Anregungs- und Antwortsignals im Zeitbereich (siehe Abb. 3.19 a und c) erfolgt zunächst die Überführung in den Frequenzbereich mittels Fast Fourier Transformation. Die Teilbilder b) und d) zeigen Betragsspektren von Anregung und Antwort. Unter Verwendung von Gl. 3.13 kann die FRF ermittelt werden. Abb. 3.20 zeigt Betrag und Argument der komplexen FRF, dargestellt im Bode-Diagramm als Betragsspektrum $|H_{(j\omega)}|$ und zugehörige Phasenverschiebung ϕ . Echte Resonanzen können aus dem Übertragungsverhalten durch eine kombinierte Analyse von Betragsspektrum und des Phasenverlauf ermittelt werden. Ein Zusammenspiel örtlicher Maxima mit Phasensprünge von $\geq 90^\circ$ lassen auf echte Resonanzen schließen [Roh14]. Zu beachten ist jedoch, dass Sprünge zwischen

180° und -180° lediglich aus der Darstellungsform resultieren können und nicht zwangsläufig echten Phasensprünge darstellen. Mittels dieses Analyseverfahrens können auch doppelte und nah nebeneinanderliegende Resonanzen, die sich bei einer ausschließlichen Analyse des Betragsspektrums oft nur schwer offenbaren, sichtbar gemacht werden. Das final ermittelte Übertragungsverhalten beruht auf einer Vielzahl gemittelter Messungen. Durch eine Mittlung von ca. 20 Einzelmessungen je Anregungspunkt werden Messungenauigkeiten sowie -rauschen reduziert. Auf Grund der gewählten Anregungsmethode mittels Modalhammer ist der auswertbare Messbereich begrenzt, da die abfallende Intensität des Anregungssignals bei zu hohen Frequenzen nicht mehr verwertbar ist (vgl. Abb. 3.19 b). Zur Festlegung einer noch ausreichenden Signalstärke wird sich in der Literatur oft auf Erfahrungswerte bezogen, wie z. B. die 20 dB-Grenze (durchgezogene Linie), wonach ein Signalabfall um -20 dB bereits einen Schwellwert darstellt [MKS16]. Da bei den hier durchgeführten Versuchen jedoch noch Amplituden von -40 dB (gestrichelte Linie) ein ausreichend rauscharmes Signal aufweisen, wurde der Auswertebereich auf eine obere Frequenz von ca. 9.000 Hz begrenzt.

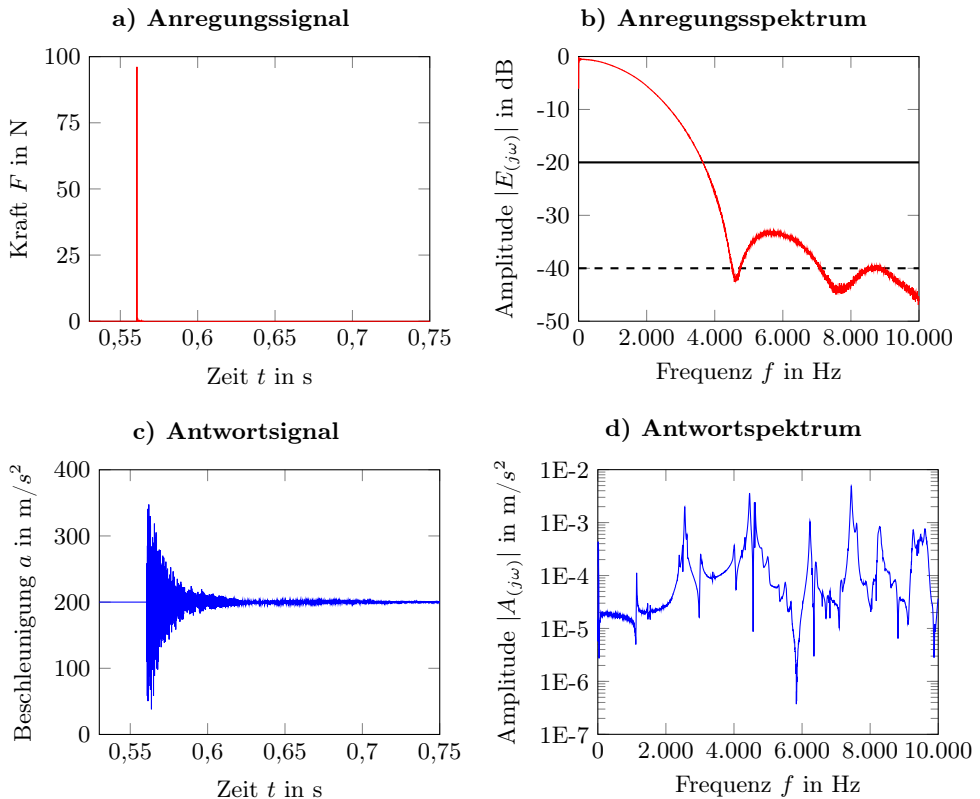


Abbildung 3.19: Anregungs- und Antwortsignale im Zeit- und Frequenzbereich bei einer Anregung an der Polkappe

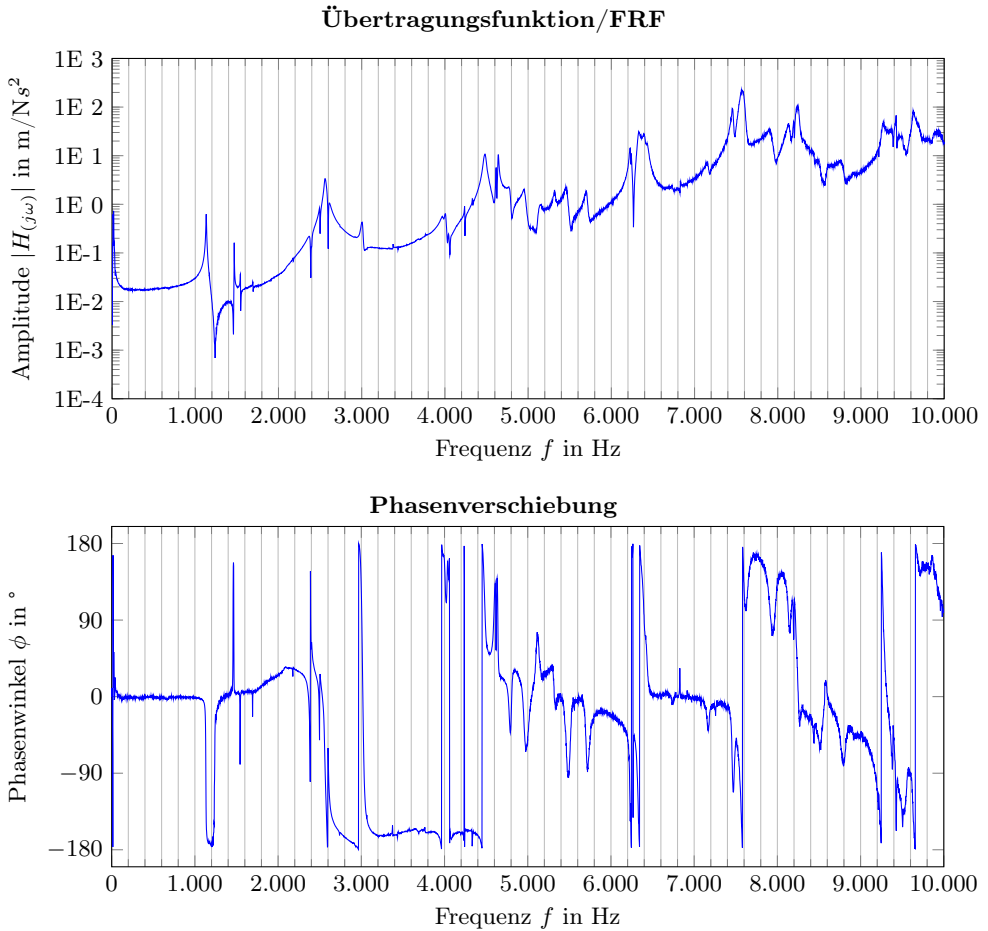


Abbildung 3.20: Bestimmung der Resonanzen im Amplituden- und Phasenverlauf (Anregung an Polkappe)

Für eine qualitativ gute Darstellung des Übertragungsverhaltens bei höheren Frequenzen ist die Intensität des Anregungssignal nicht mehr ausreichend. Weiterhin ist anzumerken, dass durch den beschriebenen Messaufbau nicht alle existierenden Resonanzen ermittelt werden können. Beispielsweise besteht die Möglichkeit, dass sich Messpunkte in einem »Knoten« einer Schwingform befinden und die betreffenden Moden daher nicht sichtbar gemacht werden können. Auch können Frequenzbereiche oder ganze Messungen mit schlechter Kohärenz, das heißt Bereiche mit Nichtlinearitäten im Übertragungsverhalten, das Erfassen von Resonanzen im jeweiligen Frequenzbereich erschweren oder gänzlich verhindern.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden über 40 Behältern mittels EMA vermessen. Dies beinhaltet sowohl alterungsbegleitende Messungen ausgewählter Behälter aus dem Prüfprogramm als auch einmalige Vermessungen neuer und real gealterter Behälter.

Ableitung modaler Parameter (Curve-Fitting)

Die Bestimmung der modalen Parameter aus dem Übertragungsverhalten ist mittels Curve-Fitting möglich, wodurch die experimentell ermittelte FRF an ein mathematisch-parametrisches Modell angepasst wird. Dabei wird zunächst für jede Resonanz eine mathematische Funktion bestimmt. Die gesamte Ausgleichsfunktion ergibt sich dann durch Superposition der einzelnen Teilfunktionen, welche wiederum an die reale Übertragungsfunktion angepasst (auch »gefittet«) wird. Für weiterführende Informationen zu diesem Thema wird auf die Literatur [MKS16] verwiesen.

$$y = y_0 + \frac{2A}{\Pi} \cdot \frac{w}{4(x - x_z)^2 + w^2} + w^2 \quad (3.14)$$

Das in dieser Arbeit angewandte Curve-Fitting erfolgt mit der Software ORIGIN2016 [ORI16] und beruht auf einem Levenberg-Marquardt-Algorithmus, einer nichtlinearen Regression auf Basis der Methode der kleinsten Quadrate. Die Teilfunktionen werden iterativ auf Basis eines Lorentz-Modells, beschrieben durch Gl. 3.14, bestimmt. Dabei bezeichnet y_0 den Offset der Funktion, x_z das Zentrum des Maximums, w die charakteristische Funktionsbreite sowie A den Flächeninhalt. Abb. 3.21 zeigt exemplarisch in einem Frequenzbereich von 6.100 Hz bis 6.550 Hz einen Vergleich der experimentell ermittelten FRF und der berechneten Ausgleichs- bzw. Ersatzfunktion(en). Aus dem ermittelten mathematischen Modell können dann die modalen Parameter abgeleitet werden. Die Eigenfrequenz stellt dabei die Frequenz des maximalen Funktionswertes dar, die Dämpfung kann beispielsweise mittels der Wurzel-2-Methode bestimmt werden [BP80]. Wie bereits geschildert, sind für eine Bewertung des Spannungszustandes in diesem Fall insbesondere die Eigenfrequenzen von Interesse.

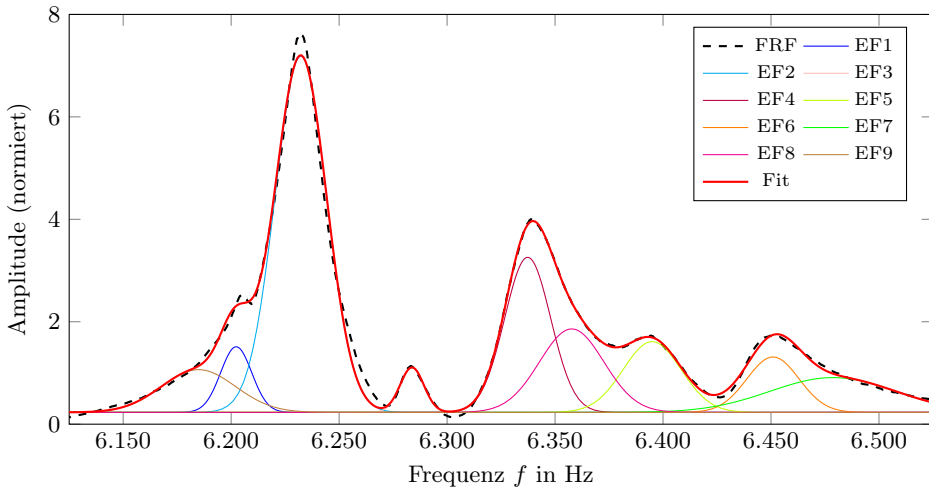


Abbildung 3.21: Exemplarisches Beispiel eines Curve-Fittings an Hand einer ermittelten FRF innerhalb eines definierten Frequenzbereichs

Da im Rahmen der FEA mittels Harmonischer Analyse als auch bei der EMA identische Randbedingungen (Anregungs- und Messpunkte, Einspannungen bzw. Lagerung) realisiert werden können und Einflüsse auf übrige modale Parameter, wie z. B. die Dämpfung, nicht untersucht werden sollen, wird sich im Rahmen dieser Arbeit hauptsächlich auf die Analyse und den Vergleich von Resonanzfrequenzen beschränkt.

Vergleich experimenteller und berechneter FRF

Zur Identifizierung experimentell bestimmter Resonanzen wird in Abb. 3.22 dem gemessenen Übertragungsverhalten die unter Abschnitt 3.2.4 mittels FEA ermittelte FRF gegenüber gestellt.

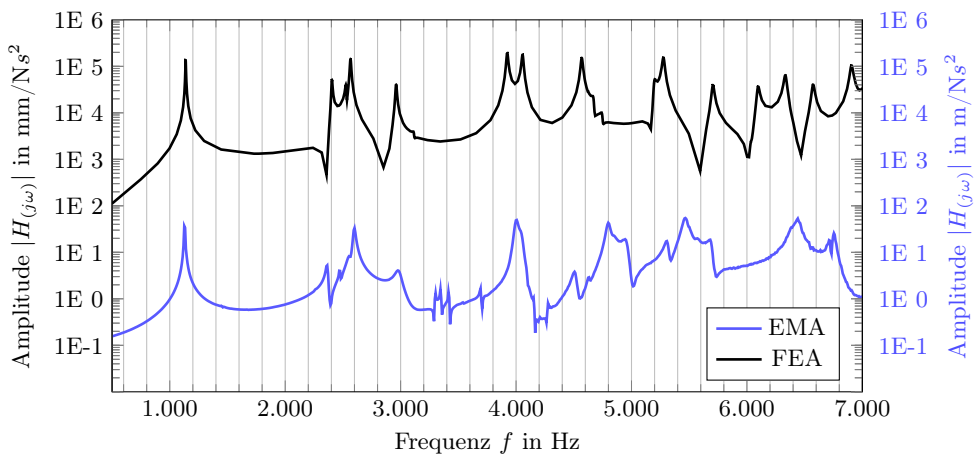


Abbildung 3.22: Vergleich von experimenteller (blau) und durch FEA (schwarz) ermittelte FRF; Anregung mittig im zylindrischen Bereich

Die gezeigten FRFs ergeben sich aus einer Anregung im hinteren Polkappenbereich sowie aus den in Abb. 3.11 dargestellten Messpunkten. Die berechnete FRF entspricht mit hinreichend genauer Übereinstimmung der experimentell bestimmten Kennlinie, sodass experimentell ermittelte Resonanzen bis zu einer Frequenz von ca. 6.000 Hz weitestgehend eindeutig zugeordnet werden können. Im höheren Frequenzbereich kommt es auf Grund einer Vielzahl von Faktoren, wie beispielsweise struktureller Unregelmäßigkeiten (Fehlstellen im Composite, Abweichungen im Lagenaufbau), eines steigenden Dämpfungseinflusses sowie durch Überlagerungen dicht beieinander liegender Resonanzen zu Abweichungen der FRFs [KWK17]. Der Einfluss genannter Faktoren nimmt dabei nach [SGM16] mit steigender Frequenz stark zu. Eine eindeutige Identifikation und Zuordnung von Moden höherer Ordnung kann nur durch eine experimentelle räumliche Erfassung der Schwingformen, beispielsweise unter der Verwendung eines Laservibrometers erfolgen. Für weiterführende Informationen bezüglich dieses Ansatzes sei auf eine Veröffentlichung des Autors in [JM17] verwiesen.

4 Ergebnisse

Im folgenden Kapitel sollen, aufbauend auf den in Kapitel 3 vorgestellten Methoden, alle simulativ und experimentell ermittelten Ergebnisse zum Eigenspannungsverhalten präsentiert, verglichen und bewertet werden. Die hier generierten Daten dienen weiterführend als Eingangsparameter für das in Kapitel 5 erarbeitete Lebensdauermodell.

4.1 Numerische Eigenspannungsanalyse

Ausgehend von den in Abschnitt 3.2 vorgestellten Simulationsmodell werden in diesem Abschnitt zunächst die mittels FEA generierten Ergebnisse dargestellt.

4.1.1 Eigenspannungsverteilung im Behälter

Simulation des Autofrettage-Prozesses und Ableitung der Eigenspannungsverteilung

In Abschnitt 2.2.1 wurde die Einbringung von Druckeigenspannungen in den metallischen Liner mittels Autofrettage-Prozess beschrieben. Aus einer sehr hohen Innendruckbelastung resultiert eine Linerbeanspruchung jenseits der Fließgrenze des Aluminiums, die zu einer plastischen Verformung führt. Analog zum realen Fertigungsprozess wurde der Autofrettage-Prozess mittels FE-Simulation in Abschnitt 3.2.2 durchgeführt, um detaillierte Aussagen über die resultierende Vorspannungsverteilung im Behälter geben zu können.

Abb. 4.1 zeigt die resultierende Vorspannung im Liner im zylindrischen Koordinatensystem. Dargestellt werden die in Umfangs-, Axial- und Wanddickenrichtung auftretenden Spannungen σ_φ , σ_x und σ_z (Teilbild a–c) sowie die Vergleichsspannung nach von Mises σ_v (Teilbild d), welche aus den einachsigen Spannungen sowie den zugehörigen Schubspannungen $\tau_{\varphi x}$, τ_{xz} und $\tau_{\varphi z}^2$ nach Gl. 4.1 berechnet wird. Da es sich bei den aufgeführten einachsigen Spannungen bereits um Hauptspannungen handelt, ist die Höhe der auftretenden Schubspannungen marginal. Diese werden daher nicht separat dargestellt. Des Weiteren bleibt anzumerken, dass eine Betrachtung der Vergleichsspannung nach von Mises nur für den isotropen Liner-Werkstoff repräsentativ ist und nicht für eine Bewertung der Beanspruchung im anisotropen FKV geeignet ist.

$$\sigma_v = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_\varphi - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + (\sigma_x - \sigma_\varphi)^2 + 6(\tau_{\varphi x}^2 + \tau_{xz}^2 + \tau_{\varphi z}^2)]} \quad (4.1)$$

Das berechnete Druckspannungsmaximum der Umfangskomponente σ_φ tritt im vorderen zylindrischen Behälterbereich auf und liegt bei ca. |-260| MPa (vgl. Abb. 4.1 a). Ein um ca. 10 % abgeschwächter Eigenspannungszustand liegt in der Behältermitte vor.

Der maximale axiale Eigenspannungsanteil σ_x im zylindrischen Bereich liegt bei $|-124|$ MPa und entspricht ca. der Hälfte der Umfangskomponente. Spannungsmaxima bilden sich hierbei ebenfalls im vorderen und hinteren Teil des zylindrischen Bereichs aus. Auch hier liegen die Eigenspannungsmaxima in der Behältermitte etwas darunter.

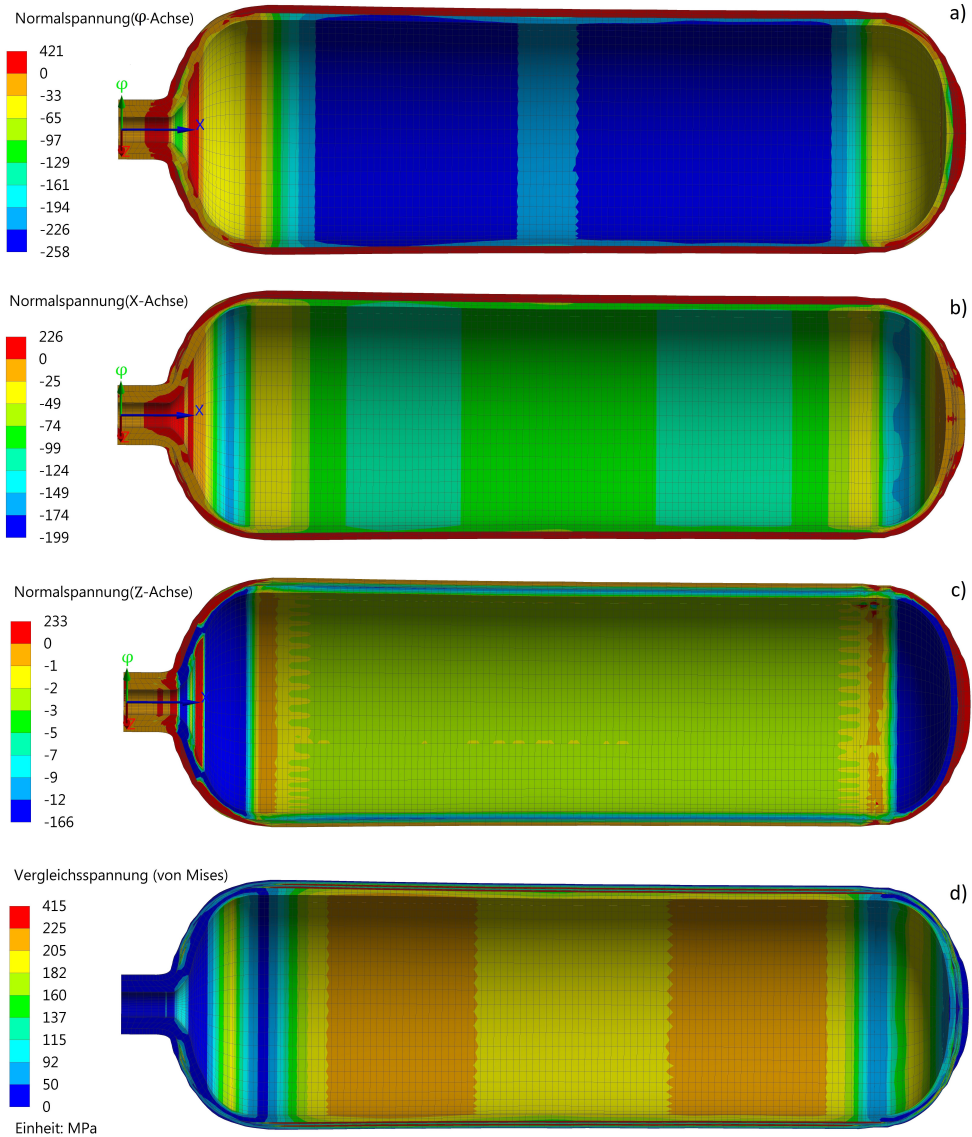


Abbildung 4.1: Simulierte Eigenspannungsverteilung im Liner des Hybridbehälters: a) Umfangsspannung, b) Axialspannung, c) Spannung in Wanddickenrichtung, d) Vergleichsspannung nach von Mises

Bei einer Analyse der Spannungskomponente σ_z in Wanddickenrichtung wird eine gleichmäßige Verteilung über den gesamten zylindrischen Bereich ersichtlich, wobei der Betrag der Eigenspannung jedoch vergleichsweise sehr gering ausfällt.

Aus der ungleichmäßigen Verteilung der Vorspannungskomponenten σ_φ und σ_x innerhalb des zylindrischen Bereichs resultiert auch der ungleichmäßige Verlauf der Mises-Vergleichsspannung in axialer Richtung, dargestellt in Teilbild d). Als mögliche Ursache für die Maximalspannungen im Übergangsbereich von der Polkappe zum Zylinder wird die hier auftretende Geometrieänderung aufgeführt, welche durch eine leicht veränderten und minimal hinterschnittigen Dickenverlauf des Liners bei gleichzeitiger Dickenzunahme des FKV gekennzeichnet ist (siehe Abschnitt 2.1.1). Auf Grund des in Abschnitt 3.2 vorgestellten linear-elastischen bzw. ideal-elastisch-plastischen Werkstoffmodells für FKV bzw. Liner befindet sich die simulierte maximale Vergleichsspannung von ca. 225 MPa knapp unterhalb der im verwendeten Materialmodell definierten Fließgrenze. Entsprechend der Spannungskomponenten σ_φ und σ_x liegen die auftretenden Spannungmaxima der Vergleichsspannung ebenfalls im vorderen sowie hinteren Teil des zylindrischen Bereichs.

4.1.2 Strukturdynamische Analyse

Zur Untersuchung des Vorspannungseinflusses auf das Strukturverhalten wurden am erstellten FE-Modell zwei harmonische Analysen mit jeweils unterschiedlichen Vorspannungszuständen durchgeführt. Abb. 4.2 zeigt im graphischen Verlauf den Einfluss einer Vorspannungsänderung auf das Frequenzspektrum und gibt zudem die prozentuale Frequenzänderung $\Delta f\%$ der zugehörigen Resonanzen an. Die Vorgehensweise entspricht der in Kapitel 3 gezeigten Prozedur. Berechnet wurden der Referenzzustand sowie ein um 25 % reduzierter Vorspannungszustand.

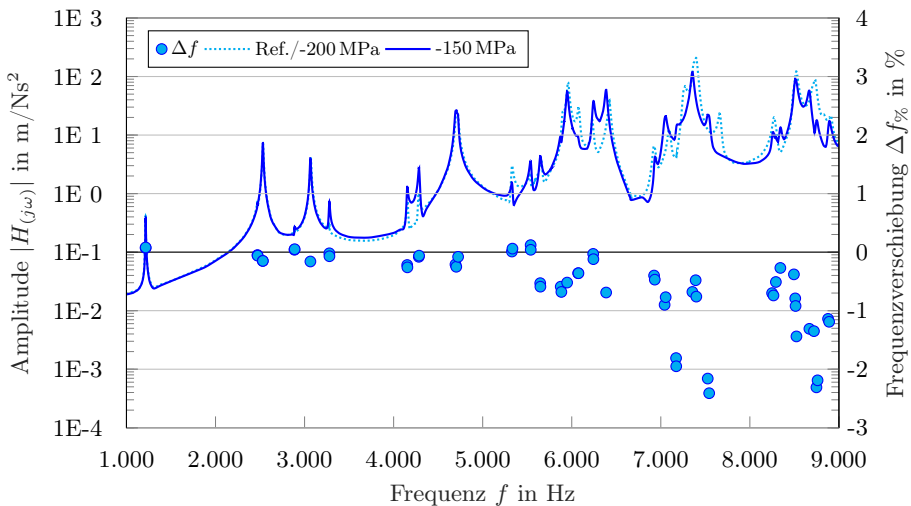


Abbildung 4.2: Einfluss einer Vorspannungsreduzierung auf die FRF (FEA)

Die entsprechenden Zustände sollen dabei einen neuen Behälter sowie einen deutlich (real) gealterten Behälter (z. B. nach 10-jähriger Betriebsdauer) repräsentieren. Dabei wird ersichtlich, dass sich eine Reduzierung der Vorspannung im Mittel in einer Absenkung der Resonanzen äußert. Auch nimmt der Einfluss einer Vorspannungsänderung mit steigender Frequenz zu und ist insbesondere bei bestimmten vorspannungsempfindlichen Resonanzen im Frequenzbereich zwischen 6.000 Hz und 9.000 Hz zu beobachten.

Darüber hinaus wurde vom Autor eine Studie zur Erfassung des Einflusses fertigungsbedingter Abweichungen im Schichtaufbau der Hybridstruktur durchgeführt [JMSS18a]. Dadurch soll die Vergleichbarkeit von Messungen unterschiedlicher Prüfmuster eines Baumusters bewertet aber auch die Gewichtung alterungsbedingter Einflüsse wie beispielsweise Steifigkeitsveränderungen des FKV abgeschätzt werden. Tab. 4.1 gibt eine Übersicht über die in der numerischen Studie berücksichtigten Parameter. Ebenso sind die herstellerbezogenen Angaben bezüglich der Fertigungstoleranzen sowie die daraus abgeleiteten Parametervariationen aufgeführt. Zunächst wurde der Einfluss einer reduzierten Druckeigenspannung im Liner auf das dynamische Verhalten untersucht. Die Eigenspannungen wurden in einer Vergleichsrechnung um ca. 25 % reduziert, was einer Differenz von ca. $\Delta\sigma_\varphi = 50$ MPa in Umfangs- bzw. $\Delta\sigma_x = 20$ MPa in Längsrichtung entspricht. Darauf aufbauend wurden die im Metall sowie im FKV auftretenden Fertigungstoleranzen berücksichtigt. Die angegebenen Toleranzen des Liners beziehen sich auf die Wandstärke im zylindrischen Bereich und wurden mittels einer Verstärkung von 0,5 mm im Modell berücksichtigt. Toleranzangaben betreffend der Dicke des FKV wurden auf Basis üblicher Durchmesser-toleranzen aus [Pet11] berechnet und mittels einer zusätzlichen Epoxidharzschicht mit der Dicke von 1 mm im Modell berücksichtigt. Die Toleranz bezüglich möglicher Winkelabweichungen bei der Ablage der Rovings im Wickelprozess wurde auf Grund von Erfahrungswerten zu 2° angenommen. Die Abweichung wurde in allen modellierten FKV-Schichten berücksichtigt. Eine damit einhergehende Steifigkeitsreduzierung in Umfangsrichtung stellt zusätzlich das Szenario einer altersbedingten Degradation des FKV nach.

Tabelle 4.1: Parametervariation der FE-Studie zur Sensitivitätsanalyse des Übertragungsverhaltens

Parameter	Fertigungstoleranz	Parametervariation
Vorspannung Liner	-	-25 %
Wandstärke Liner	+/- 0,25 mm	+ 0,5 mm
Dicke FKV	+/- 1 mm	+ 1 mm
Winkelabweichungen im FKV	-	- 2°

Abb. 4.3 zeigt die parameterspezifische prozentuale Abweichung $\Delta f\%$ der Eigenfrequenzen bezüglich ihres Referenzzustandes f_R . Berechnet wurden alle Moden im Frequenzbereich von 1 Hz - 9.000 Hz. Beim Betrachten der Abbildung wird zunächst keine systematische Beeinflussung aller Eigenfrequenzen durch einen der untersuchten Parameter ersichtlich. Auffällig ist jedoch, dass die durchgeführten Variationen im FKV (Faserwinkel und Dicke FKV) die Eigenfrequenzen in gleicher Richtung zu beeinflussen scheinen. Festzuhalten ist

weiterhin, dass Variationen der Composite- bzw. Linerdicke und die damit verbundene Masseänderung insbesondere bei Moden im unteren Frequenzbereich zum Tragen kommen.

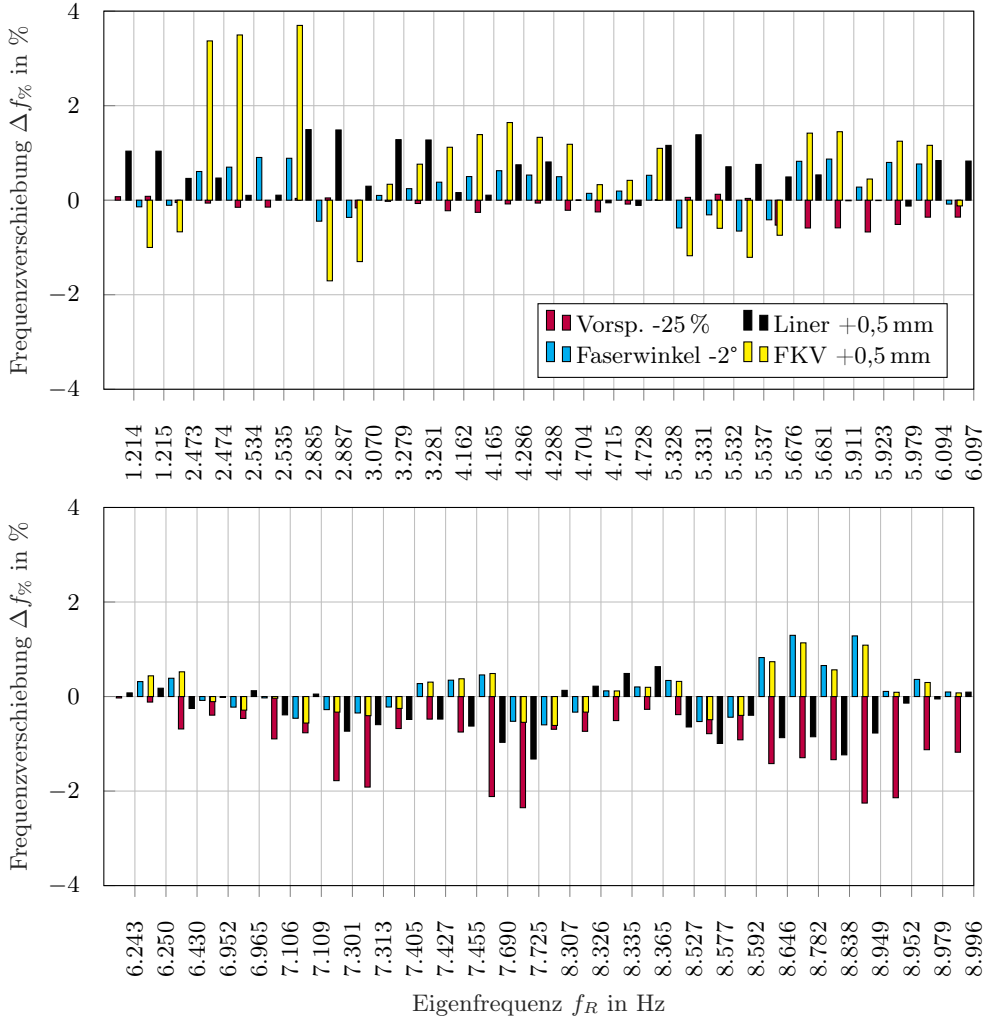


Abbildung 4.3: Einfluss vorgenommener Parametervariationen auf das Frequenzverhalten von 57 Eigenmoden im Frequenzbereich von 1 kHz–9 kHz (FEA)

Einflüsse einer veränderten Vorspannung können hingegen insbesondere im oberen Bereich des untersuchten Frequenzbereichs ausgemacht werden. Ersichtlich wird jedoch auch, dass genannte Eigenspannungseffekte beim Großteil der ermittelten Moden von den Einflüssen der übrigen Parameter zum Teil stark überlagert werden. Dies erschwert eine eindeutige Identifikation bzw. Separierung des Vorspannungseinflusses. Lediglich die höchsten drei Moden im Frequenzbereich zwischen 8.500 Hz und 9.000 Hz scheinen maßgeblich und weitestgehend ausschließlich von einer Veränderung der Vorspannung beeinflusst zu sein. Somit

kann festgestellt werden, dass ein Vergleich des Eigenspannungszustandes verschiedener Behälter mittels der hier gezeigten experimentellen Modalanalyse auf Grund der Vielzahl an fertigungsbedingten strukturellen Unterschieden nicht ohne weiteres möglich ist. Zu berücksichtigen bleibt weiterhin, dass im Rahmen dieser Studie nur eine geringe Anzahl an Parametervariationen abgedeckt wurde und somit die Beeinflussung durch weitere Faktoren, wie beispielsweise lokale Schädigungen und Materialanhäufungen, nicht ausgeschlossen werden kann. Auch sind fertigungsbedingte Abweichungen in der Rundheit der Behälter aufzuführen, welche die strukturdynamische Charakteristik und die Vergleichbarkeit der Behälter untereinander beeinflussen. Alterungsbedingte Effekte können im Hinblick auf das experimentelle Prüfprogramm beispielsweise durch veränderte Steifigkeiten berücksichtigt werden. Steifigkeitsabnahmen, bedingt durch eine Zerrüttung des Composites (Zwischenfaserbrüche, Delaminationen etc.), werden in der FEA mittels eines veränderten Faserwinkels abgebildet, durch den eine Veränderung der richtungsabhängigen Struktursteifigkeiten bewirkt wird. Nach Abb. 4.3 sind von solch einer Änderung insbesondere Resonanzen zwischen 8.590 Hz und 8.840 Hz betroffen.

4.2 Experimentelle Eigenspannungsanalyse

Zur Untersuchung alterungsbedingter Veränderungen des Eigenspannungszustandes wurden entsprechend Abb. 3.2 sieben Prüfmuster im Neuzustand, 17 künstlich gealterte Prüfmuster unterschiedlicher Alterungsstufen sowie vier weitere natürlich gealterte 15 Jahre alte Prüfmuster vermessen. Dabei handelte es sich bei den neuen und im Rahmen des Prüfprogramms gealterten Behältern um Behälter identischen Baumusters (Bezeichnung BM-A). Die natürlich gealterten Prüfmuster, deklariert als Baumuster BM-B, sind Behälter eines anderen Herstellers und gleichen den übrigen Prüfmustern in Größe, Gewicht, Fassungsvermögen (Volumen) sowie den maximal zulässigen Werten für Betriebsdruck PW und Prüfdruck PH . Die Wandstärken von Liner und FKV sind bei beiden Baumustern nahezu identisch (vgl. Anlage A.1), die Faserwinkel und Schichtdicken der einzelnen Lagen weichen jedoch voneinander ab.

4.2.1 Neuzustand und reale Alterung

Um den initialen Eigenspannungszustand als Referenz abbilden zu können erfolgt zunächst die Vermessung von sieben Prüfmustern des Baumusters A im Neuzustand. Zur Ermittlung des Spannungszustandes eines maximal gealterten Behälters wird zusätzlich die Vermessung von vier Behältern des Baumusters B durchgeführt. Die Vorspannung wird via Freischnittmethode an mehreren Stellen im mittleren zylindrischen Bereich des Liners gemessen. Abb. 4.4 gibt eine Übersicht der aus zwei bis drei Einzelmessungen gemittelten behälterspezifischen Spannungswerte σ_φ in Umfangs- bzw. σ_x in Axialrichtung. Die ausgewiesene Fehlerbalken kennzeichnen die Streuung der Messwerte bei multipler Sensoranordnung am selben Prüfmuster. Vergleicht man die Werte neuer und natürlich gealterter Baumuster, so wird im Einzelfall eine maximale Reduktion der Vorspannung um

fast 50 % offensichtlich. Im Mittel ist eine Verringerung der Werte $\bar{\sigma}_\varphi$ bzw. $\bar{\sigma}_x$ um ca. 30 % gegeben. Auffällig ist weiterhin die vergleichsweise hohe Streuung von σ_φ und σ_x innerhalb der Gruppe der 15 Jahre alten Behälter.

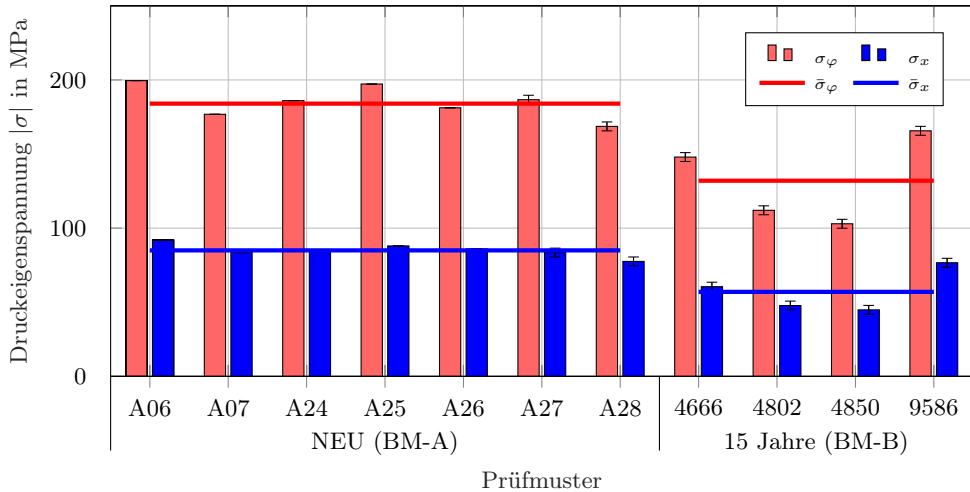


Abbildung 4.4: In Umfangs- und Axialrichtung ermittelte Liner-Druckeigenspannungen von Typ III-Behältern im Neuzustand und nach natürlicher Alterung

4.2.2 Beanspruchungsbegleitende Eigenspannungsanalyse

Eigenspannungsmessung mittels Freischnittverfahren

Entsprechend des in Abschnitt 3.1.1 gezeigten Prüfplans wurden 17 Behälter des Baumusters A durch Zeitstand- und Lastwechselversuche beansprucht. Die genaue Definition der unterschiedlichen Beanspruchungsstufen ist Tab. 3.1 zu entnehmen. Nach jeder Beanspruchungsstufe wurde eine Anzahl von vier bis sieben Behältern aus der Testreihe entnommen und untersucht. Abb. 4.5 zeigt analog zu Abschnitt 4.2.1 die prüfmusterspezifischen Mittelwerte der unterschiedlich stark beanspruchten Behälter, wobei Umfangs- sowie Axialkomponente wieder separat ausgewiesen sind. Die Kennwertermittlung erfolgte mittels Freischnittverfahren, wobei die Probestücken hauptsächlich per Trennschleifer aus der Gesamtstruktur entfernt wurden. Mit * gekennzeichnete Behälter wurden mittels CNC-Fräsverfahren heraus getrennt.

Durch eine isolierte Betrachtung einzelner Behälter wird zunächst kein eindeutiger Trend deutlich, da die gewonnen Messwerte innerhalb einer Behältergruppe gleicher Beanspruchung um bis zu 10 % variieren. Zur Bestimmung eines Trends wurden wieder die gruppenspezifischen Mittelwerte $\bar{\sigma}_\varphi$ und $\bar{\sigma}_x$ bestimmt und separiert in Abb. 4.6 gegenübergestellt. Darin wird ersichtlich, dass der Eigenspannungszustand mit zunehmender Anzahl an Lastkollektiven zunimmt. Da eine Bestimmung des Eigenspannungszustandes in diesen Fällen erst nach Abschluss eines gesamten Alterungsblocks (bestehend aus einem kompletten

Durchlauf von Lastwechsel- und Zeitstandbeanspruchung) erfolgte, können an dieser Stelle noch keine Aussagen zum isolierten Einfluss von Lastwechsel- und Zeitstandbeanspruchung gemacht werden. Ausnahmen bilden die bis zum Versagen gelastwechselten Behälter am Ende eines Alterungsblockes, gekennzeichnet durch den Ausdruck ()⁺.

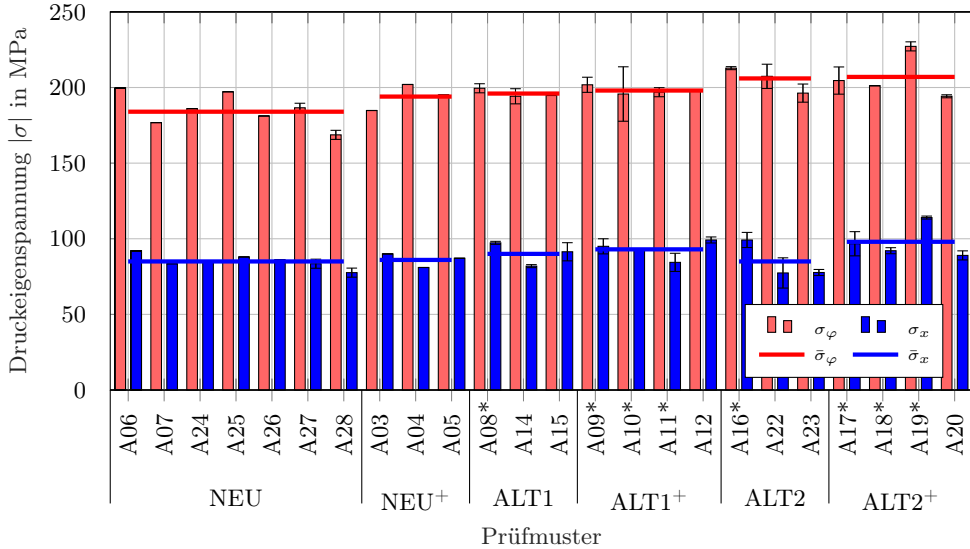


Abbildung 4.5: In Umfangs- und Axialrichtung ermittelte Liner-Druckeigenspannungen neuer und unterschiedlich stark beanspruchter Behälter; Alterungskennzeichnung: NEU⁺ = Lastwechsel bis Versagen (LWbV), ALT1 = 1.000 LW + Zeitstand, ALT1⁺ = ALT1 + LWbV, ALT2 = ALT1 + 1.000 LW + Zeitstand, ALT2⁺ = ALT2 + LWbV

Vergleicht man nun die einzelnen Beanspruchungsblöcke in Abb. 4.6 miteinander, so wird ersichtlich, dass im ungealterten Behälterzustand eine reine Lastwechselbeanspruchung eine vergleichsweise hohe Eigenspannungserhöhung bewirkt (vgl. NEU zu NEU⁺ und ALT1), während im weiteren Alterungsverlauf insbesondere die Zeitstandbeanspruchung unter erhöhter Temperatur von 65°C eine Eigenspannungszunahme zu verursachen scheint (vgl. ALT1 und ALT1⁺ zu ALT2). Eine separate Betrachtung von Lastwechsel- und Zeitanstandeinflüssen innerhalb der einzelnen Alterungsblöcke erfolgt in der später ausgeführten Modalanalyse und Verformungsanalyse. Weiterhin wurde das gruppenspezifische Streuverhalten der gemessenen Eigenspannungen nach Gl. 4.2 berechnet und verglichen.

$$s_{\sigma} = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (\sigma_i - \bar{\sigma})^2} \quad (4.2)$$

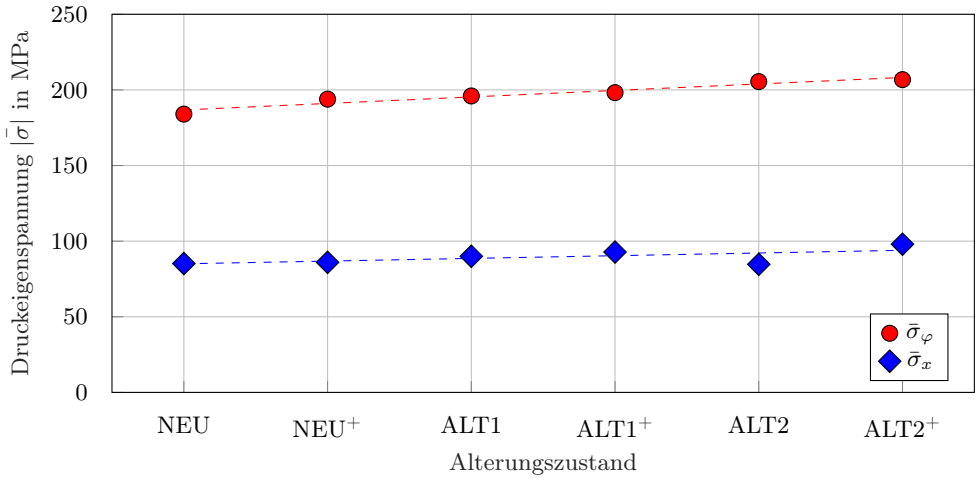


Abbildung 4.6: Gruppenspezifische Mittelwerte der Druckeigenspannung in Umfangs- und Axialrichtung bei unterschiedlichen Beanspruchungszuständen; Alterungskennzeichnung entsprechend Abb. 4.5

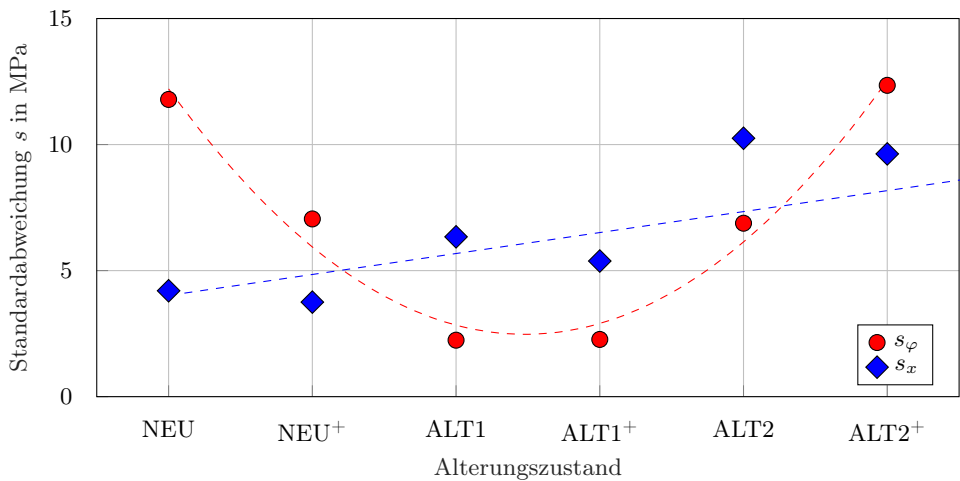


Abbildung 4.7: Standardabweichung der ermittelten Eigenspannungen je Alterungsstufe; Alterungskennzeichnung entsprechend Abb. 4.5

Betrachtet man die in Abb. 4.7 dargestellten Werte, so ist unter Berücksichtigung einer nicht konstanten Stichprobenmenge mit zunehmender Beanspruchung eine wachsende Streuung der gruppenspezifischen Eigenspannungsverteilung in axialer Richtung zu beobachten. Die Streuung der Umfangskomponente reduziert sich innerhalb der ersten zwei Alterungsstufen bevor sie in den darauffolgenden Stufen wieder ansteigt. Die gestrichelten Linien geben den jeweiligen Trend wieder.

Abb. 4.6 und Abb. 4.7 lassen sich weiterführend in Abb. 4.8 zusammenfassen, worin die Mittelwerte der richtungsabhängigen Eigenspannungskomponenten je Alterungsstufe über die zugehörige gruppenspezifische Standardabweichung dargestellt ist. Eine zunehmende Alterung ist durch eine steigende Farbtintensität gekennzeichnet, ausgehend vom Neuzustand NEU (hell) bis hin zur letzten Alterungsstufe mit anschließender Lastwechselbeanspruchung bis zum Versagen $ALT2^+$ (dunkel). Analog zu Abb. 4.7 zeichnet sich bei den Werten der Axialkomponente in x -Richtung der Trend einer mit der Alterung zunehmenden Eigenspannung bei gleichzeitig zunehmender Streuung ab. Bei der Umfangskomponente in φ -Richtung ist mit zunehmender Alterung ein steigender Eigenspannungszustand zu beobachten, wobei sich eine anfangs hohe Streuung zunächst verringert, in der zweiten Alterungsstufe jedoch wieder stark zunimmt.

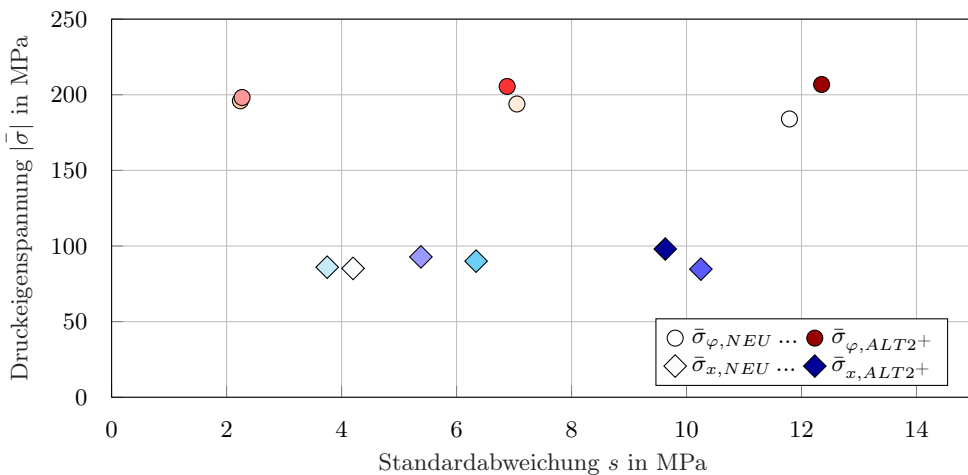


Abbildung 4.8: Alterungsabhängige Gruppenmittelwerte der Druckeigenspannung in Umfangs- und Axialrichtung über der zugehörigen Standardabweichung

Verformungsanalyse mittels SPV und BKV

Zusätzlich zum Freischnittverfahren und der EMA wurden die unter Abschnitt 3.3.2 erläuterten optischen Messverfahren eingesetzt, um mittels einer Analyse des Verformungszustandes Rückschlüsse auf Veränderungen des Eigenspannungszustandes schließen zu können. Abb. 4.9 zeigt die alterungsbegleitende, exemplarisch an vier Behältern durchgeführte Verformungsanalyse, mit welcher die bleibende Dehnungen an der Oberfläche der Behälter A16, A17, A18 und A19 durch die zerstörungsfreien Messverfahren BKV und SPV erfasst wurden. Dargestellt ist die Umfangsänderung über den fortschreitenden Beanspruchungszustand. Anzumerken ist, dass nicht alle Alterungszustände mit beiden Messverfahren vermessen werden konnten. Die dargestellte Entwicklung des gleitenden Durchschnitts berücksichtigt alle, zu einem gegebenen Alterungszustand gemessenen Werte. Dabei wird der allgemeine Trend eines abnehmenden Umfangs deutlich, wobei betragsmäßig größere Veränderungen mit dem SPV gemessen wurden. Außerdem wird ersichtlich, dass – entgegen des allgemeinen

Trends – die durchgeführten Lastwechselbeanspruchungen immer wieder eine zwischenzeitliche Erhöhung des Umfangs zu bewirken scheinen.

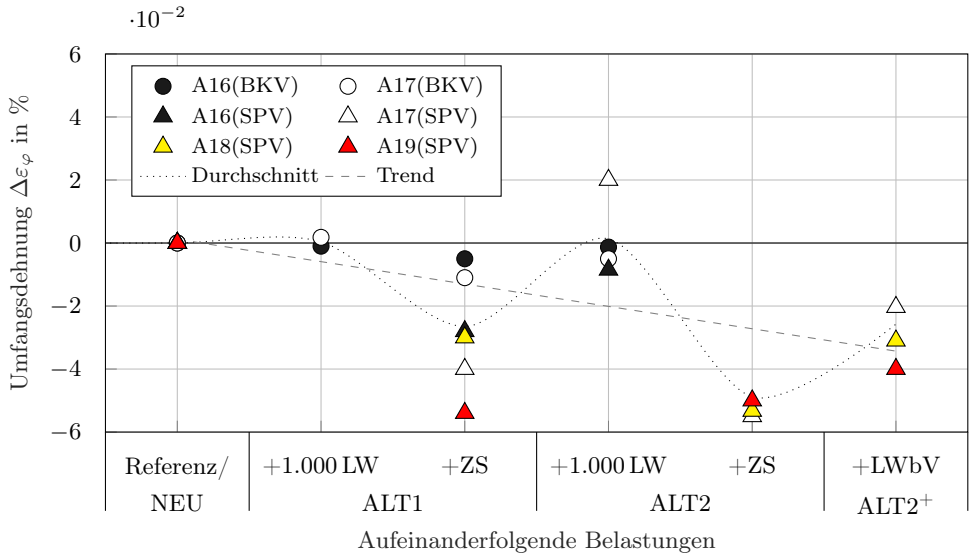


Abbildung 4.9: Mittels BKV und SPV auf der Oberfläche des Composites gemessene Umfangsänderungen bezüglich eines fortschreitenden Beanspruchungszustandes

Weiterhin wurde an zwei Behältern die Bauteildehnung in Längsrichtung (x-Richtung) erfasst. Abb. 4.10 zeigt die alterungsbegleitende an A16 und A17 durchgeführte Verformungsanalyse, mit welcher die bleibenden Dehnungen an der Oberfläche des Composites mittels BKV bis zur ersten Hälfte der zweiten Alterungsstufe gemessen wurden. Die Messungen zeigen eine geringe aber kontinuierlich zunehmende bleibende axiale Dehnung während der ersten Belastungsstadien. Analog zu Abb. 4.9 zeigt sich eine nennenswerte Veränderung erst nach der ersten Zeitstandbeanspruchung. Es ist davon auszugehen, dass obenstehend aufgezeigte Umfangsabnahme über den gegebenen Laminataufbau mit der hier gezeigten Dehnungszunahme in Längsrichtung in Wechselwirkung steht. So kann eine Längenzunahme über die durch Kreuzwicklungen ausgeführten Verbundlagen eine Kontraktion des Umfangs bewirken.

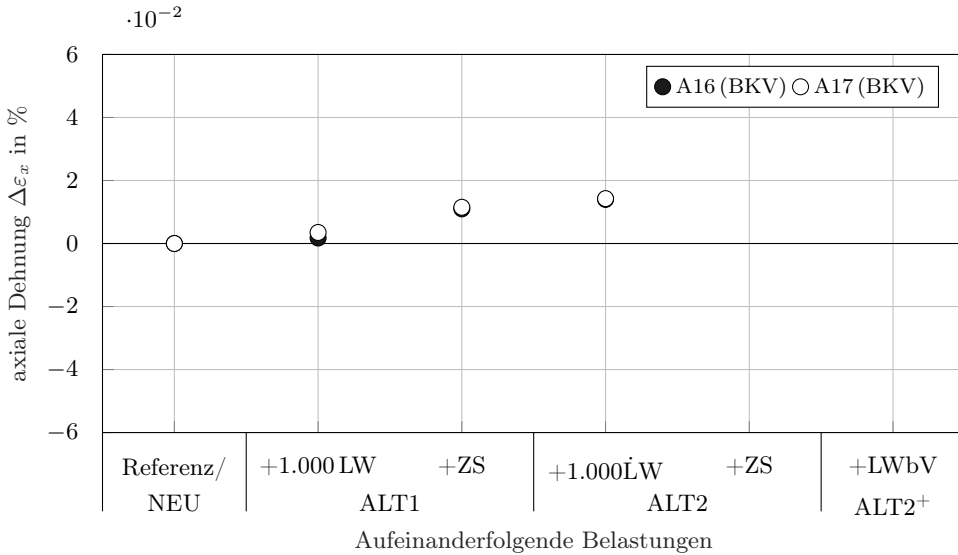


Abbildung 4.10: Mittels BKV auf der Oberfläche des Composites gemessene axiale Dehnung bezüglich eines fortschreitenden Beanspruchungszustandes

Nach gesamtheitlicher Betrachtung der Hybridstruktur lässt die gemessene Umfangs- abnahme in Verbindung mit einer axialen Längenzunahme vermutlich eine plastische Verformung des Liners in axialer Richtung und/oder auf eine Erhöhung der Steifigkeit des FKV und/oder eine Kontraktion des FKV in Umfangsrichtung schließen. Zudem ist eine Steifigkeitsabnahme des FKV in axialer Richtung nicht auszuschließen. Auf Grund der gezeigten Untersuchungsergebnissen aus Freischnittverfahren und EMA kann jedoch von einem Zusammenspiel genannter Effekte ausgegangen werden, was zu einer kontinuierlichen Erhöhung der Druckeigenspannung im Liner führt. Im Rahmen einer vom Autor in [JKMM19] durchgeführten Fehlerbetrachtung sei anzumerken, dass die hier gemessenen Verformungen sich bereits sehr nahe an der Auflösungsgrenze der jeweilig eingesetzten Messverfahren SPV und BKV befinden. Zusätzlich ist darauf hinzuweisen, dass bereits kleinste lokale Oberflächeneffekte wie beispielsweise das Abplatzen der äußeren Lackschicht und/oder das anisotrope Werkstoffverhalten der äußeren Faserverbundschichten als Verformungen erfasst werden, die für eine Bewertung der Verformung der Gesamtstruktur nicht repräsentativ sind. Genannte Umstände können die Aussagekraft des Verfahrens bezüglich einer Eigenspannungsanalyse somit stark einschränken.

Betriebsdehnungsanalyse

Zur Ermittlung von beanspruchungsbedingten Veränderungen im Materialverhalten während der künstlichen Alterungen wurde das Dehnungsverhalten an einer Auswahl von Behältern alterungsbegleitend erfasst. Die Überwachung erfolgt mittels DMS entsprechend der unter Abschnitt 3.3.2 vorgestellten Methode. Begleitet wurden zyklische Lastwechselversuche sowie

Zeitstandbelastungen im Intervall von 20 bar bis 450 bar. Abb. 4.11 zeigt beispielhaft das ermittelte Dehnungsverhalten des Behälters A17 während des Prozesses der künstlichen Alterung.

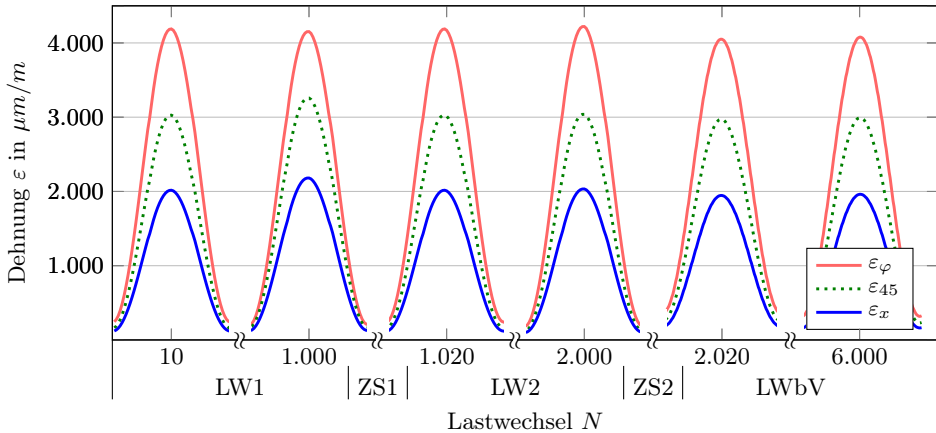


Abbildung 4.11: Dehnungsverlauf ausgewählter Lastzyklen während eines fortschreitenden Beanspruchungszeitraums

Gezeigt werden die Umfangsdehnung ε_φ , die Längsdehnung ε_x sowie die Dehnung in 45°-Richtung ε_{45} eines Lastzyklus, der jeweils am Anfang sowie am Ende eines Lastwechselkollektivs steht.

Durch eine genaue Analyse des Dehnungsverlaufs können über Veränderungen der Dehnungsschwingbreite $\Delta\varepsilon = \varepsilon_{max} - \varepsilon_{min}$ Rückschlüsse auf das Steifigkeitsverhalten der Hybridstruktur geschlossen werden. Eine Verringerung entspricht dabei einer Steifigkeitszunahme, eine Erhöhung ist mit einer Steifigkeitsabnahme gleichzusetzen. Anzumerken ist, dass vor Beginn eines jeden Lastkollektivs ein Zurücksetzen der Dehnungswerte (Null-Abgleich) vorgenommen wurde und somit keine bleibenden Dehnungen berücksichtigt wurden.

Analysiert man nun die ersten 1.000 Lastwechsel, so ist eine leichte Abnahme der maximalen Umfangsdehnung sowie eine deutliche Zunahme der Axial- und 45°-Dehnung zu beobachten, was einer Steifigkeitsabnahme in Längsrichtung entspricht. Dieser Effekt scheint nach Abschluss des ersten Zeitstandversuchs ZS1 wieder weitestgehend kompensiert. Während den darauffolgenden 1.000 Lastwechseln ist eine leichte Erhöhung der Dehnungsschwingbreite in beiden Richtungen zu erkennen, was einer leichten Steifigkeitsabnahme entspricht. Die darauffolgende Zeitstandbeanspruchung ZS2 scheint wiederum eine deutliche Verringerung von $\Delta\varepsilon_\varphi$ und $\Delta\varepsilon_x$ und somit eine Steifigkeitszunahme in Umfangs- als auch in axialer Richtung zu bewirken. Die anschließend durchgeführten 4.000 Lastwechsel bis zum Versagenseintritt weisen eine geringfügige Zunahme des Dehnungsverhaltens auf und scheinen eine geringe Steifigkeitsabnahme zu verursachen. Zusammenfassend bleibt festzuhalten, dass insbesondere während der ersten zyklischen Belastungsphase eine Steifigkeitsabnahme des Hybridbehälters in Längsrichtung zu beobachten ist. Dies ist

vermutlich durch Zerrüttungsprozesse im Composite bedingt. Insgesamt betrachtet kann eine durch Lastwechselbeanspruchungen verursachte Steifigkeitsabnahme des Behälters festgestellt werden. Zeitstandeinflüsse, insbesondere im späten Alterungsverlauf bei ZS2, scheinen eine Steifigkeitszunahme in Umfangs- sowie in Längsrichtung zu bewirken, was unter anderem durch Umlagerungsprozesse lasttragender Kohlenstofffasern innerhalb des FKV zu begründen ist.

Eigenspannungsanalyse mittels Modalanalyse

Zur Bewertung der Eigenspannungsveränderung mittels EMA wurden aus den Übertragungsfunktionen im Frequenzbereich von 1 Hz bis 9.000 Hz eine Anzahl von $n=5$ besonders eigenspannungssensitive Resonanzen ausgewählt, die der Auswertung zu Grunde gelegt werden. Abb. 4.12 zeigt jene Resonanzen im Frequenzspektrum. Das Vorgehen wird ausführlich in einer Veröffentlichung des Autors [JEM18] beschrieben. Von den gewählten Resonanzfrequenzen wird nach Gl. 4.3 die relative Abweichung zur Frequenz des Ausgangszustandes bestimmt und der Mittelwert gebildet.

$$\Delta f_m = \overline{\Delta f\%} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \left(\frac{f_i - f_{i(0)}}{f_{i(0)}} \right) \cdot 100 \quad \text{mit } n = 5 \quad (4.3)$$

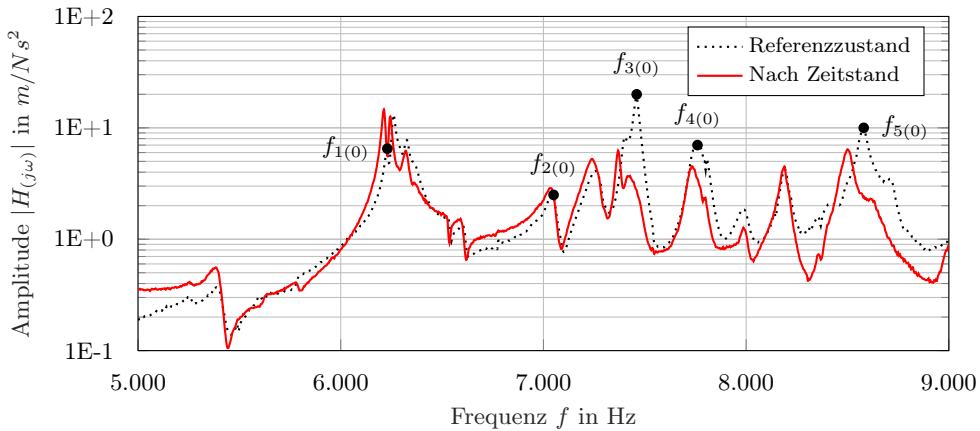


Abbildung 4.12: Ausgewählte vorspannungssensitive Resonanzfrequenzen zu Ermittlung von Δf_m

Die so berechnete mittlere Frequenzverschiebung wurde an den untersuchten Prüfmustern nach den jeweiligen Beanspruchungskollektiven ermittelt. Unter Bezug auf Abschnitt 3.2.4 und Erkenntnissen aus Vorversuchen ist eine Frequenzerhöhung betrachteter Resonanzen mit einer Eigenspannungserhöhung, eine Verminderung mit einer Verringerung der Eigenspannung gleichzusetzen.

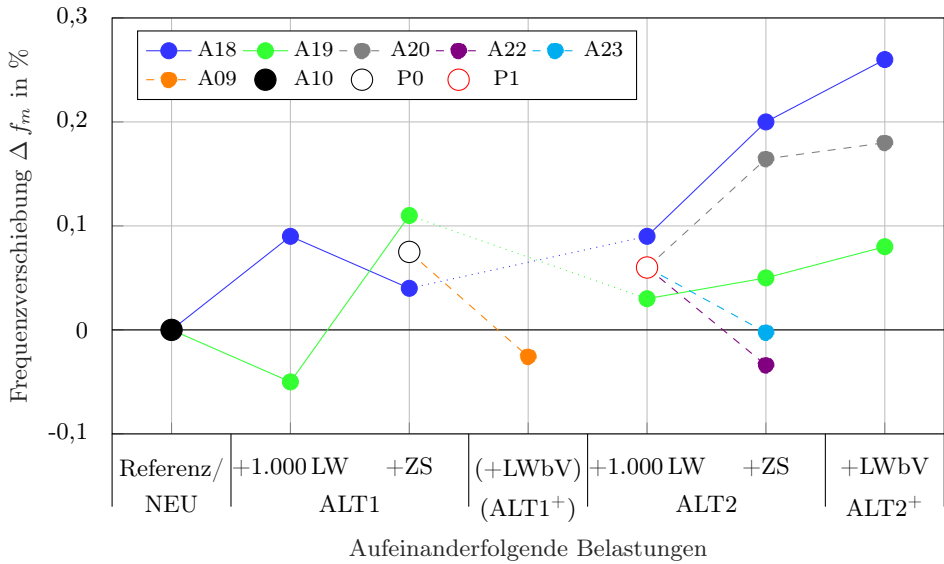


Abbildung 4.13: Beanspruchungsbedingte Frequenzverschiebungen bezüglich der Ausgangszustände P0/P1/P2 ausgewählter Behälter

Abb. 4.13 zeigt die ermittelten Frequenzverschiebungen Δf_m ausgewählter Behälter. Die Behälter A18 und A19 konnten über den gesamten Zeitraum des Alterungsprozesses (vgl. Abb. 3.2) via EMA überwacht werden. Ausgangszustand bildet der Neuzustand (Punkt P0). Bei einer Reihe weiterer Behälter konnten lediglich vereinzelte Beanspruchungskollektive mittels EMA begleitet werden, wie beispielsweise eine Lastwechselbeanspruchung bis zum Versagen (LWbV1) bei A09 und A10 oder eine Zeitstandsbeanspruchung bei A22 und A23. Der Behälter A23 wurde während der zwei letzten Beanspruchungskollektive überwacht. Ausgangspunkt für die Frequenzverschiebung der nur vereinzelt erfassten Beanspruchungskollektive bilden die Punkte P1 bzw. P2. Diese werden aus der gemittelten Frequenzverschiebung von A18 und A19 bestimmt. Es wird somit angenommen, dass die unbekanntenen Ausgangszustände der Behälter A09, A10, A22 und A23 der gemittelten Frequenzverschiebung der Behälter A18 und A19 eines identischen Alterungszustandes entsprechen. Bei einer Analyse der Graphen wird ersichtlich, dass sich mit zunehmender Beanspruchung der Trend einer Frequenzerhöhung einstellt. Dies deutet auf eine sukzessive Eigenspannungserhöhung hin und deckt sich mit Ergebnissen aus dem Freischnittverfahren. Auf Grund der zum Teil unbekanntenen Ausgangszustände kann bei den nur partiell untersuchten Behältern keine Beurteilung des Endzustandes bezüglich einer Eigenspannungserhöhung oder -verringerung erfolgen. Dennoch wird deutlich, dass ein bestimmtes Beanspruchungskollektiv (bestehend aus Lastwechseln oder Zeitstand) nicht pauschal ein bestimmtes Frequenzverhalten verursacht. Auffällig ist jedoch, dass sich insbesondere während der ersten Beanspruchungskollektive ein alternierendes Verhalten bei den aufeinanderfolgenden Belastungen zeigt. Beispielsweise folgt beim Behälter A18 innerhalb der ersten Alterungsstufe ALT1 auf einer durch Lastwechsel hervorgerufenen Frequenzerhöhung unmittelbar eine durch

Zeitstandbeanspruchung verursachte Frequenzabsenkung. A19 zeigt ein ähnlich ausgeprägtes alternierendes Beanspruchungsverhalten, jedoch mit umgekehrten Frequenzverhalten (erst Absenkung, dann Erhöhung von Δf_m). In späteren Alterungsstufen ALT2 und ALT2⁺ zeigt sich ein zunehmend einheitlicher Trend, gekennzeichnet durch überwiegend ansteigende Resonanzfrequenzen.

Zusammenfassend wird festgestellt, dass innerhalb der ersten Alterungsstufe (bei ALT1 und ALT1⁺) eine Lastwechselbeanspruchung die größten Verschiebungen bei den ausgewählten Resonanzfrequenzen verursacht. In der zweiten Alterungsstufen scheint hingegen der Zeitstandeinfluss die Resonanzen maßgeblich zu beeinflussen. Anzumerken bleibt, dass das hier angewandte Analyseverfahren auf der Detektion einer Steifigkeitsveränderung im Hybridbehälter abzielt. Mittels der obenstehend durchgeführten Dehnungsanalyse konnten jedoch auch bleibende Verformungen der Behälter nachgewiesen werden. Unter Berücksichtigung der in Abschnitt 3.1.4 durchgeführten Sensitivitätsanalyse ist davon auszugehen, dass auch die aufgezeigten Verformungen das strukturdynamische Verhalten beeinflussen und durch überlagernde Effekte eine separierte Analyse der Steifigkeitsveränderung erschweren.

4.2.3 Auswirkungen von Extrembeanspruchungen

Weiterhin wurde der Einfluss von Extrembeanspruchungen auf den Eigenspannungszustand mittels EMA in [JMSS18b] und [JEM18] untersucht. Dafür wurden drei ausgewählte Behälter unter wechselnder Hochdruck- und Hochtemperaturbelastungen beansprucht, mit der Intension, den Eigenspannungszustand in alternierender Reihenfolge ansteigen und wieder abfallen zu lassen. Eine dem Autofrettage-Prozess entsprechende Hochdruckbelastung kann unter Umständen zu einer nochmaligen Erhöhung des Eigenspannungszustandes beitragen. Eine Hochtemperaturbelastung im drucklosen Zustand hingegen begünstigt, auf Grund der unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten von Liner und FKV, eine Erhöhung der Druckbeanspruchung im Liner und löst eine damit verbundene plastische Verformung (Druckfließen) im Metall aus [And08]. Genannter Umstand sowie zusätzliche Kriech- und/oder Relaxationsprozesse im FKV sollten erwartungsgemäß tendenziell zu einer Eigenspannungsabnahme führen. Details zu den verschiedenen Belastungsphasen und Prüfmustern sind Tab. 4.2 zu entnehmen. Zur Ermittlung zusätzlicher Informationen über das Materialverhalten wurden das Dehnungsverhalten des Behälters A29 während der gesamten Versuchsdauer mittels DMS überwacht.

Tabelle 4.2: Detailübersicht der durchgeführten Extrembelastungen und verwendeten Prüfmuster

Art der Belastung	Umsetzung	Parameter	Prüfmuster (Baumuster)
Hochdruck bei 700 bar	Innendruck mit Haltephase	Linearer Druckanstieg/-abfall $v_p = 100 \text{ bar/min}$ $p_{max} = 700 \text{ bar}$ $t_{halte} = 120 \text{ s}$	A29 (BM-A)
Hochtemperatur bei 90°C	Befüllung mit heißem Wasser	$T_W = 90^\circ \text{ C}$	A29 (BM-A) 3942 (BM-B)
Hochtemperatur bei 90°C	Erneutes Befüllen mit heißem Wasser	$T_W = 90^\circ \text{ C}$	3942 (BM-B)
Hochdruck bei 700 bar	Innendruck mit Haltephase	Linearer Druckanstieg/-abfall $v_p = 100 \text{ bar/min}$ $p_{max} = 700 \text{ bar}$ $t_{halte} = 120 \text{ s}$	A29 (BM-A) 3942 (BM-B) 3970 (BM-B)
Hochdruckbelastung bei 700 bar	Erneute Innendruck mit Haltephase	Linearer Druckanstieg/-abfall $v_p = 100 \text{ bar/min}$ $p_{max} = 700 \text{ bar}$ $t_{halte} = 120 \text{ s}$	3942 (BM-B) 3970 (BM-B)

Abb. 4.14 zeigt beispielhaft eine gemessene Dehnungshysterese des Behälters A29 während der ersten Hochdruckbelastung bis 700 bar. Gemessen wurde an der Oberfläche des Composites in der Mitte des zylindrischen Bereiches nach der in Abschnitt 3.3.2 gezeigten Vorgehensweise. Bei zunehmender Belastung ist entsprechend des gestrichelten Linienverlaufs zunächst ein linear-elastisches Dehnungsverhalten des Gesamtverbundes in Umfangs- wie auch in Längsrichtung erkennbar. Ab einem Innendruck von 400 bar zeigen sich in Längsrichtung x bereits erste Anzeichen für ein nichtlineares Materialverhalten (orange markierter Bereich). Ab ca. 500 bar ist dies auch in Umfangsrichtung φ gut sichtbar. Die aufgezeigten Übergangsbereiche kennzeichnen den Eintritt eines nichtlinearen Materialverhaltens, welches auf erste Schädigungen im Composite-Verbund sowie ersten lokale plastische Verformungen im Metall zurückzuführen ist. Der sich anschließende nichtlineare Dehnungsverlauf beschreibt ein Fortschreiten der plastischen Verformung des Metalls bis zum Erreichen des Maximaldrucks. Den nachfolgenden Entlastungsvorgang kennzeichnet zunächst eine rein linear-elastische Dehnungsabnahme bis das Liner-Material auf Grund der ansteigenden Kompressionskräfte des Composites bei ca. 100 bar Restinnendruck wieder in einen nichtlinearen Bereich übergeht. Auch hier kommt es vermutlich zu einem vergleichsweise früheren Eintritt einer plastischen Verformung in Längsrichtung. Zusammenfassend bleibt festzuhalten, dass trotz der vorherrschenden Druckeigenspannung im Liner vermutlich erste plastische Verformungen des Metalls bereits ab Innendrücken von 400 bar existieren. Dabei sind Anzeichen eines nichtlinearen Materialverhaltens zuerst in Längsrichtung zu beobachten.

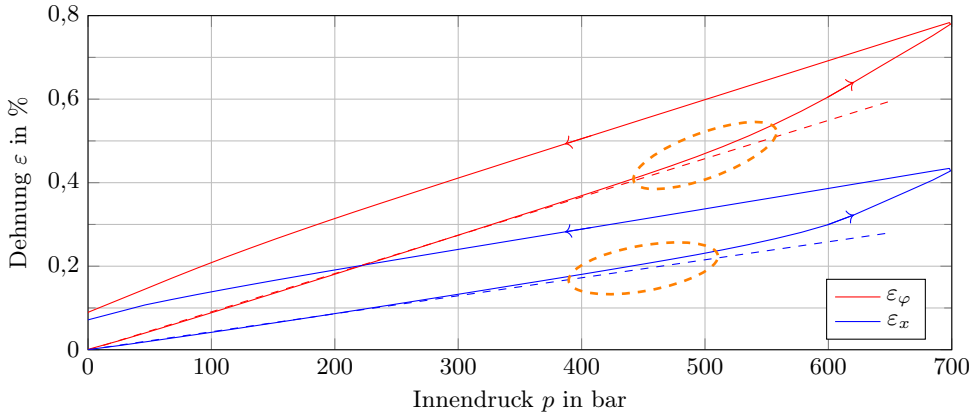


Abbildung 4.14: Aufgezeichnete Dehnungshysterese eines Behälters während einer Hochdruckbeanspruchung mit gekennzeichneten Übergangsbereichen zum nicht-linearen Materialverhalten

Zudem erfolgt eine Eigenspannungsanalyse aller hochbeanspruchten Behälter mittels Modalanalyse. Dabei werden alle in Tab. 4.2 aufgeführten Prüfmuster vor sowie nach jeder Belastung vermessen. Aus den ermittelten FRFs wird analog zu Abschnitt 4.2.2 die gemittelte Frequenzverschiebung Δf_m der ausgewählten Resonanzfrequenzen nach Gl. 4.3 berechnet. Eine Veranschaulichung der Ergebnisse zeigt Abb. 4.15.

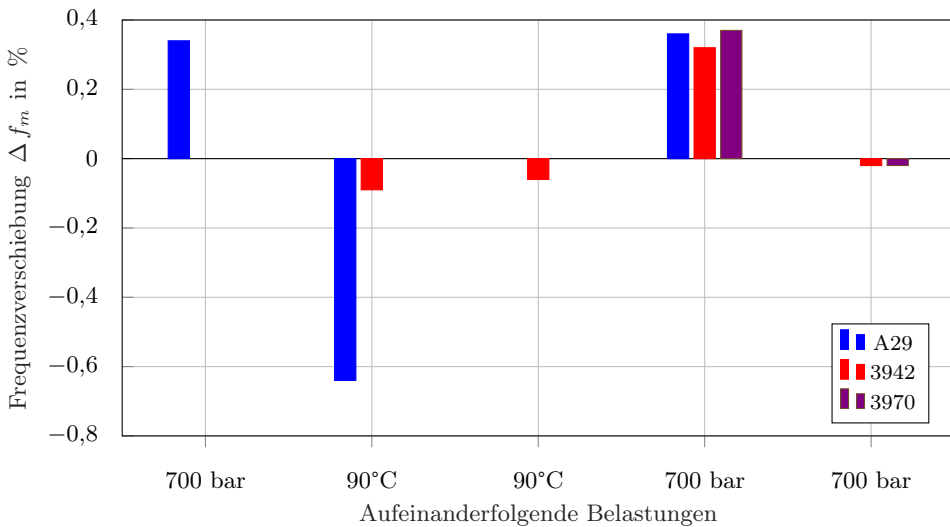


Abbildung 4.15: Frequenzverschiebung bezüglich des Vorzustandes einzelner Behälter auf Grund vorausgegangener Beanspruchung(en)

Dargestellt sind die auf Grund der entsprechenden Extrembelastungen verursachten Frequenzverschiebungen bezüglich des Vorzustandes. Eine extreme Hochdruckbelastung führt in allen Fällen zu einer positiven Frequenzverschiebung, was eine Erhöhung des Eigenspannungszustandes ausdrückt. Entsprechend Abb. 4.14 ist dies mit einer plastischen Dehnungszunahme des Liners zu begründen. Eine Hochtemperaturbeanspruchung bewirkt hingegen einen Frequenzabfall. Die Aussage eines damit verbundenen Eigenspannungsabfalls ist mit einem Druckfließen im metallischen Liner sowie mit Kriecheffekten des Polymers jenseits der Glasübergangstemperatur zu begründen. Bei beiden Arten von Extrembelastungen zeigt eine Erstbelastung eine deutlich höhere Beeinflussung des Eigenspannungszustandes. Unmittelbar darauffolgende Belastungen gleicher Art und Intensität haben einen kaum messbaren Einfluss.

4.2.4 Lokale Effekte

Experimentell ermittelte Eigenspannungsverteilung

Die Eigenspannungsverteilung im zylindrischen Bereich des Liners wurde durch eine multiple Anordnung von Sensoren (DMS) an drei unterschiedlichen, gemäß Abb. 4.16 in x-Richtung verschobenen Messstellen ermittelt.

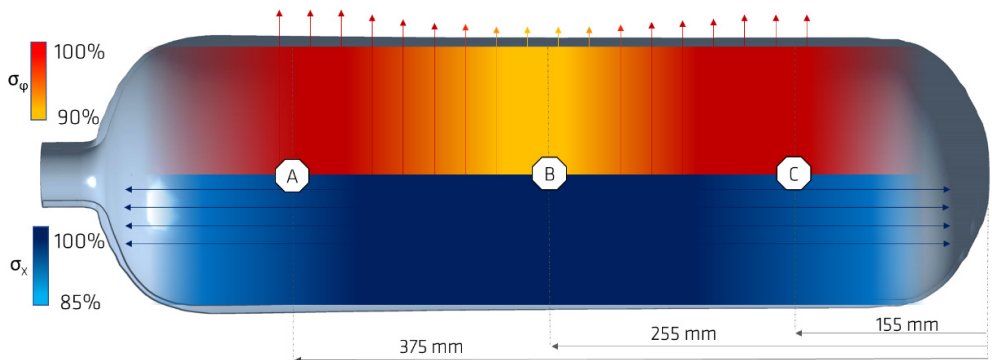


Abbildung 4.16: Extrapolierte graphische Darstellung der experimentell ermittelten Verteilung von Umfangs- und Axial-Druckeigenspannung im Liner

Untersucht wurden zwei Behälter im Neuzustand sowie drei real gealterte Behälter. Abb. 4.17 vergleicht in einer Übersicht die experimentell ermittelten Eigenspannungen in Umfangs- und in Axialrichtung in Abhängigkeit zur axialen Messposition im zylindrischen Bereich. Die Messungen bringen im wesentlichen folgende Erkenntnisse:

- Die gemessenen Umfangsspannungen besitzen im Mittel im hinteren und vorderen zylindrischen Bereich ihr Maximum und nehmen zur Behältermitte hin ab (vgl. Abb. 4.17, links).

- Die axiale Eigenspannungskomponente findet hingegen bei allen Prüfmustern in der Behältermitte ihr Maximum und nimmt zu den Enden hin ab (vgl. Abb. 4.17, rechts).
- Alterungsbedingte Unterschiede in der Verteilung konnten im direkten Vergleich beider Behältergruppen nicht nachgewiesen werden.
- Es besteht eine begrenzte Aussagekraft der Ergebnisse, da nur eine geringen Anzahl von Prüfmustern vermessen wurde.

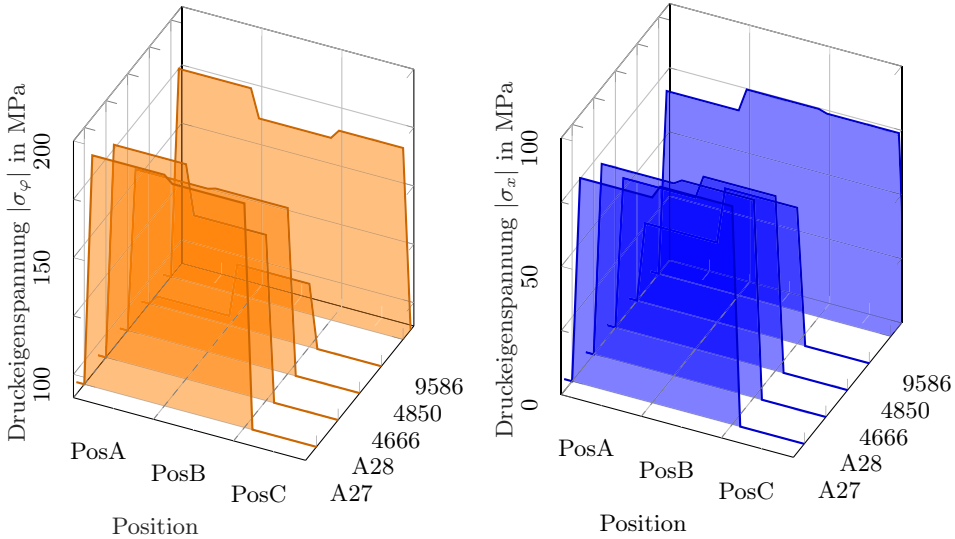


Abbildung 4.17: Im Liner an axial versetzten Messpunkten gemessene Umfangs- und Axial-Druckeigenspannungen entsprechend Abb. 4.16

Lokale Abweichungen des Eigenspannungszustandes

Analog zur Analyse der Eigenspannungsverteilung in axialer Richtung wurden auch lokale Veränderungen in Umfangsrichtung ermittelt. Gemessen wurde auf Höhe der in Abb. 4.16 vermerkten Messposition B mit einer in Umfangsrichtung φ um 45° versetzten Anordnung von Sensoren (DMS). Zum Einsatz kamen zwei bis drei Sensoren pro Behälter. Abb. 4.18 zeigt zunächst die Messergebnisse aller untersuchten Behälter in Abhängigkeit zum erreichten Alterungszustand. Zur Beschreibung der lokalen Abweichungen wird die Streuung der Messergebnisse in Position B analysiert, die mittels der nach Gl. 4.2 zu berechnenden Standardabweichung s ausgedrückt wird. Abb. 4.19 stellt die ermittelten Standardabweichungen dar. Zudem zeigen die gestrichelten Linien den allgemeinen Trend in Abhängigkeit zu den einzelnen Alterungsstufen auf.

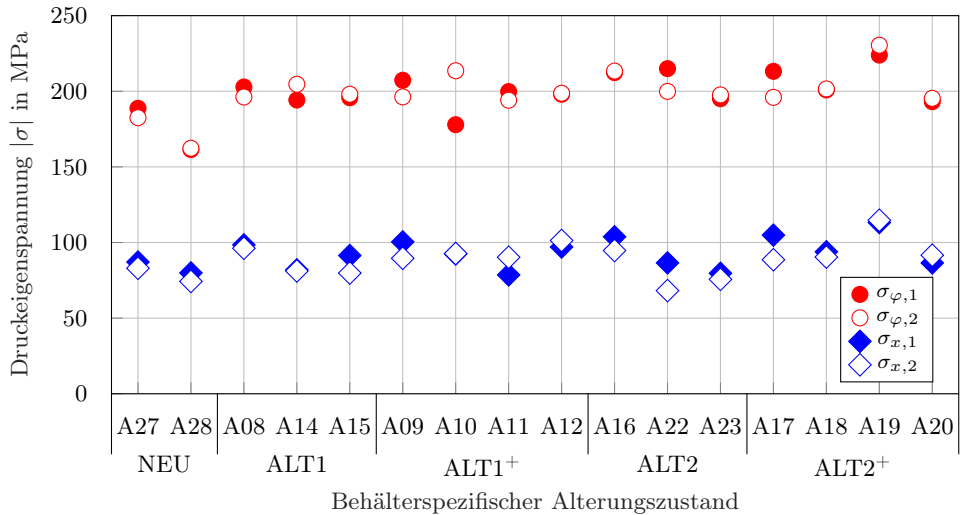


Abbildung 4.18: Im Messbereich B mittels multipler Sensoranordnung gemessene Druckeigenspannungen unterschiedlich stark gealterter Typ III-Behälter

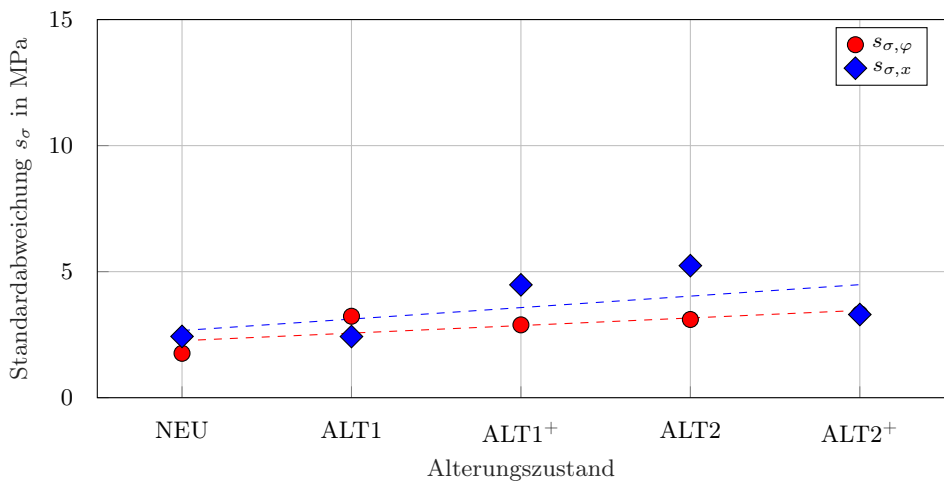


Abbildung 4.19: Standardabweichungen bei multiplen Eigenspannungsmessungen pro Behälter je Alterungsgruppe

Nach Auswertung der in Abb. 4.18 und Abb. 4.19 dargestellten Messwerte zeichnet sich folgendes Verhalten ab:

- Mit zunehmender Alterung nimmt auch der Trend der Streuung der Messwerte zu.
- Eine alterungsbedingte Zunahme der Streuung der Eigenspannung ist insbesondere in Umfangsrichtung ersichtlich.
- Auf Grund einer nur geringen Anzahl von zwei bis drei verwendeten Sensoren pro Behälter ergibt sich eine begrenzte Aussagekraft der präsentierten Ergebnisse.

4.3 Untersuchungen zur Lastwechselfestigkeit

Zur Bestimmung der Anzahl ertragbarer Lastwechsel werden die zu untersuchenden Behälter in einem hydraulischen Prüfstand bis zum Versagen zyklisch beansprucht. Die Belastung erfolgt dabei entsprechend Tab. 3.2 in Form einer Sinusfunktion unter der Vorgabe einer Frequenz von $f = 10 \text{ LW/min}$ sowie einer definierten Belastungsschwingbreite. Tab. 4.3 zeigt eine Übersicht der gefahrenen Lasten. Dabei wurden alle Behälter aus dem Prüfprogramm der künstlichen Alterung (vgl. Abschnitt 3.1.1) in einem Druckbereich von 20 bar bis zum Prüfdruck $PH = 450 \text{ bar}$ belastet. Für die Verifizierung der Lebensdauerkennlinie (siehe Kapitel 5) wurden vier weitere Behälter in einem Druckbereich von 20 bar bis zu einem leicht erhöhten Betriebsdruck $PW_+ = 350 \text{ bar}$ belastet. Der hydraulische Druck PW_+ ergibt sich aus einem äquivalenten Gasdruck von $PW = 300 \text{ bar}$ unter Berücksichtigung von durch Temperaturerhöhungen verursachten Druckspitzen. Die angenommene Druckdifferenz von $\Delta p = 50 \text{ bar}$ ergibt sich aus der idealen Gasgleichung nach Gl. 4.4 unter der Annahme einer Temperaturerhöhung des Gases von $\Delta T \approx 50 \text{ K}$, die nach [Sch17] beim Füllvorgang oder während eines Hochtemperatur-Einsatzszenarios der Feuerwehr auftreten kann.

$$\frac{p \cdot V}{T} = \textit{konst.} \quad (4.4)$$

Tabelle 4.3: Randbedingungen der unter Prüf- und erhöhter Betriebslast durchgeführten Lastwechseltests

	p_{min} in bar	p_{max} in bar	T in °C	f in LW/min	Zusätzliche Belastung
Prüflast lt. Prüfplan	20	450 (PH)	25	10	Zeitstandbelastung entsprechend Prüfprogramm
Erhöhte Betriebslast	20	350 (PW_+)	25	10	-

4.3.1 Ermittelte Lastwechselzahlen bis zum Versagen

Die Ergebnisse der obenstehend beschriebenen Lastwechseltests bis zum Versagen zeigt Abb. 4.20 in logarithmischer Darstellung. Die einzelnen Balken geben die behälterspezifische Anzahl der ertragenen Lastwechsel N_f an. Bei den unter PH beanspruchten Behältern erfolgt eine Unterteilung gemäß des Belastungsprofils nach Prüfplan in eine reine Lastwechselbeanspruchung (NEU^+), eine zweimalige Lastwechselbeanspruchung mit einmaliger Zeitstandbeanspruchung ($ALT1^+$) sowie in eine dreimalige Lastwechselbeanspruchung mit zweimaliger Zeitstandbeanspruchung ($ALT2^+$). Die unter Betriebslast von 350 bar beanspruchten Behälter (NEU^+) wurden einer reinen Lastwechselbeanspruchung bis zum Versagen ausgesetzt.

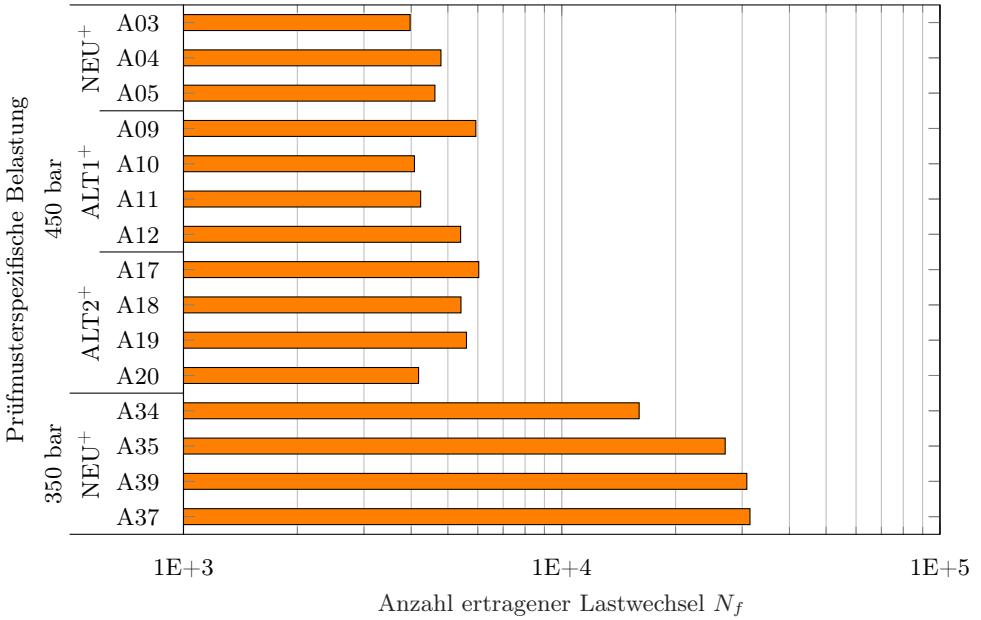


Abbildung 4.20: Ermittelte Anzahl an Lastwechseln bis zum Versagen bei unterschiedlich stark beanspruchten Prüfmustern

Unterstellt man den Stichprobenwerten, wie nach Mair [Mai15] bei Druckbehältern üblich, eine logarithmische Normalverteilung, so können aus den ermittelten Lastwechselzahlen gruppenspezifische Überlebenswahrscheinlichkeiten ermittelt werden. Ausgehend von den einzelnen Stichprobenwerten N_i einer Gruppe mit der Grundgesamtheit n resultiert eine Standardabweichung s_{logN} , die nach Gl. 4.5 berechnet wird.

$$s_{logN} = \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (\log_{10}(N_i) - m_{logN})^2} \quad \text{mit} \quad m_{logN} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \log_{10}(N_i) \quad (4.5)$$

Auf Basis der durchgeführten Stichproben können Lastwechselzahlen für unterschiedliche Überlebenswahrscheinlichkeiten berechnet werden. \bar{N}_{log} bzw. $N_{log50\%}$ bezeichnet dabei den Mittel- oder auch Erwartungswert der Population, welcher einer Eintritts- bzw. Überlebenswahrscheinlichkeit von 50 % entspricht und nach Gl. 4.6 berechnet wird.

$$N_{log50\%} = 10^{m_{logN}} \quad (4.6)$$

Eine 99 %ige Überlebenswahrscheinlichkeit ergibt sich aus einer Berücksichtigung der 2,3-fachen Standardabweichung zu

$$N_{log99\%} = 10^{(m_{logN} - 2,3 \cdot s_{logN})}. \quad (4.7)$$

Analog berechnet sich die 1%ige Überlebenswahrscheinlichkeit aus

$$N_{log1\%} = 10^{(m_{logN} + 2,3 \cdot s_{logN})}. \quad (4.8)$$

Die gruppenspezifisch ermittelten Zuverlässigkeiten sind in Abb.4.21 dargestellt. Gezeigt werden die mittleren Lastwechselzahlen sowie die Spannen zwischen einer 99%igen (untere Grenze) sowie 1%igen (obere Grenze) Überlebenswahrscheinlichkeit.

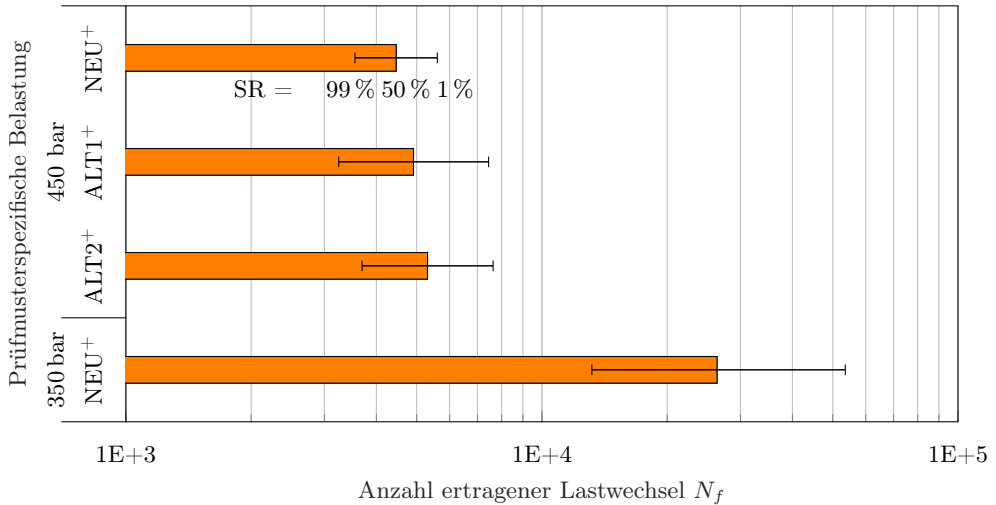


Abbildung 4.21: Ermittelte Überlebenswahrscheinlichkeiten von 1%, 50% und 99% für unterschiedlich stark beanspruchte Behältergruppen nach Abb. 4.20

Daraus abgeleitet zeigt Abb. 4.21 die durchschnittliche Anzahl erreichter Lastwechsel je Beanspruchungsgruppe sowie die zugeordneten Eintrittswahrscheinlichkeiten von 99% und 1%. Wie erwartet wird die Lebensdauer der Behälter maßgeblich von der Höhe der wirkenden Belastung bestimmt. Die im Mittel erreichte Lastwechselzahl der unter erhöhten Betriebsbedingungen belasteten Behälter beträgt ca. das 5-fache der unter Prüfbedingungen getesteten Behälter. Bei den unter 450 bar getesteten Behältern erhöht sich die durchschnittlich erreichte Lastwechselzahl auf Grund der Zeitstandbeanspruchung(en).

Unter Berücksichtigung der verwendeten logarithmischen Skala wird weiterhin ersichtlich, dass die Ergebnisse der unter PW_+ bei 350 bar belasteten Behälter im Vergleich zu den unter PH bei 450 bar belasteten Behältern stärker streuen.

Zur Beurteilung der Streuung der Messergebnisse werden die erhobenen Daten in Abb. 4.22 in ein SPC-Diagramm nach [BAM17] eingetragen (siehe Abschnitt 2.4.1) und miteinander verglichen. Die dafür zu Grunde liegenden Größen sind in Tab. 4.4 aufgeführt. Bei der Darstellung im SPC wurden für eine bessere Übersichtlichkeit nur Alterungsgruppen mit einer Stichprobenanzahl von $n = 4$ berücksichtigt. Als Basis gilt zudem ein Vertrauensbereich von 95% sowie die Annahme einer Weibull-Verteilung.

Tabelle 4.4: Experimentell ermittelte Lastwechselzahlen bis zum Versagen und berechnete Kennwerte bei unterschiedlich stark gealterten Behältergruppen

Behälter#	Alterung	N_f	$N_{log50\%}$	n	s_{logN}	N_S
A37	NEU+ @ 350 bar	31.461	2.6349	4	0,137	1.372
A36		30.862				
A35		27.052				
A34		16.021				
A20	ALT2+ @ 450 bar	4.184	5.309	4	0,069	1.173
A19		5.600				
A18		5.416				
A17		6.035				
A12	ALT1+ @ 450 bar	5.404	4.913	4	0,079	1.200
A11		4.237				
A10		4.080				
A09		5.928				
A05	NEU+ @ 450 bar	4.621	4.463	3	0.063	1.156
A04		4.794				
A03		3.974				

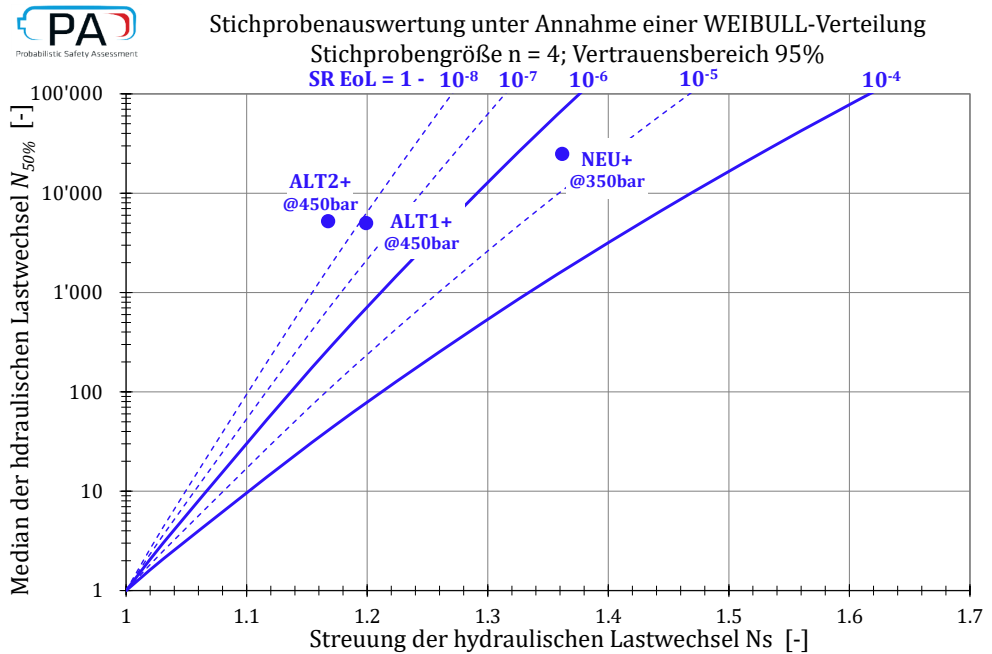


Abbildung 4.22: Experimentell ermitteltes Verhältnis von Streuung und Lastwechselfestigkeit bei verschiedenen stark beanspruchten Behältergruppen im SPC nach [BAM17]

Die eingetragenen Messwerte sagen aus, dass sich alle Behältergruppen links der Isofalen von $1 - 10^{-5}$ befinden und somit eine Überlebenswahrscheinlichkeit von $SR > 1 - 10^{-5}$ aufweisen. Bei Annahme eines „Leck vor Bruch“-Verhaltens kann nach Mair [Mai17] für Behälter nicht giftiger Gase als Mindestanforderung eine Ausfallwahrscheinlichkeit $SR > 1 - 10^{-4}$ als zulässig angenommen werden. Die Ergebnisse der untersuchten Atemluftbehälter sind demnach im Bereich einer für den Betrieb zulässigen und auch üblichen Spanne angesiedelt. Zusammenfassend wird festgestellt, dass je niedriger die Belastungsamplitude ist, umso höher die Streuung der Lastwechselzahlen bis zum Versagen ausfällt.

4.3.2 Abhängigkeit zwischen Eigenspannung und Lastwechselfestigkeit

Abschließend werden die unter Prüfdruck ermittelten Lastwechselzahlen bis zum Versagen den Ergebnissen aus der Eigenspannungsmessung gegenübergestellt. Da die Schädigungsmechanismen im Metall auf ein mehrdimensionales Beanspruchungsverhalten zurückzuführen sind, bietet sich für einen Vergleich zur Lastwechselfestigkeit die Berechnung einer Vergleichsspannung an. Abb. 4.23 zeigt ausgewählte Prüfmuster unterschiedlicher Alterungsstufen. Gezeigt wird die nach Gl. 4.9 ermittelte von Mises-Vergleichsspannung σ_v sowie die jeweils ermittelte Lastwechselfestigkeit N_f . Gl. 4.9 ergibt sich aus Gl. 4.1 unter der Berücksichtigung, dass es sich bei den angegebenen Spannungskomponenten um Hauptnormalspannungen handelt. Ein Schubspannungseinfluss kann daher als vernachlässigbar klein eingeordnet werden und wird nicht berücksichtigt. Da die in Wanddickenrichtung wirkende Eigenspannungskomponente σ_z nicht messtechnisch erfasst werden kann, wird sie auf Basis der Simulationsergebnisse aus Abb. 4.1 zu $\sigma_z \approx 1/20 \sigma_\varphi$ abgeschätzt.

$$\sigma_v = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_\varphi - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + (\sigma_x - \sigma_\varphi)^2]} \quad (4.9)$$

Die in Abb. 4.23 dargestellten Ergebnisse zeigen mit zunehmender Alterung im Mittel eine leichte Erhöhung von Eigenspannung als auch Lastwechselfestigkeit. Ebenso wird eine Abhängigkeit zwischen Vergleichseigenspannung und Lastwechselfestigkeit offensichtlich, wobei eine höhere Vergleichseigenspannung tendenziell einer höheren Lastwechselfestigkeit entspricht. Lediglich innerhalb der höchsten Alterungsstufe ALT2⁺ beim Behälter A19 scheint diese Abhängigkeit nicht mehr eindeutig gegeben.

Deutlicher wird dies mittels der in Abb. 4.24 gewählten Darstellungsweise, worin die Vergleichseigenspannung über die ermittelte Lastwechselfestigkeit aufgetragen ist. Mit Ausnahme von Behälter A19 wird ein weitestgehend linearer Zusammenhang zwischen Vergleichsspannung und Lastwechselfestigkeit aufgezeigt (Vergleich zur gestrichelt dargestellten linearen Regression aller Messwerte). Eine Korrelation zwischen Eigenspannung und Lastwechselfestigkeit konnte somit tendenziell belegt werden.

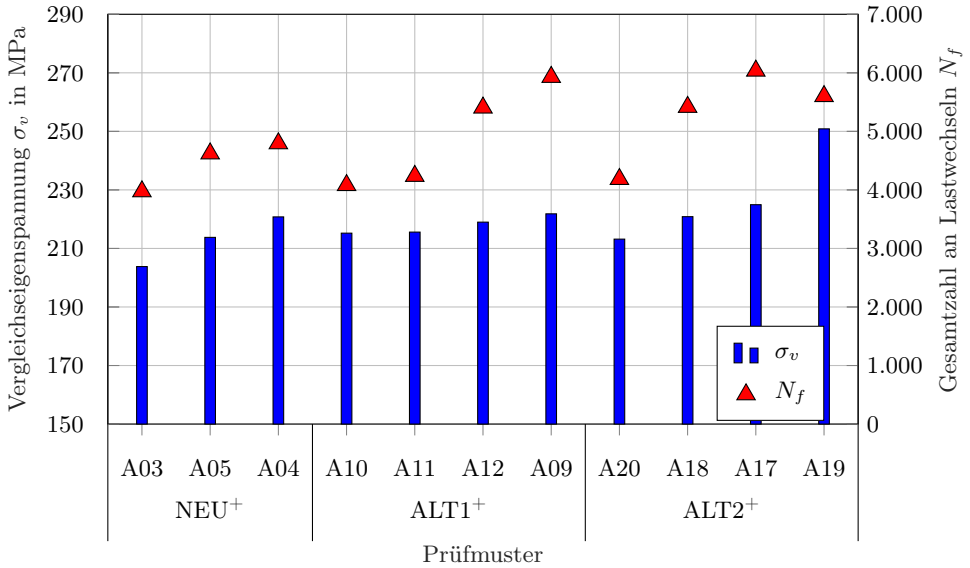


Abbildung 4.23: Gegenüberstellung von Lastwechselfestigkeit und ermittelter von Mises-Vergleichseigenspannung im Liner (nach Spannung und Alterungsstufe geordnet)

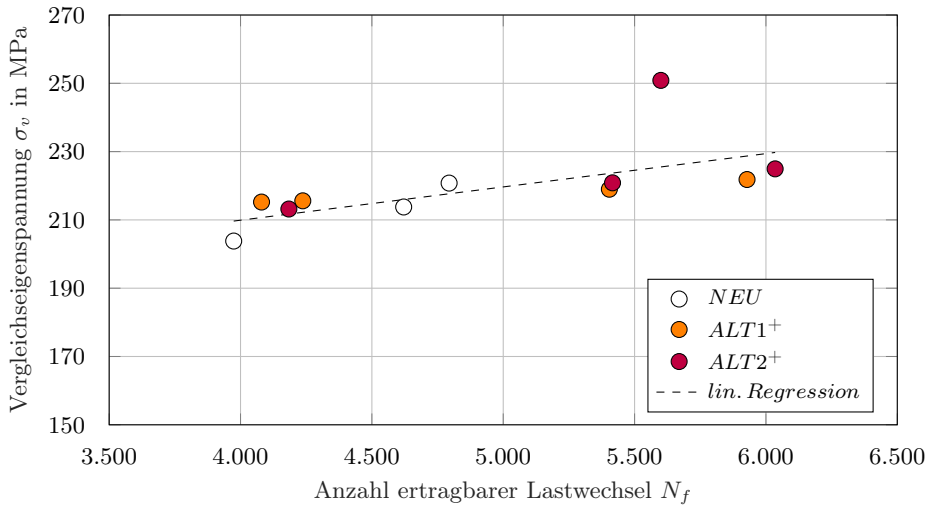


Abbildung 4.24: Korrelation zwischen Lastwechselfestigkeit und Vergleichseigenspannung im Liner bei unterschiedlichen Alterungsstufen

5 Lebensdauerabschätzung

Ausgehend von den Untersuchungsergebnissen aus Kapitel 4 wird in diesem Kapitel ein Lebensdauermodell erarbeitet, das den Einfluss der Eigenspannungen auf die Lebensdauer des Hybridbehälters aufzeigen soll. Der Lebensdauer wird dabei eine bestimmte Anzahl an ertragbaren Lastwechseln bis zum Erreichen eines Ausfallkriteriums gleichgesetzt. Bei den experimentell untersuchten Druckbehältern ist als Ausfallkriterium die Leckage definiert, welche im Modell einem technischen Durchriss gleichgesetzt wird. Die ermittelte Lebensdauer ist dabei immer mit einer Ausfallwahrscheinlichkeit verknüpft. Ziel ist es, unter Berücksichtigung der Eingangsgröße »Eigenspannung«, die Genauigkeit bei der Vorhersage einer sicheren Betriebsdauer erhöhen zu können. Für den Aufbau eines Lebensdauermodells werden die grundlegenden Größen Ober- und Unterspannung σ_{max} bzw. σ_{min} , Mittelspannung σ_m , Spannungsamplitude σ_a und Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ noch einmal entsprechend Gl. 5.1 und Abb. 5.1 zusammenfassend dargestellt.

$$\Delta\sigma = \sigma_{max} - \sigma_{min} , \sigma_a = \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2} , \sigma_m = \frac{\sigma_{max} + \sigma_{min}}{2} \quad (5.1)$$

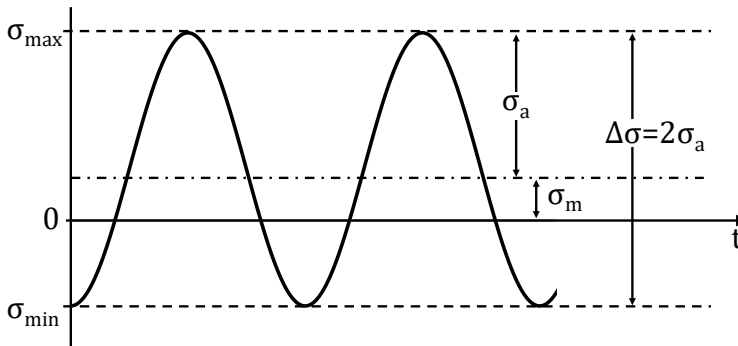


Abbildung 5.1: Darstellung lebensdauerbeeinflussender Spannungsparameter am Beispiel einer zyklischen Beanspruchungsabfolge

Im Folgenden werden – aufbauend auf den unter Abschnitt 2.4.3 vorgestellten Modellen aus der Betriebsfestigkeit – relevante Ansätze aus dem Nennspannungskonzept und Örtlichen Konzept für die vorliegenden Beanspruchungsfälle aufgeführt. Dabei erfolgt zunächst eine globale Erfassung aller im Bauteil wirkenden Beanspruchungen mittels des Nennspannungskonzeptes. Für eine Abbildung des Schädigungsprozesses wird sich im weiteren Verlauf auf Ansätze aus dem Örtlichen Konzept konzentriert.

5.1 Nennspannungskonzept

5.1.1 Definition der Beanspruchung

Für die Durchführung einer Lebensdauerberechnung ist es zunächst notwendig, alle bauteil-spezifischen Beanspruchungen als Eingangsgrößen genau zu definieren. Dabei sollen möglichst alle im dreidimensionalen Raum auftretenden Spannungsverhältnisse detailliert und unter Berücksichtigung von Mittelspannungseinflüssen sowie bauteilspezifischen Einflussfaktoren abgebildet werden. Die auf der Bauteilseite wirkenden Beanspruchungen werden anschließend einem Materialmodell des Werkstoffes und den darin definierten ertragbaren Lasten gegenübergestellt. Das mehrdimensionale Beanspruchungsprofil wird dafür zunächst in eine äquivalente eindimensionale Beanspruchung überführt. Für die Berechnung entsprechender Ersatz- oder Vergleichsgrößen existieren zahlreiche Möglichkeiten. Zwei ausgewählte Ansätze sollen im Folgenden kurz beschrieben werden.

GEH nach von Mises

Ein passender Ansatz besteht in der Verwendung der in Gl. 4.1 formulierten Gestaltänderungshypothese (GEH) nach von Mises, die in der Regel vor allem bei duktilen Werkstoffen angewandt wird. Da im vorliegenden Fall bereits mit den auftretenden Hauptspannungen gearbeitet wird, werden Schubspannung vernachlässigt. Aus den Hauptspannungen σ_1 , σ_2 und σ_3 kann nach Gl. 5.2 eine eindimensionale Ersatzgröße für die Spannungsamplitude $\sigma_{e,a}$ als auch für die Mittelspannung $\sigma_{e,m}$ berechnet werden.

$$\sigma_e = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} \quad (5.2)$$

Wie in [ZL89] empfohlen, kann weiterführend eine Vergleichsspannungssamplitude $\sigma_{(v,a|\sigma_m=0)}$ für einen mittelspannungsfreien Zustand ($R = -1$) berechnet werden. Dafür kann die modifizierte Goodman-Beziehung nach Gl. 5.3 unter Berücksichtigung der werkstoffspezifischen Zugfestigkeit R_m verwendet werden.

$$\sigma_{e,a} = \sigma_{(v,a|\sigma_m=0)} \left\{ 1 - \frac{\sigma_{e,m}}{R_m} \right\} \quad (5.3)$$

Die so ermittelte Vergleichsspannungssamplitude berücksichtigt den dreidimensionalen Beanspruchungsfall inklusive aller Mittelspannungen und kann den zumeist durch uniaxiale Ermüdungsversuche ermittelten Werkstoffkennwerten bzw. dem materialspezifischen Widerstandsverhalten gegenübergestellt werden.

SIH

Ein weiterer Ansatz beschreibt die Schubspannungsintensitätshypothese (SIH) nach Zenner [ZR77], die vor allem bei spröden Werkstoffen gebräuchlich ist. Für eine konservative Abschätzung wird sie aber auch bei duktilen Werkstoffen eingesetzt. Die SIH berücksichtigt

in einer weiterentwickelten Form auch direkt den Mittelspannungseinfluss [ZL89, Liu91]. Die zugehörige Formulierung in Gl. 5.4 wurde aus [HZ93] entnommen.

$$\sigma_{v,a} = \left\{ \frac{15}{8\pi} \int_{\gamma=0}^{\pi} \int_{\varphi=0}^{2\pi} a\tau_{\gamma\varphi a}^2 (1 + m\tau_{\gamma\varphi a}^2) + b\sigma_{\gamma\varphi a}^2 (1 + n\sigma_{\gamma\varphi m}) \sin\gamma d\gamma d\varphi \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (5.4)$$

Bezieht man sich auf die zwei Hauptspannungsrichtungen σ_1 und σ_2 und verhalten sich die Spannungskomponenten phasengleich zueinander, so lässt sich zur Berechnung der Vergleichsspannungsamplitude ausgehend von Gl. 5.4 die in Gl. 5.5 gezeigte explizite Formulierung ableiten, wobei die Größen σ_w und τ_w die materialspezifischen Festigkeitskenngrößen Wechselfestigkeit und Torsionswechselfestigkeit beschreiben.

$$\begin{aligned} \sigma_{v,a} = & \\ & \left\{ \sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \left[2 - \left(\frac{\sigma_w}{\tau_w} \right)^2 \right] \sigma_1 \sigma_2 + \frac{3bn}{14} \left[\sigma_{1m} (5\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + 2\sigma_1 \sigma_2) + \sigma_{2m} (\sigma_1^2 + 5\sigma_2^2 + 2\sigma_1 \sigma_2) \right] \right. \\ & + \frac{am}{21} \left[\sigma_{1m} (4\sigma_1^2 + 3\sigma_2^2 - 4\sigma_1 \sigma_2) + \sigma_{2m} (3\sigma_1^2 + 4\sigma_2^2 - 4\sigma_1 \sigma_2) - 2\sigma_{1m} \sigma_{2m} (2\sigma_1^2 + 2\sigma_2^2 - 3\sigma_1 \sigma_2) \right] \\ & \left. + \frac{3bn}{14} \left[\sigma_{1m} (5\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + 2\sigma_1 \sigma_2) + \sigma_{2m} (\sigma_1^2 + 5\sigma_2^2 + 2\sigma_1 \sigma_2) \right] \right\}^{\frac{1}{2}} \end{aligned} \quad (5.5)$$

Zusätzlich lassen sich aus der Zugschwellfestigkeit σ_{Sch} sowie der Torsionsschwellwechselfestigkeit τ_{Sch} im Weiteren die Parameter am bzw. bn nach Gl. 5.6 und 5.7 ermitteln.

$$am = \frac{\sigma_w^2 - \left(\frac{\sigma_w}{\tau_w} \right)^2 \left(\frac{\tau_{Sch}}{2} \right)^2}{\frac{12}{7} \left(\frac{\tau_{Sch}}{2} \right)^4} \quad (5.6)$$

$$bn = \frac{\sigma_w^2 - \left(\frac{\sigma_{Sch}}{2} \right)^2 - \frac{4}{21} am \left(\frac{\sigma_{Sch}}{2} \right)^4}{\frac{15}{14} \left(\frac{\sigma_{Sch}}{2} \right)^3} \quad (5.7)$$

5.1.2 Definition der Wöhlerlinie

Für eine Lebensdauerabschätzung soll der obenstehend berechneten Beanspruchung die Widerstandsfähigkeit des Werkstoffs gegenübergestellt werden. Genannte Widerstandsfähigkeit wird durch eine Wöhlerlinie ausgedrückt, die einer definierten Beanspruchung eine Anzahl ertragbarer Lastwechsel zuordnet. Beim Nennspannungskonzept findet ausschließlich ein elastischer Verformungsanteil Berücksichtigung, welcher für den Zeit- als auch Dauerfestigkeitsbereich repräsentativ ist. Als Berechnungsgrundlage existiert eine Vielzahl an Formulierungen. Einer der am verbreitetsten Ansätze besteht in der Darstellung nach Basquin. Die zugehörige Lebensdauerlinie wird nach [Sur98] durch Gl. 5.8 berechnet:

$$\sigma_{v,a} = \sigma'_f (2N)^b \quad (5.8)$$

Die Parameter σ'_f , und b stellen den Dauerfestigkeitskoeffizienten sowie den Basquin-Exponenten dar. Werte für den Aluminium-Liner sind Tab. 5.1 zu entnehmen. Unter

Verwendung der unter Abschnitt 5.1.1 berechneten Vergleichsspannung kann somit eine zugehörige Anzahl ertragbarer Lastwechsel bestimmt werden.

5.1.3 Berücksichtigung bauteilspezifischer Einflussfaktoren

Die Berücksichtigung bauteilspezifischer Einflussfaktoren, wie beispielsweise Oberflächen- oder Geometrieinflüsse, empfiehlt sich nach [Sur98] durch eine Anpassung der material-spezifischen Wechselfestigkeit σ_w . Dabei ist die Wechselfestigkeit des Materials der des Bauteils anzupassen. Ist beispielsweise bekannt, dass die Wechselfestigkeit eines Bauteils im Vergleich zu den Ergebnissen einer Werkstoffprobe um einen Faktor X reduziert ist, so ist der nach Gl. 5.9 abgeminderte Wert $\sigma_{W,BT}$ zu verwenden. Dieser kann im Folgenden auf der Beanspruchungsseite, z. B. bei der Bestimmung einer Vergleichsamplitude mittels Gl. 5.5, Berücksichtigung finden.

$$\sigma_{W,BT} = \frac{\sigma_w}{X} \quad (5.9)$$

5.2 Örtliches Konzept

Im Vergleich zum Nennspannungskonzept werden beim örtlichen Konzept auch plastische Dehnungsanteile berücksichtigt, die die Lebensdauer von Metallen – insbesondere im Kurz- und Zeitfestigkeitsbereich – maßgeblich beeinflussen.

5.2.1 Definition des Schädigungsparameters

Analog zur Vorgehensweise beim Nennspannungskonzept wird bei der Definition des Schädigungsparameters zunächst der im Bauteil wirkende Beanspruchungsgrad definiert. Dies geschieht durch die Einführung eines Schädigungsparameters P , für den eine große Bandbreite unterschiedlichster Formulierungen existiert. Die älteste und auch am weitesten verbreitete Formulierung stellt der Schädigungsparameter P_{SWT} nach Smith-Watson-Topper dar [SWT70]. Die darauf aufbauende, nach Bergmann [Ber83] modifizierte und durch Gl. 5.10 wiedergegebene Variante berücksichtigt neben dem Einfluss auftretender Zugspannungen auch Druckspannungen und kann nach [Eul97] als relativ stabiler Parameter für eine Bewertung des Schädigungszustandes eingesetzt werden.

$$P_{mod} = \sqrt{(S + a_{z,d} \cdot \sigma_m) \cdot e \cdot E} \quad (5.10)$$

Dabei bezeichnen S und e die auftretende örtliche Spannung bzw. Dehnung. Zudem findet der Parameter $a_{z,d}$ nach Bergmann [Ber83] als freier Parameter zur Anpassung der Gewichtung der wirkenden Mittelspannung Anwendung. Wie untenstehend aufgeführt,

kann dies beispielsweise der materialspezifischen Berücksichtigung des Einflusses von Druck- als auch Zug-Mittelspannungen dienen.

$$\begin{aligned}
 a_{z,d} &= 1 && \text{für } \sigma_m \geq 0 \\
 a_{z,d} &= 0 && \text{für } \sigma_m < 0 \text{ (Stahl)} \\
 a_{z,d} &= 0,5 && \text{für } \sigma_m < 0 \text{ (Aluminium)}
 \end{aligned}
 \tag{5.11}$$

Der Einflussfaktor $a_{z,d}$ für den hier vorliegenden Druckspannungsbereich $\sigma_m < 0$ wurde in einem iterativen Verfahren durch den Abgleich mit der in Abschnitt 5.5.2 experimentell ermittelten Schädigungswöhlerlinie nach Abb. 5.7 zu $a_{z,d} = 0,25$ abgeschätzt. Für Zug-Mittelspannungen wird der Vorschlag von $a_{z,d} = 1$ beibehalten. Druckeigenenspannungen wirken sich somit geringfügig abmindernd auf den Schädigungsparameter aus.

Zur Berücksichtigung des elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens müssen die an der Spitze des Risses wirkenden örtlichen Spannungen S und Dehnungen e zunächst mittels eines entsprechenden Werkstoffmodells bestimmt werden. Als bekannte Fließkurvennäherung kann die elastisch-plastische Kerbgrundbeanspruchung mittels der einfachen Neuber-Regel gemäß [Neu61] und Abb. 5.2 bestimmt werden.

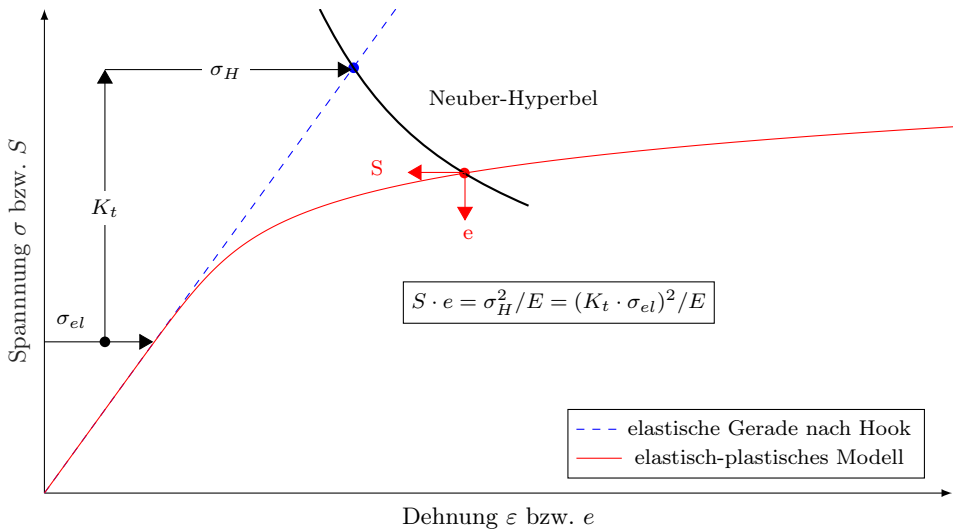


Abbildung 5.2: Einfache Neuber-Regel bei einem rein elastisch getragenen Kerbgrund

Dabei bezeichnet K_t die elastische Formzahl, die mittels der Macrostützformel nach Neuber [Neu61] aus der inelastischen Spannungsformzahl K_σ und der Dehnungsformzahl K_ε nach Gl. 5.12 abgeleitet werden kann.

$$K_t^2 = K_\sigma \cdot K_\varepsilon \tag{5.12}$$

Auf Grund der gegebenen zylindrischen Geometrie kann die Formzahl hier nach [EK08a] zu $K_t = 1$ gesetzt werden. Unter der Annahme, dass der Rissquerschnitt unter den hier

auftretenden Beanspruchungen noch stets elastisch getragen wird ergibt sich $\sigma_H = \sigma_{el}$ und daraus in aufgelöster Form die Formulierung nach Gl. 5.13.

$$S \cdot e = \frac{\sigma_{el}^2}{E} \quad (5.13)$$

Dabei bezeichnet σ_{el} die elastische Kerbspannung, die nach [EK08b] in erster Näherung mit der berechneten Nennspannung aus Gl. 5.2 gleichgesetzt wird. S und e bezeichnen die örtliche Spannung und Dehnung. Als zu Grunde liegendes Werkstoffgesetz wird die Ramberg-Osgood Beziehung in Form von Gl. 5.14 nach [BJAB12] berücksichtigt. Diese ergibt sich aus der zyklischen Spannungs-Dehnungskurve, welche nach Abb. 5.3 ermittelt werden kann. Der zugehörige Verfestigungskoeffizient K' sowie der Verfestigungsexponent n' können experimentell am Werkstoff bestimmt oder aus Veröffentlichungen entsprechen Tab. 5.1 bezogen werden. Fortführend können die örtlichen Spannungs- und Dehnungswerte S und e durch Umstellen und Gleichsetzen von Gl. 5.13 und Gl. 5.14 iterativ ermittelt werden. Als Eingangswert σ_{el} für die Berechnung ist die Vergleichs- bzw. Ersatzspannung σ_e bzw. $\sigma_{e,a}$ zu verwenden, die nach Gl. 5.2 bzw. 5.5 berechnet wird.

$$\Delta e = \frac{\Delta S}{E} + 2 \left(\frac{\Delta S}{2K'} \right)^{\frac{1}{n'}} \quad (5.14)$$

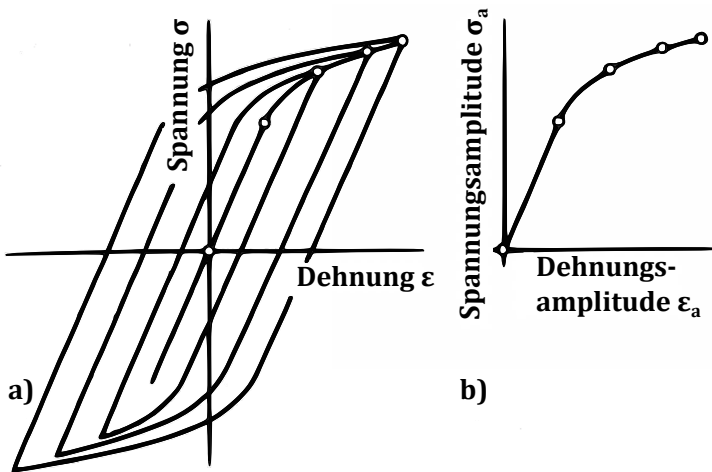


Abbildung 5.3: a) Hystereseschleifen des zyklischen Beanspruchungsverlaufes sowie b) die daraus abgeleitete zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve [Rad03]

5.2.2 Definition der Schädigungswöhlerlinie

Die durch den Schädigungsparameter wiedergegebene Beanspruchung im Bauteil steht eine Schädigungswöhlerlinie (auch P-Wöhlerlinie) des Werkstoffs gegenüber, die auf einer Dehnungswöhlerlinie basiert. Die Berechnung der Dehnungswöhlerlinie folgt dem Ansatz

von Manson-Coffin-Morrow [Man65, Cof54, Mor65], beschrieben durch Gl. 5.15. Hierbei werden die elastischen und plastischen Dehnungsanteile berücksichtigt, wobei der elastische Anteil auf der Formulierung nach Basquin aus Gl. 5.8 basiert.

$$\varepsilon_a(N) = \frac{\sigma'_f}{E}(2N)^b + \varepsilon'_f(2N)^c \quad (5.15)$$

Die entsprechenden Werkstoffparameter für den Linerwerkstoff AA 6161-T6 wurden auf Grundlage des »Uniform Material Law« (UML) nach Tab. 5.1 und unter Berücksichtigung der Materialkennwerte nach Tab. 2.3 bestimmt. Ausgehend von Gl. 5.15 ergibt sich nach [EK08c] eine Schadensparameter-Wöhlerlinie P_I , die sich nach Gl. 5.16 berechnet.

$$P_I = \sqrt{\sigma'^2_f(2N)^{2b} + \varepsilon'_f\sigma'_f E(2N)^{b+c}} \quad (5.16)$$

5.2.3 Größeneinfluss

Im Rahmen eines Abgleichs der auftretenden Belastung mit der zulässigen Werkstoffbeanspruchung können nach [Hai06] zudem Größeneinflüsse über den Parameter n_{ges} mittels Gl. 5.17 berücksichtigt werden. Der Größeneinflussparameter ist nach Gl. 5.18 definiert und berücksichtigt diverse Einflussfaktoren wie den spannungsmechanischen Größeneinfluss, ausgedrückt durch die Stützziffer n_χ , statistische Größeneinflüsse, repräsentiert durch die Kerbwirkungszahl n_{st} sowie oberflächentechnische Einflüsse (Rauigkeiten) F_O .

$$P_{Mod,Beanspruchung} \leq P_{I,Beanspruchbarkeit} \cdot n_{ges} \quad (5.17)$$

$$n_{ges} = \sqrt{n_\chi^2 \cdot n_{st}^2 - 1 + F_O^2} \quad (5.18)$$

Innerhalb dieser Arbeit soll der Größeneinflussparameter dazu dienen, das hier verwendete Werkstoffmodell an das in Kapitel 4 ermittelte reale Bauteilverhalten anzupassen. Die Bestimmung von n_{ges} erfolgt über einen Abgleich der berechneten Werkstoff-Wöhlerlinie mit experimentell ermittelten Lebensdauern unter Abschnitt 5.5.2.

5.3 Streuung der Mittelspannung

Beim Nennspannungskonzept kann nach Morrow [Mor65] der Mittelspannungseinfluss auf der Werkstoffseite nach Gl. 5.19 berücksichtigt werden [Sur98]. Dabei wird die in Gl. 5.8 gezeigte Formulierung nach Basquin erweitert, wobei die ertragbare Vergleichsspannungsamplitude durch die wirkende Mittelspannung entsprechend abgemindert wird.

$$\sigma_a = (\sigma'_f - \sigma_m)(2N)^b \quad (5.19)$$

Bei der Anwendung des Örtlichen Konzeptes wird der Mittelspannungseinfluss hingegen im Rahmen der Berechnung eines Schadensparameters P_{mod} auf der Beanspruchungsseite

berücksichtigt. Daher wird auch eine Streuung des Mittelspannungseinflusses auf der Beanspruchungsseite gewichtet. Unter Berücksichtigung der aus den Stichproben erfassten Eigenspannungen ergibt sich nach Gl. 5.10 ein Schädigungsparameter, der von der Größe »Eigenspannung« direkt beeinflusst wird. Unter der Annahme einer Normalverteilung können aus den gegebenen Stichprobenwerten Überlebenswahrscheinlichkeiten einer Behälterpopulation abgeleitet werden. Ausgehend von den berechneten Schädigungsparametern $P_{mod,i}$ einer Stichprobe resultiert eine zugehörige Standardabweichung der Grundgesamtheit s_P , die nach Gl. 5.20 berechnet werden kann.

$$s_P = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (P_{mod,i} - \bar{P}_{mod})^2} \quad (5.20)$$

mit

$$\bar{P}_{mod} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n P_{mod,i}. \quad (5.21)$$

Auf Basis der zur Verfügung stehenden Stichproben kann ein Schadensparameter für unterschiedliche Überlebenswahrscheinlichkeiten berechnet werden. \bar{P}_{mod} bezeichnet dabei den Mittel- oder auch Erwartungswert der Population, was einer Eintritts- bzw. Überlebenswahrscheinlichkeit von 50% entspricht ($\bar{P}_{mod} = P_{mod50\%}$). Eine 99,9%ige Überlebenswahrscheinlichkeit ergibt sich aus einer Berücksichtigung der ungefähr dreifachen Standardabweichung zu $P_{mod99,9\%} \approx \bar{P}_{mod} + 3 \cdot s_P$. Analog berechnet sich die 0,1%ige Überlebenswahrscheinlichkeit aus $P_{mod0,1\%} \approx \bar{P}_{mod} - 3 \cdot s_P$.

5.4 Schadensakkumulation

Nach den Erkenntnissen aus Kapitel 4 ist mit einer über der Lebensdauer veränderlichen Eigenspannung auszugehen, die entsprechend der unter Abschnitt 5.2.1 definierten Berechnungsgrundlagen zu einem variablen Schädigungsparameter führt. Die Berücksichtigung dieses veränderlichen Zustandes erfolgt in dieser Arbeit nach Palmgren [Pal24] und Miner [Min45] in Form der linearen Schadensakkumulation unter Anwendung der Originalen Miner-Regel (auch Miner-Original, kurz MO). Bei MO tragen nur Lastwechsel oberhalb eines definierten Dauerfestigkeitsgrenzwertes σ_D zur Schädigung bei. Ausgehend von MO existiert eine Vielzahl abgeänderter Varianten, wie beispielsweise die Elementare oder Modifizierte Miner-Regel, die sich jedoch fast ausschließlich durch die Berücksichtigung von Beanspruchungen unterhalb der Dauerfestigkeitsgrenze unterscheiden. Für die in dieser Arbeit betrachteten hohen Beanspruchungen erscheint dies allerdings nicht von Relevanz.

Bei der Anwendung von MO wird nach [EK08b] zunächst eine Anzahl j an Beanspruchungskollektiven mit jeweils konstanter Beanspruchungsamplitude definiert, deren individueller Schädigungsgrad sich zu einem Gesamtschädigungsgrad D aufsummiert. Abb. 5.4 veranschaulicht genanntes Vorgehen. Ein Versagen des Bauteils tritt entsprechend Gl. 5.22 bei Erreichen eines Gesamtschädigungsgrades von $D = 1$ ein.

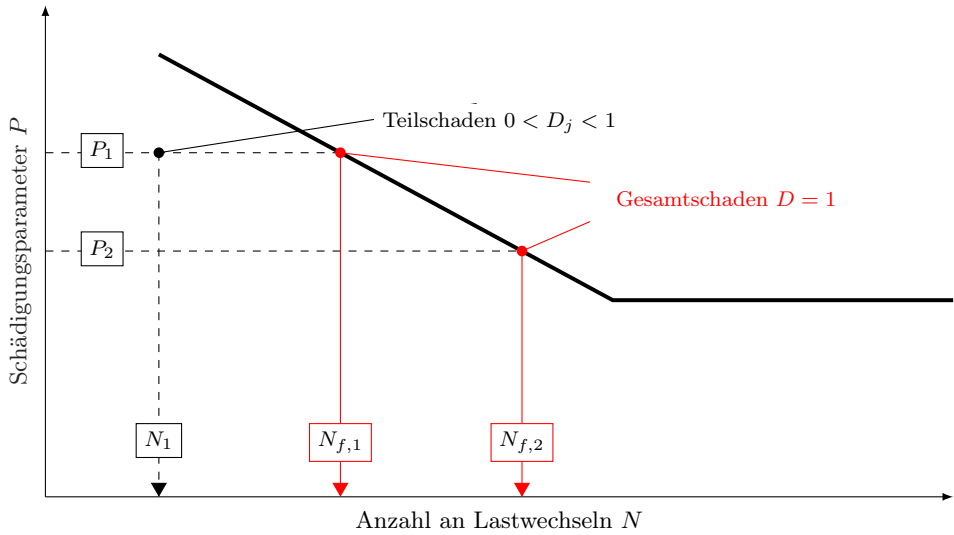


Abbildung 5.4: Definition der Kollektiv-Stufen (schematische Darstellung)

Der Schadensanteil eines Beanspruchungskollektives D_j berechnet sich dabei aus der Gesamtanzahl der (für dieses Kollektiv bis zum Eintritt eines Schadens) ertragbaren Lastwechsel $N_{f,j}$ und der Anzahl tatsächlich erfahrener Lastwechsel N_j .

$$\sum_{j=1}^m D_j = 1 \quad (5.22)$$

mit

$$D_j = \frac{N_j}{N_{f,j}} \quad (5.23)$$

Anzumerken ist, dass bei der linearen Schadensakkumulation die Abfolge der Beanspruchungszustände nicht berücksichtigt wird. Auf Grund der durch die künstliche Alterung gegebenen gleichbleibenden Belastungsabfolgen ist dies für die vorliegende Untersuchung nicht von Notwendigkeit.

5.5 Anwendung und Bewertung des Lebensdauermodells

Unter Verwendung der einzelnen, obenstehend vorgestellten Ansätze wird das weitere Vorgehen zur Erarbeitung und Verwendung des Lebensdauermodells in Abb. 5.5 zusammenfassend dargestellt. Die gezeigten Methoden beziehen sich dabei ausschließlich auf den metallischen Liner. Ausgehend von experimentellen Messdaten und durch FEA ermittelten Bauteilbeanspruchungen werden unter der Anwendung eines ideal-elastisch-plastischen Werkstoffmodells Beanspruchung und Beanspruchbarkeit von Material und Bauteil gegenübergestellt. Durch einen Abgleich des Modells mit experimentell ermittelten Lastwechselfestigkeiten N_f erfolgt mittels eines iterativen Anpassungsprozesses eine Validierung des Modells. Abschließend

wird die Leistungsfähigkeit des erarbeiteten Lebensdauermodells unter Berücksichtigung eines veränderlichen Eigenspannungszustandes bewertet.

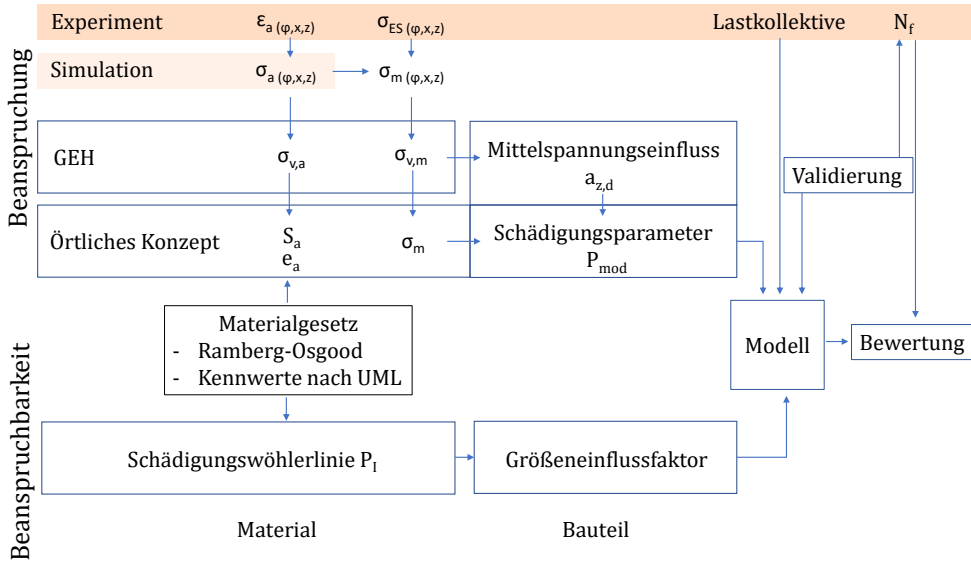


Abbildung 5.5: Schematische Darstellung des Vorgehens zur Erarbeitung des Lebensdauermodells

5.5.1 Berechnung der Lebensdauer mittels Örtlichen Konzepts

Da auf Grund der Beanspruchung unter Prüf- als auch Betriebsbedingung mit einem plastischen Verformungsanteil im Liner-Werkstoff gerechnet werden muss, wird sich bei der Lebensdauerberechnung, analog zu Abschnitt 5.2, auf das Örtliche Konzept bezogen. Die Eingangsdaten für die verwendeten Werkstoffmodelle nach Ramberg-Osgood und Manson-Coffin-Marlow sind Tab. 5.1 zu entnehmen.

Tabelle 5.1: Schätzformeln für die Kennwerte der Dehnungswöhlerlinie für Kurzzeitermüdung der Aluminiumlegierung 6061-T6 nach dem UML von Bäumel und Seeger [BS90]

Auszug aus dem Uniform Material Law: für Aluminium- und Titanlegierungen
$\sigma'_f = 1,67 \cdot R_m$
$b = -0,095$
$\epsilon'_f = 0,35$
$c = -0,69$
$\sigma_D = 0,42 \cdot R_m$
$\epsilon_D = 0,42 \cdot R_m / E$
$N_D = 1 \cdot 10^6$
$K' = 1,61 \cdot R_m$
$n' = 0,11$

Die Werte basieren auf Schätzformeln aus dem UML nach Bäumel und Seeger [BS90] und werden für die Ermittlung der Werkstoffwöhlerlinie verwendet. Obwohl noch unzählige andere Veröffentlichungen mit materialspezifischen Kennwerten existieren, bildet das UML eine zuverlässigere Quelle, da es „die Gesamtheit der gesammelten und ausgewerteten Daten [metallischer Werkstoffe] im statistischen Mittel zutreffend modelliert“ [Hai06, S.350]. Der berechneten Dehnungswöhlerlinie wird im nächsten Schritt die auftretende Beanspruchung gegenübergestellt.

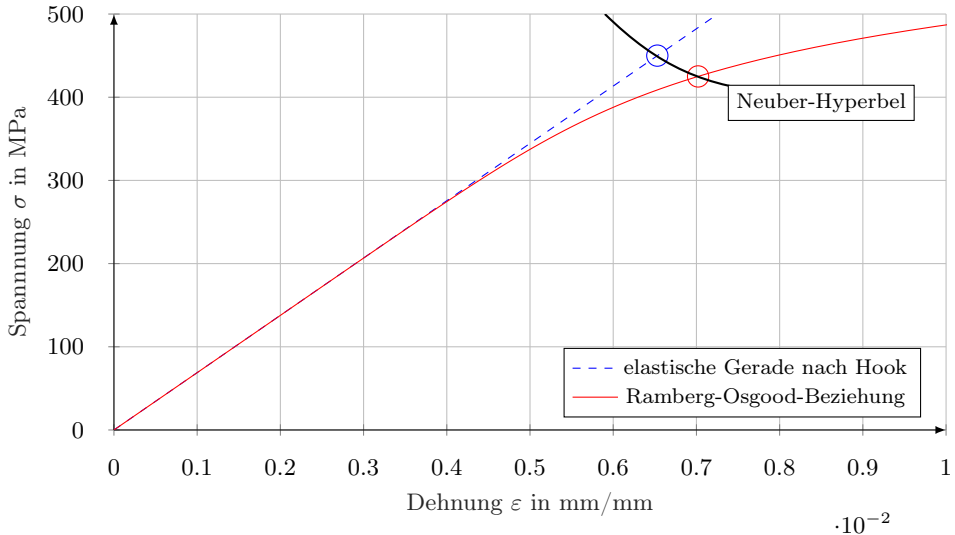


Abbildung 5.6: Berechnung der örtlichen Größen mittels einfacher Neuber-Regel und Ramberg-Osgood-Werkstoffmodell

Wie obenstehend erläutert, muss der reale räumliche Beanspruchungsfall zunächst auf einen vergleichbaren einachsigen Beanspruchungszustand umgerechnet werden. Den Ausgangspunkt stellt der 3D-Beanspruchungszustand im Liner dar, der auf Basis von FEA und experimentellen Erkenntnissen belastungsspezifisch definiert werden kann. Darauf aufbauend erfolgt nach der GEH mittels Gl. 5.2 die Berechnung einer rein elastischen Vergleichsspannungsamplitude $\sigma_{v,a}$ sowie einer Vergleichsmittelspannung $\sigma_{v,m}$. Die Verknüpfung beider Vergleichsspannungen erfolgt in einem separaten Schritt bei der Bestimmung des Schädigungsparameters. Für eine Berücksichtigung des elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens müssen die berechneten Nennspannungs- und Nenndehnungsamplituden noch in die örtlichen Spannungs- und Dehnungszustände überführt werden. Dies erfolgt unter der Anwendung der einfachen Neuber-Regel sowie des Ramberg-Osgood-Materialgesetzes mittels einer iterativen Berechnung von Gl. 5.13 und 5.15. Abb. 5.6 veranschaulicht die Ableitung der örtlichen Größen ausgehend von der Hook'schen Gerade und der Neuber-Hyperbel entsprechend Gl. 5.13. Im Anschluss können der modifizierte Schädigungsparameter P_I und die Schädigungswöhlerlinie entsprechend Gl. 5.10 und 5.16 berechnet und gemäß Gl. 5.17 gegenübergestellt werden. Durch den Abgleich der Schädigungswöhlerlinie des

Werkstoffes mit experimentell ermittelten Bauteildaten kann über eine Anpassung des Größeneinflussparameters die Schädigungswöhlerlinie des Bauteils bestimmt werden.

5.5.2 Experimenteller Abgleich der Schädigungswöhlerlinie

Durch einen Abgleich mit den experimentell durchgeführten Lastwechseltests soll eine Anpassung der ermittelten Werkstoff-Dehnungswöhlerlinie auf das Bauteil erfolgen. Als Grundlage dienen die in Kapitel 4.3 generierten Lastwechseldaten der im Rahmen des Prüfprogramms der künstlichen Alterung getesteten Prüfmuster. Die individuellen Beanspruchungszustände der Prüfmuster müssen jedoch zunächst in einen entsprechenden Schädigungsparameter umgerechnet werden. Die Berechnung erfolgt auf Basis der aus den Prüflasten abgeleiteten Beanspruchungen sowie der individuell gemessenen Eigenspannungen analog zu Abschnitt 5.2.1.

Da die gemessenen Eigenspannungszustände erst nach dem Versagen der Prüfmuster zerstörend ermittelt werden konnten, ist der gemessene Wert nicht als Eingangsgröße repräsentativ. Alternativ wird ein über den Belastungszeitraum gemittelter Eigenspannungswert verwendet, der sich aus einem abgeschätzten Wert des Neuzustandes $\sigma_{ES(0)}$ und dem des Endzustandes σ_{ES} nach Gl. 5.24 berechnet. Der Eigenspannungswert im Neuzustand $\sigma_{ES(0)}$ wird aus dem im Endzustand gemessenen Wert σ_{ES} und der aus der Beanspruchung verursachten Differenz $\Delta\sigma_{ES}$ nach Gl. 5.25 berechnet. $\Delta\sigma_{ES,j}$ bezeichnet dabei die Eigenspannungsveränderung, die in Kapitel 4 experimentell bestimmt und innerhalb einer Gruppe mit n gleich beanspruchten Prüfmustern erfasst wurde.

$$\bar{\sigma}_{ES} = \frac{\sigma_{ES} + \sigma_{ES(0)}}{2} \quad (5.24)$$

mit

$$\sigma_{ES(0)} = \sigma_{ES} - \frac{1}{n} \sum_{j=1}^n \Delta\sigma_{ES,j} \quad (5.25)$$

Anschließend erfolgt eine Berechnung des ertragenen mittleren Schädigungsparameters. Dieser wird der Bauteilwöhlerlinie gegenübergestellt. Eine Abbildung der berücksichtigten Prüfmuster erfolgt im Schaubild. Abb. 5.7 stellt die experimentell ermittelten Werte sowie die daran nach Gl. 5.17 angepasste P-Wöhlerlinie dar. Die auf Grundlage von Gl. 5.16 berechnete P-Wöhlerlinie wurde unter der Verwendung des Größeneinflussfaktors n_{ges} an den experimentell ermittelten Messwerteverlauf approximiert, woraus sich $n_{ges} = 0,91$ ergibt. Es ist ersichtlich, dass durch die gewählte Anpassung über n_{ges} die experimentellen Werte im Mittel unmittelbar auf der Lebensdauerkurve liegen und das Modell somit das Ermüdungsverhaltens des Bauteils unter Prüfbeanspruchung hinreichend genau beschreibt.

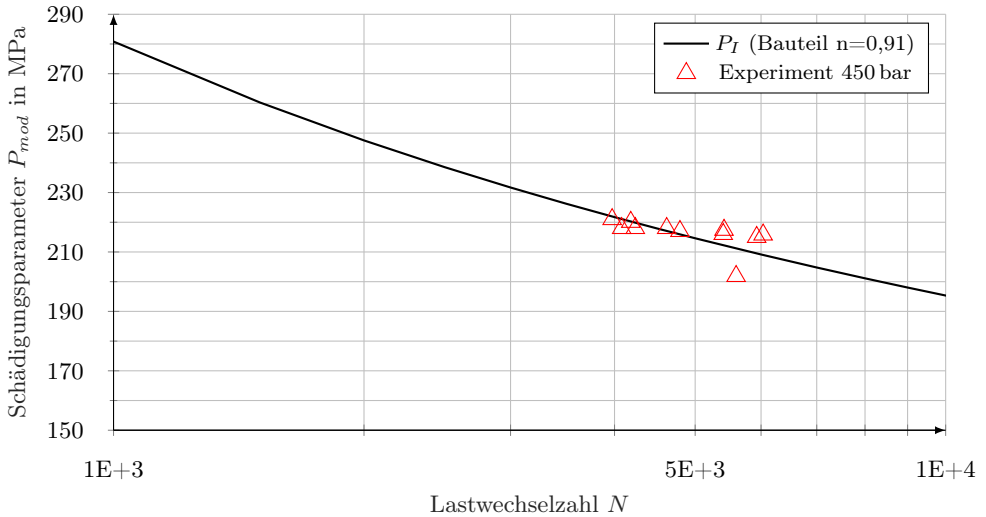


Abbildung 5.7: Gegenüberstellung von berechneter Bauteil-P-Wöhlerlinie und Ergebnissen aus Lastwechselltests

5.5.3 Berücksichtigung der Streuung der Mittelspannung

Ist der individuelle Eigenspannungszustand eines Prüfmusters nicht bekannt, so wird bei der Berechnung des Schadensparameters ein gruppenspezifischer Mittelwert verwendet. Der so ermittelte Schadensparameter repräsentiert von Grund auf eine Eintrittswahrscheinlichkeit von 50%. Zusätzlich erfolgt auf Basis aller experimentell ermittelten Werte je Altersgruppe die Bestimmung der Standardabweichung gemäß Kapitel 5.3. Weiterführend ist damit die Berechnung des Schädigungsparameters für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von 0,1% bzw. 99,9% möglich, die auf ungefähr der dreifachen Standardabweichung $3s_p$ vom Mittelwert basiert. Abb. 5.8 zeigt exemplarisch die Gegenüberstellung von ermittelter Bauteilwöhlerlinie P_I und den Schadensparametern einer 0,1-, 50- sowie 99,9%igen Überlebenswahrscheinlichkeit. Ausgangspunkt für die Schädigungsrechnung bilden die Daten einer Gruppe neuer Behälter, die unter Prüfbedingungen bis zum Versagen zyklisch beansprucht werden (Lastannahme entsprechend des Lastkollektivs A-1 aus Tab. 5.6). Aus den Schnittpunkten der eingezeichneten Geraden der jeweiligen Schädigungsparameter mit der Bauteilwöhlerlinie können die zu erwartenden Lastwechselfestigigkeiten für eine 99,9-, 50- und 0,1%ige Überlebenswahrscheinlichkeit abgeleitet werden.

5.5.4 Bewertung berechneter Bauteil- und Beanspruchungsparameter

Ausgehend von der bauteilspezifischen Anpassung der P-Wöhlerlinie in Abschnitt 5.5.2 soll eine Bewertung der Genauigkeit des Modells anhand eines detaillierten Abgleiches mit ausgewählten Prüfmuster erfolgen. Als Vergleichswerte dienen die in Tab. 5.2 aufgeführten experimentell ermittelten Lastwechsellzahlen der Behälter A03, A04 und A05, die gemäß

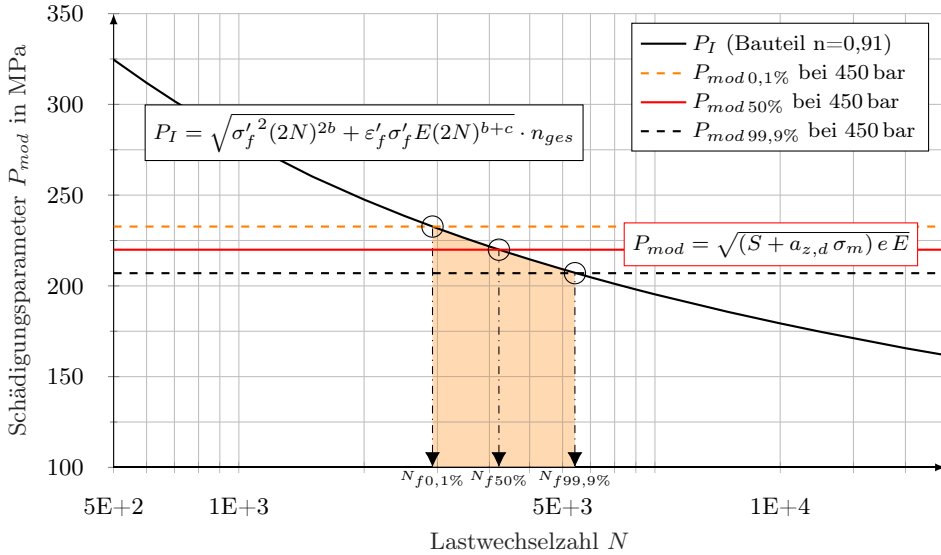


Abbildung 5.8: Graphische Bestimmung der Lastwechselfestigkeiten für eine 0,1-, 50- und 99,9%ige Überlebenswahrscheinlichkeit unter Verwendung der zugehörigen Schädigungsparameter P_{mod} und der Bauteilwöhlerlinie P_I

des Prüfprogramms der künstlichen Alterung unter PH ausschließlich zyklisch bis zum Versagen beansprucht wurden und anschließend bezüglich ihrer Eigenspannungszustandes zerstörend vermessen wurden. Entsprechend den Erkenntnissen aus Abschnitt 4.2.2 konnte bei ausschließlicher Lastwechselbeanspruchung unter Prüfdruck ein betragsmäßiger Anstieg der Druckeigenspannung um durchschnittlich $+|-10|$ MPa in Umfangs- bzw. $+|-1|$ MPa in Axialrichtung beobachtet werden. Davon ausgehend kann aus dem post-mortem ermittelten Eigenspannungszustand σ_{ES} zunächst nach Gl. 5.25 der Ausgangszustand σ_{ES} und fortfolgend nach Gl. 5.24 ein über den Beanspruchungsverlauf gemittelter Wert berechnet werden.

Die behälterspezifischen und über den Beanspruchungszeitraum gemittelten Eigenspannungen $\bar{\sigma}_{ES,\varphi}$ und $\bar{\sigma}_{ES,x}$ dienen dann wieder als Grundlage zur Berechnung des behälter-spezifischen Schädigungsparameters. Abb. 5.9 zeigte eine Gegenüberstellung von Modell und Messwerten. Ein Vergleich experimentell ermittelter und berechneter Lastwechsel zeigt Tab. 5.2, worin die absolute Abweichung $\Delta N_f = N_{f,exp} - N_{f,ber}$ als auch das Verhältnis $N_{\frac{ber}{exp}} = \frac{N_{f,ber}}{N_{f,exp}} \cdot 100$ für die drei ausgewählten Prüfmuster angeben wird und eine sehr gute Übereinstimmung mit Abweichungen von unter 5% gezeigt werden kann.

Bei komplex beanspruchten Bauteilen bietet es sich an, das Belastungsprofil nicht durch einen Mittelwert sondern durch eine Vielzahl definierter Beanspruchungskollektive abzubilden. Die Anzahl der ertragbaren Lastwechsel kann dann unter Berücksichtigung eines variablen Schädigungsparameters bestimmt werden. Mit Hilfe der gewonnenen Informationen über belastungsspezifische Änderungen des Eigenspannungszustandes kann in solchen Fällen die

Tabelle 5.2: Abweichungen zwischen experimentell ermittelten und analytisch berechneten Lastwechselzahlen bis zum Versagen der Behälter A03, A04 und A05

Behälter	$N_{f,ber}$	$N_{f,exp}$	ΔN_f	$N_{ber,exp}$
A03	4.089	3.974	115	103 %
A04	4.675	4.794	-119	98 %
A05	4.530	4.621	-91	98 %

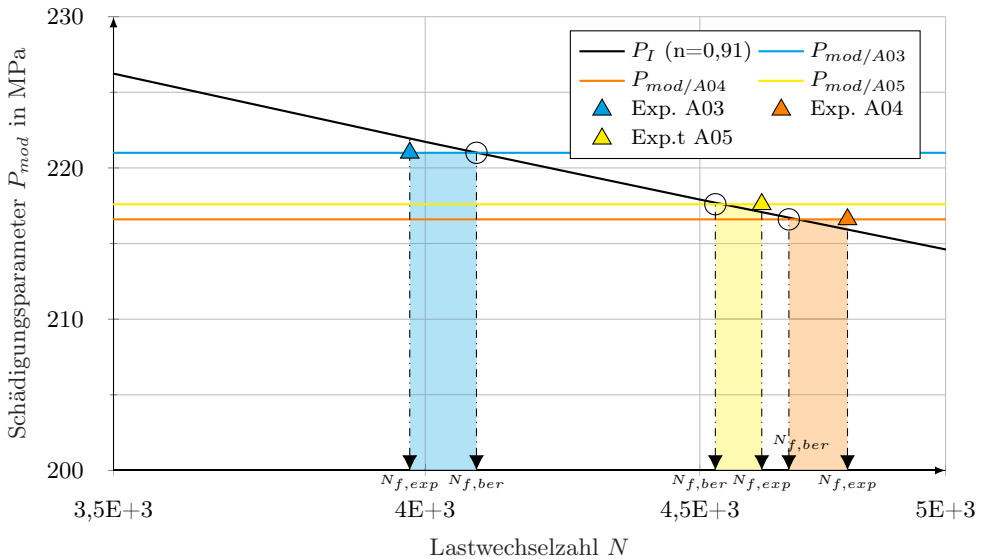


Abbildung 5.9: Darstellung und Vergleich von berechneten und experimentell bestimmten Lastwechselzahlen für die Behälter A03, A04 und A05

veränderliche Beanspruchung im Rahmen der Schadensakkumulation schrittweise erfasst und berücksichtigt werden. Dies soll im Rahmen weiterer Untersuchungen verdeutlicht werden.

5.6 Anwendungsszenarien

In diesem Abschnitt soll gezeigt werden, in wie fern sich die Berücksichtigung eines variablen Eigenspannungszustandes positiv auf eine Lebensdauerabschätzung auswirkt. Aus diesem Grund werden mittels des vorgestellten Lebensdauermodells Lastwechselfestigkeiten unter Berücksichtigung einer zunächst konstanten Eigenspannung und später unter Berücksichtigung eines veränderlichen Eigenspannungszustandes bestimmt, miteinander verglichen und abschließend bewertet. Als Bewertungsgrundlage dienen alle in Kapitel 4 experimentell untersuchten Behälter, die im Rahmen des Prüfprogramms der künstlichen Alterung unterschiedlich stark beansprucht wurden und an denen zudem auch die Anzahl der ertragenen Lastwechsel ermittelt wurde.

5.6.1 Gegenüberstellung konstanter Beanspruchungszustände

Zunächst soll eine Lebensdauerabschätzung an baugleichen Prüfmustern unter der Berücksichtigung zweier unterschiedlicher Lastzustände erfolgen. Dabei wird eine reine Lastwechselbeanspruchung unter Prüf- ($PH = 450 \text{ bar}$) sowie unter erhöhter Betriebslast ($PW_+ = 350 \text{ bar}$) betrachtet. Als Ausgangszustand für die Lebensdauerbetrachtung dient ein experimentell ermittelter Eigenspannungszustand, der an einer Reihe neuer Behälter bestimmt wurde (siehe Tab. 5.6). Dieser initiale Eigenspannungszustand soll über die gesamte Lebensdauer als konstant angenommen werden. Abb. 5.10 veranschaulicht beide Szenarien, wobei das Prüfzenario in rot, die Beanspruchung unter Betriebsbedingungen blau dargestellt ist. Abgebildet wird die P-Wöhlerlinie des Bauteils sowie die beanspruchungsabhängigen Schädigungsparameter für eine 0,1-, 50- und 99,9%ige Überlebenswahrscheinlichkeit.

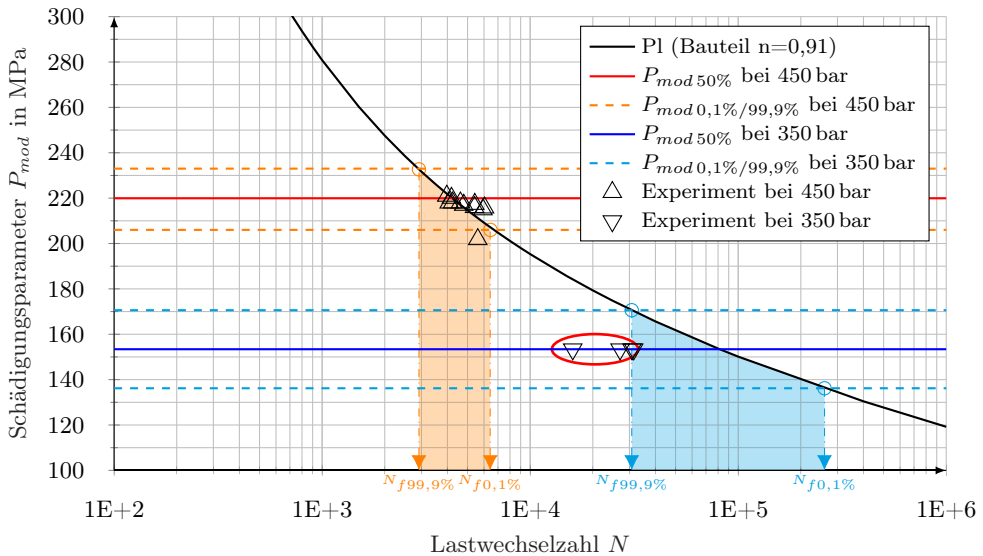


Abbildung 5.10: Lastwechselfestigkeiten beim hohen und niedrigen Lastfall mit konstanten Schädigungsparametern im Vergleich zu den experimentellen Ergebnissen

Als experimentelle Vergleichswerte dienen Lastwechselergebnisse aus dem Prüfprogramm der künstlichen Alterung bei Belastungen mit PH sowie weiterer Lastwechselfersuche bei PW_+ aus Tab. 4.4. Der daraus abgeleitete Meridian $\bar{N}_f = N_{log50\%}$ sowie die einer 0,1%igen sowie 99,9%igen Überlebenswahrscheinlichkeit zugeordneten Lastwechsel $N_{log0,1\%}$ bzw. $N_{log99,9\%}$ werden in logarithmischer Darstellung nach Gl. 4.6, Gl. 5.26 und Gl. 5.27 berechnet. Tab. 5.3 gibt einen Überblick über die ermittelten Lastwechselzahlen.

$$N_{log0,1\%} = 10^{(m_{logN} + 3 \cdot s_{logN})}. \tag{5.26}$$

$$N_{log99,9\%} = 10^{(m_{logN} - 3 \cdot s_{logN})}. \tag{5.27}$$

Tabelle 5.3: Experimentell ermittelte und berechnete Lastwechselfestigkeiten unterschiedlicher Eintrittswahrscheinlichkeiten für zwei unterschiedliche Beanspruchungszustände

Lastfall	Berechnung			Experiment			Verhältnis
p_{max}	N_f 99,9%	\bar{N}_f	N_f 0,1%	$N_{log99,9\%}$	\bar{N}_f	$N_{log0,01\%}$	$\bar{N}_{ber_{exp}}$
PH	2.920	4.217	6.467	3.053	4.880	7.799	86 %
PW_+	30.780	81.510	263.200	9.862	25.469	65.776	320 %

In der Darstellung von Abb. 5.10 wird deutlich, dass bei der niedrig beanspruchten Variante nicht alle experimentell ermittelten Lastwechselzahlen innerhalb des berechneten Toleranzbereiches liegen. Ein möglicher Grund dafür ist, dass dem verwendeten Modell nur der initiale Eigenspannungszustand zu Grunde liegt und somit die über dem Beanspruchungszeitraum aufgetretenen Eigenspannungsänderungen unberücksichtigt bleiben. Die berechnete Spanne zwischen einer 0,1- und 99,9%igen Überlebenswahrscheinlichkeit reicht für den hohen Belastungsfall von ca. 2.900 bis 6.500 Lastwechsel, für den unter Betriebsbedingungen beanspruchten Fall von ca. 30.000 bis 264.000 Lastwechsel. Dies macht deutlich, dass sich trotz einer ähnlich großen Streuung der Schädigungsparameter bei beiden Szenarien für den niedriger beanspruchten Fall eine deutlich breiterer Streubereich der Lastwechselzahlen ergibt. Dies ist durch die sichtlich abnehmende Steigung der Bauteilwöhlerlinie bedingt.

5.6.2 Definition fiktiver Lastkollektive

Entgegen der unter 5.6.1 getätigten Annahme einer konstanten Eigenspannung über den gesamten Beanspruchungszeitraum konnte bereits in Kapitel 4 eine belastungsabhängige Veränderung der Eigenspannungszustände experimentell nachgewiesen werden. Mit Hilfe der erhobenen Daten können – dem individuellen Lastverlauf entsprechend – Lastkollektive definiert werden, die die auftretenden Beanspruchungen unter Berücksichtigung der variablen Eigenspannungszustände qualitativ nachbilden. In Anlehnung an die experimentell durchgeführten Prüfungen wurden zwei unterschiedliche Varianten von Lastkollektiven wie folgt definiert:

Variante A

Entsprechend dem Prüfprogramm der künstlichen Alterung soll ein vergleichbares Lastszenario unter der Berücksichtigung definierter Lastkollektive berechnet werden. Das Lastszenario orientiert sich an einer zyklischen Innendruckbelastung mit einem Innendruck von $p_{max} = PH = 450$ bar sowie an den experimentell ermittelten, alterungsspezifischen Eigenspannungszuständen, die den jeweiligen Teilkollektiven als Berechnungsgrundlage dienen. Wie zuvor im Rahmen der Versuche beobachtet werden konnte, wird von einer sukzessiven Erhöhung der Druckeigenspannungen ausgegangen. Die den einzelnen Teilkollektiven zu Grunde liegenden Randbedingungen zeigt Tab. 5.4. Die angegebenen Veränderungen der Eigenspannung geben dabei immer die Veränderungen bezüglich des initialen (negativen!)

Druckeigenstresszustandes $\sigma_{ES(0)}$ an und beziehen sich auf den Ausgangszustand des jeweils angegebenen Kollektivs.

Tabelle 5.4: Variantenrechnung A: Beanspruchungskollektive entsprechend des Prüfprogramms der künstlichen Alterung

Teilkollektiv j	\triangleq Lastszenario Prüfprogramm	Lastwechsel N (-)	p_{max}	Eigenstressänderung bezgl. $\sigma_{ES(0)}$ $\varphi/x/z$ -Richtung (MPa)
A-1	1.000 LW+ZS	1.000	PH	–
A-2	+1.000 LW+ZS	1.000	PH	-14/- 7/0
A-3	+LWbV	bis Versagen	PH	-23/-11/0

Variante B

Entsprechend der Untersuchungsergebnisse der real gealterten Behälter soll im zweiten Szenario von einer sukzessiv abnehmenden Eigenstressung unter Betriebslast ausgegangen werden. Ausgangspunkt stellt dabei, analog zu Variante A, der für neue Behälter repräsentative Eigenstressungszustand dar. Die zyklische Innendruckbelastung beträgt $p_{max} = PW_+ = 350$ bar. Die Randbedingungen der einzelnen Schadenskollektive zeigt Tab. 5.5. Eine Abnahme der initialen negativen Druckeigenstressung bedeutet in diesem Fall einer positiven Eigenstressungsveränderung. Die angenommene totale Eigenstressungsveränderung über alle Stufen hinweg entspricht dabei ca. der von Variante A (ca. 10 % des Ausgangswertes), jedoch in gegensätzlicher Richtung. Daraus leitet sich eine maximale Eigenstressungsdifferenz in Umfangs- und Axialrichtung von $\Delta\sigma_{\varphi,ges} \approx 19$ MPa und $\Delta\sigma_{x,ges} \approx 9$ MPa ab. Analog zu den experimentell gewonnenen Erkenntnisse aus der künstlichen Alterung (vgl. Variante A) wurde angenommen, dass sich auch bei der realen Alterung bereits nach den ersten 1.000 Lastwechseln ein erheblicher Teil der zu erwartenden totalen Eigenstressungsveränderung einstellt. Der ausstehende Anteil verteilt sich dann auf die sich anschließenden Teilkollektive.

Tabelle 5.5: Variantenrechnung B: Lastannahmen für das Beanspruchungskollektiv entsprechend einer realen Alterung

Teilkollektiv j	Lastwechsel N (-)	p_{max}	Eigenstressänderung bezgl. $\sigma_{ES(0)}$ $\varphi/x/z$ -Richtung (MPa)
B-1	1.000	PW_+	–
B-2	1.000	PW_+	+9/+4/0
B-3	1.000	PW_+	+14/+6/0
B-4	bis Versagen	PW_+	+19/+9/0

5.6.3 Schadensakkumulation bei komplexen Beanspruchungszuständen

Berechnung und Darstellung der Schadenskollektive

Für die unter 5.6.2 definierten Lastkollektive werden nun die zugehörigen Lastwechselzahlen unter Anwendung der linearen Schadensakkumulation berechnet und den experimentell ermittelten Vergleichswerten gegenübergestellt. Tab. 5.6 gibt eine Übersicht von Eingangsgrößen zur Berechnung der Schädigungsparameter für alle Teilkollektive der Variantenrechnung A und B.

Tabelle 5.6: Zusammenstellung von Ausgangsgrößen sowie aller berechneten kollektiv-spezifischen Schädigungsparameter

Var	j	p	$\sigma_{a,\varphi}$ MPa	$\sigma_{a,x}$ MPa	$\sigma_{a,z}$ MPa	$\bar{\sigma}_{ES,\varphi}$ MPa	$\bar{\sigma}_{ES,x}$ MPa	$\bar{\sigma}_{ES,z}$ MPa	$P_{mod\ 50\%}$ MPa	$P_{mod\ 99,9\%}$ MPa	$P_{mod\ 0,1\%}$ MPa
A	1	P_H	210	97	-23	-184	-86	-2	220	233	207
	2					-198	-93	-2	215	228	202
	3					-207	-98	-2	207	238	176
B	1	P_W^+	158	72	-17	-184	-86	-2	153	171	136
	2					-175	-82	-2	158	182	133
	3					-170	-80	-2	162	185	139
	4					-165	-77	-2	165	186	145

Auf Basis der ermittelten Schädigungsparameter erfolgt entsprechend der linearen Schadensakkumulation aus Kapitel 5.4 die Berechnung aller Teilschädigungen, aus dem schließlich die Anzahl der ertragbaren Lastwechsel bis zum Eintreten einer Gesamtschädigung von $D = 1$ bestimmt wird. Tab. 5.7 zeigt die Kennwerte der berechneten Teilschädigungen sowie die daraus resultierende Gesamtlastwechselzahl bis zum Versagen $\sum LWbV$.

Tabelle 5.7: Lineare Schadensakkumulation in der Variantenrechnung (b.V. = bis Versagen)

Var	Kollektiv j	N_j	$N_{f\ 50\%}$	$D_{50\%}$	$N_{f\ 99,9\%}$	$D_{99,9\%}$	$N_{f\ 0,1\%}$	$D_{0,1\%}$
A	1	1.000	4.217	0,24	2.920	0,34	6.467	0,15
	2	1.000	4.938	0,44	3.327	0,64	7.745	0,29
	3	b.V.	6.467	1	2.535	1	23.470	1
	$\sum LWbV$			5.624		2.905		18.810
B	1	1.000	81.510	0,01	30.780	0,03	263.200	0,004
	2	1.000	61.760	0,03	17.830	0,09	329.000	0,007
	3	1.000	48.470	0,05	15.230	0,15	212.000	0,012
	4	b.V.	40.800	1	14.770	1	140.000	1
$\sum LWbV$			41.797		15.492		141.382	

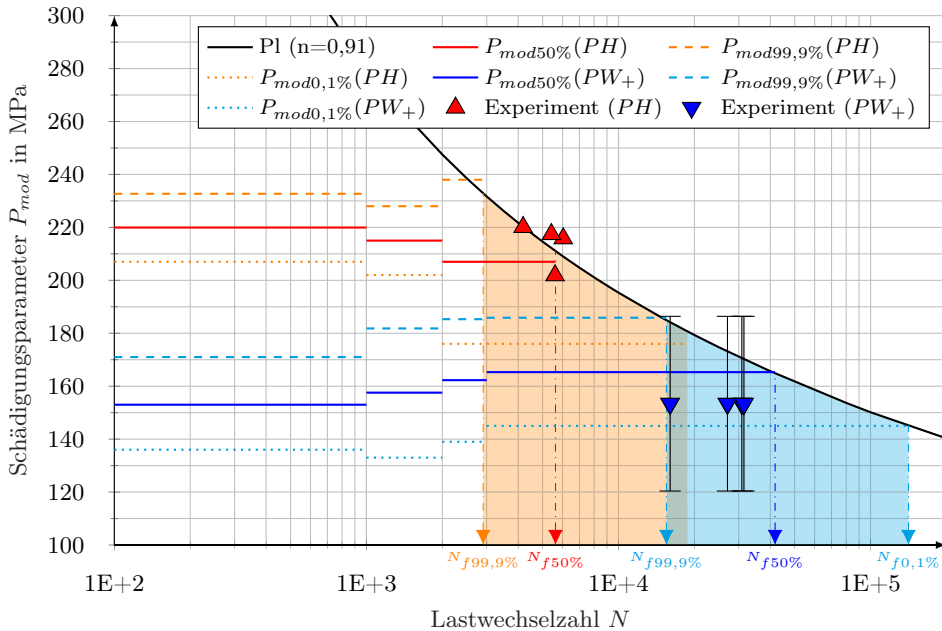


Abbildung 5.11: Darstellung berechneter Schadenskollektive sowie experimentell ermittelter Lastwechselzahlen bei vergleichbarer Beanspruchung

Das Schaubild in Abb. 5.11 visualisiert die anteiligen Schädigungsparameter beider Varianten über die eingangs definierte bzw. ermittelte Anzahl von Lastwechseln. Die Schädigungsparameter der Variante A, dargestellt durch die roten Linien, bilden die Beanspruchungsstufen des Prüfprogramms der künstlichen Alterung nach. Variante B, dargestellt in blau, simuliert eine reine Lastwechselbeanspruchung unter Betriebsbeanspruchung. Gestrichelte und gepunktete Linien bezeichnen die Grenzen einer 99%igen bzw. 0,1%igen Überlebenswahrscheinlichkeit. Den berechneten Werten werden experimentell ermittelte Lastwechselfestigkeiten gegenübergestellt. Da die in Variantenrechnung B angenommenen Eigenspannungsentwicklung nicht experimentell erfasst werden konnte, kann auch eine individuelle Anpassung der Schädigungsparameter nicht erfolgen. Die dargestellten Schädigungswerte der Prüfmuster (blaue Dreiecke) beziehen sich daher alle auf den gleichen initialen Eigenspannungszustand bzw. Schädigungsparameter entsprechend der Annahme aus Kollektiv B-1 aus Tab. 5.6. Für eine bessere Übersichtlichkeit wurde auf die Eintragung des Wertes $N_{f0,1\%}$ für Variantenrechnung B in Abb. 5.11 verzichtet.

Ermittlung der Lastwechselfestigkeit

Aus den in Abb. 5.11 dargestellten Schädigungskollektiven resultieren die in Tab. 5.8 aufgeführten Lastwechselzahlen N_f für eine 99,9-, 50- und 0,1%ige Überlebenswahrscheinlichkeit. Zudem werden die berechneten Werte mit den experimentell ermittelten Zahlen verglichen.

Tabelle 5.8: Vergleich zwischen den experimentell ermittelten und berechneten Grenzlastspielzahlen

Var	Experiment			Berechnung			Verhältnis
	$N_{log99,9\%}$	$N_{log50\%} = \bar{N}_f$	$N_{log0,1\%}$	$N_{f99,9\%}$	\bar{N}_f	$N_{f0,1\%}$	$\bar{N}_{\frac{ber}{exp}}$
A	3.262	5.260	8.481	2.905	5.624	18.810	107 %
B	9.862	25.469	65.776	15.492	41.797	141.382	165 %

Für Variantenrechnung A existiert eine hinreichend genaue Übereinstimmung mit Abweichungen von unter 10 % zwischen der berechneten und der experimentell bestimmten mittleren Anzahl ertragbarer Lastwechsel \bar{N}_f . Auch liegen alle Messwerte oberhalb der berechneten Lastwechselfestigkeitsgrenze $N_{f99,9\%}$. Die experimentell ermittelte Eigenspannungsentwicklung lässt sich mit dem erstellten Modell somit sehr gut abbilden.

Bei Variante B besteht eine vergleichsweise hohe Abweichung zwischen der berechneten und der experimentell ermittelten Grenzlastspielzahl \bar{N}_f . Auf Grund fehlender Informationen über die reale Eigenspannungsentwicklung unter Betriebsbeanspruchung konnten Intensität und Verlauf der tatsächlich wirkenden Beanspruchung nur vermutet werden. Den Ergebnissen zufolge scheint das Modell hier eine zu konservative Abschätzung zu liefern. So könnte entweder der angenommene Eigenspannungsabbau als zu gering oder das berechnete Bauteilverhalten im Zeitfestigkeitsbereich als zu widerstandsfähig beschrieben sein. Eine belastbare Bewertung hinsichtlich der Genauigkeit des Modells unter Betriebsbedingungen kann daher an dieser Stelle nicht erfolgen. Jedoch liegen alle experimentell ermittelten Lastwechselzahlen innerhalb der berechneten Zuverlässigkeitsspanne und somit oberhalb der bestimmten Grenzlastspielzahl $N_{f99,9\%}$, der eine Überlebenswahrscheinlichkeit von $SR = 99,9\%$ zugeordnet ist.

Streuung des Schädigungsparameters

Bei einer Analyse der in Abb. 5.11 dargestellten Schädigungsparameter wird zunächst deutlich, dass sich mit wechselnder Beanspruchung die Streubreite der Schädigungsparameter teils deutlich verändert. Bei Variante A ist dies durch die kontinuierliche Erhöhung der Druckeigenspannung bedingt, was eine Absenkung der Mittelspannung zur Folge hat. Bei einigen Prüfmustern erfolgt dadurch eine Verschiebung der Mittelspannung in den negativen Druckbereich, was nach Gl. 5.10 ein geringeres Schädigungsverhalten bewirkt als es bei anderen Prüfmustern mit noch positiver Mittelspannung der Fall ist. Dies erhöht die Standardabweichung bei der Verteilung der berechneten Schädigungsparameter. Gegensätzliches Verhalten tritt bei Behältern der Variantenrechnung B auf, wo die anfängliche negative Mittelspannung durch die Annahme einer sukzessiv abnehmenden Eigenspannung teilweise in den positiven Bereich umschlägt. Die Streuung des Schädigungsparameters erhöht sich somit bei beiden Varianten mit zunehmender Beanspruchung.

Streuung der Lastwechselzahl

Ausgehend von den berechneten Schädigungswerten unterschiedlicher Eintrittswahrscheinlichkeiten ergibt sich ein Toleranzbereich innerhalb der Lastwechselfestigkeiten. Analog zur Bewertung in Abschnitt 5.6.1 erhöht sich die Breite der Spanne mit zunehmender Lastwechselzahl auf Grund der stetig abfallenden Steigung der P-Wöhlerlinie. Für Variante A ergibt sich eine berechnete Lastwechselspanne $\Delta N_{f,ber} = N_{f\ 0,1\%} - N_{f\ 99,9\%}$ von ca. 16.000 Lastspielen. Aus den experimentell ermittelten Lastwechselfestigkeiten ergibt sich eine Spanne $\Delta N_{f,exp} = N_{log\ 0,1\%} - N_{log\ 99,9\%}$ zu ca. 5.000 Lastwechseln. Bei Variante B steht einer berechneten Lastwechselspanne von $\Delta N_{f,ber} \approx 126.000$ LW eine experimentell ermittelte Spanne von $\Delta N_{f,exp} \approx 56.000$ LW gegenüber. Anzumerken bleibt, dass sich $\Delta N_{f,exp}$ aus einer für Lastwechsel üblich angenommenen logarithmischen Betrachtungsweise ergibt, die berechnete Lastwechselspanne $\Delta N_{f,ber}$ jedoch aus der Annahme einer linearen Normalverteilung des Schädigungsparameters resultiert. Dies führt zu einer vergleichsweise konservativen Aussagekraft von $N_{f\ 0,1\%}$ bzw. progressiven Einschätzung von $N_{f\ 99,9\%}$ im Vergleich zu den jeweilig gegenübergestellten experimentellen Werten.

5.6.4 Bewertung des Lebensdauermodells

Bei einem Vergleich der unter 5.6.1 und 5.6.3 durchgeführten Lebensdauerberechnungen wird ersichtlich, dass durch eine Definition von Lastkollektiven mit einem veränderlichen Eigenspannungszustand deutlich andere Gesamtlastwechselzahlen als mit einer initial erfassten und konstant gehaltenen Eigenspannung (vgl. Abb. 5.10) erzielt werden. Vergleicht man die jeweiligen Ergebnisse anschließend mit den experimentell ermittelten Lastwechselfestigkeiten so wird deutlich, dass sich die Berücksichtigung eines veränderlichen Eigenspannungszustandes – insbesondere unter erhöhter Betriebslast bei 350 bar – positiv auf die Genauigkeit einer Lebensdauervorhersage auswirkt. So konnte die Vorhersagegenauigkeit im Kurzzeitfestigkeitsbereich ($N_f < 10.000$ LW) um ca. 10 %, im Zeitfestigkeitsbereich um 155 % erhöht werden. Ebenso konnte mittels veränderlicher Eigenspannungszustände berechnete Toleranzbereich nun alle experimentell ermittelten Grenzlastspielzahlen abdecken, was bei der Annahme einer konstanten Eigenspannung nicht der Fall war. Beim Vergleich der verschiedenen Lastniveaus wird deutlich, dass sich bei hoher Last schon geringe Eigenspannungsänderungen signifikant auf den Schädigungsparameter und folglich die Lastwechselzahl auswirken. Unter Betriebslast beeinflussen geringe Eigenspannungsänderungen den berechneten Schadensparameter nur minimal, solange sich die wirkende Mittelspannung noch im negativen Druckbereich befindet. Ab einer Eigenspannungsreduktion von größer 10 % ist jedoch – abhängig vom initialen Eigenspannungszustand – unter Umständen bereits mit einer Verschiebung der Mittelspannung in den Zugbereich zu rechnen, was den Schädigungsparameter wieder deutlich erhöht bzw. die Anzahl ertragbarer Lastwechsel empfindlich reduziert. An Hand des erstellten Modells konnte verdeutlicht werden, dass sich mit zunehmender Zyklenzahl die Streuung der Lebensdauer signifikant erhöht. Dies ist zum einen durch die zunehmende Streuung der berechneten Schädigungsparameter, zum anderen

durch die mit steigender Lastwechselzahl stetig abnehmenden Steigung der P-Wöhlerlinie zu begründen. Durch die gewonnenen Erkenntnisse wird der Vorteil einer betriebsbegleitenden Eigenspannungsüberwachung verdeutlicht, die in der Praxis mit Hilfe eines zerstörungsfreien Messverfahrens wie der experimentellen Modalanalyse realisiert werden kann.

6 Zusammenfassung und Ausblick

6.1 Zusammenfassung

Die vorliegende Arbeit zeigt die Relevanz einer Eigenspannungsüberwachung bei Typ III-Druckbehältern zur Bestimmung einer sicheren Gebrauchsdauer auf.

Im Rahmen einer Recherche wurden zunächst die geltenden Vorschriften bezüglich der maximal zulässigen Einsatzdauern und Prüffristen herausgearbeitet. Dabei wurden kritische Punkte an der Praxis und Aussagekraft der wiederkehrenden Prüfung aufgezeigt, da diese auf Basis der zur Zeit festgelegten Prüfmethode praktisch keine Garantie für eine (weitere) versagensfreie Betriebsdauer liefern kann. In einer Literaturrecherche wurden zudem Informationen über das komplexe Alterungsverhalten der einzelnen Komponenten des Hybridbehälters erfasst und mögliche Auswirkungen auf den vorherrschenden Eigenspannungszustand definiert. Ebenso wurde die Abhängigkeit der Lastwechselfestigkeit vom Eigenspannungszustand aufgezeigt sowie die Notwendigkeit einer Eigenspannungserfassung und -bewertung abgeleitet.

Zur Bearbeitung der gesetzten Problemstellung wurde eine experimentelle Eigenspannungsanalyse alterungsbegleitend durchgeführt. Als Grundlage und praktischer Rahmen diente dabei ein Prüfprogramm, welches Bestandteil eines an der BAM durchgeführten Forschungsprojektes ist. Als Prüfmuster wurden Typ III-Atemluftbehälter verwendet, wie sie vorrangig bei der Feuerwehr zum Einsatz kommen.

Mittels umfangreicher Voruntersuchungen wurde zunächst der detaillierte Aufbau der verwendeten Prüfmuster mittels umfassender zerstörungsfreier und zerstörender Untersuchungen ermittelt. Dabei wurden neben den Abmessungen des Hybridbehälters auch der detaillierte Lagenaufbau des Composite-Verbundes, die Dickenverläufe von FKV und Liner sowie zugehörigen Materialkennwerte und Oberflächeninformationen bestimmt. Darauf aufbauend erfolgte die Erstellung eines FE-Modells inklusive einer Implementierung des zu untersuchenden Eigenspannungszustandes. Mit Hilfe von FEA konnte das komplexe Beanspruchungsverhalten der Behälter analog zu den experimentell durchgeführten Untersuchungen für beliebige Lastzustände bestimmt werden. Insbesondere unterstützte die FEA die Entwicklung der zerstörungsfreien Messmethode auf Grundlage einer experimentellen Modalanalyse. Durch die Variation material- und strukturspezifischer Parameter konnte in einer numerischen Parameterstudie das strukturdynamische Verhalten untersucht werden. Dies diente insbesondere zur Sondierung der Effekte einer Eigenspannungsveränderungen auf das dynamische Verhalten der Prüfmuster. Darüber hinaus wurden FE-Berechnungen zur Bestimmung unbekannter Beanspruchungsgrößen, wie die nicht messtechnisch erfassbare Eigenspannungskomponente in Dickenrichtung, für das verwendete Lebensdauermodell durchgeführt.

Zur messtechnischen Erfassung des Eigenspannungszustandes wurde im Vorfeld eine große Breite an potentiell möglichen Messmethoden analysiert und diskutiert. Als zuverlässigstes

realisierbares Messverfahren wurde schließlich das Freischnittverfahren bestimmt, das durch die Zerstörung des Prüfobjektes jedoch den entscheidenden Nachteil einer nur einmaligen Anwendungsmöglichkeit mit sich bringt. Dies begründet die Notwendigkeit zur Entwicklung eines alternativen Prüfkonzeptes, das eine zerstörungsfreie Spannungsanalyse zulässt und darüber hinaus in seiner Anwendung einfach und zeiteffizient ist. Ausgehend von diesem Anforderungsprofil wurde ein Eigenspannungsmessverfahren auf Grundlage einer experimentellen Modalanalyse entwickelt, durchgeführt und verifiziert.

Innerhalb einer weitläufig angelegten Messkampagne wurden über 30 neu beschaffte Typ III-Atemluftbehälter durch ein künstliches Alterungsprogramm unter Prüflast beansprucht und ihr Eigenspannungszustand erfasst. Fünf weitere Behälter wurden zur Entwicklung der experimentellen Modalanalyse im Rahmen von Vorversuchen in ihrem Eigenspannungszustand durch das Aufbringen extremer statischer Innendruckbelastungen sowie durch Hochtemperaturbelastungen modifiziert. Darüber hinaus wurden real gealterte, nach 15-jähriger Betriebsdauer ausgesonderte Behälter gleichen Typs und ähnlicher Ausführung analysiert.

Zum Aufzeigen der Relevanz des Themas »Eigenspannungsanalyse« wurde zunächst die Höhe und die fertigungsbedingte Streuung des Eigenspannungszustandes sowohl an den neuen und als auch an den betrieblich gealterten Behältern mittels Freischnittverfahren ermittelt und miteinander verglichen. Die gesammelten Erkenntnisse sind analog zu Abb. 4.4 zusammenfassend nochmals in Abb. 6.1 dargestellt. Es konnte gezeigt werden, dass die nach 15-jähriger Betriebsdauer untersuchten Behälter im Mittel eine um ca. 30 % geringere Eigenspannung in Umfangs- wie auch in Axialrichtung aufweisen.

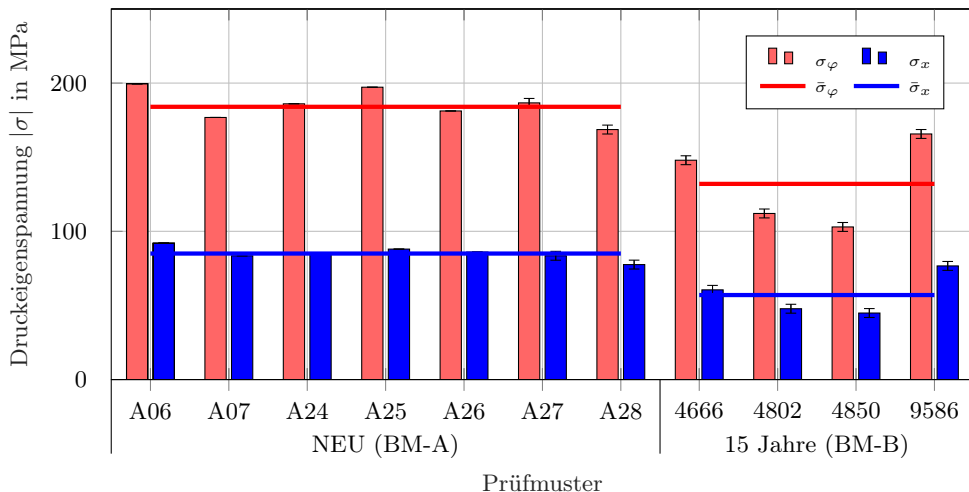


Abbildung 6.1: In Umfangs- und Axialrichtung ermittelte Liner-Druckeigenspannungen neuer und natürlich gealterter Typ III-Behälter (vgl. Abb. 4.4)

Durch prüfungsbegleitende Analysen des Eigenspannungszustandes innerhalb des Prüfprogramms der künstlichen Alterung konnte ein sukzessiver Anstieg des Eigenspannungszustandes beobachtet werden, welcher vermutlich auf eine plastische Verformung des Liners zurückzuführen ist. Abb.6.2 stellt die gruppenspezifischen Mittelwerte der via Freischnittverfahren gemessenen Eigenspannungen analog zu Abb.4.6 noch einmal zusammenfassend dar. Berücksichtigt werden die einzelnen Alterungsstufen, bestehend aus einer Kombination aus Lastwechsel- und statischer Langzeitbeanspruchung unter erhöhter Temperatur (Zeitstandbeanspruchung). Der dargestellte Trend konnte durch Ergebnisse aus der experimentellen Modalanalyse sowie den angewandten Dehnungsmessverfahren bestätigt werden.

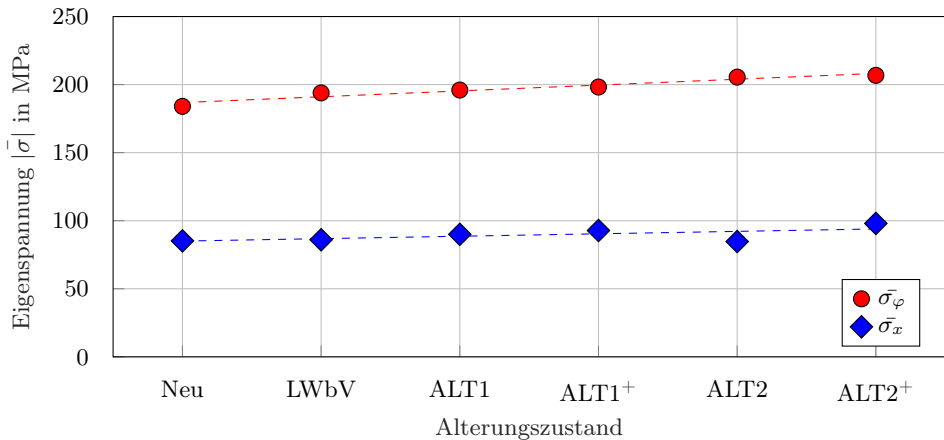


Abbildung 6.2: Gruppenspezifische Mittelwerte unterschiedlicher Beanspruchungszustände (vgl. Abb. 4.6)

Des Weiteren erfolgten Untersuchungen zur Bestimmung der Eigenspannungsverteilung innerhalb der Behälter. Auf Grund der variablen Dickenverläufe von Liner und Composite-Armierung sowie der anisotropen Werkstoffeigenschaften des CFK wurde eine inhomogene Verteilung der Eigenspannungen im Behälter vermutet. Mittels Freischnittmethode wurden verschiedene Positionen entlang der Zylinderachse, innerhalb des zylindrischen Bereichs vermessen. Zudem wurde die mittels FEA berechnete, aus dem Autofrettage-Prozess resultierende Verteilung der Eigenspannung analysiert. Als Ergebnis wurde im mittleren zylindrischen Bereich das Minimum der Umfangskomponente und Maximum der Axialkomponente, im vorderen sowie hinteren Bereich ein Maximum der Umfangskomponente bzw. ein Minimum der Axialkomponente ermittelt. Die Ergebnisse sind in Abb. 6.3 graphisch dargestellt.

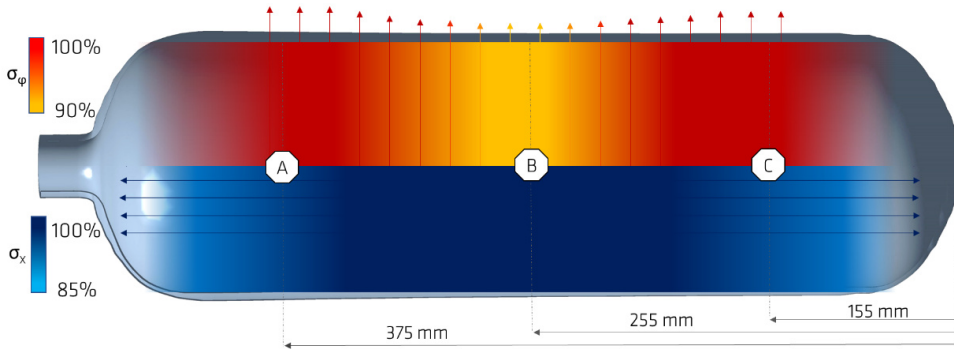


Abbildung 6.3: Extrapolierte graphische Darstellung der experimentell ermittelten Verteilung der Umfangs- und Axial-Druckeigenspannung im Liner (vgl. Abb. 4.15)

Davon ausgehend wurde auch das Ausmaß lokaler Abweichungen der Eigenspannung innerhalb eines Behälters untersucht. Abb. 6.4 zeigt die nach Gl. 6.1 berechnete relative Abweichung von zwei Einzelmessungen $\sigma_{ES,1}$ und $\sigma_{ES,2}$ zum Mittelwert $\sigma_{ES,m}$, gemessen in der mittigen Behälterregion (vgl. Bereich B in Abb. 6.3), und vergleicht unterschiedlich stark gealterte Behälter miteinander.

$$\Delta\sigma\% = \frac{\sqrt{(\sigma_{ES,1} - \sigma_{ES,2})^2}}{\sigma_{ES,m}} \cdot 100 \quad (6.1)$$

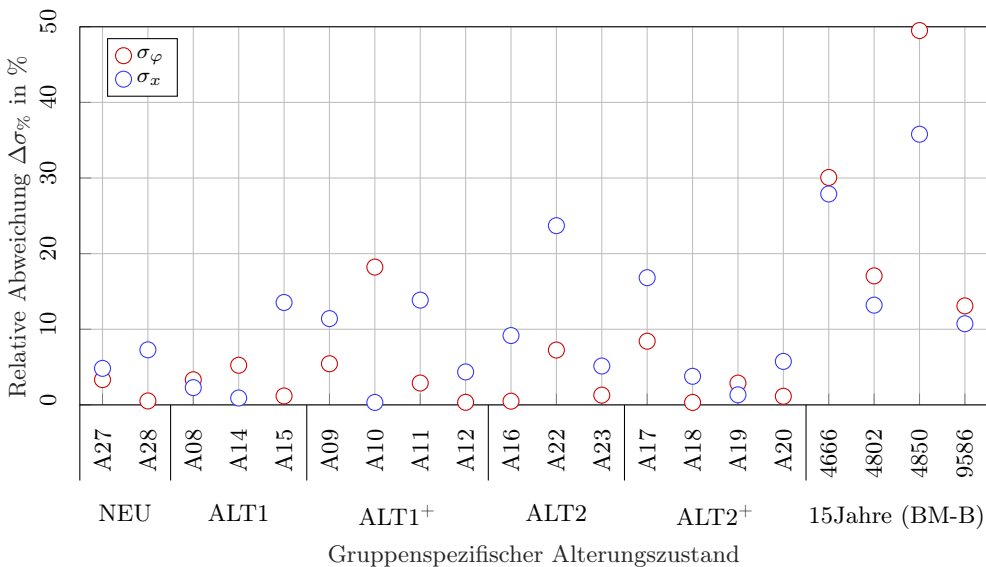


Abbildung 6.4: Behälterspezifische relative Abweichung gemessener Umfangs- und Axial-eigenspannungen bei multipler Sensoranordnung in Umfangsrichtung

So wurde im Mittel bei neuen Behältern eine homogenere Verteilung der Eigenspannung festgestellt als dies bei stärker gealterten der Fall war. Eine überdurchschnittlich hohe Abweichung zwischen den Einzelmesswerten am gleichen Behälter konnte bei den real gealterten Prüfmustern festgestellt werden. Es ist zu vermuten, dass lokale Abweichungen vor allem aus der Fertigung und dem Autofrettage-Prozess resultieren und sich im Laufe der Alterung stärker ausprägen. Jedoch kann eine beanspruchungsbedingte Homogenisierung der Eigenspannungsverteilung im Laufe eines Lebenszyklus nicht ausgeschlossen werden. Die experimentell ermittelten Informationen über die alterungsspezifischen Eigenspannungszustände dienen weiterführend als Eingangsgrößen für ein erarbeitetes Lebensdauermodell mit dem Ziel, die zyklische Lastwechselfestigkeit der untersuchten Behälter unter Einflussnahme der Eigenspannungszustände abzubilden. Zur Bewertung des aufgestellten Modells wurden die berechneten Grenzlastspielzahlen mit experimentellen Ergebnissen eines Prüf- sowie Betriebsszenarios verglichen. Das angewandte Modell liefert eine gute Vorhersagegenauigkeit unter Prüfbelastung bei 450 bar mit Abweichungen von lediglich 7%, sinkt in seiner Genauigkeit jedoch bei der Abschätzung von Lebensdauern unter erhöhten Betriebsbedingungen (350 bar). Unter Verwendung des erarbeiteten Modells konnte gezeigt werden, dass durch die Berücksichtigung eines veränderlichen Eigenspannungszustandes genauere Vorhersagen als bei einer konstanten Annahme möglich sind. Der Vergleich zwischen einem konstanten und variablen Eigenspannungszustand im Hinblick auf die experimentellen Ergebnisse wird noch einmal in Abb. 6.5 veranschaulicht.

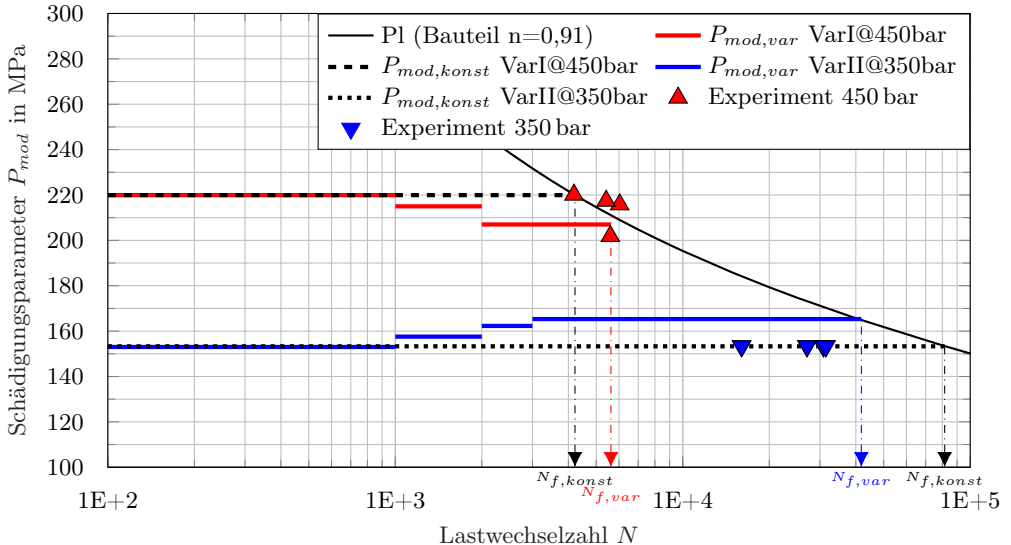


Abbildung 6.5: Vergleich berechneter Schadenskollektive unter Berücksichtigung eines konstanten und variablen Eigenspannungszustandes

Die Ergebnisse bekräftigen die Relevanz eines betriebsbegleitenden Eigenspannungsmonitorings, welches möglichst zerstörungsfrei erfolgen sollte. Für die Umsetzung eines entsprechenden Messverfahrens wurde in dieser Arbeit ein Ansatz auf Basis einer experimentellen

Modalanalyse gewählt und untersuchungsbegleitend weiterentwickelt. Durch einen Vergleich mit anderen Messverfahren wurde das Potential der experimentellen Modalanalyse aufgezeigt. Aktuell ist es damit möglich, einen Trend der Eigenspannungsentwicklung zu erfassen und auch Aussagen über die Höhe der Eigenspannungsveränderung treffen zu können. Jedoch ist eine nominelle Angabe des vorherrschenden Spannungszustandes (noch) nicht möglich. Zudem ist davon auszugehen, dass unerwünschte Nebeneffekte, wie beispielsweise bleibende Verformungen, das Messverfahren stark beeinflussen. Um die Genauigkeit und Zuverlässigkeit des Verfahrens weiter zu verbessern, bedarf es daher noch weitreichender Forschungs- und Entwicklungsarbeit, um störende Einflussfaktoren besser auszugrenzen.

6.2 Diskussion

Die vorgestellten Ergebnisse sollen abschließend im Kontext der eingangs formulierten Hypothesen diskutiert werden:

1. Die Eigenspannung im metallischen Liner ist ein maßgeblicher Einflussfaktor auf die Anzahl ertragbarer Lastwechsel.

Zunächst konnte der Einfluss der Eigenspannung auf die Anzahl ertragbarer Lastwechsel im metallischen Liner durch den Vergleich von experimentell ermittelten Eigenspannungen und ermittelten Lastwechselzahlen eindeutig nachgewiesen werden. Obwohl nicht ausgeschlossen werden kann, dass auch lokale Effekte das Schädigungsverhalten eines Typ III-Behälters stark beeinflussen können, zeigt die ermittelte Korrelation zwischen Lastwechselzahl und Eigenspannung eine maßgebliche Abhängigkeit auf. Ebenso bestätigt das erarbeitete Lebensdauermodell, dass zur exakten Ermittlung der Anzahl ertragbarer Lastwechsel Kenntnisse über den Eigenspannungszustand erforderlich sind. Durch das Modell wird ersichtlich, dass sich auf Grund der mit zunehmender Lastwechselzahl abnehmenden Steigung der Wöhlerlinie bereits kleinste Änderungen des Eigenspannungszustandes beträchtliche Auswirkungen auf die Anzahl der ertragbaren Lastwechsel haben. Die Lastwechselfestigkeit eines Typ III-Behälters wird dahingehend entscheidend durch den Eigenspannungszustand bestimmt.

2. Unter Betriebsbelastung findet bei Typ III-Druckbehältern eine Abnahme der Eigenspannung im Liner statt.

Eine eindeutige Tendenz des Eigenspannungsverhaltens über der Lebensdauer konnte im Rahmen der durchgeführten Untersuchungen nicht nachgewiesen werden. Zum einen konnte bei den vermeintlich unter Betriebsbedingungen real gealterten Behältern ein vergleichsweise deutlich geringerer Eigenspannungszustand gemessen werden. Zum anderen wurde im Rahmen des unter Prüfbeanspruchung durchgeführten künstlichen Alterungsprogramms ein Eigenspannungsaufbau festgestellt. Es ist zu vermuten, dass es im Prüfprogramm der künstlichen Alterung durch eine Überbeanspruchung – bedingt durch eine erhöhte Temperatur von über 65°C, durch eine Belastung des 1,5-fachen Betriebsdrucks sowie durch eine Kombination beider Belastungsformen – zu Fließprozessen im Liner und/oder Umlagerungsprozessen im FKV kam, die einen Aufbau der initialen Eigenspannung begünstigten. Die Aussage einer Eigenspannungsabnahme unter Betriebsbedingungen lässt sich anhand

der Messungen an den real gealterten Prüfmustern nicht eindeutig belegen, da weder der initiale Eigenspannungszustand noch das tatsächliche Belastungsprofil rekonstruiert werden konnte. Auf Grund der gemessenen und vergleichsweise sehr niedrigen Rest-Eigenspannung kann jedoch von einer Reduktion der Eigenspannung über der Lebensdauer ausgegangen werden. Ebenso wird vermutet, dass in dieser Arbeit nicht berücksichtigte Einflussfaktoren wie Feuchtigkeit, UV und lokale Schädigungen (beispielsweise durch Korrosion oder Impact) einen nicht unerheblichen Einfluss auf das Alterungsverhalten der Werkstoffe CFK und Aluminium besitzen. Die fehlende Kenntnis über den tatsächlichen Beanspruchungsverlauf eines Behälters während seiner Lebensdauer bekräftigt die Bedeutung einer regelmäßigen Eigenspannungserfassung. Dies konnte auch an Hand der berechneten Lebensdauer-Szenarien verdeutlicht werden.

3. Eine Abnahme der Linereigenspannung bewirkt eine Reduzierung der Restlastwechselfestigkeit eines Typ III-Druckbehälters.

Die durchgeführten Untersuchungen belegen, dass der Eigenspannungszustand direkt mit den Steifig- und Festigkeitskennwerten im Hybridbehälter verknüpft ist. Die erfassten alterungsbedingten Schädigungen äußern sich durch ein Zusammenspiel von Steifig- und Festigkeitsänderungen im Gesamtverbund, was in der Regel schließlich zu einer bleibenden Verformung des Composite-Verbundes und/oder des metallischen Liners führt. Genannte Änderungen werden dabei unmittelbar in einem veränderten Eigenspannungszustand abgebildet. Durch das erarbeitete Lebensdauermodell wird ersichtlich, dass – abhängig von der Höhe der Beanspruchung – bereits kleinste Eigenspannungsänderungen die Anzahl ertragbarer Lastwechsel stark beeinflussen. Die Restlastwechselfestigkeit wird somit entscheidend durch einen alterungsbedingten, veränderlichen Spannungszustand im Metall bestimmt und bei einer Eigenspannungsabnahme reduziert.

4. Die Abnahme der Eigenspannung des Liners resultiert aus den Lastkomponenten Zeit, Temperatur und Lastwechsel. Die durch Lastwechsel hervorgerufene Reduzierung der Eigenspannung basiert auf der zunehmenden Zerrüttung des Composites sowie Fließprozessen im metallischen Linner. Die durch Zeitstandbeanspruchung hervorgerufene Reduzierung der Eigenspannung hängt mit dem viskoelastischen Verhalten des Composites zusammen.

Die im Rahmen des Versuchsprogrammes gewonnenen Erkenntnisse können die gestellte These nur teilweise stützen, da weder die durch Zeitstand- noch Lastwechselbeanspruchung verursachten Effekte eindeutig identifizierbar bzw. voneinander zu trennen sind. Vielmehr ist davon auszugehen, dass ein Zusammenspiel multipler Effekte an der dargelegten Eigenspannungsentwicklung beteiligt ist. Erschwerend kommt außerdem hinzu, dass ein Großteil der durchgeführten Eigenspannungsanalysen nur komplette Alterungsstufen berücksichtigt und daher innerhalb dieser Blöcke oft keine getrennte Untersuchung von Zeitstand- und Lastwechselverhalten realisiert werden konnte.

Ausgehend von den übrigen Untersuchungen zur reinen Lastwechselbeanspruchung konnte eine Eigenspannungszunahme festgestellt werden. Durch Verformungsanalysen wurde zudem eine geringfügige Dehnungszunahme in Umfangs- wie auch in Längsrichtung gemessen. Gleichzeitig konnte eine Steifigkeitsabnahme des Gesamtverbundes während der Lastwech-

selbeanspruchung festgestellt werden. Beide zuletzt genannten Beobachtungen deuten auf eine, durch zyklische Beanspruchung verursachte Zerrüttung des Composites hin. Da trotz einer Aufweitung des FKV jedoch eine Eigenspannungszunahme im Metall gemessen wurde, wird zudem eine zyklischen Dehnungszunahme im Metall (Ratcheting) vermutet. Auch wäre eine plastische Verformung (Aufweitung) des Liners unter Maximaldruck PH denkbar.

Ausgehend von den durchgeführten Zeitstandbelastungen konnte eine Eigenspannungszunahme bei gleichzeitiger Steifigkeitszunahme des Gesamtverbundes in Umfangs- als auch in Längsrichtung festgestellt werden. Die durchgeführten Dehnungsanalysen zeigen ebenso eine Kontraktion des Behälterumfangs bei gleichzeitiger Dehnungszunahme in Längsrichtung. Eine Zusammenführung aller Ergebnisse aus der Dehnungs- und Spannungsanalyse lässt darauf schließen, dass genannte Effekte durch eine plastische Verformung des Liners in Längsrichtung sowie über Kopplungseffekte des Composite-Verbundes bewirkt werden. Auf Grund der vermutlich vielzählig auftretenden und sich überlagernden Einflüsse konnten keine Kriecheffekte im Composite isoliert beobachtet werden.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass durch Lastwechsel- und Zeitstandeinflüsse unter Prüfdruck bei 450 bar im Mittel eine Eigenspannungserhöhung beobachtet wurde. Ein Eigenspannungsabbau konnte somit nicht nachgewiesen werden. Es ist jedoch davon auszugehen, dass bei einer geringeren Beanspruchung unter Betriebsdruck die hier vermutlich aufgetretene Überbeanspruchung (plastische Verformung) des Liners von weniger dominantem Einfluss ist. Anstelle dessen ist es wahrscheinlich, dass dann Alterungseffekte wie beispielsweise Kriechen und Zerrüttung im Composite oder Ratcheting-Effekte im Liner in den Vordergrund treten und ein verschiedenes Eigenspannungsverhalten bewirken.

5. Die Veränderung der Eigenspannung des Liners kann, unter Kenntnis auftretender Lastkollektive, über die Lebensdauer abgeschätzt werden. Weiterführend kann daraus eine Aussage über die noch verbleibende Anzahl an Lastwechseln bis zum Versagenseintritt abgeleitet werden.

Prinzipiell kann eine Reduzierung der Linereigenspannung entsprechend der vorherrschenden Lastkollektive abgeschätzt werden. Grundlage dafür ist jedoch die genaue Kenntnis über das Bauteilverhalten bezüglich der auftretenden Lasten (Temperatur- und Innendruckbelastung, Feuchtigkeit etc.). In dieser Arbeit konnte das Eigenspannungsverhalten innerhalb des durchgeführten Prüfprogramms den einzelnen Belastungskollektiven bzw. Alterungszuständen zugeordnet werden und durch das erstellte Lebensdauermodell im Rahmen einer linearen Schadensakkumulation hinreichend genau abgebildet werden. Geringe Abweichungen zwischen berechneter und experimentell ermittelter Lebensdauer von unter 5 % zeigen, dass die kollektivbezogenen angenommenen Eigenspannungsänderungen repräsentativ sind und im Rahmen einer Lebensdauerabschätzung zur Erhöhung der Vorhersagegenauigkeit beitragen. Wie an Hand der obenstehenden Auswertung der Hypothesen deutlich wird, ergibt sich an zahlreichen Stellen eine Diskrepanz zwischen den Beanspruchungsniveaus des Prüfprogramms unter Prüfbedingungen sowie einer realen Beanspruchung unter Betriebsbedingungen. Auf Grund des Widerspruches zwischen einer erwarteten Eigenspannungsabsenkung und der im Prüfprogramm ermittelten Eigenspannungserhöhung bleibt zu vermuten, dass das

innerhalb der künstlichen Alterung gewählte Belastungsprofil ein beschleunigtes reales Alterungsverhalten nicht hinreichend genau abbildet. Auf Grund der höheren Belastung unter Prüfdruck während der künstlichen Alterung gestaltet sich insbesondere eine Analyse der Auswirkung der durchgeführten Zeitstandsbeanspruchung als schwierig. Entgegen der eigentlichen Absicht eines provozierten Relaxation- und/oder Kriechprozesses des FKV wurde hingegen eine plastische Verformung des Liners begünstigt. Gleichzeitig erscheint ein Zusammenspiel weiterer Einflüsse, wie beispielsweise lastbedingter Umlagerungsprozesse der Fasern im FKV, als mögliche Ursache für die beobachtete Steifigkeitserhöhung.

Weiterhin bleibt festzuhalten, dass trotz einer Berücksichtigung der Streuungen des Eigenspannungszustandes nicht alle Unsicherheiten von Material- oder Bauteilparametern berücksichtigt werden können. Dabei sind beispielsweise

- Unsicherheiten bei den materialspezifischen Steifig- und Festigkeitskennwerte des Liner-Werkstoffes und Composites,
- aus dem Autofrettage-Prozess resultierende Streuungen des initialen Eigenspannungszustandes,
- auf Grund des anisotropen Werkstoffverhaltens des FKV verursachte örtliche Abweichungen im Eigenspannungszustand sowie
- die innerhalb dieser Arbeit unberücksichtigte Eigenspannungsverteilung innerhalb des FKV zu nennen.

Zudem ist anzumerken, dass auf Grund der geringen Anzahl an ausgewerteten Prüfmustern die Aussagekraft der formulierten Mittelwerte und Streuungen begrenzt ist. Beispielsweise konnte für die Beurteilung einzelner Alterungsstufen des Prüfprogramms oft nur eine Anzahl von drei bis vier Prüfmustern für eine Auswertung herangezogen werden. Dies ist für eine qualitative Einschätzung des Bauteilzustandes, insbesondere bei der üblicherweise sehr hohen Streuung von Kennwerten und Lebensdauern im Druckbehälterbau, nicht uneingeschränkt repräsentativ. Nichtsdestotrotz ist davon auszugehen, dass die ermittelten Ergebnisse auf Grund der oftmals redundant durchgeführten Messmethoden für das Aufzeigen eines Trends geeignet und belastbar sind.

6.3 Ausblick

Aus der unter Abschnitt 6.2 durchgeführten Diskussion wird ersichtlich, dass eine Eigenspannungsanalyse bei einer unter Betriebslast von nur 300 bar durchgeführten künstlichen Alterung einen zusätzlichen, wichtigen Beitrag über das Verständnis eines real ablaufenden Alterungsprozesses leisten könnte. Dies würde insbesondere die Frage beantworten, ob der innerhalb dieser Arbeit belegte Eigenspannungsaufbau lediglich auf Grund einer überhöhten Beanspruchung des Liners oder doch als allgegenwärtiges und realistisches Alterungsverhalten zu werten ist.

Darüber hinaus besteht weiterer Forschungsbedarf in der Entwicklung eines zerstörungsfreien Prüfverfahrens zur Ermittlung des Eigenspannungszustandes. Die durchgeführten Analysen

auf Grundlage der experimentellen Modalanalyse zeigen, dass eine Erfassung von Eigenspannungsänderungen mittels EMA möglich ist und zur Erfassung eines Trends bereits eingesetzt werden kann. Zur Erhöhung der Genauigkeit und Aussagekraft sind jedoch weitere Untersuchungen erforderlich. So sollte zur Messung der Strukturantwort die Anzahl an Sensorpunkten erhöht werden. Dies kann durch eine Erhöhung der Anzahl an Sensoren oder durch die Anwendung eines berührungslosen Messverfahrens unter Verwendung eines Laservibrometers realisiert werden, wodurch eine sehr hohe Dichte an Messpunkten realisiert werden könnte. Weiterhin würde eine automatisierte Auswertung des Übertragungsverhaltens in Echtzeit die Handhabung des Messsystems deutlich erleichtern und weiterführend auch zur Steigerung der Qualität der Messergebnisse beitragen. Somit ließe sich die Genauigkeit und Aussagekraft des gesamten Messverfahrens erhöhen. Zusätzlich bedarf es einer Ausweitung der durchgeführten Messkampagne, da nur mittels einer deutlich höheren Anzahl ausgewerteter Prüfobjekte der Einfluss auftretender struktureller Störgrößen separiert sowie die umfassende Beeinflussung des Übertragungsverhaltens detailliert abgebildet werden kann. Aufbauend auf den genannten Optimierungsvorschlägen könnte so der Einsatz der EMA als zerstörungsfreie als auch zeit- und kosteneffiziente Methode zur Erfassung von Eigenspannungsänderungen realisiert werden. Jedoch ist auf Grund der gewonnenen Erkenntnisse davon auszugehen, dass durch bauteilspezifische Unterschiede lediglich Eigenspannungsänderungen, nicht aber Absolutwerte des vorherrschenden Eigenspannungszustandes ermittelt werden können.

In diesem Zusammenhang ist es anzustreben, den durch den Autofrettage-Prozess initiierten Eigenspannungszustand bei allen Behältern auf einen identischen Betrag zu bringen. Denn ist von einem definierten, einheitlichen Ausgangszustand auszugehen, so könnten auch die mittels EMA erfassten Änderungen einem totalen Eigenspannungswert zugeordnet werden. Wie in dieser Arbeit gezeigt, sind in der Praxis jedoch große Abweichungen des Eigenspannungszustandes bereits unmittelbar nach dem Autofrettage-Prozess die Regel. Diesbezüglich besteht Bedarf an einer Optimierung des Autofrettage-Prozesses, beispielsweise durch die Realisierung eines dehnungs- anstatt des üblicherweise druckgesteuerten Prozesses. Die in dieser Arbeit experimentell durchgeführte Analyse der Eigenspannungsverteilung basiert auf einer multiplen Anordnung von DMS im Inneren der Behälter und ist in ihrer Aussagekraft auf Grund der geringen Anzahl an Messstellen begrenzt. Durch eine Erhöhung der Sensordichte könnte eine Verteilung besser erfasst und berücksichtigt werden. Dies würde zu einer Steigerung der Aussagekraft des verwendeten Lebensdauermodells sowie zu einer Verbesserung der Schadensanalyse maßgeblich beitragen.

Abbildungsverzeichnis

1.1	Bruttostromerzeugung nach Energiequelle in TWh in Deutschland 2017 [Bun18b]	1
1.2	Tageszeitabhängige Stromerzeugung aus den regenerativen Energiequellen Wind und Solar in Deutschland Ende August 2019 [SEI19]	2
1.3	Schematische Darstellung der angewendeten Methodik	12
2.1	Schematischer Aufbau eines Typ III-Atemluftbehälters [Dra14, Koordinatensystem hinzugefügt, Beschriftung vergrößert]	16
2.2	Einfachstes Ersatzmodell zur Beschreibung der Steifigkeit einer UD-Schicht in a) Faserrichtung und b) Faser-Normalenrichtung	18
2.3	Steifigkeitsverhalten einer CFK-UD-Schicht a) in Faserrichtung und b) Faser-Normalenrichtung [Bot14]	19
2.4	Aufnahme des Dickenverlaufs von Liner und FKV im Längsschnitt eines Typ III-Atemluftbehälters	20
2.5	a) CT-Aufnahme und b) Schlibbild der Verbundschicht im mittigen zylindrischen Bereich zur Bestimmung des Lagenaufbaus	21
2.6	Mittels Röntgenrefraktion ermittelte Faserorientierungen im zylindrischen Bereich (Behältermitte)	21
2.7	Darstellung der Verteilung der mechanischen Membranspannung im zylindrischen Behälterbereich nach [Hau20]	25
2.8	Einfluss der Druckeigenspannung auf die Ober- und Mittelspannung (Umfangskomponente) im Metall-Liner während einer zyklischen Innendruckbelastung zwischen 0 bar und 450 bar	27
2.9	Schematische Darstellung des Verformungsverhaltens eines Typ III-Behälters während des Autofrettage-Prozesses aus [And08]	28
2.10	Links: Infinitesimale Darstellung der Umfangskräfte in Liner und Composite; rechts: Beanspruchungen im 3D-Volumenelement aus [Sch04]	29
2.11	Unterschiedliche Verformung bei Typ III-Druckbehältern mit Stahl-Liner desselben Fertigungsloses nach dem Autofrettage-Prozess	32
2.12	Einfluss des Bauschinger-Effekts auf die Fließgrenze einer 15Cr-5Ni-Legierung nach [Ale07] (p = plastische Verformung)	33
2.13	Bleibende Verformung auf Grund vorausgegangener zyklischer Belastungen mit $\sigma_m = 200$ MPa bei einer Stahlprobe nach [CPTW09]	34
2.14	Einfluss der Mittelspannung auf die bleibende Verformung durch Ratcheting bei Stahl nach [Ale07]	34
2.15	Schematische Darstellung des Spannungs- und Dehnungsverhaltens über der Zeit bei Kriech- und Relaxationsprozessen	36
2.16	Streuung in den Restlastwechselfestigkeiten verschieden gealterter Typ III-Druckbehälter aus [MHSS12]	38

2.17	Sample-Performance-Chart zur Bewertung des Streuverhaltens einer Grundgesamtheit aus [BAM17]	38
2.18	Zusammenhang zwischen Lastwechselfestigkeit und bleibender Verformung nach der Autofrettage	39
2.19	Einsatzgebiete verschiedener Betriebsfestigkeitskonzepte aus [EK08a]	40
2.20	Zusammenstellung von Ansätzen aus dem Nennspannungskonzept und Örtlichen Konzept nach [Ein19]	41
2.21	Wöhlerliniengerade in doppelt logarithmischer Einteilung a) am Bauteil mit Kennzeichnung der Berechnungsgrößen und b) am Werkstoff unter Berücksichtigung der einzelnen Lastwechselbereiche, aus [EK08a]	42
2.22	Anpassung der Wöhlerlinien einer Stahlprobe im Zeitfestigkeitsbereich nach Stüssi nach [Koc95]	44
2.23	Darstellung und Konstruktion der Dehnungswöhlerlinie aus [Kle05]	45
2.24	Anzahl, Größe und Verteilung detektierter Risse an einem Los von 22 Typ III-Behältern	46
3.1	Schematische Darstellung der aufeinanderfolgenden Belastungsstufen	47
3.2	Zusammenstellung des Versuchsplans der künstlichen Alterung	48
3.3	(a) Unter Vorspannung stehendes 2D-Element aus dem zylindrischen Bereich des FKV, (b) das daraus approximierte Modell eines Biegebalkens unter Normalkraft sowie c) die Schnittkräfte am unverformten Balkenelement nach [GKL12]	52
3.4	Links: Querschnitt des Simulationsmodells mit Detailansicht der verwendeten SOLID186 Volumenelemente; rechts: elastische Lagerung des Modells	55
3.5	Verwendete Materialmodelle der verschiedenen Werkstoffe	56
3.6	Druck-Zeitverlauf des simulierten Autofrettage-Prozesses	56
3.7	Vorspannungsverteilung in Umfangsrichtung im Hybridbehälter nach einem simulierten Autofrettage-Prozess	57
3.8	Umfangskomponente der Liner-Eigenspannung im zylindrischen Bereich auf Grund unterschiedlicher Temperatur-Randbedingungen	58
3.9	Im FE-Modell implementierte Eigenspannungsverteilung auf Grund einer gesetzten Temperaturrandbedingung von $\Delta T = 190$ K im zylindrischen Bereich	58
3.10	Gegenüberstellung des experimentell ermittelten und via FEA berechneten Dehnungsverhaltens eines Behälters während eines Belastungszyklus von 0 bar bis 700 bar (nach Autofrettage)	59
3.11	Gewählte Anregungs- (rot) und Messpunkte (blau) auf der Behälteroberfläche zur Durchführung einer Harmonischen Analyse	61
3.12	Aufbau der eingesetzten DMS in Rosettenform [EW10]	62
3.13	Ermittlung des Einflusses einer abgetrennten Polkappe auf den gesamtheitlichen Spannungszustand im Behälter	63
3.14	Eigenspannungsmessung am Hybridbehälter mittels Freischnittverfahren	64

3.15	Applikation einer DMS-Rosette auf die Behälteroberfläche	66
3.16	a) Appliziertes Messfeld und b) Ergebnisdarstellung beim Bildkorrelationsverfahren	67
3.17	Mittels SPV ermittelte bleibende Verformung eines Behälters bei drei unterschiedlichen Alterungszuständen	68
3.18	Aufbau des EMA-Prüfstandes	69
3.19	Anregungs- und Antwortsignale im Zeit- und Frequenzbereich bei einer Anregung an der Polkappe	70
3.20	Bestimmung der Resonanzen im Amplituden- und Phasenverlauf (Anregung an Polkappe)	71
3.21	Exemplarisches Beispiel eines Curve-Fittings an Hand einer ermittelten FRF innerhalb eines definierten Frequenzbereichs	72
3.22	Vergleich von experimenteller (blau) und durch FEA (schwarz) ermittelte FRF; Anregung mittig im zylindrischen Bereich	73
4.1	Simulierte Eigenspannungsverteilung im Liner des Hybridbehälters: a) Umfangsspannung, b) Axialspannung, c) Spannung in Wanddickenrichtung, d) Vergleichsspannung nach von Mises	76
4.2	Einfluss einer Vorspannungsreduzierung auf die FRF (FEA)	77
4.3	Einfluss vorgenommener Parametervariationen auf das Frequenzverhalten von 57 Eigenmoden im Frequenzbereich von 1 kHz–9 kHz (FEA)	79
4.4	In Umfangs- und Axialrichtung ermittelte Liner-Druckeigenspannungen von Typ III-Behältern im Neuzustand und nach natürlicher Alterung	81
4.5	In Umfangs- und Axialrichtung ermittelte Liner-Druckeigenspannungen neuer und unterschiedlich stark beanspruchter Behälter; Alterungskennzeichnung: $NEU^+ = \text{Lastwechsel bis Versagen (LWbV)}$, $ALT1 = 1.000 \text{ LW} + \text{Zeitstand}$, $ALT1^+ = ALT1 + \text{LWbV}$, $ALT2 = ALT1 + 1.000 \text{ LW} + \text{Zeitstand}$, $ALT2^+ = ALT2 + \text{LWbV}$	82
4.6	Gruppenspezifische Mittelwerte der Druckeigenspannung in Umfangs- und Axialrichtung bei unterschiedlichen Beanspruchungszuständen; Alterungskennzeichnung entsprechend Abb. 4.5	83
4.7	Standardabweichung der ermittelten Eigenspannungen je Alterungsstufe; Alterungskennzeichnung entsprechend Abb. 4.5	83
4.8	Alterungsabhängige Gruppenmittelwerte der Druckeigenspannung in Umfangs- und Axialrichtung über der zugehörigen Standardabweichung	84
4.9	Mittels BKV und SPV auf der Oberfläche des Composites gemessene Umfangsänderungen bezüglich eines fortschreitenden Beanspruchungszustandes	85
4.10	Mittels BKV auf der Oberfläche des Composites gemessene axiale Dehnung bezüglich eines fortschreitenden Beanspruchungszustandes	86
4.11	Dehnungsverlauf ausgewählter Lastzyklen während eines fortschreitenden Beanspruchungszeitraums	87

4.12	Ausgewählte vorspannungssensitive Resonanzfrequenzen zu Ermittlung von Δf_m	88
4.13	Beanspruchungsbedingte Frequenzverschiebungen bezüglich der Ausgangszustände P0/P1/P2 ausgewählter Behälter	89
4.14	Aufgezeichnete Dehnungshysterese eines Behälters während einer Hochdruckbeanspruchung mit gekennzeichneten Übergangsbereichen zum nichtlinearen Materialverhalten	92
4.15	Frequenzverschiebung bezüglich des Vorzustandes einzelner Behälter auf Grund vorausgegangener Beanspruchung(en)	92
4.16	Extrapolierte graphische Darstellung der experimentell ermittelten Verteilung von Umfangs- und Axial-Druckeigenspannung im Liner	93
4.17	Im Liner an axial versetzten Messpunkten gemessene Umfangs- und Axial-Druckeigenspannungen entsprechend Abb. 4.16	94
4.18	Im Messbereich B mittels multipler Sensoranordnung gemessene Druckeigenspannungen unterschiedlich stark gealterter Typ III-Behälter	95
4.19	Standardabweichungen bei multiplen Eigenspannungsmessungen pro Behälter je Altersgruppe	95
4.20	Ermittelte Anzahl an Lastwechseln bis zum Versagen bei unterschiedlich stark beanspruchten Prüfmustern	97
4.21	Ermittelte Überlebenswahrscheinlichkeiten von 1 %, 50 % und 99 % für unterschiedlich stark beanspruchte Behältergruppen nach Abb. 4.20	98
4.22	Experimentell ermitteltes Verhältnis von Streuung und Lastwechselfestigkeit bei verschieden stark beanspruchten Behältergruppen im SPC nach [BAM17]	99
4.23	Gegenüberstellung von Lastwechselfestigkeit und ermittelter von Mises- Vergleichseigenspannung im Liner (nach Spannung und Altersstufe geordnet)	101
4.24	Korrelation zwischen Lastwechselfestigkeit und Vergleichseigenspannung im Liner bei unterschiedlichen Altersstufen	101
5.1	Darstellung lebensdauerbeeinflussender Spannungsparameter am Beispiel einer zyklischen Beanspruchungsabfolge	103
5.2	Einfache Neuber-Regel bei einem rein elastisch getragenen Kerbgrund	107
5.3	a) Hystereseschleifen des zyklischen Beanspruchungsverlaufes sowie b) die daraus abgeleitete zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve [Rad03]	108
5.4	Definition der Kollektiv-Stufen (schematische Darstellung)	111
5.5	Schematische Darstellung des Vorgehens zur Erarbeitung des Lebensdauermodells	112
5.6	Berechnung der örtlichen Größen mittels einfacher Neuber-Regel und Ramberg-Osgood-Werkstoffmodell	113
5.7	Gegenüberstellung von berechneter Bauteil-P-Wöhlerlinie und Ergebnissen aus Lastwechseltests	115

5.8	Graphische Bestimmung der Lastwechselfestigkeiten für eine 0,1-, 50- und 99,9%ige Überlebenswahrscheinlichkeit unter Verwendung der zugehörigen Schädigungsparameter P_{mod} und der Bauteilwöhlerlinie P_I	116
5.9	Darstellung und Vergleich von berechneten und experimentell bestimmten Lastwechselzahlen für die Behälter A03, A04 und A05	117
5.10	Lastwechselfestigkeiten beim hohen und niedrigen Lastfall mit konstanten Schädigungsparametern im Vergleich zu den experimentellen Ergebnissen .	118
5.11	Darstellung berechneter Schadenskollektive sowie experimentell ermittelter Lastwechselzahlen bei vergleichbarer Beanspruchung	122
6.1	In Umfangs- und Axialrichtung ermittelte Liner-Druckeigenstressungen neuer und natürlich gealterter Typ III-Behälter (vgl. Abb. 4.4)	128
6.2	Gruppenspezifische Mittelwerte unterschiedlicher Beanspruchungszustände (vgl. Abb. 4.6)	129
6.3	Extrapolierte graphische Darstellung der experimentell ermittelten Verteilung der Umfangs- und Axial-Druckeigenstressung im Liner (vgl. Abb. 4.15) . .	130
6.4	Behälterspezifische relative Abweichung gemessener Umfangs- und Axial-eigenstressungen bei multipler Sensoranordnung in Umfangsrichtung	130
6.5	Vergleich berechneter Schadenskollektive unter Berücksichtigung eines konstanten und variablen Eigenstressungszustandes	131
A.1	Rauigkeitsmessung am Liner in axialer Richtung (Innenfläche, zylindrischer Bereich) [Neu16]	160

Tabellenverzeichnis

1.1	Übersicht der nach ISO 11439 definierten Bauarten an Druckbehältern	6
1.2	Prüfung und Lebensdauer nach ausgewählten Normen	10
2.1	Übersicht ausgewählter Materialkennwerte des FKV	17
2.2	Aus der Mitte des zylindrischen Bereichs mittels mikroskopischer Schliﬀbild- analyse und CT-Untersuchung abgeleiteter Lagenaufbau	22
2.3	Übersicht ausgewählter Materialkennwerte des Materials AA 6061-T6 bei Raumtemperatur nach [RMS17]	23
3.1	Zusammenstellung der verwendeten Abkürzungen für Beanspruchungs- und Alterungsstufen	49
3.2	Detaillübersicht der innerhalb des Prüfprogramms der künstlichen Alterung definierten Lastkollektive	49
3.3	Eigenschaften von Liner- und FKV-Komponente der FE-Baugruppe entspre- chend Abb. 3.4	55
4.1	Parametervariation der FE-Studie zur Sensitivitätsanalyse des Übertragungs- verhaltens	78
4.2	Detaillübersicht der durchgeführten Extrembelastungen und verwendeten Prüfmuster	91
4.3	Randbedingungen der unter Prüf- und erhöhter Betriebslast durchgeführten Lastwechseltests	96
4.4	Experimentell ermittelte Lastwechselzahlen bis zum Versagen und berechnete Kennwerte bei unterschiedlich stark gealterten Behältergruppen	99
5.1	Schätzformeln für die Kennwerte der Dehnungswöhlerlinie für Kurzzeiter- müdung der Aluminiumlegierung 6061-T6 nach dem UML von Bäumel und Seeger [BS90]	112
5.2	Abweichungen zwischen experimentell ermittelten und analytisch berechneten Lastwechselzahlen bis zum Versagen der Behälter A03, A04 und A05	117
5.3	Experimentell ermittelte und berechnete Lastwechselfestigkeiten unterschied- licher Eintrittswahrscheinlichkeiten für zwei unterschiedliche Beanspruchungs- zustände	119
5.4	Variantenrechnung A: Beanspruchungskollektive entsprechend des Prüfpro- gramms der künstlichen Alterung	120
5.5	Variantenrechnung B: Lastannahmen für das Beanspruchungskollektiv ent- sprechend einer realen Alterung	120
5.6	Zusammenstellung von Ausgangsgrößen sowie aller berechneten kollektiv- spezifischen Schädigungsparameter	121

5.7	Lineare Schadensakkumulation in der Variantenrechnung (b.V. = bis Versagen)	121
5.8	Vergleich zwischen den experimentell ermittelten und berechneten Grenzlastspielzahlen	123
A.1	Datenblätter der untersuchten Atemluftbehälter vom Typ III (BM-A und BM-B)	159
A.2	Chemische Analyse des Linermaterials AA 6061-T6	159
A.3	Zusammenstellung aller in [Neu16] gemessenen Rauigkeitswerte	161
A.4	Eigenschaften der HYCOMP-Behälter vom Typ III	161
A.5	Übersicht ausgewählter Materialkennwerte des FKV aus der Literatur	162

Literaturverzeichnis

- [ABB⁺15] AUSFELDER, F. ; BEILMANN, C. ; BERTAU, M. ; BRÄUNINGER, S. ; HEINZEL, A. ; HOER, R.: Energiespeicherung als Element einer sicheren Energieversorgung. In: *Chemie Ingenieur Technik* 87(1-2) (2015), S. 17–89
- [ABC10] ALEGRE, J. M. ; BRAVO, P. M. ; CUESTA, I. I.: Fatigue design of wire-wound pressure vessels using ASME-API 579 procedure. In: *Engineering Failure Analysis* 17 (2010), S. 748–759
- [Ago16] AGORA ENERGIEWENDE: *Die Energiewende im Stromsektor: Stand der Dinge 2015*. http://www.agoraenergiewende.de/fileadmin/Projekte/2016/Jahresauswertung_2016/Agora_Jahresauswertung_2015_web.pdf.
Version: Februar 2016. – Abgerufen am 01.11.2018
- [AGY19] AGY: *Data Sheet of AGY S-2 SCG75 (SC9-66) 933*. www.900gpa.com.
Version: 2019
- [AHWA85] ALLEN, A. J. ; HUTCHINGS, M. T. ; WINDSOR, C. G. ; ANDREANI, C.: Neutron diffraction methods for the study of residual stress fields. In: *Advances in Physics* 34 (1985), Nr. 4, S. 445–473. – ISSN 00018732
- [AK18] ALTENBACH, J. ; KISSING, W.: *Mechanics of Composite Structural Elements*. 2. Springer Nature Singapore Pte Ltd, 2018
- [Ale07] ALEGRE, M.: Fatigue behaviour of an autofrettaged high-pressure vessel for the food industry. In: *Engineering Failure Analysis* 14 (2007), S. 396–407
- [AM17] AUST, B. ; MORSCHER, C.: Negative Strompreise in Deutschland. In: *Leibniz-Informationszentrum Wirtschaft ZBW Wirtschaftsdienst* 4/2017, Ökonomische Trends (2017), April, S. 304–307
- [And08] ANDERS, S.: *Sensitivitätsanalyse des Eigenspannungszustandes eines Composite-Hybridhochdruckbehälters*, Technische Universität Berlin, Diss., 2008
- [ANS18] ANSYS ; ANSYS INC. (Hrsg.): *Ansys Workbench Material Bibliothek*. Canonsburg, Pennsylvania: Ansys Inc., 2018
- [AT06] AHCI, E. ; TALREJA, R.: Characterization of viscoelasticity and damage in high temperature polymer matrix composites. In: *Composites Science and Technology* 66 (2006), Nr. 14, S. 2506–2519
- [BAM17] BAM-GGR 021: *Baumsterspezifische Ermittlung der sicheren Betriebslebensdauer für Druckgefäße aus Faserverbundwerkstoffen (Composite-Druckgefäße) nach dem Konzept zusätzlicher Prüfungen (CAT)*, 2017
- [Bas10] BASQUIN, O. H.: The exponential law of endurance tests. In: *Proceedings ASTM* 10, 1910, S. 625–630
- [BB14] BROECKMANN, C. ; BEISS, P.: *Werkstoffkunde I*. Aachen : Mainz Verlag, 2014

- [BBT⁺10] BUNSELL, A. R. ; BARBIER, F. ; THIONNET, A. ; ZEJLI, H. ; BESANCON, B.: Damage Accumulation and Lifetime Prediction of Carbon Fiber Composite Pressure Vessels. In: *ASME 2010 Pressure Vessels and Piping Conference* 6 (2010), Juli, S. 303–310
- [Ber83] BERGMANN, J. W.: *Zur Betriebsfestigkeit gekerbter Bauteile auf der Grundlage der örtlichen Beanspruchung*, Technische Universität Darmstadt, Diss., 1983
- [Bet01] BETTEN, J.: *Kontinuumsmechanik: Elasto-, Plasto- und Kriechmechanik*. Berlin - Heidelberg - New York : Springer-Verlag, 2001 (2. Auflage)
- [BG95] BRINSON, L. C. ; GATES, T. S.: Effects on physical aging on long term creep of polymers and polymer matrix composites. In: *International Journal of Solids Structures* 32 (1995), Nr. 6/7, S. 827–846
- [BGK⁺17] BARDENHAGEN, A. ; GAVRILINA, L. V. ; KLIMENKO, B. M. ; PECHEYKINA, M. ; RAKOV, D. L. ; STATNIKOV, I. N.: A comprehensive approach to the structural synthesis and evaluation of engineering solutions in the design of transportation and technological systems. In: *Journal of machinery manufacture and reliability* 46 (2017), September, Nr. 5, S. 253–462
- [BJAB12] BRAMMER, A. T. ; JORDON, J. B. ; ALLISON, P. G. ; BARKEY, M. E.: Strain-Controlled Low-Cycle Fatigue Properties of Extruded 6061-T6 Aluminum Alloy. In: *Journal of Materials Engineering and Performance* 22 (2012), Nr. 5, S. 1348–1350
- [BM15] BECKER, B. ; MAIR, G. W.: Risiko und Sicherheitsniveau von Composite-Druckgefäßen. In: *Technische Sicherheit* 5 (2015), Nr. 11
- [BMN15] BÜRCEL, R. ; MAIER, H. J. ; NIENDORF, T.: *Handbuch Hochtemperatur-Werkstofftechnik: Grundlagen, Werkstoffbeanspruchungen, Hochtemperaturlegierungen und -beschichtungen*. Wiesbaden : Springer Fachmedien, 2015
- [Bot14] BOTH, J.: *Tragfähigkeit von CFK-Metall-Laminaten unter mechanischer und thermischer Belastung*, TU München, Lehrstuhl für Leichtbau, Diss., 2014
- [BP80] BENDAT, J. S. ; PIERSOL, A. G.: *Engineering Applications of Correlation and Spectral Analysis*. John Wiley & Sons, 1980
- [Bra04] BRAKELMANN, H.: *Bewertung der Studie: Netzverstärkungstrassen zur Übertragung von Windenergie: Freileitung oder Kabel?* http://www.eon-netz.com/frameset_reloader_homepage.phtml?top=Ressources/frame_head.jsp&bottom=frameset_german/news/news_release/pm_neu/press_detail_neu.php%3Fpress_id%3D17043. Version: April 2004. – Abgerufen am 10.08.2019
- [Bre97] BREURER, H.: Dampfmaschinen prüfen sie noch heute. In: *Die Welt* (1997), Mai
- [BRR14] BÜRCEL, R. ; RICHARD, H. A. ; RIMER, A.: *Werkstofftechnik - Bauteile richtig beurteilen und Werkstoffe richtig einsetzen*. Springer - Verlag, 2014
- [BS90] BÄUMEL, A. ; SEEGER, T.: *Materials Data for Cyclic Loading*. 1. Elsevier, 1990

- [Bun00] BUNDESMINISTERIUM DER JUSTIZ UND FÜR VERBRAUCHERSCHUTZ: *Gesetz für den Vorrang Erneuerbarer Energien (Erneuerbare-Energien-Gesetz EEG) sowie zur Änderung des Energiewirtschaftsgesetzes und des Mineralölsteuergesetzes*. Bonn, 2000
- [Bun11] BUNDESREPUBLIK DEUTSCHLAND: *Produktsicherheitsgesetz - Gesetz über die Bereitstellung von Produkten auf dem Markt*, 2011
- [Bun16] BUNDESMINISTERIUM DER JUSTIZ UND FÜR VERBRAUCHERSCHUTZ: *Gesetz zur Einführung von Ausschreibungen für Strom aus erneuerbaren Energien und zu weiteren Änderungen des Rechts der erneuerbaren Energien*. Bundesgesetzblatt Jahrgang 2016, Teil I, Nr. 49. Bundesministerium der Justiz und für Verbraucherschutz, 2016
- [Bun18a] BUNDESMINISTERIUM FÜR WIRTSCHAFT UND ENERGIE: *Förderung Energiespeicher*. <https://www.bmwi.de/Redaktion/DE/Artikel/Energie/foerderung-energiespeicher.html>. Version: 2018. – Abgerufen am 18.10.2018
- [Bun18b] BUNDESMINISTERIUM FÜR WIRTSCHAFT UND ENERGIE / AG ENERGIEBILANZEN: *Erneuerbare Energien*. Februar 2018. – <https://www.bmwi.de/Redaktion/DE/Dossier/erneuerbare-energien.html>; Abgerufen am 01.11.2018
- [Bur00] BURTON, Anthony: *Richard Trevithick - Giant of Steam*. Aurum Press, 2000 https://de.wikipedia.org/wiki/Richard_Trevithick. – ISBN 1–85410–878–6. – Abgerufen am 22.10.18
- [Bus06] BUSSE, G.: *Damage and its Evolution in Fiber-Composite Materials: Simulation and Non-Destructive*. SFB. Nordstedt : Books on Demand GmbH, 2006
- [BWB17] BARTHELEMY, H. ; WEBER, M. ; BARBIER, F.: Hydrogen storage: Recent improvements and industrial perspectives. In: *International Journal of Hydrogen Energy* 42 (2017), März, Nr. 11, S. 7254–7262
- [CBTA11] CAMARA, S. ; BUNSELL, A. R. ; THIONNET, A. ; ALLEN, D. H.: Determination of lifetime probabilities of carbon fibre composite plates and pressure vessels for hydrogen storage. In: *International Journal of Hydrogen Energy* 36 (2011), S. 6031–6038
- [CG07] CLARKE, D. R. ; GARDINER, D. J.: Recent advances in piezospectroscopy. In: *International Journal of Materials Research* (2007), S. 756–762. – ISSN 18625282
- [Cha68] CHANG, C.S.: *Some two dimensional elastostatic boundary value problems of composite materials*, Material Science Center, Cornell University, Diss., 1968
- [Cof54] COFFIN, L. F.: Study of the Effects of cyclic thermal stresses on a ductile metal. In: *Trans. ASME* 76 (1954), S. 931–950
- [CPTW09] COMOND, O. ; PERREUX, D. ; THIEBAUD, F. ; WEBER, M.: Methodology to improve the lifetime of type III HP tank with a steel liner. In: *International Journal of Hydrogen Energy* 34 (2009), S. 3077–3090

- [Cun06] CUNTZE, R. G.: Neue Bruchkriterien und Festigkeitsnachweise unter mehrachsiger Beanspruchung - Modellbildung und Experiment / Progress Report VDI, VDI-Verlag, Düsseldorf, (1997), S. 5-506. – Forschungsbericht
- [Dan12] DANNEMANN, M.: *Zur vibroakustischen Auslegung von Faserverbund-Leichtbaustrukturen*. Dresden, Fakultät Maschinenwesen der Technischen Universität Dresden, Diss., 2012
- [Dec18] DECKEN, K.: *Superkondensator: Britische Forscher machen erhebliche Fortschritte*. <https://energyload.eu/stromspeicher/forschung/superkondensator-fortschritte-supercap>. Version: 2018. – Abgerufen am 18.10.18
- [DIN09] DIN EN 12245: 2009: Ortsbewegliche Gasflaschen - Vollumwickelte Flaschen aus Verbundwerkstoffen. In: *DIN Deutsches Institut für Normung*. Berlin : Beuth-Verlag, Februar 2009
- [DIN12a] DIN EN 12245:2012-03 (D): Ortsbewegliche Gasflaschen - Vollumwickelte Flaschen aus Verbundwerkstoffen. In: *DIN Deutsches Institut für Normung*. Beuth-Verlag, 2012 (Deutsche Fassung EN 12245:2009+A1:20)
- [DIN12b] DIN EN ISO 11439:2012: Gasflaschen - Hochdruck-Flaschen zur Mitführung von Erdgas als Treibstoff für Kraftfahrzeuge. In: *DIN Deutsches Institut für Normung*. Beuth-Verlag, Februar 2012
- [Dra14] DRAEGER ; DRÄGER SAFETY AG UND Co. KGAA (Hrsg.): *Produktinformation: Dräger Druckluftflaschen*. Lübeck: Dräger Safety AG und Co. KGaA, 2014. www.draeger.com. – Abgerufen am 05.05.2016
- [Ein19] EINBOCK, S.: *VDI Wissensforum / Einbock Akademie*. https://einbock-akademie.de/wp-content/uploads/1_1_Ruhende_Beanspruchung.pdf. Version: 2019. – abgerufen am 01.02.2020
- [EK08a] EULITZ, K. ; KOTTE, K. ; TECHNISCHE UNIVERSITÄT DRESDEN, INSTITUT FÜR FESTKÖRPERMECHANIK (Hrsg.): *Betriebsfestigkeit - 1. Studienbrief*. Dresden: Technische Universität Dresden, Institut für Festkörpermechanik, 2008
- [EK08b] EULITZ, K. ; KOTTE, K. ; TECHNISCHE UNIVERSITÄT DRESDEN, INSTITUT FÜR FESTKÖRPERMECHANIK (Hrsg.): *Betriebsfestigkeit - 2. Studienbrief*. Dresden: Technische Universität Dresden, Institut für Festkörpermechanik, 2008
- [EK08c] EULITZ, K. ; KOTTE, K. ; TECHNISCHE UNIVERSITÄT DRESDEN, INSTITUT FÜR FESTKÖRPERMECHANIK (Hrsg.): *Betriebsfestigkeit - 3. Studienbrief*. Dresden: Technische Universität Dresden, Institut für Festkörpermechanik, 2008
- [EU 10] EU 406/2010: Zur Durchführung der Verordnung (EG) Nr. 79/2009 des Europäischen Parlaments und des Rates über die Typgenehmigung von wasserstoffbetriebenen Kraftfahrzeugen. In: *Europäisches Komitee für Normung*. Genf : EU, 2010

- [EU12] EU: *Pressure Equipment Directive (PED) - Richtlinie 2014/68/EU*. Europäisches Parlament und Rat zur Harmonisierung der Rechtsvorschriften der Mitgliedstaaten über die Bereitstellung von Druckgeräten auf dem Markt, 2012
- [Eul97] EULITZ, K. G. ; HABILITATIONSSCHRIFT (Hrsg.): *Beurteilung der Zuverlässigkeit von Lebensdauervorhersagen nach dem Nennspannungskonzept und Örtlichen Konzept anhand einer Sammlung an Betriebsfestigkeitsversuchen*. TU Dresden, 1997
- [Eur17] EUROPE, Economic C. ; UNITED NATIONS PUBLICATION (Hrsg.): *European Agreement: Accord europeen relatif au transport international des marchandises Dangereuses par Route (ADR)*. New York, Geneva: United Nations Publication, Januar 2017
- [EW10] EBERLE, K. ; WAGNER, J. ; INSTITUT FÜR STATIK UND DYNAMIK DER LUFT- UND RAUMFAHRTKONSTRUKTIONEN DER UNIVERSITÄT STUTTGART (Hrsg.): *Versuchstechnik - Vorlesungsskript für Studium der Luft- und Raumfahrttechnik im 5. Semester*. Stuttgart: Institut für Statik und Dynamik der Luft- und Raumfahrtkonstruktionen der Universität Stuttgart, 2010
- [Fad85] FADDOUL, J. R.: Ten Year Environmental Test of Glass fiber/Epoxy Pressure Vessels. In: *Proceedings of AIAA/SAE/ASME/ASEE 21st Joint Propulsion Conference* Bd. AIAA. Monterey CA, 1985
- [Faz14] FAZEL, L.: *Akzeptanz von Elektromobilität: Entwicklung und Validierung eines Modells unter Berücksichtigung der Nutzungsform des Carsharing*. Springer-Verlag, 2014
- [Fö01] FÖLL, H. ; CHRISTIAN-ALBRECHTS-UNIVERSITÄT KIEL (Hrsg.): *Einführung in die Materialwissenschaft I. Vorlesungsskript Materialwissenschaften*. Kiel: Christian-Albrechts-Universität Kiel, 2001. https://www.tf.uni-kiel.de/matwis/amat/mw1_ge/kap_7/backbone/r7_1_4.html. – Abgerufen am 11.11.18
- [Gal26] GALLOWAY, E.: *History of the Steam Engine: From Its First Invention to the Present Time*. Cowie and Co., 1826
- [GGK⁺15] GRÜNDER, K. ; GOEDECKE, T. ; KADOKE, D. ; MÜLLER, K. ; MÜNZENBERGER, S. ; PROTZ, C.: Prüfung von Gefahrgutumschliessungen mit optischen 3D-Messverfahren. In: *Konferenzband vom 4. Fachseminar Optische Prüf- und Messverfahren* Deutsche Gesellschaft für Zerstörungsfreie Prüfung (DGZfP), 2015, S. 1–10
- [GKL12] GASCH, R. ; KNOTHE, K. ; LIEBICH, R.: *Strukturodynamik: Diskrete Systeme und Continua*. 2. Berlin-Heidelberg : Springer-Verlag, 2012
- [GLK⁺17] GAWEL, E. ; LEHMANN, P. ; KORTE, K. ; STRUNZ, S. ; HEIM, S. ; LÖSCHEL, A. ; MASSIER, P. ; REEG, M. ; SCHÖBER, D. ; WASSERMANN, S.: Die Zukunft der Energiewende in Deutschland. In: *Erkenntnisse aus der Helmholtz-Allianz ENERGY-TRANS* (2017)

- [GMC98] GUEDES, R. M. ; MARQUES, A. T. ; CARDON, A.: Analytical and Experimental Evaluation of Nonlinear Viscoelastic-Viscoplastic Composite Laminates under Creep, Creep-Recovery, Relaxation and Ramp Loading. In: *Mechanics of Time-Dependent Materials 2* (1998), Nr. 2, S. 113–128
- [Gue09] GUEDES, R. M.: Relationship between lifetime under creep and constant stress rate for polymer-matrix composites. In: *Composites Science and Technology* 69 (2009), S. 1200–1205
- [Hai06] HAIBACH, E.: *Betriebsfestigkeit - Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung*. Springer, 2006. – ISBN 978-3-540-29364-4
- [Har74] HARVEY, J. F.: *Theory and design of modern pressure vessels*. Bd. 2. New York : Van Nostrand Reinhold Company, 1974
- [Hau20] HAUFFE, A.: *Kesselformel*. WIKIPEDIA. <https://de.wikipedia.org/wiki/Kesselformel>. Version: Januar 2020. – Abgerufen am 01.02.2020
- [Hel97] HELLWIG, C.: Stress analysis by X-ray diffraction: Measurement and evaluation procedures and their contribution to the results. In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 28 (1997), Nr. 6, S. 257–269. – ISSN 09335137
- [Her09] HERZ, R.: *Grundlagen der Rohrleitungs- und Apparatechnik*. Vulkan-Verlag, 2009
- [Hof17] HOFMANN, J.: How Does the German Automobile Industry have a Good Future? In: *Ifo Schnelldienst München* Bd. 70, Ausg. 18 (2017), S. 16–20
- [HSM10] HAUER, A. ; SPECHT, M. ; M.STERNER: Energiespeicher - Steigerung der Energieeffizienz und Integration erneuerbarer Energien. In: *FVEE - Report Themen 2010* (2010)
- [HYC14] HYCOMP: Hycomp - Projektbericht / EU-Projekt. 2014. – Forschungsbericht
- [HZ93] H. ZENNER, J. L.: Berechnung der Dauerschwingfestigkeit bei mehrachsiger Beanspruchung - Teil 1. In: *Materialwissenschaften und Werkstofftechnik* 24 (1993), S. 240–249
- [IRH06] ISSLER, L. ; RUOSS, H. ; HÄFELE, P.: *Festigkeitslehre - Grundlagen*. 2. Berlin-Heidelberg : Springer-Verlag, 2006
- [ISO02] ISO 11119-3:2002: Gas cylinders of composite construction - Specification and test methods. In: *ISO International Organization for Standardization*. Genf : ISO, 2002
- [JEM18] JOHN, S. ; EISERMANN, R. ; MAIR, G.: Application of an experimental modal analysis on composite pressure vessels for monitoring prestress conditions. In: *Proceedings of the 2018 ASME International Conference and Exposition on Noise Control Engineering*. Chicago, IL, USA, August 2018
- [JFS08] JORDAN, L. ; FOLEY, J. R. ; SIVIOUR, C. R.: Mechanical properties of Epon 826/DEA epoxy. In: *Mechanics of Time-Dependant Materials* 12 (2008), S. 249–272

- [JHE09] JOHNEN, T. ; HELMOLT, R. von ; EBERLE, U.: Brennstoffzellenfahrzeuge und elektrische Antriebssysteme bei General Motors und Opel. In: *Tagungsband zum Technischen Kongress 2009 des VDA* Bd. 25.-26.09.2009. Wolfsburg, 2009
- [Jis05] JISCHA, M. F.: *Herausforderung Zukunft - Technischer Fortschritt und Globalisierung*. Heidelberg : Elsevier/Spektrum Akademischer Verlag, 2005
- [JKMM19] JOHN, S. ; KADOKE, D. ; MUNZKE, D. ; MAIR, G.: Eigenspannungsmessung an Composite-Druckbehältern: Bewertung experimenteller Methoden. In: *Konferenzband der 45. Jahrestagung für Akustik* Bd. 45 DEGA, 2019
- [JM17] JOHN, S. ; MAIR, G.: Sensitivity analysis of residual stresses in composite pressure vessels via modal analysis. In: *Proceedings of Internoise 2017* Bd. 46. Hongkong, August 2017, S. 6309–6316
- [JMSS18a] JOHN, S. ; MAIR, G. ; SCHOPPA, A. ; SZCZEPANIAK, M.: Erfassung und Bewertung von bauteilspezifischen Einflussfaktoren bei einer experimentellen Modalanalyse an Composite Druckbehältern. In: *Tagungsband der 44. Jahrestagung für Akustik*. München, März 2018
- [JMSS18b] JOHN, S. ; MAIR, G. ; SCHOPPA, A. ; SZCZEPANIAK, M.: Monitoring of residual stresses in composite pressure vessels via modal analysis. In: *Proceedings of NOVEN 2018*. St. Eularia/ Spain, Mai 2018, S. 730 – 738
- [JS17] JOHN, S. ; SHADOW, F.: Sensitivitätsanalyse des Eigenspannungszustandes in Composite-Druckgefäßen mittels Modalanalyse. In: *Konferenzband der 43. Jahrestagung für Akustik* Bd. 43 DEGA, 2017
- [Kia53] KIAULEHN, W.: *Die eisernen Engel. Eine Geschichte der Maschinen von der Antike bis zur Goethezeit*. Berlin : Rowohlt-Verlag, 1953
- [KKP11] KIM, Y.-S. ; KIM, L.-H. ; PARK, J.-S.: The effect of composite damage on fatigue life of the high pressure vessel for natural gas vehicles. In: *Composite Structures* 93 (2011), Nr. 11, 2963 - 2968. <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0263822311001802>. – ISSN 0263–8223. – Abgerufen am 15.10.2019
- [Kle05] KLEIN, D.: *Leichtbau-Konstruktionen, Berechnungsgrundlagen und Gestaltung*. Vieweg-Verlag, 2005
- [Kna07] KNAPPSTEIN, G.: *Statik, insbesondere Schnittprinzip*. 3. Verlag Harri Deutsch, 2007
- [Kno03] KNOPS, M.: *Sukzessives Bruchgeschehen in Faserverbundlaminierten*. Bd. 140. Verlag Mainz, 2003
- [Koc95] KOCZYK, S.: Betriebsfestigkeit und Berechnung der Lebensdauer mit einer allgemeineren Darstellung der Wöhlerlinie. In: *Technische Mechanik* 15 (1995), Nr. 1, S. 59–68
- [KWK17] KÜMMRITZ, S. ; WOLF, M. ; KÜHNICKE, E.: Neuer Ansatz zur zerstörungsfreien Bestimmung von Materialeigenschaften mit Ultraschall / TU Dresden - Institut für Festkörperelektronik. 2017. – Forschungsbericht

- [Lar78] LARK, R. F.: *Recent Advances in Lightweight, Filament-Wound Composite Pressure Vessel Technology*. Cleveland Ohio: Nasa Lewis Research Center : NASA TM-73699, 1978
- [Leu25] LEUPOLD, J.: *Theatrum Machinarum Hydraulicarum. Schau-Platz der Wasser-Künste*. Leipzig : Christoph Zunkel, 1725
- [Liu91] LIU, J.: *Beitrag zur Verbesserung der Dauerfestigkeitsberechnung bei mehrachsiger Beanspruchung*, TU Clausthal, Diss., 1991
- [LL97] LAZZARIN, P. ; LIVIERI, P.: Different solutions for stress and strain fields in autofrettaged thick-walled cylinders. In: *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 71 (1997), Mai, Nr. 3, S. 231–238
- [Lub01] LUBARDA, V. A.: *Elastoplasticity Theory*. Boca Raton (USA) : CRC Press Inc., 2001
- [Mai09] MAIR, G. W.: Die betriebsbegleitende Prüfung als Methode der Sicherheitsüberwachung und interaktiven Lebensdauerfestlegung an Composite-Druckbehältern - Teile 1, 2 und 3. In: *Technische Sicherheit* Nr. 7/8 S. 46-49, Nr. 9 S. 41-45, Nr. 10 S. 46-49 (2009)
- [Mai15] MAIR, G. W.: *Sicherheitsbewertung von Composite-Druckgasbehältern - Potential statistischer Methoden jenseits aktueller Vorschriften*. Heidelberg : Springer Verlag, 2015
- [Mai17] MAIR, G. W.: *Safety Assessment of Composite Cylinders for Gas Storage by Statistical Methods*. Springer, 2017
- [Man65] MANSON, S. S.: Fatigue: a complex subject - some simple approximations. In: *Experimental Mechanics* 5 (1965), Nr. 7, S. 193–226
- [MB14] MAIR, G. ; BECKER, B.: Einfluss der Stichprobengröße auf die Bewertung der Überlebenswahrscheinlichkeit von Druckgefäßen aus Verbundwerkstoffen. In: *Technische Sicherheit* 4 (2014), Nr. 3
- [MDSS11] MAIR, G. W. ; DUFFNER, E. ; SCHOPPA, A. ; SZCZEPANIAK, M.: Aspekte der Restfestigkeitsermittlung von Composite-Druckgefäßen mittels hydraulischer Prüfung. In: *Technische Sicherheit* 1 (2011), S. 50–55
- [MHSS12] MAIR, G. W. ; HOFFMANN, M. ; SAUL, H. ; SPODE, M.: Betrachtung von Grenzwerten der Restfestigkeit von Composite-Druckgefäßen - Teil 2: Extrapolation der Lastwechsel-Degradation. In: *Technische Sicherheit (VDI Fachmedien GmbH & Co. KG)* 2 (2012), Februar, Nr. 10, S. 38–43
- [MHW95] MICHAELI, W. ; HUYBRECHTS, D. ; WEGENER, M.: *Dimensionieren mit Faserverbundkunststoffen: Einführung und praktische Hilfen*. München : Carl Hanser Verlag, 1995
- [Min45] MINER, M. A.: Cumulative Damage in Fatigue. In: *Journal of Applied Mechanics* (1945), S. A159–A164
- [MKS16] MAGNUS, K. ; K.POPP ; SEXTO, W.: *Schwingungen*. 10. Springer Vieweg, 2016

- [Mor65] MORROW, J. D.: Cyclic plastic strain energy and fatigue of metals. In: *American Society for Testing and Materials STP 378* (1965), S. 45–87
- [MPH⁺12] MAIR, G. W. ; PÖSCHKO, P. ; HOFFMANN, M. ; SCHOPPA, A. ; SPODE, M.: Betrachtung von Grenzwerten der Restfestigkeit von Composite-Druckgefäßen - Teil 1: Kriterien der hydraulischen Lastwechselprüfung. In: *Technische Sicherheit* 2 (2012), Nr. 7/8, S. 30–38
- [MSSS14] MAIR, G. ; SCHERER, F. ; SCHÖNFELDER, T. ; SCHOLZ, I.: Die Restfestigkeit von Atemluftflaschen am Lebensende - Einstieg in die Betrachtungen an einem Beispiel. In: *Technische Sicherheit* 4 (2014), Nr. 7
- [Nat18] NATIONALE PLATTFORM ELEKTROMOBILITÄT (NPE): Fortschrittsbericht 2018 - Markthochlaufphase / Gemeinsame Geschäftsstelle Elektromobilität der Bundesregierung (GGEMO). Berlin, Mai 2018. – Forschungsbericht
- [Neu61] NEUBER, H.: Theory of Stress Concentration for Shear-Strained Prismatical Bodies with Arbitrary Nonlinear Stress-Strain Law. In: *Journal of Applied Mechanics* (1961), S. 544–550
- [Neu16] NEUMANN, C. ; BUNDESANSTALT FÜR MATERIALFORSCHUNG UND -PRÜFUNG, FACHBEREICH 6.3 (Hrsg.): *Prüfprotokoll über die Messung der Oberflächenrauigkeit am Aluminiumliner*. Unter den Eichen 44-46, 12203 Berlin: Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, Fachbereich 6.3, Juli 2016
- [NM04] NEITZEL, M. ; MITSCHANG, P.: *Handbuch Verbundwerkstoffe*. Bd. 1. Carl Hanser Verlag, 2004
- [Nov06] NOVAK, P.: *Ein Beitrag zur Strukturoptimierung dickwandiger Hybrid-Hochdruckspeicher*, TU Berlin, Diss., 2006
- [Ori16] ORIGIN2016 ; ORIGINLAB CORPORATION (Hrsg.): *Origin Benutzerhandbuch*. C.A. - USA: OriginLab Corporation, 2016
- [Pal24] PALMGREN, A.: Die Lebensdauer von Kugellagern. In: *VDI-Zeitung* 69 (1924), Nr. 14, S. 339–341
- [Pet11] PETERS, S. T.: *Composite Filament Winding*. ASM International, 2011
- [PG66] PEITER, A. ; GREINER, C.: *Eigenspannungen I. Art*. Ochsenfurt-Hohestadt : Triltsch Verlag, 1966
- [PS98] PUCK, A. ; SCHURMANN, H.: Failure Analysis of FRP Laminates by Means of Physically Based Phenomenological Models - Part A. In: *Composites Science and Technology* 58 (1998), Nr. 7, S. 1045–1067
- [Puc96] PUCK, A.: *Festigkeitsanalyse von Faser-Matrix-Laminaten: Modelle für die Praxis*. München Wien : Carl Hanser Verlag, 1996
- [Rad03] RADAJ, D.: *Ermüdungsfestigkeit - Grundlagen für den Leichtbau, Maschinen- und Stahlbau*. 2. Berlin, Heidelberg, New York : Springer Verlag, 2003
- [Rad07] RADGEN, P.: Zukunftsmarkt Elektrische Energiespeicherung. In: *Umweltbundesamt (UBA)* (2007)

- [RMS17] ROOS, E. ; MAILE, K. ; SEIDENFUSS, M.: *Werkstoffkunde für Ingenieure - Grundlagen, Anwendung, Prüfung*. 6. Springer Vieweg, 2017. – ISBN 978–3–662–49531–5
- [Roh14] ROHNEN, A.: *Praktikum Experimentelle Modalanalyse / Hochschule für Angewandte Wissenschaften München*. 2014. – Forschungsbericht
- [Ros18] ROSEN, P. A.: *Beitrag zur Optimierung von Wasserstoffdruckbehältern: Thermische und geometrische Optimierung für die automobiler Anwendung*. Springer-Verlag, 2018
- [SC12] SON, D.-S. ; CHANG, S.-H.: Evaluation of modeling techniques for a type III hydrogen pressure vessel 70 MPa made of an aluminum liner and a thick carbon/epoxy composite for fuel cell vehicles. In: *International Journal of Hydrogen Energy* 37 (2012), Nr. 3, S. 2353–2369. – ISSN 0360–3199. – 2010 AIChE Annual Meeting Topical Conference on Hydrogen Production and Storage Special Issue
- [SC18] SWISS-COMPOSITE ; SWISS-COMPOSITE (Hrsg.): *Faserverbund- Werkstoffdaten*. Frauenbrunnen: Swiss-Composite, 2018. http://web.hs-merseburg.de/~merkling/dateien/faserverbund/skripte/Werkstoffdaten_FVK.pdf. – Abgerufen am 15.07.2019
- [Sch61] SCHMIDT, G.: *Theorie der Dampfmaschinen*. Buchhandlung J. G. Engelhardt, 1861 https://de.wikipedia.org/wiki/Dampfmaschine#Geschichte_der_Dampfmaschine. – Abgerufen am 22.10.18
- [Sch97] SCHOTT, G.: *Werkstoffermüdungs-Ermüdungsfestigkeit*. Stuttgart : Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 1997
- [Sch04] SCHÜRMAN, H.: *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden*. 1. Springer, 2004. – ISBN 3–540–40283–7
- [Sch12] SCHULZ, M.: *Ein Beitrag zur Modellierung des Zeitstandverhaltens von Faserverbundwerkstoffen im Hinblick auf die Anwendung an Hochdruckspeichern*, TU Berlin, Diss., 2012
- [Sch17] SCHÖNFELDER, T.: *Einfluss thermischer Betriebsbelastungen auf die Sicherheit von Typ III-Druckgasbehältern*, Bergische Universität Wuppertal, Diss., 2017
- [SDLBP08] SUN, S. ; DAHMEN, C. ; LAO, B. ; BUHRIG-POLACZEK, A.: Makroskopische Eigenspannungen in einem selektiv langfaserverstärkten Aluminiumbauteil. In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* (2008), S. 545–550. – ISSN 15214052
- [SEI19] SOLARE ENERGIESYSTEME ISE, Fraunhofer-Institut fuer: *Regenerative Energiequellen*, September 2019. www.energy-charts.de. – Abgerufen am 22.11.2019
- [SGM16] STACHE, Martin ; GUETTLER, Marcus ; MARBURG, Steffen: A precise non-destructive damage identification technique of long and slender structures based on modal data. In: *Journal of Sound and Vibration* 365 (2016), S. 89–101
- [Sie06] SIEMON, A.: *Qualitative und quantitative Analysen der linearen und nichtlinearen Schadensakkumulationshypothesen unter Einbeziehung der statistischen Versuchsplanung*. Kassel, Universität Kassel, Diss., 2006

- [SN04] SPENCE, J. ; NASH, D. H.: Milestones in pressure vessel technology. In: *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 81 (2004), S. 89–118
- [SS95] SCHÖN, M. ; SEEGER, T.: Dauerfestigkeitsberechnung und Bemessung autofrettierter innendruckbeanspruchter Bauteile. In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 26 (1995), S. 347–359
- [SSBV94] SEEGER, T. ; SCHÖN, M. ; BERGMANN, J. W. ; VORMWALD, M.: Autofrettage I-Dauerfestigkeitssteigerung durch Autofrettage. In: *Forschungsvereinigung Verbrennungskraftmaschinen* 550 (1994), Nr. Vorhaben 478
- [Ste96] STELLBRINK, K.: *Mircomechanics of Composites*. München : Hanser Verlag, 1996
- [Ste15] STEINKE, P.: *Finite-Elemente-Methode: Rechnergestützte Einführung*. Bd. 5. Berlin-Heidelberg : Springer-Verlag, 2015
- [Sto09] STONEY, G.: The Tension of Metallic Films Deposited by Electrolysis. In: *Proceedings of the Royal Society of London* (1909), S. 172–175
- [Sul90] SULLIVAN, J. L.: Creep and physical aging of composites. In: *Composites Science and Technology* 39 (1990), Nr. 3, S. 207–232
- [Sur98] SURESH, S.: *Fatigue of Materials*. Cambridge University Press, 1998
- [SWD12] SCHATZ, G. ; WEIDINGER, A. ; DEICHER, M.: *Nukleare Festkörperphysik: Kernphysikalische Methoden und ihre Anwendungen*. 4. Vieweg + Teubner, 2012
- [SWT70] SMITH, K. N. ; WATSON, P. ; TOPPER, T. H.: A Stress-Strain Function for the Fatigue of Metals. In: *International Journal of Materials* 5 (1970), Nr. 3, S. 767–778
- [TB02] THUMSER, R. ; BERGMANN, J. W.: Residual stress fields and fatigue analysis of autofrettaged parts. In: *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 79 (2002), Nr. 2, S. 113–117
- [TCMA19] TORAY COMPOSITE MATERIALS AMERICA, Inc.: *Technical Data Sheet T700*. www.toraycma.com. Version: 2019
- [The07] THESKEN, J. C.: Composite Overwrap Pressure Vessels: Mechanics and Stress Rupture Living Philosophy. In: *48th AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics and Materials Conference*. Honolulu, April 2007
- [Tja17] TJARKS, G. H.: *PEM-Elektrolyse-Systeme zur Anwendung in Power-to-Gas Anlagen*. Forschungszentrum Jülich GmbH, RWTH Aachen, phdthesis, 2017
- [TL14] TÖPLER, J. ; LEHMANN, J.: *Wasserstoff und Brennstoffzelle*. Berlin, Heidelberg : Springer Vieweg, 2014
- [TR51] TREUTING, R. G. ; READ, W. T. J.: A mechanical determination of biaxial residual stress in sheet materials. In: *Journal of Applied Physics* (1951), S. 130–134. – ISSN 00218979
- [Tra02] TRAPPE, V.: *Beschreibung des intralaminaren Ermüdungsverhaltens von CFK mit Hilfe innerer Zustandsvariablen*. VDI-Verlag, 2002

- [UN/01] UN/ ECE-R110: Uniform provisions concerning the approval of: Vehicles with regard to the installation of specific components of an approved type for the use of CNG in their propulsion system, UN/ECE, Juni 2001
- [UN/15] UN/ ECE-R134: Safety-related performance of hydrogen-fuelled vehicles (HFCV). In: *Norm.* UN/ECE, 2015
- [VDI13] VDI TECHNOLOGIEZENTRUM GMBH: Kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe im Fahrzeugbau - Ressourceneffizienz und Technologien / VDI Zentrum Ressourceneffizienz GmbH. Berlin, 2013 (Kurzanalyse Nr. 3 und Dokumentation des Fachgesprächs). – Forschungsbericht
- [Vic16] VICK, R.: *Millionenschwere Forschung für Superkondensator in Elektrofahrzeugen.* Online. https://www.uni-magdeburg.de/Universitaet/Organisation/Zentrale+Einrichtungen/Medien_+Kommunikation+und+Marketing/Presse_+und+%C3%96ffentlichkeitsarbeit/Pressemitteilungen/PM+2016/August/PM+75_2016-p-45422.html?highlight=elektromotor. Version: August 2016. – Abgerufen am 18.10.18
- [WB01] WITHERS, P. J. ; BHADOSHIA, H. K. D. H.: Residual stress part 1 - Measurement techniques. In: *Materials Science and Technology* 17 (2001), Nr. 4, S. 355–365. – ISSN 02670836
- [Web09] WEBER, T. ; TECHNISCHE UNIVERSITÄT DARMSTADT FACHGEBIET KONSTRUKTIVER LEICHTBAU UND BAUWEISEN (Hrsg.): *AlfaLam - Berechnungstool zur linearen Laminatanalyse auf Basis der CLT nach der VDI Richtlinie 2014.* 1.3.1. Darmstadt: Technische Universität Darmstadt Fachgebiet Konstruktiver Leichtbau und Bauweisen, 2009. – Version 1.0 AlfaLam.nl VDI2014, abgerufen am 28.10.2018
- [WHR14] WOLF, K. ; HORST, P. ; ROSSOW, C.: *Handbuch der Luftfahrzeugtechnik.* München : Carl Hanser Verlag, 2014
- [Wie96] WIEDEMANN, J.: *Leichtbau. Band 1: Elemente.* Bd. 2. Berlin- Heidelberg- New York : Springer-Verlag, 1996
- [Wie07] WIEDEMANN, J.: *Leichtbau: Elemente und Konstruktion.* 3. Berlin-Heidelberg : Springer-Verlag, 2007
- [Wit07] WITHERS, P. J.: Residual stress and its role in failure. In: *Reports on Progress in Physics* 70 (2007), Nr. 12, S. 2211–2264. – ISSN 00344885
- [WKK15] WITTEN, E. ; KRAUS, T. ; KÜHNEL, M.: Composites-Marktbericht 2015 / AVK - Industrievereinigung Verstärkte Kunststoffe e. V. 2015. – Forschungsbericht
- [WMJV09] WITTEL, H. ; MUHS, D. ; JANNASCH, D. ; VOSSIEK, J.: *Maschinenelemente: Normung, Berechnung, Gestaltung - Lehrbuch und Tabellenbuch.* Springer-Verlag, 2009
- [Zer19] ZERBST, U.: Application of fracture mechanics to welds with crackorigin at the weld toe - a review. Part 2: welding residual stresses. Residual and total life assessment. In: *Welding in the World* 64 (2019), November, S. 151 – 169

- [ZL89] ZENNER, H. ; LIU, J.: Berechnung der Dauerschwingfestigkeit bei mehrachsiger Beanspruchung. In: *WGMMK-Tagung*, 1989
- [ZR77] ZENNER, H. ; RICHTER, I.: Eine Festigkeitshypothese fuer die Dauerfestigkeit bei beliebigen Beanspruchungskombinationen. In: *Konstruktion* 32 (1977), S. 11–18

A Weiterführende Behälterinformationen

A.1 Details der untersuchten Atemluftbehälter

Tabelle A.1: Datenblätter der untersuchten Atemluftbehälter vom Typ III (BM-A und BM-B)

Eigenschaften	Baumuster A (BM-A)	Baumuster B (BM-B)
Gesamtlänge	530 mm	528 mm
Außendurchmesser	157 mm	150 mm
Leergewicht	4,2 kg	4,1 kg
angegebenes Fassungsvermögen	6,8l	6,8l
ausgewiesener Testdruck PH	450 bar	450 bar
ausgewiesener Betriebsdruck PW	300 bar	300 bar
Linerstärke d_L im zyl. Bereich	3,4 mm	3,2 mm
FKV-Stärke d_C im zyl. Bereich	4,5 mm	5,0 mm
Werkstoff Liner	AA 6061-T6	AA 6061-T6
Werkstoff Kohlenstofffaser	Torray T-700	k.A.
Werkstoff Glasfaser	AGY S-2 Glass	k.A.
Werkstoff Epoxid-Harz	Hexion Epon 826	k.A.
Verwendeter Härter	Huntsman T-403	k.A.

A.2 Ermittelte chemische Zusammensetzung des Linermaterials

Tabelle A.2: Chemische Analyse des Linermaterials AA 6061-T6

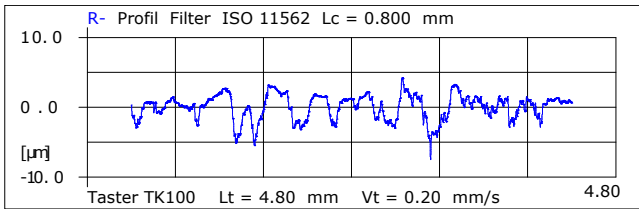
Bestandteile/ chem. Elemente	Vorgaben lt. Hersteller/ Lieferant in %		Messwerte Bauteil in %
	min.	max.	
Al			(97,54)
Si	0,4	0,8	0,61
Fe		0,7	0,42
Cu	0,15	0,4	0,181
Mn		0,15	0,073
Mg	0,8	1,2	0,91
Cr	0,04	0,35	0,185
Zn		0,25	0,024
Ti		0,15	0,035
Sonstige		0,05	0,019

A.3 Ermittelte Oberflächenrauigkeiten des Liners

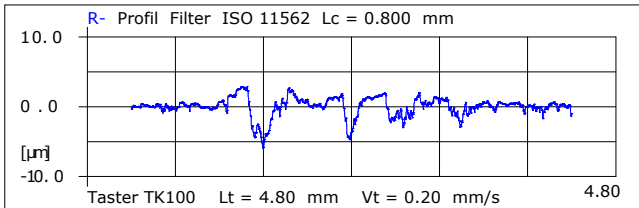


HOMMEL-ETAMIC
TURBO WAVE V7.59
Messbedingungen
Taster :
Messbereich :
Taststrecke :
Geschwindigkeit (Vt):
Filter P-R-W-Profil :
Lc (Cut Off) :

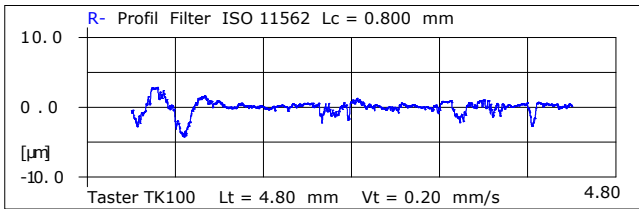
TK100
80 µm
4.80 mm
0.20 mm/s
ISO 11562
0.800 mm



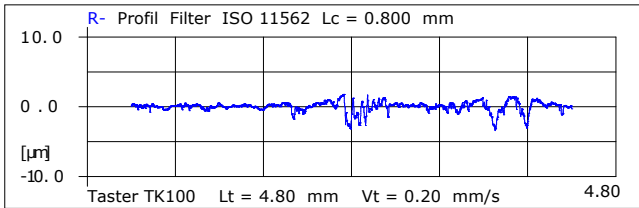
Rmax	11.752 µm
Rz	7.112 µm
Ra	1.481 µm
Rpk*	1.728 µm
Rpk	0.892 µm
Rk	3.047 µm
Rvk*	7.559 µm
Rvk	3.588 µm
Mr1	6.96 %
Mr2	70.64 %
Rq	1.724 µm
Rdq	0.1107



Rmax	8.880 µm
Rz	4.976 µm
Ra	0.955 µm
Rpk*	1.162 µm
Rpk	0.804 µm
Rk	1.914 µm
Rvk*	6.758 µm
Rvk	3.935 µm
Mr1	9.75 %
Mr2	78.56 %
Rq	1.179 µm
Rdq	0.0874



Rmax	7.189 µm
Rz	3.891 µm
Ra	0.644 µm
Rpk*	1.608 µm
Rpk	0.900 µm
Rk	1.125 µm
Rvk*	4.859 µm
Rvk	2.724 µm
Mr1	9.26 %
Mr2	78.30 %
Rq	0.829 µm
Rdq	0.0782



Rmax	5.003 µm
Rz	3.243 µm
Ra	0.514 µm
Rpk*	0.778 µm
Rpk	0.506 µm
Rk	0.930 µm
Rvk*	3.517 µm
Rvk	1.896 µm
Mr1	10.60 %
Mr2	78.00 %
Rq	0.678 µm
Rdq	0.0914

Statistik n = 4

Nr.	Kenngrößen	Xq	Range	S	Xmax	Xmin
1	Rz	4.806	3.869	1.696	7.112	3.243
2	Ra	0.899	0.967	0.430	1.481	0.514
3	Rpk	0.775	0.394	0.185	0.900	0.506
4	Rk	1.754	2.117	0.961	3.047	0.930
5	Rvk	3.036	2.039	0.915	3.935	1.896
6	Rq	1.102	1.046	0.464	1.724	0.678
7	Rdq	0.0919	0.0325	0.0137	0.1107	0.0782

Datum: 22.07.16
Werkstoff: Aluminium
Schicht:
Probencode: AO3-3
Bearbeitung: längs zur Bearbeitung
Abmaße: 10 x 13 cm

Abbildung A.1: Rauigkeitsmessung am Liner in axialer Richtung (Innenfläche, zylindrischer Bereich) [Neu16]

Tabelle A.3: Zusammenstellung aller in [Neu16] gemessenen Rauigkeitswerte

Messungen	R_{max}	R_z	R_a
AO3-3_längs	11,752	7,112	1,481
AO3-3_längs	8,88	4,976	0,955
AO3-3_längs	7,189	3,891	0,644
AO3-3_längs	5,003	3,243	0,514
AO3-3_längs	8,636	5,354	0,888
AO3-3_längs	9,274	7,709	1,231
AO3-3_längs	6,849	4,083	0,634
AO3-3_längs	4,897	2,771	0,38
Mittelwert	7,810	4,892	0,841
AO3-3_quer	9,77	7,58	0,91
AO3-3_quer	8,4	6,64	0,77
AO3-3_quer	7,61	6,01	0,68
AO3-3_quer	8,14	6,06	0,75
AO3-3_quer	9,51	6,15	0,71
AO3-3_quer	9,06	6,14	0,76
AO3-3_quer	8,77	6,57	0,87
AO3-3_quer	7,33	6,61	0,76
Mittelwert	8,574	6,470	0,776

A.4 Behälterinformationen aus dem HYCOMP-Projekt

Tabelle A.4: Eigenschaften der HYCOMP-Behälter vom Typ III

Gesamtlänge	635 mm
Außendurchmesser	159 mm
Fassungsvermögen	9 l
Leergewicht	8,0 kg
ausgewiesener Testdruck PT	525 bar
ausgewiesener Betriebsdruck PW	350 bar
Linerstärke d_L im zyl. Bereich	2,5 mm
FKV-Stärke d_C im zyl. Bereich	4,2 mm
Werkstoff Liner	Stahl 34CrMo4
Werkstoff Faser	C-Faser Torray T-700
Werkstoff Matrix	Epoxidharz Huntsman LY564

A.5 Composite-Werkstoffkennwerte

Tabelle A.5: Übersicht ausgewählter Materialkennwerte des FKV aus der Literatur

Komponente	Werkstoff	Ausgewählte Kennwerte							T _g °C
		E (E _q) GPa	E _⊥ (E _x) GPa	ν _⊥ (ν _{xq}) -	G _⊥ (G _{xq}) GPa	ρ g/cm ³	R _{m,} MPa	R _{m,⊥} MPa	
Epoxidharz (Matrix)	Epon 826; Huntsman T-403	3,78 (FE,α,3)	3,78 (FE,α,3)	0,35 (FE,α,3)	1,4 (FE,α,3)	1,16 (FE,α,3)	70-90 ⁽⁵⁾	70-90 ⁽⁵⁾	77- 97 ⁽⁵⁾ 90 ⁽⁶⁾
		2,1 ⁽²⁾ 2,8 - 3,6 ⁽⁵⁾	2,1 ⁽²⁾ 2,8 - 3,6 ⁽⁵⁾	0,38 ⁽²⁾	-	1,1 - 1,25 ⁽⁵⁾	-	-	-
C-Faser	Toray T-700	233* (5) 235	15 ⁽⁵⁾	0,2 ⁽⁵⁾	-	1,8* 1,78 ⁽⁵⁾	5,080* 3.400 ⁽⁵⁾	-	-
Glasfaser	AGY S-2 Glass	90**	3 ⁽⁵⁾	0,18 ⁽⁵⁾	-	2,47**	3.680**	-	-
UD-CFK (v _F ~ 60%)	Epoxy/ T-700	148 ^(FE)	10 ^(FE)	0,26 (FE,3)	5,8 ^(FE,α)	1,54 ^(FE)	1.632 (FE,α,3)	34 (FE,α,3)	-
		148 (α)	9 (α)	0,27 (α)	5 ⁽³⁾	1,54 (α)	2.64 ⁽⁴⁾	65 ⁽⁴⁾	-
		123/ 209 ⁽³⁾	7,78/ 9,45 ⁽³⁾	0,27 ⁽³⁾	4,4 ⁽⁴⁾	1,52 ⁽³⁾	-	-	-
		125 ⁽⁴⁾	7,8 ⁽⁴⁾	0,34 ⁽⁴⁾	-	1,55 ⁽⁴⁾	-	-	-
UD-GFK (v _F ~ 60%)	Epoxy/ S-Glas	30 ^(FE)	10 ^(FE,3)	0,3 ^(FE,3)	5 ^(FE,3)	1,89 (FE,1)	1.100 (FE,α)	35 ^(FE,3) 55 ^(α,4)	-
		44,5 ^(α)	13,2 ^(α)	0,3 ^(α)	5 ^(α)	1,89 ^(α)	1.700 ⁽³⁾	-	
		29 ⁽¹⁾ 50 ⁽³⁾	9,4 ⁽¹⁾ 8 ⁽³⁾	0,3 ⁽⁴⁾	5,3 ⁽⁴⁾	2,0 ⁽³⁾	1.300 ⁽⁴⁾	-	
		45 ⁽⁴⁾	14,7 ⁽⁴⁾	-	-	2,0 ⁽⁴⁾	-	-	
Composite- Verbund	CFK/GFK, 14-lagig	72 ^(^)	63 ^(^)	0,092 ^(^)	8 ^(^)	1,55 ^(^)	-	-	85 ⁽⁶⁾

Herstellerrangaben aus * [TCMA19] und ** [AGY19] ; aus Literatur: ⁽¹⁾ [Dan12], ⁽²⁾ [JFS08], ⁽³⁾ [ANS18], ⁽⁴⁾ [WHR14], ⁽⁵⁾ [SC18], ⁽⁶⁾ [And08];
^(FE) Werte für FE-Berechnung; ^(α) Werte für analytische Berechnung; ^(^) mittels Berechnungstool Alfalam berechnet [Web09]

- 1: Behrend, Ferdinand: Advanced approach light system.** Der Einfluss eines zusätzlichen visuellen Assistenzsystems zur Steigerung des Situationsbewusstseins bei kritischen Wetterbedingungen hinsichtlich vertikaler Fehler im Endanflug. - 2017. - XXIV, 206 S.
ISBN **978-3-7983-2904-1** (print) EUR **16,50**
ISBN **978-3-7983-2905-8** (online)
DOI 10.14279/depositonce-5819
- 2: Gordon, Karsten: A flexible attitude control system for three-axis stabilized nanosatellites.** - 2018. - xxvi, 173 S.
ISBN **978-3-7983-2968-3** (print) EUR **14,00**
ISBN **978-3-7983-2969-0** (online)
DOI 10.14279/depositonce-6415
- 3: Grau, Sebastian: Contributions to the advance of the integration density of CubeSats.** - 2019. - xxviii, 139 S.
ISBN **978-3-7983-3026-9** (print) EUR **13,00**
ISBN **978-3-7983-3027-6** (online)
DOI 10.14279/depositonce-7293
- 4: Köthe, Alexander: Flight mechanics and flight control for a multibody aircraft.** Long-endurance operation at high altitudes. - 2019. - XX, 258 S.
ISBN **978-3-7983-3036-8** (print) EUR **14,00**
ISBN **978-3-7983-3037-5** (online)
DOI 10.14279/depositonce-7555
- 5: Schönfeld, Andrej: Untersuchung von PIO-Tendenzen bei plötzlichen Umschaltungen in der Flugdynamik.** - 2019. - xiii, 264 S.
ISBN **978-3-7983-3056-6** (print) EUR **17,00**
ISBN **978-3-7983-3057-3** (online)
DOI 10.14279/depositonce-7922
- 6: Meyer-Brügel, Wolfram: Präzisere Echtzeit-Flugsimulation kleiner Nutzflugzeuge durch Integration feingranularer Teilmodelle.** Am Beispiel der Aktuator- und Fahrwerksmodellierung. - 2019. - XXV, 355 S.
ISBN **978-3-7983-3058-0** (print) EUR **19,00**
ISBN **978-3-7983-3059-7** (online)
DOI 10.14279/depositonce-7797
- 7: Buscher, Martin: Investigations Echtzeit-on the current and future use of radio frequency allocations for small satellite operations.** - 2019. - xx, 150 S.
ISBN **978-3-7983-3072-6** (print) EUR **19,00**
ISBN **978-3-7983-3073-3** (online)
DOI 10.14279/depositonce-8247
- 8: Grimm, Martin: Untersuchungen zur Anwendung von Entfernungssensoren für Kleinsatelliten.** - 2019. - XXIV, 164 S.
ISBN **978-3-7983-3084-9** (print) EUR **19,00**
ISBN **978-3-7983-3085-6** (online)
DOI 10.14279/depositonce-8407
- 9: Schreiter, Karolin: nxControl: Ein Beitrag zum reglergestützten manuellen Fliegen.** - 2020. - VII, 166 S.
ISBN **978-3-7983-3111-2** (print) EUR **19,00**
ISBN **978-3-7983-3112-9** (online)
DOI 10.14279/depositonce-9071

Beitrag zur Analyse des Eigenspannungsverhaltens von Composite-Hochdruckspeichern mit metallischem Liner

Bei der Auslegung von Druckbehältern kommen, auf Grund ihrer hohen spezifischen Festigkeit, vermehrt Faserverbundwerkstoffe zum Einsatz. Durch eine hohe Streuung von Material- und Produktionsparametern sowie unterschiedlichster Belastungsszenarien gestalten sich jedoch Aussagen über die Lebensdauer sowie eine Festlegung sinnvoller Prüffristen als schwierig. Im Fokus der Untersuchungen steht ein Behälterdesign mit metallischem Liner und einem kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffverbund, wobei die Lebensdauer maßgeblich durch den im Metall vorherrschenden Eigenspannungszustand bestimmt wird.

Mit Hilfe alterungsbegleitender Eigenspannungsanalysen werden Eigenspannungsveränderungen experimentell erfasst und in einem erarbeiteten Betriebsfestigkeitsmodell berücksichtigt. Durch Nachstellung verschiedener Belastungsszenarien kann gezeigt werden, dass mittels der Berücksichtigung eines variablen Eigenspannungszustandes die Anzahl ertragbarer Lastwechsel bis zum Versagen sowie damit verbundene Ausfallwahrscheinlichkeiten mit einer erhöhten Genauigkeit abgeschätzt werden können.

ISBN 978-3-7983-3179-2 (print)

ISBN 978-3-7983-3180-8 (online)



ISBN 978-3-7983-3179-2



<http://verlag.tu-berlin.de>