

Dipl.-Ing. Stefan Anders

**Sensitivitätsanalyse des
Eigenspannungszustandes eines
Composite-Hybridhochdruckbehälters**

Die vorliegende Arbeit entstand an der BAM Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung.

Impressum

**Sensitivitätsanalyse des Eigenspannungszustandes
eines Composite-Hybridhochdruckbehälters**

2008

Herausgeber:

BAM Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung

Unter den Eichen 87

12205 Berlin

Telefon: +49 30 8104-0

Telefax: +49 30 8112029

E-Mail: info@bam.de

Internet: www.bam.de

Copyright © 2008 by

BAM Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung

Layout: BAM-Arbeitsgruppe Z.64

ISSN 1613-4249

ISBN 978-3-9812072-8-6

Sensitivitätsanalyse des Eigenspannungszustandes eines Composite- Hybridhochdruckbehälters

vorgelegt von
Diplom-Ingenieur
Stefan Anders
aus Berlin

von der Fakultät V – Verkehrs- und Maschinensysteme
der Technischen Universität Berlin
zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor der Ingenieurwissenschaften
- Dr.-Ing. -

genehmigte Dissertation

Promotionsausschuss:

Vorsitzender: Prof. Dr.-Ing. D. Peitsch

Berichter: Prof. Dr.-Ing. J. Thorbeck

Berichter: Prof. Dr.-Ing. R. Liebich

Tag der wissenschaftlichen Aussprache: 15. Juli 2008

Berlin 2008

D 83

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Zeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter in der Bundesanstalt für Materialforschung und –prüfung (BAM), unterstützt durch das Doktorandenprogramm der BAM sowie durch Forschungsmittel der Europäischen Union.

Ich danke meiner Frau Susanne für ihre große Unterstützung, Fürsprache und die Übernahme des Amtes des Hauptlektors sowie meinen Kindern Johanna und Julius, die mich immer wieder in das hybridfreie Leben zurückgeholt haben.

Ich danke meinem Doktorvater Herrn Prof. Dr.-Ing. Jürgen Thorbeck, der mir über die Jahre zu jeder Zeit mit Rat und Tat zur Seite stand und mit seinem Blick für die globalen Zusammenhänge und die einfachen Fragen nach dem Warum oft neue Türen geöffnet hat.

Ich danke Herrn Prof. Dr.-Ing. Dieter Peitsch, der mit seiner offenen und pragmatischen Art das Promotionsverfahren in der Person des Vorsitzenden des Promotionsausschusses angenehm und effektiv geleitet hat.

Ich danke Herrn Prof. Dr.-Ing. Alfred Puck, der mir die Welt der Composite-Analyse mit seinem unerschöpflichen Wissen in diesem Bereich in sehr spannenden und fordernden Gesprächen näherbrachte.

Ich danke meinem Ex-Mitdoktoranden und Ex-Kollegen Dr.-Ing. Pavel Novak für die konstruktiven Kommentare und seine erfrischende Ironie.

Ich danke Herrn Dr.-Ing. Jost Sonnenberg für seine wertvolle Hilfe als Lektor meiner Dissertation.

Ich danke Herrn cand.-Ing. Christian Gregor für seine große Unterstützung, die kreativen Ideen und seinen Humor.

Ebenso danke ich auch allen anderen Kollegen, die mich immer unkompliziert und mit großem Einsatz unterstützt haben.

Ich danke der BAM für die Förderung meiner Dissertation mit ihrem effektiven Doktorandenprogramm.

Wenn wo 'ne Schraube ist, muß man auch dran drehen.

Kurt Schwitters

Inhaltsangabe

1	Einleitung	1
1.1	<i>Problemstellung</i>	4
1.2	<i>Zielsetzung</i>	4
1.3	<i>Literaturübersicht</i>	6
2	Experimentelle Untersuchungen am Hybridbehälter	9
2.1	<i>Voruntersuchungen an Reinharzproben</i>	9
2.1.1	Grundlagen	9
2.1.2	Zugversuch zur Bestimmung des E-Moduls bei Raumtemperatur	11
2.1.3	DMTA Untersuchung zur Charakterisierung des E-Moduls	12
2.1.4	TMA Untersuchung zur Charakterisierung des Ausdehnungskoeffizienten	13
2.2	<i>Voruntersuchungen am Metallliner</i>	16
2.3	<i>Messungen am Hybridbehälter</i>	18
2.3.1	Autofrettageprozess	19
2.3.2	Statische Belastung nach dem Autofrettageprozess	24
3	Erweiterte Modellierung eines Hybridscheiben-Elementes	26
3.1	<i>Modellierungsansätze</i>	29
3.1.1	Strukturmechanische Grundelemente	29
3.1.2	Berechnungsmethoden	31
3.2	<i>Das Composite-Metall-Hybridelement</i>	33
3.2.1	Vom 3D Werkstoffvolumenelement zum Composite UD-Scheibenelement	34
3.2.2	Grund-Elastizitätsgrößen der Composite UD-Schicht (Mikromechanik)	38
3.2.3	Der mehrschichtige Compositeverbund als Scheibenelement (Makromechanik)	43
3.2.4	Erweiterung des Scheibenelements zum Composite-Metall-Hybrid	44
3.3	<i>Betriebs-Beanspruchung</i>	45
3.3.1	Der Eigenspannungszustand	45
3.3.2	Beanspruchungsvektor aus der Innendruckbelastung	46
3.3.3	Erweiterung des Stoffgesetzes durch den thermischen Kraftfluss	48
3.3.4	Einfluss der Umgebungstemperatur	54
3.4	<i>Fertigungs-Beanspruchung</i>	55
3.4.1	Künstlich eingebrachte Eigenspannungen	55
3.4.2	Wickel- und Temperprozess	58

3.4.3	Eigenspannungszustand durch Autofrettageprozess	66
3.5	<i>Spannungsanalyse</i>	70
3.5.1	Statische Festigkeitsanalyse der UD-Compositeschicht	74
3.5.2	Statische Festigkeitsanalyse der Metallinerschicht	77
3.6	<i>Zusammenfassende Beschreibung der Nichtlinearitäten im erweiterten Stoffgesetz</i> ...	77
3.6.1	Temperaturabhängige Materialparameter des Harzsystems	78
3.6.2	Spannungs-Dehnungsverlauf vor dem Zwischenfaserbruch	80
3.6.3	Spannungs-Dehnungsverlauf nach dem Zwischenfaserbruch	81
3.6.4	Spannungs-Dehnungsverlauf des Metalliners im plastischen Bereich	83
3.6.5	Zeiteinfluss auf das Strukturverhalten	89
4	Vergleich und Diskussion der Ergebnisse aus Messung und Modellierung	91
4.1	<i>Streuung von Werkstoffparametern und Messwerten</i>	91
4.2	<i>Experimentelle Validierung des Hybridscheiben-Modells</i>	96
4.2.1	Simulation des Autofrettageprozesses	96
4.2.2	Validierung der Compositestigkeiten	99
4.2.3	Validierung des thermischen Eigenspannungsmodells	103
4.2.4	Temperaturabhängige Hybridsteifigkeit	107
4.3	<i>Sensitivitätsanalyse des Spannungszustandes</i>	109
4.3.1	Wickel-Temperprozess	110
4.3.2	Autofrettageprozess	112
4.3.3	Betriebszustände	119
4.4	<i>Besondere Ergebnisse aus Behälterversuchen</i>	127
4.4.1	Steifigkeitsdegradation unter zyklischer Belastung	127
4.4.2	Ablösung des Liners bei Tieftemperaturen	129
5	Zusammenfassung und Ausblick	132
6	Anhang	138
6.1	<i>Anhang – Compositeparameter</i>	138
6.2	<i>Anhang – Materialkennwerte AA6061-T6</i>	140
6.3	<i>Anhang – Steifigkeitsmatrizen</i>	141
7	Literatur	142

Nomenklatur

A	[m ²]	Fläche
$[A]$	[N/m]	Scheiben-Steifigkeitsmatrix des MSV
$[A]^{-1}$	[m/N]	Scheiben-Nachgiebigkeitsmatrix des MSV
$[B]$	[N]	Koppelsteifigkeitsmatrix
$[C]$	[MPa]	Steifigkeitsmatrix (Modulmatrix)
E	[MPa]	E-Modul
F	[N]	Kraft
f_E	[/]	Werkstoff-Anstrengung
G	[MPa]	Schubmodul
n	[N/m]	Scheibenkrafftfluss
p	[MPa]	Innendruck (1MPa = 10bar)
$[Q]$	[MPa]	reduz. Scheiben-Steifigkeitsmatrix UD-Schicht (Modulmatrix)
R	[/]	Lastverhältnis
$R_{p0,01}$	[MPa]	Dehngrenze für 0,01% plastische Verzerrung
T	[°C]	Temperatur
T_g	[°C]	Glasübergangstemperatur
$[T(\omega)]^\sigma$	[/]	Transformationsmatrix der Spannungen
$[T(\omega)]^\varepsilon$	[/]	Transformationsmatrix der Verzerrungen
t_C	[m]	Schichtstärke des Composites
t_k	[m]	Schichtstärke
t_L	[m]	Schichtstärke des Liners
α_{Temp}	[1/K]	Wärmeausdehnungskoeffizient
γ	[%]	Scheiben-Scherung
ε	[%]	Scheiben-Verzerrung
η	[/]	Abminderungsfaktor
$\nu_{\perp\parallel}$	[/]	orthotrope Querkontraktion, Indize:1 – Wirkung; 2 – Ursache
ν	[/]	isotrope Querkontraktion
σ	[MPa]	Spannung
σ_{ver}	[MPa]	Vergleichsspannung nach von Mises
τ	[MPa]	Schubspannung
φ_{Comp}	[%]	Faservolumengehalt Composite
ω	[°]	Faserausrichtungswinkel zur x-Achse

Zeichen:

\wedge	Werte für den Composite-Gesamtverbund
—	Werte im globalen Koordinatensystem
	Werte im lokalen Einzelschichtsystem, längs zur Faser
\perp	Werte im lokalen Einzelschichtsystem, quer zur Faser
Δ	Differenzen
{ }	Vektor – Tensor 1. Stufe
[]	Matrix – Tensor 2. Stufe

Globales Koordinatensystem:

x	Behälterlängsrichtung
φ	Quer zur Längsachse bzw. in Umfangsrichtung
z	Wandstärkenrichtung

Lokales Koordinatensystem der UD-Schicht:

1	Faserlängsrichtung
2	Faserquerrichtung

Abkürzungen:

CFK	Kohlefaserverstärkter Kunststoff
CLT	Classical Laminate Theory – Klassische Laminat Theorie
CT	Computertomographie
DIC	Digital Image Correlation
DMS	Dehnmessstreifen
FB	Faserbruch
FE	Finite-Elemente-Methode FE
GLARE	Glass Fibre Reinforced Aluminium
LGS	Lineares Gleichungssystem
MSV	Mehrschichtverbund
RT	Raumtemperatur
TP	Temperprozess
TT	Tempertemperatur
UD-Schicht	unidirektionale Faserschicht
ZFB	Zwischenfaserbruch

Abstract

The automotive industry is looking for solutions to reduce emissions and the dependency on fossil fuels, whose availability is predicted to decrease over the next decades. For this reason, compressed natural gas and hydrogen as energy are gaining more and more in importance as replacements for fossil fuels.

In order to achieve a satisfying energy density for automotive application with compressed gas storage systems an operating pressure from 20 MPa up to 70 MPa (hydrogen only) is applied. The pressure cylinder has to withstand the static and dynamic pressure as well as temperature loads. At the same time the cylinder has to be an economical and safe light weight structure which can be accomplished with hybrid structures (metal or polymer liner with carbon or glass fiber winding on the outside) only.

Due to their multi-dependency on production parameters composite structures and especially hybrid structures show a high spread in structural parameters. The presented test data which had been measured on industrial composite-hybrid pressure cylinders of the same type revealed this problem. In order to exploit the material properties with a high degree of lightweight optimization efficiently, a high level of safety and, with an improved degree of reproducibility at the same time, a better understanding of the structural behavior of hybrid design is necessary.

Besides considering the imperfection of the composite layer and the use of appropriate measuring methods to determine the structural parameters, the main concern of the presented work is to simulate the level and the influence of residual stresses occurring during production and operation.

To investigate the influence of variable structural parameters on the behavior of the high pressure cylinder by means of a sensitivity analysis a parametric analytical closed form model has been built. For this application, which is characterized by a wide range of parameters, analytical models are superior to FEM-models in flexibility and processing speed. The presented nonlinear analytical model considers the influence of the residual stresses introduced purposely by the autofrettage process in which the metal liner is loaded beyond the yielding point. It also takes into account the degradation of Young's modulus caused by inter-fibre fracture during the first pressurization (according to Puck's action-plane fracture criteria), the residual stress due to the different thermal coefficients of expansion (composite and metal) and the influence of temperature on the resin system close to the glass transition temperature.

The large amount of acquired test data validated the analytical simulation satisfactorily. The simulation showed that the layer's stress level including the residual stress strongly depends on the parameters temperature and pressure during production and also during operation of the cylinder. These effects have to be considered for a sophisticated stress analysis of the structure.

Zusammenfassung

Die Automobilindustrie sucht nach Lösungen, um Emissionen zu reduzieren, und nach Alternativen zu fossilen Brennstoffen, deren Verfügbarkeit über die nächsten Dekaden abnehmen wird. Aus diesem Grund gewinnen komprimiertes Erdgas sowie Wasserstoff als Energieträger zunehmend an Bedeutung.

Um befriedigende Reichweiten mit komprimiertem Gas zu erreichen, wird ein Betriebsdruck von 20 MPa bis zu 70 MPa (nur Wasserstoff) angewandt. Die Hochdruckbehälter müssen die statischen und die dynamischen Innendruck- sowie die thermische Belastung ertragen. Gleichzeitig soll der Behälter eine sichere, aber auch eine wirtschaftliche Leichtbaustruktur sein, welche nur mit Hybridstrukturen (Metall- oder Polymerliner mit Kohlefaser- bzw. Glasfaserumwicklung an der Außenseite) realisiert werden kann.

Wegen der Vielzahl an veränderlichen Produktionsparametern zeigen Composite- und speziell Hybridstrukturen große Streuungen in ihrem Strukturverhalten. Die dargestellten Versuchsdaten, welche an industriell gefertigten Composite-Hybriddruckbehältern gemessen wurden, zeigen dieses Problem. Um das Material im Sinne des Leichtbaus effizient zu nutzen und um gleichzeitig einen hohen Grad an Sicherheit mit reproduzierbarem Strukturverhalten zu realisieren, wird ein besseres Verständnis für das Verhalten des Hybriddesigns benötigt.

Neben der Betrachtung der Imperfektionen im Composite und der benötigten Messmethoden für die Charakterisierung der Strukturparameter ist das Hauptanliegen der vorliegenden Arbeit die Simulation des Eigenspannungszustandes, resultierend aus der Produktion und dem Betrieb, sowie dessen Auswirkung.

Um den Einfluss der verschiedenen Strukturparameter auf das Verhalten des Hochdruckbehälters mittels einer Sensitivitätsanalyse zu untersuchen, wurde ein geschlossen analytisches parametrisiertes Modell erstellt. Für die effektive Parametervariation sind hierfür analytische Modell von Vorteil im Vergleich zu FEM-Modellen. Das vorgestellte nichtlineare analytische Modell berücksichtigt den Einfluss des Eigenspannungszustandes des Autofrettageprozesses, in welchem der Liner kontrolliert durch Innendruck plastifiziert wird. Ebenso werden die Steifigkeitsdegradation infolge von Zwischenfaserbrüchen im Composite bei der Erstbeanspruchung (Degradationsmodell nach Puck), die thermischen Eigenspannungen infolge der verschiedenen Wärmeausdehnungskoeffizienten und der temperaturabhängige E-Modul des Harzsystems berücksichtigt.

Die umfangreichen Versuchsdaten validieren die analytische Simulation zufriedenstellend. Die Simulation zeigt, dass der Schichtspannungszustand inklusiv des Eigenspannungszustandes stark von den Parametern Temperatur und Innendruck während der Produktion sowie im Betrieb abhängig sind. Diese Effekte sind bei einer erweiterten Spannungsanalyse der Behälterstruktur zu berücksichtigen.

1 Einleitung

Das Thema **Energie** gehört zu einer der größten Herausforderungen der Gesellschaft des 21. Jahrhunderts, für die in den nächsten Jahren umfassende Lösungen zu finden sind. Die wachsende Weltbevölkerung und die schnell zunehmende Industrialisierung in den Schwellenländern führen zu einem stetig wachsenden Energiebedarf. Dieser Bedarf wird zum großen Teil durch fossile Brennstoffe gedeckt. Hier stellt sich zum einen das Problem, dass fossile Brennstoffe nur zu einem endlichen Maße auf der Welt verfügbar sind, ihre Förderung zunehmend aufwendiger wird und sie zum anderen durch ihre Verbrennung einen erheblichen Anteil am weltweit steigenden CO₂-Ausstoß haben, womit sie das Problem der aktuell intensiv diskutierten Klimaerwärmung verschärfen. Bild 1.1 zeigt den steigenden Weltölbedarf, die Weltproduktion sowie den steigenden Bedarf in Asien und den stagnierenden in Europa. Aktuelle Prognosen wie z. B. von Robelius in [Rob07] gehen davon aus, dass bei einem jährlichen Anstieg des Weltölbedarfs um 1,7 % und einer Abnahme der Weltproduktion um 3,0 % sich die Schere zwischen Produktionskapazität und Verbrauch innerhalb der nächsten Dekade öffnet und Versorgungslücken auftreten.

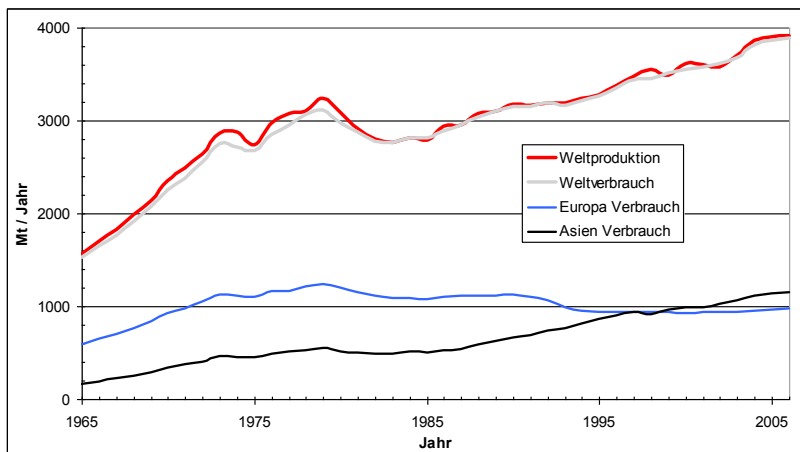


Bild 1.1: Weltölproduktion und –verbrauch, Ölverbrauch in Europa und Asien [BPS07].

Durch einen **Energiewechsel** kann eine weitere Zuspitzung der prekären Entwicklung abgebremst bzw. gestoppt werden, was jedoch eine mittelfristige Umstrukturierung der Energiewirtschaft erfordert. Eine Lösung hierfür ist die Einführung von alternativen Energieträgern wie z. B. Wasserstoff. Die saubere Energieumwandlung durch Verbrennung oder bevorzugt durch Umwandlung in elektrische Energie durch Nutzung von Brennstoffzellen sowie die Möglichkeit Wasserstoff in beliebigen Mengen produzieren zu können sprechen für diesen Energieträger. Jedoch wird das Thema der Wasserstoff

produktion mit dem hierfür benötigten Energiebedarf – vor allem für Großmengen – noch kontrovers diskutiert. Hier könnten für die Erzeugung regenerativer Energien wie z. B. Windenergie, Wasserkraft oder Biomasse Einsatz finden.

Ein nachhaltiger Effekt ist zu erwarten, wenn im Verkehrsbereich der Energiewechsel von Öl auf Wasserstoff vollzogen würde. Der Verkehrssektor, für den in den nächsten Dekaden hohe Zuwachsraten vorausgesagt sind, hat mit einem aktuellen Anteil von 20,8 % am Welt CO₂-Ausstoß [IEA04] und mit 17,3 % am Weltölverbrauch [BPS07] ein nachhaltiges Potential, das Problem zu reduzieren.

Die Automobilindustrie plant **Alternativkonzepte** in Form von Wasserstofffahrzeugen, die innerhalb der nächsten 10 Jahre serienreif für den Endverbraucher auf dem Markt eingeführt werden sollen. Die Einsatzfähigkeit der Technologie wurde mittlerweile mit einer Vielzahl von Testfahrzeugen in Kleinserien hinlänglich nachgewiesen. Allerdings gibt es bei der Speichermethode noch keinen einheitlichen Weg. Grundsätzlich existieren drei Speichermöglichkeiten für Wasserstoff:

- Festkörperspeicherung durch Sorption in festen Materialien (u. a. Metallhydride),
- Speicherung in flüssiger Form bei ca. -253 °C oder
- gasförmige Speicherung unter hohem Druck.

Die letzten beiden Methoden sind nach dem momentanen Stand der Forschung die vielversprechendsten Möglichkeiten. Um befriedigende Reichweiten mit der Druckspeicherung zu realisieren, wird der Betriebsdruck von 20 MPa über 35 MPa bis auf 70 MPa bei den neusten Entwicklungen gesteigert, wobei höhere Drücke als 70 MPa für den Automotive-Bereich energetisch nicht mehr effizient sind. Darüber hinaus müssen die Behälter einem Temperatureinsatzbereich von -40 °C bis +65 °C bei Erdgas und +85 °C bei Wasserstoff (siehe Richtlinien [ECE01] und [GRP03]) ertragen. Diese hohe strukturelle Anforderung sowie die Forderung nach leichten und materialeffizienten Speichermöglichkeiten können unter dem Gesichtspunkt des Leichtbaus nicht mehr von monolithischen Strukturen (Stahlflasche) erfüllt werden. Hier kommen Hochleistungs-Hybridstrukturen zum Einsatz. Sie bestehen aus einem sog. Liner aus Kunststoff oder Metall, welcher hauptsächlich für die Gasdichtigkeit sorgt, und einer Compositeumwicklung, die meist aus einer mit Epoxidharz imprägnierten Endlosfaser (vorwiegend Kohlefaser) besteht, die für die Aufnahme des Großteils der Belastung verantwortlich ist.

Der Ausgangspunkt der Entwicklung vom **Hybridspeicher** war die Mitte des 19. Jahrhunderts monolithisch aufgebaute metallische Druckgasflasche. Durch Materialverbesserungen konnte das Einsatzspektrum bezüglich Betriebsdruck und Gewicht stetig verbessert werden, bis 1965 die Serienproduktion der ersten Hybridbehälter, welche im zylindrischen Bereich in Umfangsrichtung mit Endlosfasern umwickelt wurden, anlief. Mit dieser neuen Generation von Druckbehältern wurde eine sprunghafte Erweiterung des Einsatzspektrums erzielt.

Die meisten Druckbehälter können als dünnwandige zylindrische Struktur (Wandstärke \ll Radius) betrachtet werden, für die im zylindrischen Bereich entsprechend der sog. Kesselformel die Umfangsspannung doppelt so hoch ist wie die Längsspannung. Durch diesen für Druckbehälter typischen zweiachsigen Beanspruchungszustand ist der Einsatz der orthotropen Verstärkungsfaser für die Optimierung der Lastaufnahme besonders effektiv.

In der nächsten Entwicklungsstufe wurde der Druckzylinder bzw. metallische Liner nicht nur im zylindrischen Bereich, sondern komplett mit unterschiedlichen Faserwinkeln umwickelt. In dieser Hybridstruktur, welche auch als Typ-III-Behälter definiert ist (Definition hierzu siehe unten), trägt der Liner nur noch eine Teillast und ist hauptsächlich für die Verbesserung der Permeationseigenschaft verantwortlich. In der nächsten Entwicklungsstufe wird der metallische Liner durch einen Kunststoffliner, der keine Strukturlasten trägt und ausschließlich als Permeationsbarriere dient, ersetzt. Dieser sog. Typ-IV-Behälter besitzt das größte Leichtbaupotential, wobei diese Entwicklungsstufe momentan noch nicht endgültig abgeschlossen ist. Im Automotive-Bereich werden zurzeit der Typ-III und zunehmend auch der Typ-IV-Behälter eingesetzt. Es ist angestrebt, den Betriebsdruck für die Wasserstoffspeicherung einheitlich auf 70 MPa anzuheben. Hier können dann die Druckzylinder nur noch begrenzt als dünnwandige Strukturen betrachtet werden. Für Strukturen, die diese Grenze überschreiten, ist der dreidimensionale Spannungszustand, wie ihn Novak in [Nov06] beschreibt, zu beachten.

Das mögliche Gewichtseinsparpotential im Vergleich zur reinen Metallstruktur kann für die nach ISO 11439 [ISO00] definierten Behältertypen unter der Voraussetzung gleichen Volumens und gleichen Betriebsdrucks wie folgt abgeschätzt werden:

- Typ-I reine Metallstruktur
- Typ-II im zylindrischen Bereich umfangsumwickelter und lasttragender metallischer Liner, Gewichtsreduktion 25-35 %
- Typ-III vollumwickelter mittragender metallischer Liner, Gewichtsreduktion 50-65 %
- Typ-IV vollumwickelter nichttragender Kunststoffliner, Gewichtsreduktion 65-75 %

Die **Fertigung** moderner Hybridbehälter beginnt mit dem computergestützten Wickelprozess, in dem die harzimprägnierte Faser mit leichter Faservorspannung und entsprechendem Wickelwinkel – teilweise mit mehreren Wickelaugen gleichzeitig – auf den Liner aufgebracht wird. Um einen guten Vernetzungsgrad der Harzmatrix zu erreichen, wird der Behälter anschließend bei einer Temperatur von ca. +90 °C für mehrere Stunden im Temperprozess ausgehärtet. Zur Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit des Metalliners des Typ-III-Behälters wird im Liner ein künstlicher Eigenspannungszustand durch den Autofrettageprozess aufgebaut. In diesem Prozess wird der Behälter mit Innendruck beaufschlagt, bis der Liner kontrolliert ins Fließen gerät und damit nach der Druckentlastung eine bleibende Verzerrung beibehält. Gegen diese wirkt im Kräftegleichgewicht das vorgespannte Composite und erzeugt im Liner den gewünschten Druck-Eigenspannungszustand.

1.1 Problemstellung

Grundsätzlich müssen Druckzylinder für die europäische Zulassung Vorschriften wie [ISO00], [GRP03] und [ECE01] entsprechen. Im Vergleich zu herkömmlichen KFZ-Tankstrukturen unterliegt die neue Technologie der Druckzylinder einem enormen Optimierungsdruck hinsichtlich des Gewichtes, des Materialaufwands sowie der Herstellungskosten. Dieses gilt vor allem in der Serienproduktion der Automobilindustrie mit ihren hohen Stückzahlen.

Hieraus ergibt sich das klassische Problem des nach Wiedemann [Wie96,1] definierten Sparleichtbaus um Material- und Herstellungskosten zu reduzieren sowie des Ökoleichtbaus um das Gesamtstrukturgewicht und damit die benötigte Antriebsenergie zu reduzieren. Durch den strukturellen Aufbau des Hybrides aus Composite und Liner erweitert sich dieses zu einer interdisziplinären Problemstellung mit einer Vielzahl von Parametern, an denen in der Entwurfsphase ‚gedreht‘ werden kann.

Untersuchungen an industriell gefertigten Behältern, wie sie auch in der vorliegenden Arbeit präsentiert werden, haben gezeigt, dass sie erhebliche Streuungen im Strukturverhalten zeigen. So weisen z. B. Behälter aus demselben Fertigungslos unterschiedliche Steifigkeiten sowie unterschiedliche dynamische Festigkeiten (maximal ertragbare Lastwechselzahl unter zyklischer Innendrucklast) auf. Diese resultieren u. a. aus veränderlichen Materialparametern wie z. B. dem temperaturabhängigen Vernetzungsgrad des Harzes, dem Faservolumengehalt (Faser-Harz-Verhältnis) des Composites oder aus unterschiedlichen Eigenspannungszuständen aus der Fertigung und dem Betrieb. Die Streuungen stellen kein Sicherheitsrisiko dar, da die Behälter den Zulassungsvorschriften folgend mit hohen Sicherheitszahlen ausgestattet und somit überdimensioniert sind. Dieses widerspricht jedoch entschieden der Leichtbauphilosophie, die Behälter werden schwer, teuer und büßen an Konkurrenzfähigkeit ein.

Für den effektiven und sicheren Leichtbau muss das Wissen um die spezifischen Parameter der Hybridstruktur, der Fertigung und des Betriebes unter den veränderlichen Randbedingungen der Temperatur sowie des Innendrucks erheblich ausgebaut werden. Vor allem der Eigenspannungszustand, der einerseits bewusst während der Produktion zur Verbesserung des Ermüdungsverhaltens in die Hybridstruktur eingebracht wird, aber auch der im Betrieb variierend Eigenspannungszustand sind noch vage Parameter in einer akkuraten Spannungsanalyse. Hier existieren noch wesentliche Wissenslücken, die bisherige Ansätze nicht ausreichend erfassen. Die vorliegende Arbeit kann die Lücken aufgrund der Bandbreite der Thematik nicht schließen, soll aber einen Beitrag leisten, sie zu verkleinern sowie sensitive ‚Parameterschrauben‘ zu identifizieren.

1.2 Zielsetzung

Um die Einflussnahme der für die Hybridstruktur spezifischen Parameter des Materials, der Fertigung und des Betriebes zu untersuchen, wird eine geschlossen analytische Formulierung hergeleitet. Sie simuliert auf Basis eines Scheibenelementes des

zylindrischen Bereiches das strukturmechanische Verhalten eines unter Innendruck belasteten Hybridzylinders. Dieses ist eine notwendige Voraussetzung, um eine Sensitivitätsanalyse der beeinflussenden Parameter durchführen zu können. Aufgrund der Parametervielfalt ist dies unter dem Gesichtspunkt der Rechenzeit und des Modellierungsaufwandes als Finite-Elemente-Problem nicht ohne weiteres möglich.

Die Lösung des mathematischen Modells soll Einblick in die Physik des Hybridzylinders unter den veränderlichen Randbedingungen der Fertigung sowie des Betriebs, die wiederum eine Funktion der Temperatur und des Innendrucks sind, geben. Sie kann jedoch keine exakten Voraussagen treffen, da nicht alle Eingangsinformationen exakt formuliert werden können bzw. auch bewusst Vereinfachungen angenommen werden.

Vom Modell wird gefordert, dass es zuverlässig und wirksam ist. Zuverlässig soll es die Antwort in den geforderten Grenzen und Genauigkeiten liefern, die anhand von Versuchen zu validieren sind. Wirksam soll es sein, indem es die ausreichende Genauigkeit mit geringstem Aufwand liefert, was durch die geschlossen analytische Formulierung gewährleistet werden soll.

Für die Modellierung wird angenommen, dass der Behälter eine dünnwandige Zylinderstruktur ist. Dieses ist laut Tsai [Tsa87] für ein Verhältnis von Außen- zu Innenradius $\leq 1,1$ zulässig. Ausgangspunkt ist die Klassische Laminattheorie (CLT: Classical Laminate Theory), welche um eine isotrope Schicht erweitert wird, um das angestrebte Hybridscheibenelement zu modellieren. Es zeigt sich hier die Analogie zum in der Luftfahrt eingesetzten Hybridwerkstoff GLARE (Kombination aus mehreren Aluminium- und Compositeschichten), welcher ebenso basierend auf der CLT modelliert wird, wie von Verholme in [Ver95] und Hagenbeek in [Hag03] beschrieben. Da der Eigenspannungszustand des Hybridbehälters entscheidenden Einfluss auf dessen Strukturverhalten hat, ist dieses einer der Schwerpunkte der Modellierung. Es sollen der Eigenspannungszustand im Betrieb, der sich durch die temperaturbedingten Wärmeausdehnungen einstellt, sowie der künstlich eingebrachte Eigenspannungszustand aus dem Wickel- sowie Autofrettageprozess explizit modelliert werden. Für den Letzteren muss das plastische Verhalten des Hybrides nach dem Überschreiten der Fließgrenze des Liners mathematisch formuliert werden. Hierfür wird, auf Versuchen aufbauend, ein Modell für eine bilinear isotrop-verfestigende Linersteifigkeit entwickelt.

Am Ende soll ein neuartig erweitertes Hybridscheiben-Modell stehen, welches parametrisch den komplexen zweidimensionalen Beanspruchungszustand eines Elementes des zylindrischen Bereiches eines Druckbehälters schichtweise simuliert. Der Beanspruchungszustand wird als Funktion der Material-, Fertigungs- sowie Betriebsparameter, die wiederum abhängig von der Temperatur formuliert sind, dargestellt. Damit sollen Erkenntnisse darüber gewonnen werden, wie sensitiv sich Schwankungen der Parameter auf den Spannungszustand auswirken.

Das Modell berücksichtigt weder zeitabhängige Innendruck- oder Temperaturbelastungen noch Effekte in Form von Kriechen oder Relaxation, die aktuell Gegenstand umfang-

reicher Forschungsarbeiten sind und u. a. von Nikos in [Nik94] sowie von Ahic und Talreja in [Ahc06] vorgestellt werden.

Die Simulationen und Parametervariationen werden für ein konkretes Design eines Typ-III-Behälters vorgestellt, wobei das erweiterte Hybridscheiben-Modell für beliebige Hybriddesigns gültig ist.

Der rote Faden, der die Arbeit durchzieht, gestaltet sich wie folgt:

Kapitel 2 stellt die umfangreichen Versuche an Werkstoffen sowie am Hybridbehälter vor, welche notwendig sind, um Eingangsparameter für das Modell zu erhalten bzw. um es zu validieren. Die Versuche werden beschrieben und Rohdaten vorgestellt.

Kapitel 3 zeigt einleitend, welche Wege der mathematischen Formulierung für die Beschreibung des physikalischen Problems möglich sind. Es erläutert hierfür mögliche Lösungsverfahren und stellt diese dem schließlich ausgewählten Weg gegenüber. Daran anschließend wird detailliert die Entwicklung des erweiterten Hybridscheiben-Stoffgesetzes beschrieben. Es baut sich sukzessive auf beginnend mit der Hybridsteifigkeitsmatrix, gefolgt von der Beschreibung der Belastungszustände im Betrieb sowie in der Fertigung. Schließlich wird durch Zusammenführen der Steifigkeitsmatrix mit dem Belastungszustand das erweiterte Hybridscheiben-Stoffgesetz entwickelt. Abschließend wird auf die Nichtlinearitäten des Strukturverhaltens eingegangen.

Kapitel 4 interpretiert die Ergebnisse der Versuchsreihen aus Kapitel 2 und validiert mit den Messdaten die Simulationen des erweiterten Hybridscheiben-Modells. Es werden darüber hinaus weitere Simulationen für eine Sensitivitätsanalyse der Einflussparameter durchgeführt, um das Verständnis bezüglich der Physik des Hybridbehälters zu erweitern.

Kapitel 5 gibt eine kurze Zusammenfassung der Arbeit sowie ihrer Ergebnisse und zeigt Perspektiven für weitere Untersuchungen auf, um die verbleibenden Wissenslücken bezüglich des Strukturverhaltens eines Hybridbehälters vollends zu schließen.

1.3 Literaturübersicht

Da sich die Problemformulierung in der vorliegenden Arbeit als interdisziplinäre Fragestellung erweist, müssen verschiedene Disziplinen wie die Compositemodellierung, die Hybridwerkstoff-Modellierung sowie die Plastizitätstheorie miteinander verbunden werden, um ein Strukturmodell herzuleiten, das die oben gestellten Anforderungen umfassend erfüllt. Ergänzend zur Literaturübersicht erscheint es sinnvoll, Literaturstellen mit direktem Bezug zur Modellierung an den entsprechenden Stellen im Text zu nennen.

Das Strukturverhalten von **Hybridbehältern** sowie deren analytische Beschreibung sind schon seit längerer Zeit Thema einer Vielzahl von Veröffentlichungen. Als eines der ersten Standardwerke aus den 70er Jahren des letzten Jahrhunderts, das sich u. a. mit der Auslegung sowie der Produktion von im Wickelprozess hergestellten Hybriddruckflaschen befasst, ist das Werk von Harvey [Har74] erschienen.

Teply stellt in [Tep85] eine analytische Simulation des Strukturverhaltens von Hybridbehältern vor, wobei er explizit den Autofrettageprozess simuliert jedoch nur für einen Typ-II-Behälter und somit nur einachsig. Völzke stellt ebenso nur einachsig in [Voe91] eine Designoptimierung eines Typ-II-Behälters mittels der Netztheorie vor, in der er auch die Faservorspannung simuliert, jedoch nicht den Autofrettageprozess. Durch die Verwendung der Netztheorie finden die Harzeigenschaften im Modell keine Berücksichtigung. Lifshitz stellt in [Lif95] einen ähnlichen Ansatz wie Teply vor, verwendet jedoch ein entkoppeltes Scheiben-Platten-Modell. Die Autofrettagesimulation stellt er nur einachsig dar. Auch Barbero befasst sich in [BaE98] und [BaE03] mit der Simulation des Strukturverhaltens von Hybridbehältern und der Modellierung des Autofrettageprozesses. Er stellt den Autofrettageprozess ebenfalls nur einachsig dar und verwendet keine Faservorspannung, jedoch untersucht er den Temperatureinfluss auf den Autofrettageprozess. Costa stellt in [Cos97] eine Simulation vor, in der er aufwendig den schichtweisen Wickelprozess modelliert. Ebenso modelliert er den Autofrettageprozess, indem er eine multilineare Verfestigung des Liners im plastischen Bereich berücksichtigt. Er berücksichtigt jedoch nicht den Temperatureinfluss. Krieger simuliert in [Kri03] ebenfalls aufwendig den Wickelprozess in seinem FE-Modell. Ebenso stellt Kobayashi et al. in [Kob07] ein FE-Modell eines Hybridelementes vor. Er modelliert detailliert das elastisch-plastische Verhalten eines Hybridrohres mittels eines bilinearen Ansatzes, jedoch ohne Berücksichtigung des Temperatureffektes. Eine der aktuellsten Veröffentlichungen ist von Thesken et al., in der er in [The07] eine ausführliche analytische Scheibensimulation eines mit Aramidfaser umwickelten Druckbehälters vorstellt. Er simuliert vereinfacht den Eigenspannungszustand aus dem Autofrettage- sowie aus dem Wickelprozess, ohne jedoch den Temperatureinfluss zu berücksichtigen. In seinem Resümee weist er auf die große Bedeutung der Fertigungseigenspannungen auf den lebensdauerbeeinflussenden Eigenspannungszustand hin. Jakobi diskutiert detailliert in [Jak87] die Abweichungen zwischen dickwandiger und dünnwandiger Theorie bei der Strukturanalyse von Compositerohren. Novak zeigt in [Nov05] sowie [Nov06] in einer der ersten Arbeiten den umfassenden Einfluss der Dickwandigkeit auf die Strukturoptimierung von Hybridbehältern. Er reduziert sein analytisches Hybridmodell auf ein Zweikomponentenmodell (Liner- und Compositeschicht). Dieses berücksichtigt zwar den Eigenspannungszustand, er wird allerdings nicht explizit berechnet, sondern als Konstante implementiert. Ebenso berücksichtigt das Modell nicht den Temperatureinfluss.

Die analytische Erfassung des **Composites** stellt in dieser Arbeit einen großen Bereich dar. Hierzu sind für die Modellierung die Standardwerke von Tsai [Tsa87] und als aktuellstes das von Schürmann [Sch05] sowie die VDI Richtlinie 2014 [VDI06] zu nennen. Darüber hinaus muss auch das ausführliche Werk von Barbero [BaE07] genannt werden, welches sich mit der Finite-Elemente-Modellierung von Compositen befasst.

Gädke widmet sich in [Gae88] intensiv den Abhängigkeiten der Compositeigenschaften von Temperatur und Feuchte. Seine Berechnungen validiert er mit umfangreichen Versuchsreihen. In dem Forschungsbericht des DLR stellt Schulte in [ScK92] umfas-

sende Erkenntnisse zu den mechanischen Eigenschaften von Faserverbunden in Polymermatrix vor.

Trappe formuliert in [Tra02] detailliert Versagensmechanismen sowie das Ermüdungsverhalten von Kohlefaser-Compositen. Noch umfassender werden die Fehlermechanismen in Compositen in den Ergebnissen des Sonderforschungsbereiches (SFB381), die in [SFB06] zusammengefasst sind, diskutiert. Aufbauend auf dem Standardwerk von Puck [Puc96] entwickelt Knops in [Kno03] die vom Zwischenfaserbruch abhängige Steifigkeitsdegradationstheorie von Puck weiter, die auch in der vorliegenden Arbeit aufgenommen wurde.

Das Verständnis um das plastische Verhalten des metallischen Liners, wie es im **Autofrettageprozess** zu beobachten ist, kann in den Standardwerken von Betten [Bet01] und Lubarda [Lub01] vertieft werden. Schön stellt in [ScM95] die Simulation des Autofrettageprozesses unter der Berücksichtigung des Bauschingeres (Druckfließen) bei Einspritzpumpen vor. Thumser und Alegre et al. stellen in [Thu02] und in [Ale07] ebenso eine Simulation des Autofrettageprozesses inklusive des Bauschinger-Effektes für Stahlflaschen vor. Thumser validiert seine Ergebnisse experimentell, indem er das eigenspannungsabhängige Risswachstum bestimmt. Alle drei Arbeiten beziehen sich ausschließlich nur auf isotrope Werkstoffe.

Hauptsächlich in der Luftfahrtindustrie wird der **Hybridwerkstoff** GLARE eingesetzt. Dieser wird ebenso wie im hier vorgestellten Modell in einer geschlossenen analytischen Formulierung, basierend auf der CLT modelliert, wie bei Verolme in [Ver95] vorgestellt. Vries et al. gehen in [Vri99] detailliert auf das plastische Verhalten ein, welches mittels eines bilinearen Ansatzes modelliert wird. Beide Arbeiten betrachten das Problem nur für eine Belastungsrichtung. Allgemeine Beschreibungen zu GLARE liefert das umfassende Buch von Vlot und Gunnink [Vlo01].

2 Experimentelle Untersuchungen am Hybridbehälter

Für das abzuleitende analytische Modell, sind Eingangsparameter erforderlich, die die spezifische Hybridbehältercharakteristik beschreiben. Da diese Parameter nicht aus der Literatur zu beziehen sind, werden diese experimentell ermittelt. Die umfangreichen Versuchsserien wurden an einem konkreten Typ eines Composite-Hybriddruckbehälters sowie dessen Einzelkomponenten durchgeführt. Die verwendeten Typ-III-Behälter, welche in der vorliegenden Arbeit als Referenzbehälter dienen, sind aus einem Aluminiumliner mit Kohlefaserumwicklung aufgebaut. Sie sind für die Verwendung im Automotive-Bereich mit einem Betriebsdruck von 20 MPa ausgelegt.

Die Voruntersuchungen am Harzsystem und am Aluminiumliner liefern die notwendigen Eingangsparameter, die für die analytische Modellierung benötigt werden. Die Untersuchungen am Gesamtbehälter dienen der Charakterisierung des Strukturverhaltens unter verschiedenen Fertigungs- und Betriebsparametern. Diese experimentell ermittelten Werte werden später in Kapitel 4 herangezogen, um die analytische Simulation zu validieren.

2.1 Voruntersuchungen an Reinharzproben

In der vorliegenden Arbeit wird ausschließlich das Epoxidharz-Härterssystem Bakelite EPR L 1100 – Bakelite EPH 161 [Bak04] betrachtet. Dieses Epoxidharzsystem wird auch im betrachteten Referenzdruckbehälter verwendet.

2.1.1 Grundlagen

Neben der weit verbreiteten Gruppe der Duroplaste, zu denen Epoxidharz gehört, gibt es auch noch die ebenso verbreiteten Thermoplaste. Auf diese soll hier allerdings nicht weiter eingegangen und auf entsprechende Literatur von Schürmann und Heißler ([Sch05], [Hei86]) verwiesen werden. Die in diesem Kapitel beschriebenen Versuche liefern den temperaturabhängigen E-Modul $E(T)$ und den Ausdehnungskoeffizienten $\alpha_{Temp\ Harz}(T)$ des Harzes, die für die nichtlineare Modellerweiterung in Kapitel 3.6.1 benötigt werden.

Die Aufgaben der Harzmatrix in einem **Mehrschichtfaserverbund** (MSV) besteht zum einen im Stützen der eingebetteten Fasern bei Druckbelastung parallel zur Faser (Verhindern des Ausknickens) und zum anderen in der Übertragung von Schubbelastungen zwischen den einzelnen Fasern sowie im Übertragen von Zug/Druckbelastungen quer zur Faser. Ebenso verteilt die Harzmatrix die Belastung auf die gesamte Tragstruktur.

Die Designphilosophie bei der Verwendung von Verstärkungsfasern besteht darin, dass der Hauptteil der äußeren Belastung durch die Fasern mit ihrer höheren Steifigkeit und Festigkeit aufgenommen wird. Bei optimaler Auslegung eines MSV ist die Verstärkungs-faser üblicherweise in Richtung des Lastpfades ausgerichtet. Für die optimale Lastaufnahme durch die Faser muss der E-Modul der Harzmatrix geringer sein. Jedoch

ist hierbei zu beachten, dass bei faserparalleler Druckbelastung und bei Zug/Druckbelastung quer zur Faser der E-Modul der Harzmatrix entscheidend für die Gesamtsteifigkeit des MSV ist und deshalb wiederum nicht zu gering sein darf. Um die höhere Festigkeit der Faser auszunutzen, muss die Bruchdehnung der Harzmatrix höher sein als die der Faser.

Die Prozessparameter Temperatur, Feuchte und Aushärtungszeit bei der Herstellung des MSV haben eine große Auswirkung auf dessen endgültige Materialeigenschaften. Nachdem die zwei Reaktionspartner Harz und Härter in dem erforderlichen stöchiometrischen Verhältnis gemischt sind, befindet sich die sog. Glasatemperatur T_g noch weit unter der Raumtemperatur (RT), womit die Harzmatrix noch flüssig ist. Als T_g ist die Übergangstemperatur des Polymers von fest zu zäh bzw. glasartig zu gummiartig definiert.

Mit zunehmendem Fortschreiten der exothermen Aushärtungsreaktion vernetzen sich die Ketten der Duroplast-Matrix mehr und mehr miteinander zu dreidimensionalen Makromolekülen. T_g steigt an auf übliche Endwerte von ca. +90 °C bis +300 °C je nach Harz-Härter-System und Fertigungsprozess. Je höher der Vernetzungsgrad ist, umso höher sind die Steifigkeits- und Festigkeitswerte sowie T_g . Aus diesem Grund muss darauf geachtet werden, dass die Harzmatrix während der Aushärtung nicht „einfriert“. Darunter versteht man, dass die Ketten auf Grund ihrer abnehmenden Beweglichkeit im Erstarrungsprozess nicht mehr zueinander finden, um sich zu vernetzen. Dieses kann verhindert werden, indem bei der Fertigung die Temperatur im hohen Bereich gehalten wird und am Ende ein sog. Temperprozess, in dem das Bauteil über eine definierte Zeit aufgeheizt wird, gefahren wird. Durch diesen können sich die Ketten mit einhergehender Verbesserung der mechanischen Eigenschaften weiter vernetzen. Allerdings ist nach der Vernetzung ein Lösen der Verbindung durch Temperatureintrag nicht mehr möglich. Lediglich die Steifigkeits- und Festigkeitswerte verringern sich deutlich durch höhere Temperaturen. Dies ist der entscheidende Unterschied zu den Thermoplasten, die sich bei Überschreiten der Glasatemperatur wieder frei verformen lassen. Bei den verwendeten Reinharzproben sowie beim Referenzbehälter wurde der Temperprozess mit +90 °C gefahren.

Der Temperatureinsatzbereich eines Druckbehälters variiert von -40 °C bis +65 °C bei Erdgas und +85 °C bei Wasserstoff (siehe Richtlinien [ECE01] und [GRP03]). In diesem Temperaturbereich verhalten sich, im Gegensatz zu den metallischen Werkstoffen, die Kunststoffe bzw. die Polymere nicht ideal-elastisch, sondern viskos-elastisch. Dies bedeutet, dass zum quasi zeitinvarianten elastischen Anteil (spontan reversibles Verhalten) immer auch ein zeitvarianter viskoser Dämpfungsanteil (teilweise irreversibel durch Umwandlung der Verformungsarbeit in Wärme) in Form von Relaxation (Spannungsabbau bei konstantem Verzerrungszustand) und Kriechen (Verzerrungszunahme bei konstantem Beanspruchungszustand) hinzukommt. Die genauen Definitionen können der DIN Norm 13343 [DIN94-2] entnommen werden. Alle Anteile sind jeweils unterschiedlich zeit-, beanspruchungs- und temperaturabhängig (siehe [Dal06]).

Die nachfolgenden Untersuchungen haben den deutlichen Einfluss der Temperatur und der Zeit auf die mechanischen Eigenschaften der Harzmatrix gezeigt. Diese veränderlichen Eigenschaften machen sich vor allem in den harzdominanten Belastungsrichtungen des MSV bemerkbar. Unter den harzdominanten Richtungen sind in dieser Arbeit alle Richtungen definiert, die aus der Faserrichtung herausgedreht sind und sich somit die Harzeigenschaften im MSV deutlicher abzeichnen, wie es z. B. im Extremfall bei einer Belastung quer zur Faserausrichtung ist.

Es wurden drei unterschiedliche Messserien an Reinharzproben, die genau unter den Fertigungsbedingungen des Referenzbehälters hergestellt wurden, durchgeführt. Im Zugversuch wurde der E-Modul im elastischen Bereich bei RT bestimmt. In der DMTA (**D**ynamisch-**M**echanische **T**hermoanalyse) wurden der temperaturabhängige E-Modul $E(T)$ sowie die Glasübergangstemperatur ermittelt. Die TMA (**T**hermo **M**echanische **A**nalyse) lieferte den temperaturabhängigen Ausdehnungskoeffizient $\alpha_{Temp\ Harz}(T)$. Da die DMTA Messung in der Regel nur den qualitativen und nicht den quantitativen Verlauf liefert, wurden die Messwerte mit denen des Zugversuches kalibriert.

Die DMTA sowie TMA sind thermische Messverfahren, die durch den Aufwärmprozess einen Einfluss auf den Vernetzungsgrad der Proben haben. Mit diesem Einfluss sowie mit der Problematik des „Einfrierens“ der Harzmatrix und der messtechnischen Abbildung befassen sich Stark et al. [Sta00]. Aus diesem Grund wurden immer nur die Messreihen ausgewertet, bei denen die Temperatur hochgefahren wurde. Die DMTA zeigt deutlich das zeitabhängige Strukturverhalten des Harzes. Da das im Folgenden vorgestellte Modell ausschließlich den zeitinvarianten Bereich simulieren soll, werden nur die Messdaten verwendet, die einer quasi statischen Belastung entsprechen

2.1.2 Zugversuch zur Bestimmung des E-Moduls bei Raumtemperatur

Für die Bestimmung des E-Moduls bei RT wurden nach DIN 53 504 [DIN94] aus Reinharzproben Schulterstäbe der Form S2 mit einem Prüfquerschnitt von 8 mm² gefertigt. Diese wurden in einer einachsigen Spindelzugmaschine mit einer Prüfgeschwindigkeit von 6 mm/min bis zum Versagen gezogen.

Die Dehnung für die E-Modulbestimmung im elastischen Bereich wurde zum Anfang der Messung mittels eines angeklebten Feinwegaufnehmers bestimmt. Danach wurde dieser, um Beschädigungen zu vermeiden, weggeschwenkt und die weitere Messung über den Traversenweg fortgeführt.

Bei den Kunststoffproben ergibt sich das Problem, dass eine randstörungsfreie Einspannung schwer zu realisieren ist. Hierdurch ergeben sich ebenso wie durch die geringen Belastungskräfte sowie die hohen Dehnungen, Streuungen der Versuchsergebnisse. Um die Versuchswerte statistisch abzusichern, wurden 11 Zugversuche unter identischen Randbedingungen durchgeführt. Die statistische Auswertung, wie sie bei Hartung in [Har05] und Schueller in [Sue81] ausführlich beschrieben ist, zeigt, dass die Versuchsergebnisse einer Gaußverteilung folgen und einen Mittelwert für den E-Modul

von 3236 MPa ergeben. Die Versuchswerte sind in Tabelle 6-2 und die statistische Auswertung in Tabelle 6-3 im Anhang 6.1 aufgeführt.

2.1.3 DMTA Untersuchung zur Charakterisierung des E-Moduls

Für die analytische Simulation soll der E-Modul des Harzsystems als Funktion der Temperatur bestimmt werden. Mit der hierfür verwendeten DMTA werden der elastische und der Relaxationsanteil des Strukturverhaltens des Harzes erfasst. In der Makromolekular Chemie werden diese beiden Anteile als Speichermodul E' und Verlustmodul E'' bezeichnet. E' ist ein Maß für die Fähigkeit, Deformationsenergie elastisch zu speichern. Dies entspricht dem Wert des herkömmlichen E-Moduls jedoch mit der Erweiterung, dass dieser noch temperaturabhängig ist. E'' ist das Maß für den Energieverlust. Wird dieser Wert maximal, zeigt dieses das Erreichen der Glasatemperatur T_g an.

Bei dem Messverfahren wird der Prüfkörper in Form eines Biegebalkens (Dreipunkt-Biegeversuch) mit einer erzwungenen Schwingung bei konstanter Frequenz belastet. Hierbei wird die Temperatur in der abgeschlossenen Prüfkammer homogen von -100 °C bis auf $+150\text{ °C}$ erhöht. Diese Temperaturserien werden für verschiedene Frequenzen wiederholt. Über die Durchbiegung und die bekannte Geometrie der Probe kann der temperaturabhängige E-Modul bestimmt werden. Durch die unterschiedlichen Frequenzen f kann der Einfluss der jeweiligen Belastungszykluszeit $1/f$ bzw. Belastungsgeschwindigkeit auf den E-Modul ermittelt werden. Da in der vorliegenden Arbeit nur quasistatische Beanspruchungen betrachtet werden, wird die Frequenzabhängigkeit im Folgenden nicht weiter berücksichtigt.

Eine weitere Aussage, den die DMTA liefert, ist die Information über den Vernetzungsgrad des Polymers. Bei diesem thermischen Verfahren wird die Probe erwärmt von tiefen Temperaturen im Glasatemperaturbereich durch den Glastransitionsbereich bis in den Gummitemperaturbereich. Bei den hohen Temperaturen werden die schon einmal eingefrorenen Ketten wieder beweglich und können sich weiter vernetzen. Die Folge ist, dass nach dem Abkühlen der E-Modul ebenso größer wird wie auch der Wert der Glasatemperatur ansteigt. Der Aufwärm- und Abkühlprozess vom Glasbereich über den Transitionsbereich bis hin zum Gummibereich ist reversibel und quasi beliebig oft fahrbar. Bei zu hohen Temperaturen jenseits T_g zersetzt sich jedoch das Epoxidharz irreversibel. Diese Temperatur wird Zersetzungstemperatur genannt und ist aus strukturmechanischer Sicht nicht relevant, da bereits der Bereich unmittelbar unterhalb der T_g zu vermeiden ist. Dieses typische Verhalten von Polymeren ist ausführlich bei Mahieux und Reifsnider [Mah01] sowie bei Richeton et al. [Ric05] beschrieben. Die DMTA hat gezeigt, dass die untersuchten Reinharzproben einen sehr hohen Vernetzungsgrad besitzen, da sie kaum noch während der Messung nachvernetzen.

In Bild 2.1 sind der Speichermodul und der Verlustmodul der DMTA Messungen sowie die charakteristischen Betriebsbereiche eines Kunststoffes dargestellt. Es zeigt sich, dass selbst im Glasatemperaturbereich kein konstanter Wert des E-Moduls (Speichermodul E') vorliegt. Kommt die Temperatur in den Transitionsbereich, fällt der E-Modul rapide ab bis

zum Gummiplateau. Der Verlauf des Dämpfungsmoduls E'' zeigt mit seinem Peak im Bereich der Glastransition das Erreichen der Glasstemperatur T_g an. T_g entspricht auch der Tempertemperatur, die bei der Herstellung des Harzsystems während der Produktion eingestellt wurde. Der Glastransitionsbereich besitzt keine exakten Grenzen sondern kontinuierliche Übergänge.

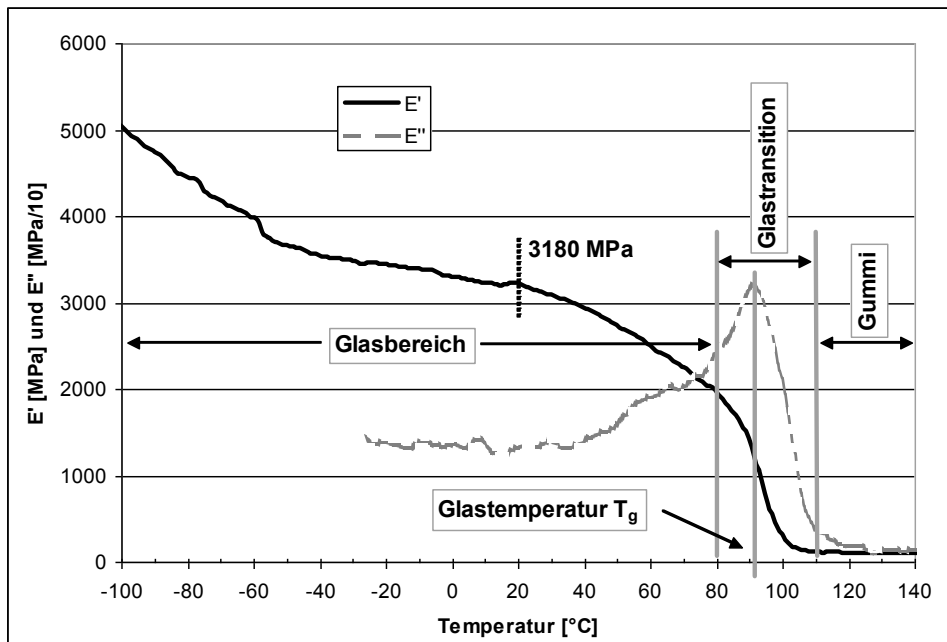


Bild 2.1: Verhalten des Speicher- (E') und Verlustmoduls (E'') in den Bereichen Glas, Glastransition und Gummi.

Für die quasi statische Belastungskurve wird für +20 °C (RT) ein E-Modul von 3180 MPa ermittelt. Dieser Wert korreliert sehr gut mit dem gemessenen Mittelwert von 3236 MPa der Zugversuche aus Kapitel 2.1.2 und Werten aus der Literatur. Für die weitere Modellierung wird der Wert von 3180 MPa bei +20 °C festgelegt.

2.1.4 TMA Untersuchung zur Charakterisierung des Ausdehnungskoeffizienten

Wie oben gezeigt wurde, ist der E-Modul des Harzes stark temperaturabhängig. Untersuchungen des DLR Braunschweig ([Sch05]) zeigen, dass Epoxidharze nur über bestimmte Bereiche einen konstanten Ausdehnungskoeffizienten $\alpha_{Temp\ Harz}$ besitzen. Bild 2.2 zeigt den temperaturabhängigen Verlauf der Wärmeausdehnungskoeffizienten verschiedener Epoxidharze.

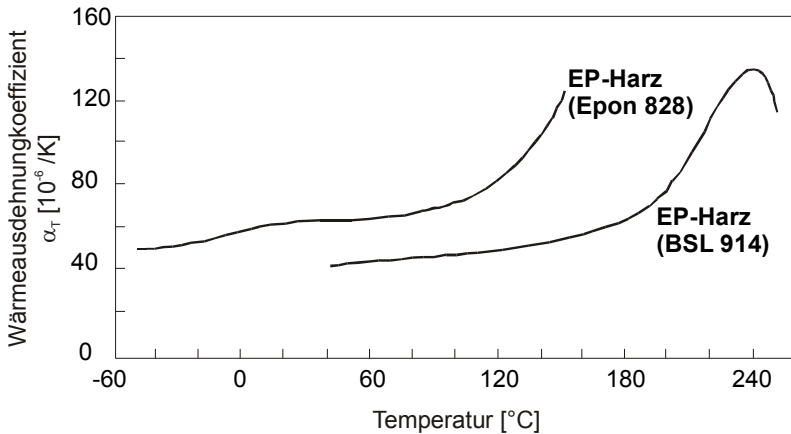


Bild 2.2: Wärmeausdehnungskoeffizient verschiedener Harzsysteme in Abhängigkeit der Temperatur, nach Messungen des DLR, Braunschweig.

Für die Bestimmung des temperaturabhängigen Wärmeausdehnungskoeffizienten der betrachteten Harzmatrix mittels der TMA wird aus den Reinharzproben ein Würfel mit definierter Geometrie ($L_0 = 1 \text{ mm} \times 1 \text{ mm} \times 1 \text{ mm}$) gefertigt. Dieser wird mit einer konstanten Kraft über einen Stempel belastet, während er in einem abgeschlossenen Prüfraum homogen von -50 °C bis $+150 \text{ °C}$ erwärmt wird. Dabei wird die thermische Längenänderung des Würfels bei steigender Temperatur gemessen, wie es in Bild 2.3 dargestellt ist. Der Glastransitionsbereich ist zwischen $+80 \text{ °C}$ und $+110 \text{ °C}$ durch die Änderung der Steigung des Verlaufes zu erkennen.

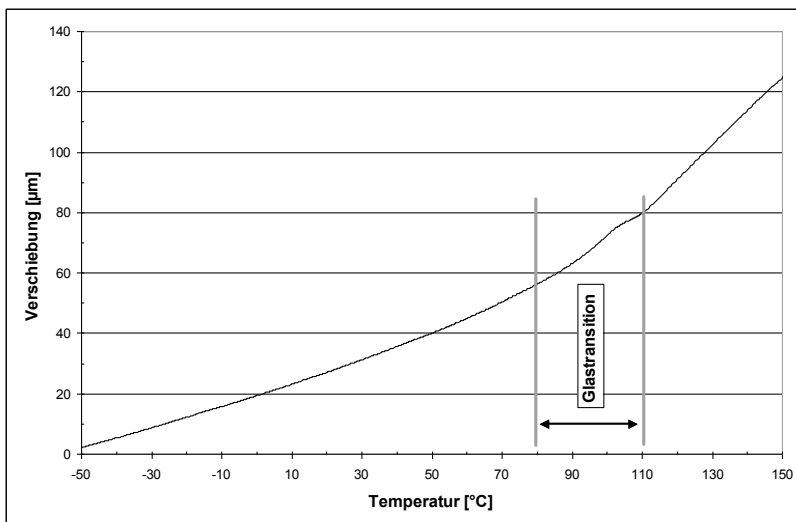


Bild 2.3: Absolute Längenänderung der Harzprobe in Abhängigkeit der Temperatur.

Mit der bekannten Ausgangslänge L_0 kann für das Temperaturintervall und der dazugehörigen absoluten Längenänderung der Ausdehnungskoeffizient $\alpha_{Temp\ Harz}$ bestimmt werden.

$$\alpha_{Temp\ Harz} = \frac{\Delta L}{L_0 \cdot \Delta T} \quad (2.1)$$

Wählt man das Temperaturintervall ΔT klein, wie z. B. in Bild 2.4 mit $\Delta T = 2^\circ\text{C}$, so kann der temperaturabhängige Ausdehnungskoeffizient $\alpha(T)_{Temp\ Harz}$ für die jeweilige Temperaturstufen im Gesamtbereich von -50°C bis $+150^\circ\text{C}$ bestimmt werden.

$$\alpha_{Temp\ Harz}(T) = \frac{\Delta L(T)}{L_0 \cdot \Delta T(T)} \quad (2.2)$$

In Bild 2.4 sind für drei Temperaturintervalle die Verläufe von $\alpha(T)_{Temp\ Harz}$ dargestellt. Für $\Delta T = 2^\circ\text{C}$ und $\Delta T = 5^\circ\text{C}$ ist der Unterschied nahezu nicht zu erkennen. Für $\Delta T = 10^\circ\text{C}$ ist die Kurve leicht verschoben. Wie im Bild 2.3 ist auch hier der Einfluss von T_g im Bereich von ca. $+80^\circ\text{C}$ bis $+110^\circ$ deutlich zu erkennen. Bei Überschreiten von T_g nimmt der Ausdehnungskoeffizient ab und zum Ende des Transitionsbereiches nimmt er wieder über das Ausgangsniveau zu. Das Ausbrechen des Kurvenverlaufes bei $+50^\circ\text{C}$ ist ein Messfehler, der durch das Nachrücken des Messstempels während der Messung verursacht wurde. Die Temperaturabhängigkeit des Ausdehnungskoeffizienten hat auch Schürmann in [Sch89] festgestellt.

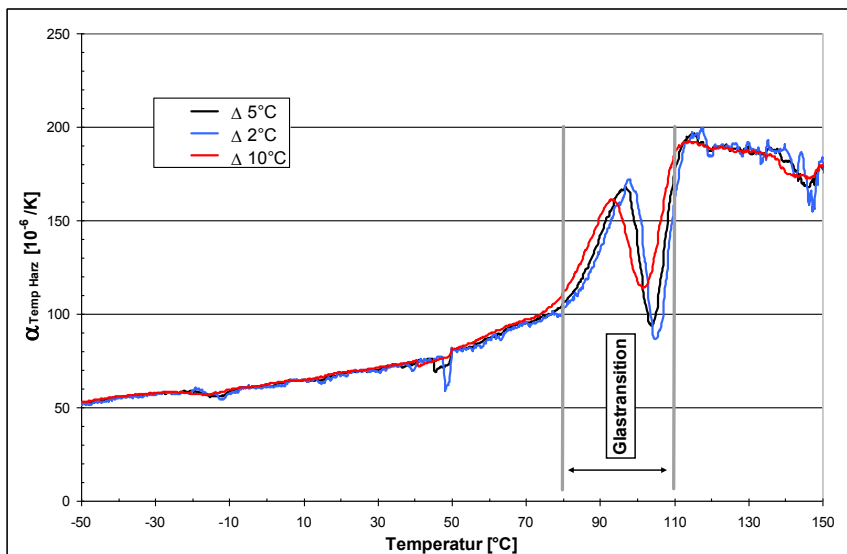


Bild 2.4: Temperatureausdehnungskoeffizient $\alpha(T)_{Temp\ Harz}$ für drei verschiedene Temperaturintervalle.

2.2 Voruntersuchungen am Metallliner

Wie bereits erwähnt, wird im Autofrettageprozess der Behälter beim erstmaligen Bedrücken soweit belastet, dass der Liner der Hybridstruktur die Fließgrenze überschreitet und in den plastischen Bereich kommt, wobei sich hier die Composite-schicht – abgesehen vom Auftreten von Zwischenfaserbrüchen, auf die später in Kapitel 3.6.3 eingegangen wird – noch im linear elastischen Bereich befindet.

Für die Modellierung dieses Fließprozesses, die in Kapitel 3.6.4 beschrieben wird, ist es wichtig, das spezifische zweiachsige Fließverhalten des Metallliners unter Innendruck zu charakterisieren. In der Literatur sind in der Regel nur Werte für den einachsigen Zug/Druckversuch wie z. B. bei Boller und Seeger [Boll87] zu finden. Normalerweise wird der mehrachsige Beanspruchungszustand mittels Werkstoff- bzw. Versagenshypothesen mit den entsprechenden Modellvereinfachungen auf einachsige Versuchswerte übertragen, wie es z. B. von Betten in [Bet01] und Lubarda in [Lub01] vorgestellt wird. Diese Übertragung berücksichtigt jedoch nicht den Geometrieinfluss sowie eventuelle orthotrope Werkstoffeigenschaften bedingt durch den Walz- bzw. Schmiedeprozess des Liners.

Um akkurate Parameter in das Simulationsmodell zu implementieren, die das reale zweiachsige Strukturverhalten in einem hohen Maße wiedergeben, wurden Bauteilversuche am Metallliner des gleichen Typs, wie er im Referenzbehälter verwendet wird, durchgeführt. Hierbei wurde dieser über die Fließgrenze bis zum Bersten belastet. Ziel der Versuche war es, Bauteilparameter zu ermitteln, mit denen in Kapitel 3.6.4, mittels eines Ramberg-Osgood Ansatzes die Dehngrenze $R_{p0,01}$, der Sekantenmodul im linearen Bereich $E_{elastisch}$ sowie der Tangentenmodul im plastischen Bereich $E_{plastisch}$ für den zweiachsigen Beanspruchungszustand bestimmt werden. Das daraus entstehende zweiachsige Fließmodell des Liners wird für die Modellierung des Autofrettageprozesses in Kapitel 3.4.3 verwendet.

Liner-Berstversuch

Es wurden zwei Versuche an jeweils identischen Aluminiumlinern durchgeführt mit den folgenden geometrischen Abmessungen:

Tabelle 2-1: Strukturparameter des Liners

Durchmesser [mm]	260
Länge [mm]	1050
Wandstärke [mm]	3
Werkstoff	AA6061-T6

Durch Applikation von Dehnmessstreifen-Rosetten (DMS) – weiterführende Literatur zur DMS-Technik siehe [Hof87] – auf dem Liner im zylindrischen Bereich und Anbringung eines Drucksensors (vergl. Bild 2.5, links) konnte der Druck-Verzerrungsverlauf während

der Innendruckbelastung erfasst werden. Die Belastungsgeschwindigkeit sowie die Parameterbestimmung sind an die Norm für Zugversuche [DIN01] sowie an den ASTM Standard [AST04] angelehnt.

Am geborstenen Liner (Bild 2.5, rechts) sieht man in der Mitte des Risses eine starke lokale, bleibende Plastifizierung, die sich unmittelbar vor dem Versagen im Fließprozess gebildet hat. Dies bedeutet, dass die Messwerte mit steigender Plastifizierung nicht mehr repräsentativ für das globale Strukturverhalten sind. Durch diesen starken lokalen Effekt kommt es zu komplexen geometrisch gekoppelten Verzerrungen. Diese sind in den DMS-Werten zu erkennen, die kurz nach dem Fließen keine einheitlichen Werte mehr liefern.

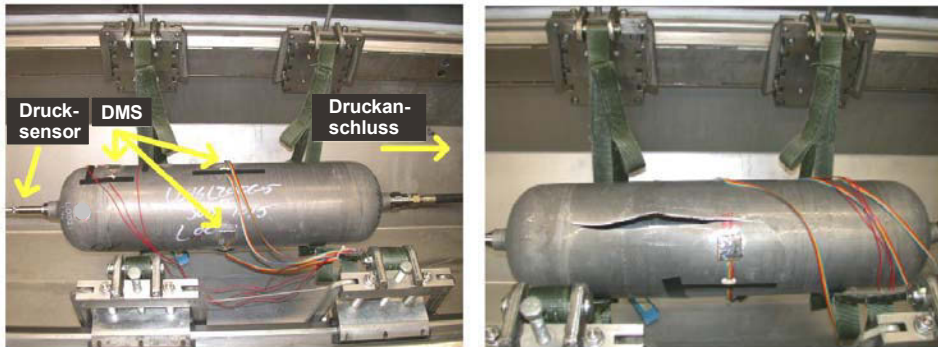


Bild 2.5: Liner in der Prüfkammer vor und nach dem Versuch.

In nachfolgender Grafik sind die gesamten Verzerrungswerte im zylindrischen Bereich der beiden Liner dargestellt. Der Berstdruck lag beim ersten Versuch bei 9,1 MPa und beim zweiten bei 9,6 MPa.

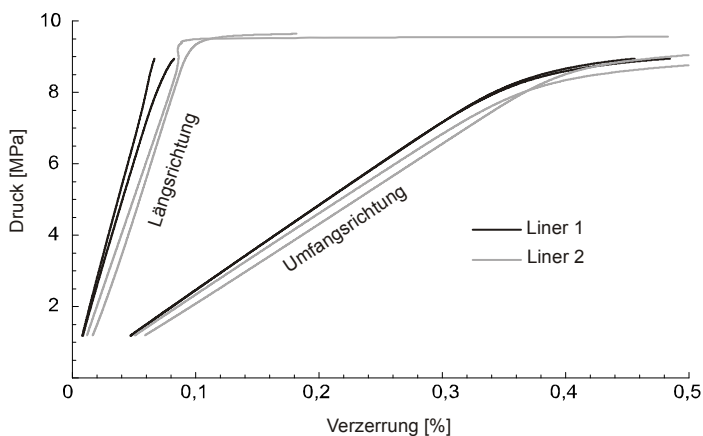
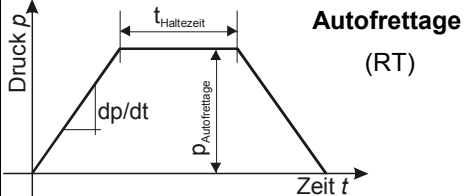


Bild 2.6: Umfangs- und Längsverzerrung im zylindrischen Bereich der beiden Liner für jeweils zwei Messpositionen.

2.3 Messungen am Hybridbehälter

Die umfangreichen Versuchsserien am betrachteten Referenzbehälter dienen der Charakterisierung des Strukturverhaltens und werden zur Validierung des erweiterten Hybridscheiben-Modells herangezogen. Die Betrachtung erstreckte sich insgesamt über neun Composite-Hybridbehälter des gleichen Typs (Typ-III, Kohlefaser umwickelter Aluminium-Liner), die zudem aus dem gleichem Fertigungslos stammen. Die einzelnen Behälterversuche sind in folgender Tabelle 2-2 zusammengefasst.

Tabelle 2-2: Versuchsplan der Hybridbehälter.

			quasi stat. Belastung (nicht zerstörend)	zykl. Belastung (zerstörend)
Behälter:	dp/dt [MPa/min]	t _{Haltezeit} [min]	p _{stat.} = 2 bis 23 MPa	p _{zykl.} = 2 bis 25 MPa
1-2	10 (Referenz)	10 (Referenz)	T = -10 °C; +23 °C; +80 °C	T = -35 °C
3	10	10	T = -10 °C; +23 °C; +80 °C	-----
4-5	10	10	-----	T = +75 °C
6	10	10	Berstversuche (zerstörend)	
7	40	30	-----	-----
8	40	30	-----	-----
9	40	1	-----	-----

Bei allen Versuchen wurden DMS-Messungen und beim Autofrettageprozess noch zusätzlich Schallemissionsmessungen durchgeführt. An den Behältern wurde zuerst der Autofrettageprozess ausgeführt. Anschließend wurden an drei Behältern nichtzerstörende, quasi statische Untersuchungen für drei ausgewählte Temperaturen sowie an vier Behältern zyklische Versuche bis zum Versagen durchgeführt. In einem weiteren Versuch wurde der Berstdruck eines Behälters bestimmt. Die Ergebnisse der zyklischen Versuche werden in Kapitel 4.2.3 herangezogen, um den Einfluss der thermischen Eigenspannungen auf das Ermüdungsverhalten der Behälter darzustellen. Bei diesen

Versuchen wurde eine zeitabhängige Änderung der Steifigkeit festgestellt, die aber hier, da das Modell zeitabhängige Effekte nicht berücksichtigt, nicht weiter kommentiert werden soll. Dennoch sollen die Ergebnisse der Versuche zur Veranschaulichung des komplexen Strukturverhaltens der Composite-Druckbehälter in Kapitel 4.4.1 vorgestellt werden.

2.3.1 Autofrettageprozess

Während des Autofrettageprozesses bei RT wurden die Verzerrungswerte im zylindrischen Bereich mit DMS-Rosetten und die emittierten Schallsignale mittels Schallemissionssensoren erfasst. Um eventuelle Zeitabhängigkeiten des Verzerrungszustandes im Autofrettageprozess zu veranschaulichen, wurde bei drei der neun Behälter die Druckanstiegsgeschwindigkeit schneller gefahren. Von diesen drei Behältern hatten zwei eine längere und einer eine kürzere Haltezeit beim Autofrettagedruck als die verbleibenden sechs, die mit gleichen Referenz-Aufrettageparametern gefahren wurden. Siehe hierzu Übersicht in Tabelle 2-2.

DMS-Messung

Im folgenden Bild 2.7 ist ein typischer Verzerrungs-Druck-Verlauf im Autofrettageprozess dargestellt. Es ist zu erkennen, dass sich im Bereich knapp über 20 MPa die Steigung der Verläufe durch das Einsetzen des Fließprozesses des Liners ändert. Ab einem Druckniveau von ca. $p = 27$ MPa treten starke Sprünge in der Längsverzerrung auf. Zuerst springt die Verzerrung auf einen niedrigeren Wert, läuft dann mit der gleichen Steigung wie vor dem Sprung weiter und steigt dann wieder sprunghaft an, während der Druck mit konstanter Geschwindigkeit weiter gesteigert wird. Dieses Phänomen ist vermutlich ein lokales Ereignis, in dem einzelne Roving- bzw. Filamentstränge verrutschen und die benachbarten in der Bewegung behindern oder mitziehen. Beschreibungen ähnlicher Phänomene konnten in der entsprechenden Literatur nicht gefunden werden.

Während der Haltezeit bei konstantem Autofrettagedruck ist deutliches Kriechen der Struktur durch die weiter steigenden Verzerrungswerte zu erkennen. Bei der Druckentlastung ist der Verlauf nahezu linear, wobei zum Ende durch das Abnehmen der Steigung des Verlaufes ein schwach nichtlineares Verhalten zu erkennen ist. Anschließend an den Autofrettageprozess wurde erneut belastet, um das rein linear-elastische Verhalten über die ursprüngliche Fließgrenze hinaus, die durch den Autofrettageprozess zu einem höheren Druckniveau verschoben wird, abzubilden. Dieser linear-elastische Verlauf bestätigte sich in den Messungen.

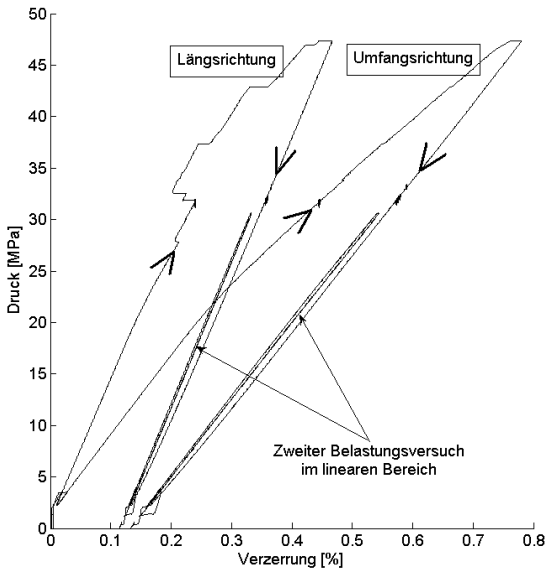


Bild 2.7: Verzerrungen im Autofrettageprozess und in der Zweitbelastung im linearen Bereich. Pfeile deuten die Belastungsreihenfolge an.

In Bild 2.8 sind die Messwerte für die Längs- und Umfangsrichtung bezogen auf den Mittelwert der maximalen Verzerrungen (bei Autofrettagedruck) dargestellt. Da die Behälter bei konstantem Autofrettagedruck in der Druckhaltephase noch weiter plastifizieren, werden jeweils die Verzerrungen am Anfang und am Ende des Halteplateaus gezeigt. Unten links sind die bleibenden Verzerrungen nach vollständiger Druckentlastung dargestellt.

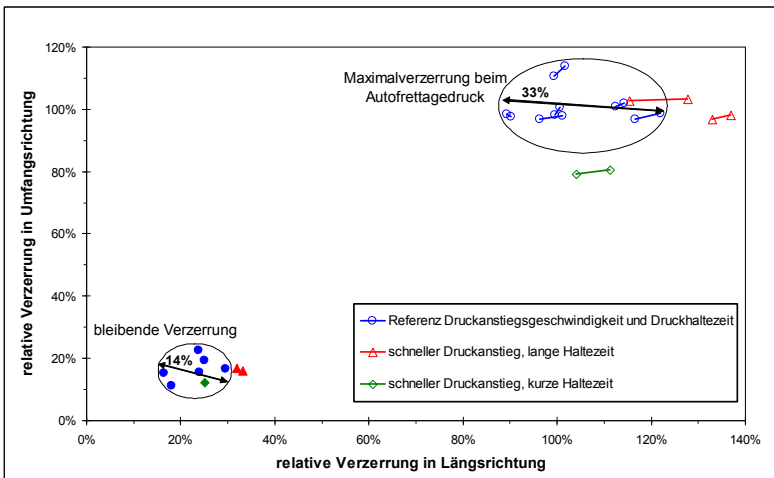


Bild 2.8: Relative Verzerrungen des Autofrettageprozesses.

Betrachtet man zunächst nur den Referenzzustand der Behälter 1 bis 6, die mit den gleichen Autofrettageprozessparametern gefahren wurden, ist zu erkennen, dass die Verzerrungen beim Autofrettagedruck maximal um 33 % und bei der bleibenden Verzerrung maximal um 14 % voneinander abweichen. Diese Schwankungen treten vor allem in der Längsrichtung auf. Die Verzerrungen nehmen trotz der Kesselbeanspruchung in Längs- und Querrichtung ähnliche Werte an. Dies zeigt, dass die Umfangsrichtung durch entsprechende Faserausrichtung wesentlich steifer ist als die Längsrichtung, was wiederum bedeutet, dass die Längsrichtung harzdominant ist und somit durch auftretende Risse in der Harzmatrix größere Schwankungen der Längsverzerrungen auftreten können.

Bei den Variationen der Druckbeaufschlagungsgeschwindigkeit sowie der Haltezeit bei maximalem Autofrettagedruck ist zu erkennen, dass sich diese Ergebnisse am Rande der ‚Ergebniswolke‘ befinden und somit ein Zeiteinfluss vorhanden ist. Allerdings ist es in Anbetracht der großen Streuung des Referenzzustandes schwierig unmittelbare Aussagen über die Auswirkungen der Zeitabhängigkeit zu treffen. Es zeigt sich die Tendenz, dass längere Haltezeiten sowohl höhere maximale Verzerrungen als auch höhere bleibende Verzerrungen hauptsächlich in Längsrichtung liefern. Schnellere Druckbeaufschlagung bewirkt eine geringere maximale Verzerrung. Da das zeitvariante Verhalten der Behälter in der vorliegenden Arbeit nicht weiter berücksichtigt werden soll, wird dieses Verhalten in Kapitel 4 nur kurz beleuchtet.

Wie die Messergebnisse zeigen, ergeben sich hier deutlich größere Messdatenschwankungen als isotrope Werkstoffe bzw. Bauteile üblicherweise aufweisen. Sie spiegeln das komplexe Strukturverhalten der Hybridstrukturen durch die Interaktion der einzelnen Material- sowie Prozessparameter wider. Um die Messungen zur Validierung der Simulationsergebnisse des erweiterten Hybridscheiben-Modells heranziehen zu können, wird aus den Messwerten der Referenzbehälter in Kapitel 4.2.1 der jeweilige Mittelwert gebildet.

Schallemission

In Kapitel 3.5.1 werden die einzelnen Versagensmechanismen des Composites beschrieben. Diese Ereignisse wie Mikrorisse, Zwischenfaserbrüche (ZFB) bzw. Faserfilamentbrüche (kleinste Teilbrüche der Faser) oder Faserbrüche (FB) regen lokal die Struktur zur Schwingung an, die sich dann in Form von Schallwellen vom Entstehungsort über den Behälter ausbreitet. Das Schallemissionsverfahren ist ein zerstörungsfreies Messverfahren, welches diese Schallwellen im Frequenzbereich von 20 kHz bis 2 MHz erfasst.

Es gibt bereits Standards wie [AST99] und [AST02] sowie weiterführende Überlegungen, wie sie von Bohse, Anders et al. in [Boh06] vorgestellt werden, das Schallemissionsverfahren zur Qualifizierung des Fertigungsprozesses von Composite Druckbehältern einzusetzen. Allerdings sind die Messergebnisse bei Compositestrukturen aufgrund ihrer starken Anisotropie sowie bei Hybridstrukturen mit der Interaktion zwischen Faser,

Harzmatrix und Liner mit wesentlich größeren Streuungen und Interpretationsungenauigkeiten behaftet als bei isotropen Strukturen. Die Schallemissionstechnik soll mit dem Verweis auf ausführliche Literatur, wie u. a. von Miller et al. in [Mil05] vorgestellt, an dieser Stelle nicht weiter vertieft werden.

Im Autofrettageprozess werden die Behälter und somit auch das Composite, welches hauptsächlich für die Schallemission verantwortlich ist, zum ersten Mal mit Innendruck belastet. Bei dieser Erstbelastung, bei der die meisten Emissionen auftreten, wird während des Druckanstiegs an den Behältern 1 bis 6 aus Tabelle 2-2 die Schallemission gemessen. Ziel der Messung ist die Charakterisierung der Belastungsstufe für die einsetzenden Schallemissionen der ZFB. Die ermittelten Belastungsstufen sollen in Kapitel 4.2.2 zur Validierung der mit dem erweiterten Hybridscheiben-Modell ermittelten ZFB-Grenze herangezogen werden.

Die ersten Emissionen entstehen durch Interfaceversagen zwischen Faser und Harzbettung, den sog. Adhäsionsbrüchen und Mikrorissen im Harz. Bei weiterer Belastung folgt dem Mikroversagen das Makroversagen in Form von ZFB. Bei den emittierten Schallenergien kann nicht ohne weiteres zwischen den ersten Mikrorissen und den später einsetzenden Makrorissen des ZFB differenziert werden, da sich die unterschiedlichen Ereignisse gegenseitig anregen können. Dies bedeutet, dass unter Umständen ein Mikroriss höhere Schallenergien erzeugen kann als ein Makroriss. Grundsätzlich kann die Aussage getroffen werden, dass es sich bei niedrigem Energieniveau hauptsächlich um Mikrorisse bis zum ZFB handelt. Filament- bzw. Faserbrüche emittieren wesentlich höhere Energieanteile. Es gibt keine eindeutige Grenze zwischen den Bereichen, sondern einen kontinuierlichen Verlauf mit zunehmendem Energieniveau.

Bild 2.9 zeigt für die sechs mit gleichen Autofrettageparametern gefahrenen Behälter die Energiesummen während des Druckanstiegs. Es wird nur der relevante Ausschnitt für die ersten einsetzenden Emissionen dargestellt, um so besser die Schallaktivitäten im niedrigeren Energieniveau abbilden zu können. Die abgebildeten Energiesummen werden ausschließlich durch Mikrorisse und ZFB hervorgerufen. Filamentbrüche sind bei diesem Belastungsniveau unwahrscheinlich und Faserbrüche ausgeschlossen.

Im Verlauf der Energiesumme stellt sich nach anfänglich vereinzelt Emissionen, welche Mikroversagen zugeordnet werden können, ein Bereich mit näherungsweise konstant ansteigender Energiesumme ein. Dieser Bereich der Schallaktivitäten zeigt das Einsetzen von ZFB an. Im Bild ist dieser mit einer grauen gepunkteten Linie und der dazugehörige Mittelwert mit einem Kreis gekennzeichnet. Durch die weiter steigende Belastung nimmt die Schädigungsdichte, welche sich zunehmend gegenseitig beeinflusst, im Composite zu. Dadurch erfährt der Verlauf der Energiesumme einen fortschreitenden progressiven Charakter. Dem dargestellten ZFB-Bereich aus der Schallemissionsmessung ist mit der grauen Strichpunktlinie der analytisch ermittelte Wert aus der Simulation, bei der der erste ZFB theoretisch auftritt (vergl. Kapitel 4.2.2), gegenüber gestellt.

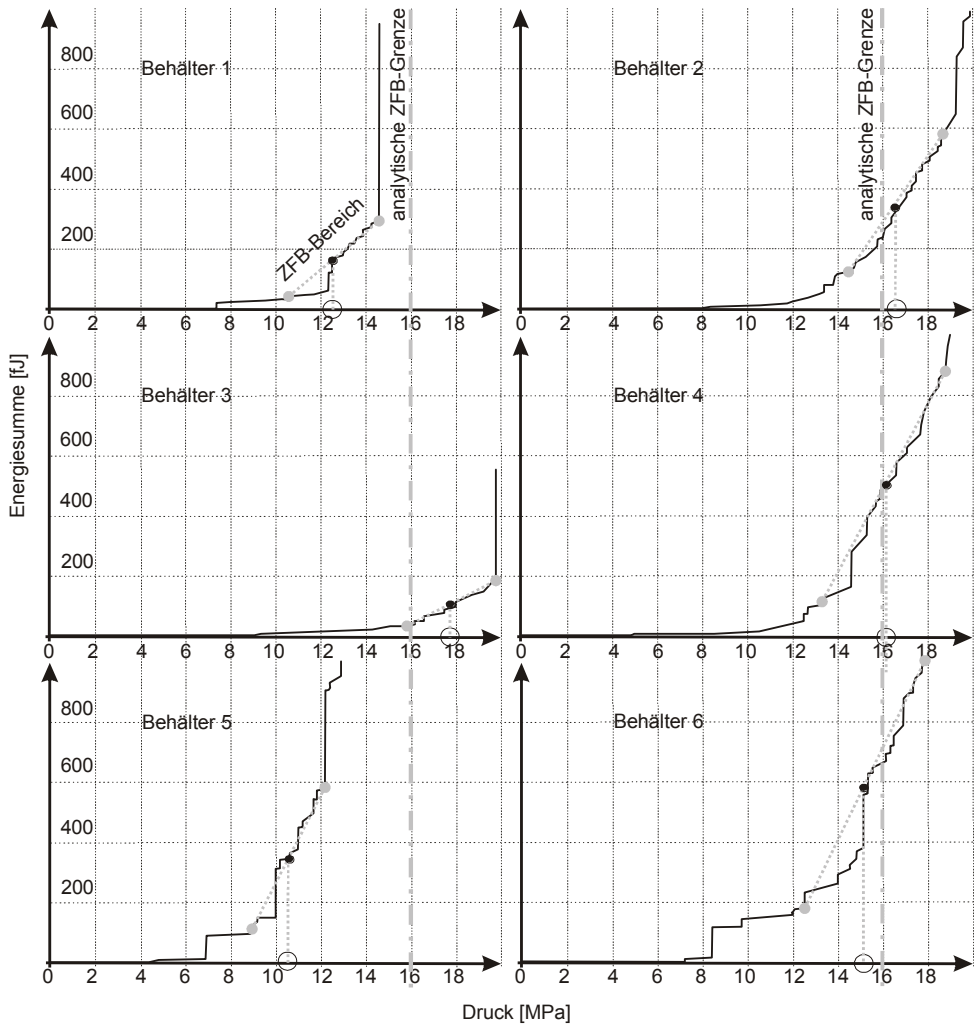


Bild 2.9: Für sechs Behälter gemessene Schallenergiesummen von Schallemissionsereignissen bei steigender Innendruckbelastung (Erstdruckbelastung) sowie analytisch ermittelte ZFB-Grenze.

In der Darstellung ist auffällig, dass Behälter 1 und 5 sehr früh hohe Energiesummen liefern. Wobei Behälter 3 sehr spät einsetzende Schallemission zeigt. Dementsprechend liegen auch die Mittelwerte des ZFB-Bereiches vor bzw. hinter denen der analytisch bestimmten ZFB-Grenze. Das unterschiedliche Einsetzen der Emissionen lässt auf ein unterschiedliches Qualitätsniveau der Behälter schließen. Die Behälter 2, 4 und 6 liefern nicht gleiche aber doch ähnliche Verläufe der Energiesumme. Der Mittelwert des ZFB-Bereiches kommt hier sehr viel näher an den theoretisch berechneten Wert heran. Die unterschiedliche Charakteristik der Behälter lässt auf den unterschiedlichen Grad der Imperfektionen im Composite schließen. Das analytische Modell berücksichtigt nur ein

perfektes Composite und liefert dementsprechend erst bei höherem Druckniveau den ersten ZFB. Die ZFB-Bereiche der Schallemissionsmessungen fangen alle – bis auf Behälter 3 – entsprechend des Grades der Imperfektionen schon bei einem niedrigeren Druckniveau an. Die Thematik der Imperfektionen wird noch ausführlich in Kapitel 4.1 dargestellt.

2.3.2 Statische Belastung nach dem Autofrettageprozess

Um den Temperatureinfluss auf die Hybridsteifigkeit zu quantifizieren, wurden drei Behälter bei den Temperaturen -10 °C , $+23\text{ °C}$ und $+80\text{ °C}$ quasistatisch mit steigendem Innendruck von 2 MPa bis 23 MPa belastet. Die Verzerrungen wurden mit DMS-Rosetten im zylindrischen Bereich ermittelt. Ziel der Versuche ist, einerseits den temperaturabhängigen Druck-Verzerrungsverlauf darzustellen und andererseits die Quantifizierung der Messwertstreuung der unter gleichen Randbedingungen getesteten drei Behälter.

Für die Darstellung des Temperatureinflusses auf die Hybridsteifigkeit wurden in Bild 2.10 der Mittelwert der Längs- sowie der Umfangsverzerrung über die drei Behälter für die jeweilige Temperatur ermittelt. Dargestellt sind die Verläufe der temperaturabhängigen Mittelwerte. Die kontinuierlich ermittelten Druck-Verzerrungs-Messpunkte zeigen ein lineares Strukturverhalten im Belastungsbereich. Dargestellt sind jeweils nur der Anfangs- und Endwert der Messpunkte.

Im Temperaturbereich von -10 °C bis $+80\text{ °C}$ ist kein signifikanter Temperatureinfluss auf die Steifigkeit des Hybridbehälters zu erkennen. Hiermit kann gezeigt werden, dass die temperaturabhängige Steifigkeitsänderung des Harzes auf Grund der Faserorientierung des Composites keinen nennenswerten Einfluss auf die Steifigkeit des betrachteten Hybridbehälters hat. Jedoch sagt dies nichts über den temperaturabhängigen Eigenspannungszustand im Hybrid aus.

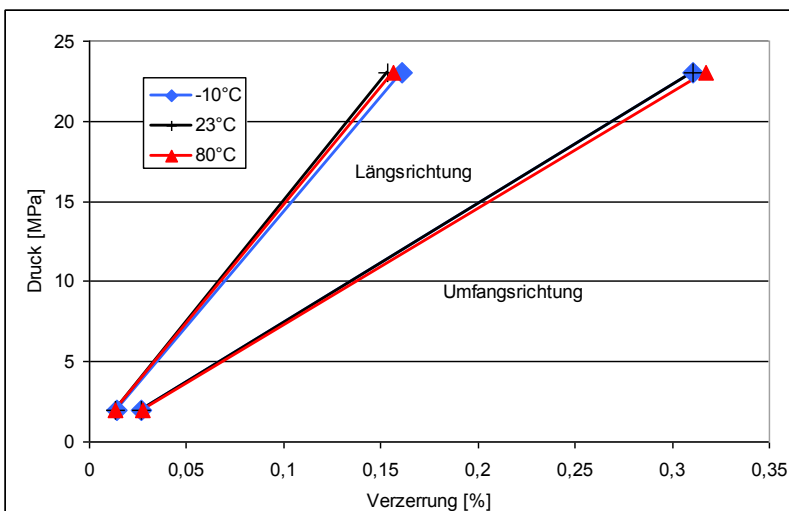


Bild 2.10: Mittelwert der Verzerrungen der drei Behälter für die drei Versuchstemperaturen.

Zur Charakterisierung der Messwertstreuung sind in Bild 2.11 die Minimal- und Maximalwerte im Bezug zum entsprechenden Mittelwert der DMS-Daten für die jeweilige Temperatur dargestellt. Es sind deutliche Abweichungen der Extremmesswerte von 88 % bis 124 % des jeweiligen Mittelwertes zu erkennen. Eine Temperaturabhängigkeit ist auch hier nicht zu erkennen. Jedoch zeigt sich wie bei den Autofrettageversuchen in Bild 2.8, dass die Streuung in Längsrichtung des Behälters größer ist als in Umfangsrichtung.

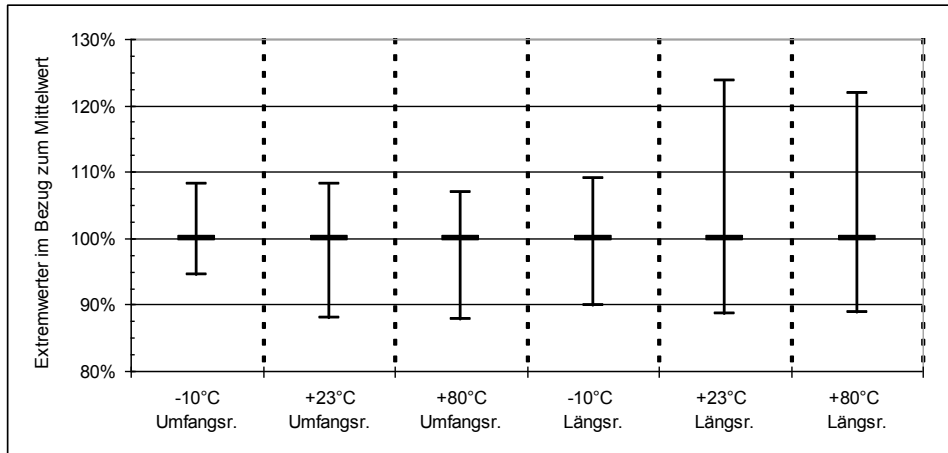


Bild 2.11: Maximal- / Minimalwerte der Verzerrungen im Bezug zu ihrem Mittelwert über drei Behälter gemittelt bei drei Temperaturen.

3 Erweiterte Modellierung eines Hybridscheiben-Elementes

Als Voraussetzung für eine physikalisch basierte Modellierung des Hybrid-Hochdruckbehälters sind spezifische Materialdaten erforderlich, die das Spektrum der Fertigung sowie des Betriebes des Behälters für die Automotive-Anwendung abbilden. Durch die Voruntersuchungen an Reinharzproben (Kapitel 2.1) und am Metalliner (Kapitel 2.2) wurden Materialkennwerte sowie Bauteilkennwerte als Eingangsgrößen für das erweiterte Hybridscheiben-Element gewonnen. Insbesondere die temperaturabhängigen Eigenschaften sowie das Fließverhalten des Liners im nichtlinearen plastischen Bereich sollen im erweiterten Strukturmodell berücksichtigt werden. Da das temperaturabhängige Verhalten der Compositeschicht hauptsächlich durch die Eigenschaften des Harzes in Verbindung mit der Faserorientierung (Kapitel 4.2.4) und weniger durch die kaum vorhandene Temperaturabhängigkeit der Faser geprägt wird (siehe Schürmann [Sch05]), werden die Parameter der Faser als thermisch konstant angesehen.

Das vorliegende Kapitel behandelt fünf Bereiche, welche aufeinander aufbauen und von einem allgemeinen Grundlagenkapitel eingeführt werden. In Kapitel 3.2 wird der Ausgangspunkt der allgemeinen Steifigkeitsmatrix eines Scheibenelementes abgeleitet. Danach wird die spezielle Steifigkeitsmatrix des Hybridscheiben-Elementes aufgebaut. Im folgenden Kapitel 3.3 werden die spezifischen Erweiterungen des Betriebs-Beanspruchungszustand, welcher aus der Temperatur und dem Innendruck resultiert, abgeleitet. Kapitel 3.4 beschreibt die Modellierung des Beanspruchungszustandes bei der Fertigung, in der durch den Wickel- und Autofrettageprozess ein Eigenspannungszustand gezielt in die Struktur eingebracht wird. In Kapitel 3.5 wird das komplette Stoffgesetz, welches mittels der spezifisch erweiterten Steifigkeitsmatrix die Hybridbehälter-Beanspruchung mit den Verzerrungen verknüpft, hergeleitet. Die hier schichtweise ermittelten Beanspruchungen werden mit den Festigkeitswerten bewertet, um die Anstrengung der Einzelschichten darzustellen.

In Kapitel 3.6 werden zur besseren Übersicht die nichtlinearen Erweiterungen des Stoffgesetzes, die bereits zuvor sukzessive implementiert wurden, gesammelt dargestellt.

In der vorliegenden Arbeit wird je nach Anwendungsfall die Beanspruchung entweder als Spannung $\{\sigma\}$ mit der Einheit $[\text{N}/\text{mm}^2] = [\text{MPa}]$ oder als Kraftfluss $\{n\}$ verwendet, der auf die jeweilige Wandstärke bezogen ist und die Einheit $[\text{N}/\text{mm}]$ hat. Der Vorteil der Verwendung des Kraftflusses ist, dass dieser ohne Berücksichtigung unterschiedlicher Wandstärken addiert bzw. ins Gleichgewicht gesetzt werden kann. Dieses ist bei den Spannungen nicht möglich, da hier die einzelnen Wandstärken berücksichtigt werden müssen.

Die hier vorgestellte erweiterte strukturmechanische Modellierung führt die vom Autor in [And07,2] vorgestellte Grundüberlegung weiter und hebt sich von bereits existierenden Modellierungen aus der Literatur ab, indem sie ganzheitlich folgende Punkte gleichzeitig miteinander verknüpft:

-
- Unterschiedliche Materialien in einem Element (Hybrid) – Kapitel 3.2.4
 - Künstlich eingebrachte Eigenspannungszustände – Kapitel 3.4
 - Nichtlineares Verhalten des Harzsystems durch temperaturabhängigen E-Modul sowie Wärmeausdehnungskoeffizienten – Kapitel 3.6.1
 - Nichtlineares Verhalten der Compositeschicht nach dem ZFB – Kapitel 3.6.3
 - Nichtlineares Verhalten der Metallschicht im plastischen Bereich – Kapitel 3.6.4

Die Modellierung des erweiterten Hybridscheiben-Elementes ist im Ganzen als Flussdiagramm in Bild 3.1 abgebildet. Die Darstellung dieses zentralen Punktes der Arbeit zeigt die komplexen Verknüpfungen der einzelnen Module und Parameter miteinander. Das strukturmechanische Modell ist aus insgesamt vier Modulen aufgebaut. Diese sind im Einzelnen:

- Die **Steifigkeitsmatrix** des temperaturabhängigen Hybridelementes. Hier wird die Steifigkeits- aber auch die Nachgiebigkeitsmatrix erstellt.
 - Das Modul der **Betriebs-Beanspruchung** modelliert die thermischen Beanspruchung sowie die Beanspruchung aus dem Innendruck jeweils für die Composite- und die Linerschicht.
 - Im Modul der **Fertigungs-Beanspruchung** werden die für die Verbesserung des Ermüdungsverhaltens künstlich eingebrachten Eigenspannungszustände der Faservorspannung und des Autofrettageprozesses ermittelt.
 - Das **Stoffgesetz** verbindet das Beanspruchungsfeld mit dem Verzerrungsfeld und gibt die Möglichkeit der schichtweisen Spannungsanalyse, um hieraus durch Wertung mit den Festigkeitswerten die Anstrengung der Schichten zu ermitteln bzw. eine Sensitivitätsanalyse des Spannungszustandes durchzuführen.
-

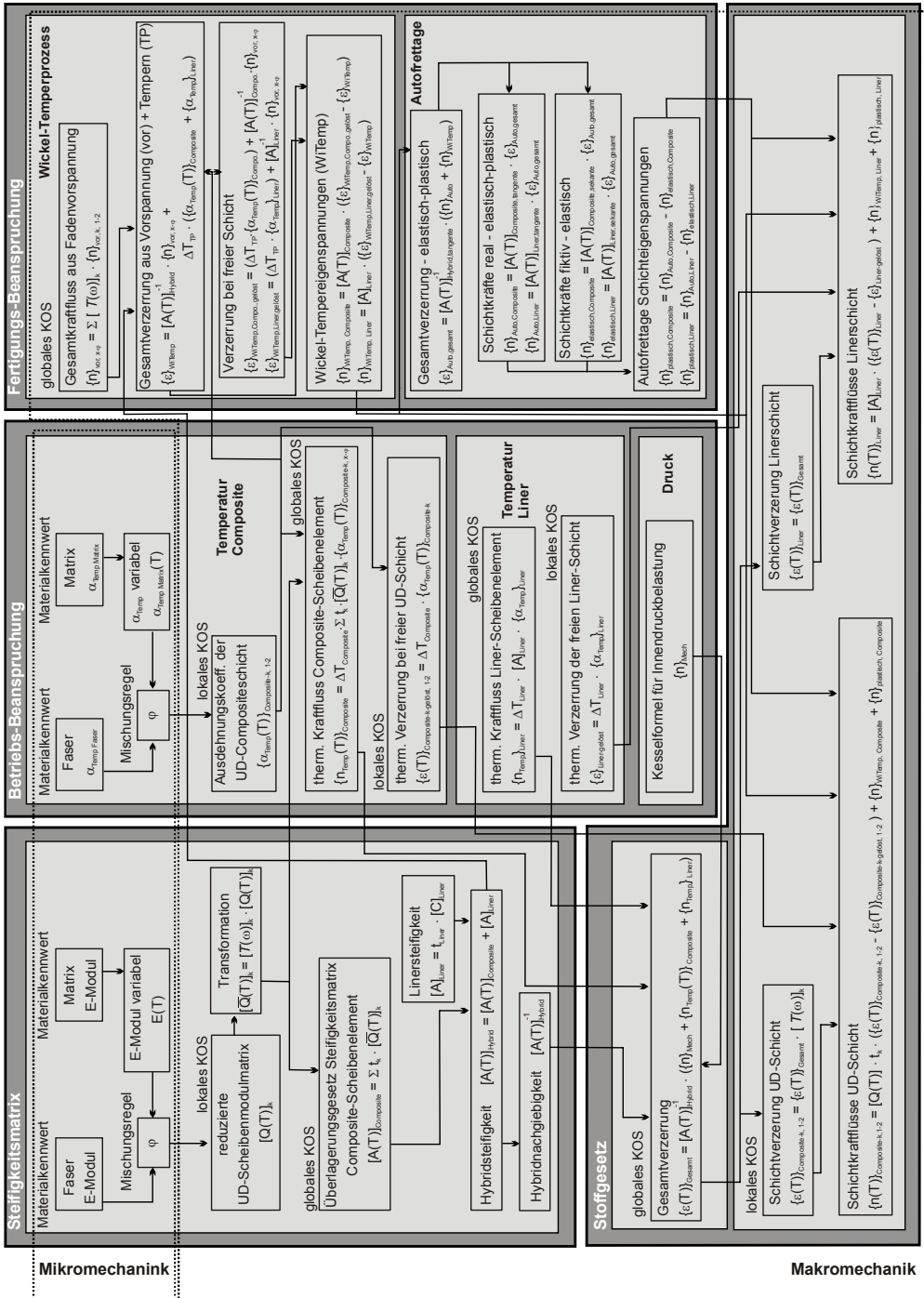


Bild 3.1: Flussdiagramm des erweiterten Hybridscheiben-Modells.

3.1 Modellierungsansätze

Um die Herleitung des Simulationsmodells einordnen zu können, wird hier ein Überblick über die verschiedenen strukturellen Grundelemente mit ihren Charakteristika gegeben. Außerdem werden zwei in der Strukturberechnung typische Lösungswege für die Bestimmung des Verzerrungs-Spannungszustandes vorgestellt. Für weiterführende Betrachtungen sei hier auf die Standardwerke für die analytische Betrachtung von Wiedemann [Wie96,1], [Wie96,2] sowie Kossira [Kos96] und für die numerische Betrachtung von Knothe und Wessels [Kno99] sowie von Bathe [Bat02] verwiesen.

3.1.1 Strukturmechanische Grundelemente

Für die Struktursimulation realer Bauteile müssen diese entsprechend ihrer Geometrie, ihrer Bauweise sowie ihres Belastungszustandes mit geeigneten Modellen idealisiert werden. Das dreidimensionale Kontinuum kann mittels der strukturmechanischen Grundelemente Scheibe, Platte oder Schale in das mathematische Ersatzmodell überführt werden. In Bild 3.2 sind diese Flächentragwerke (siehe Girkmann [Gir54]) mit ihren Randbedingungen dargestellt.

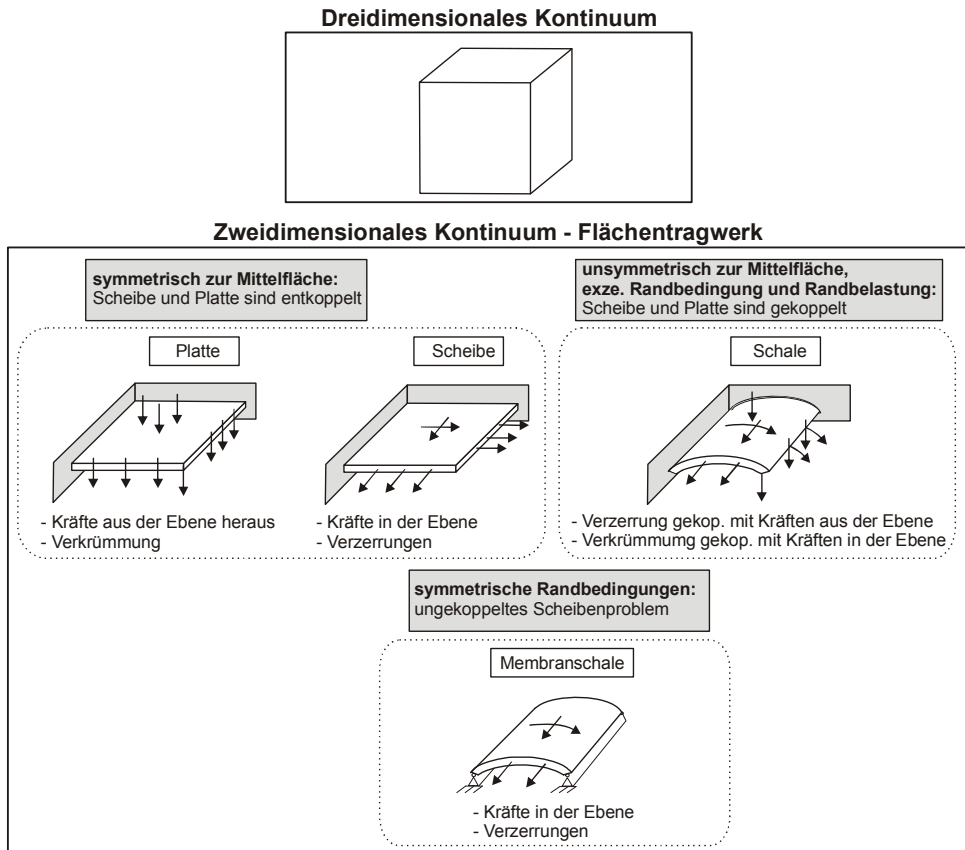


Bild 3.2: Strukturmechanische Grundelemente der Flächentragwerke.

Darüber hinaus existieren noch die eindimensionalen Kontinua Balken, Dehnstab und Bogen, welche an dieser Stelle nicht weiter erörtert werden sollen.

Wirkt die Belastung innerhalb der Ebene, liegt ein Scheibenproblem und bei Belastungen aus der Ebene heraus ein Plattenproblem vor. Diese zwei Elemente können nur bei einem symmetrischen Struktur Aufbau zur Mittelfläche voneinander getrennt betrachtet werden. Ist diese Bedingung nicht erfüllt bzw. existieren exzentrische Randbedingungen oder Belastungen, müssen diese beiden Elemente in der Spannungsanalyse durch Koppelmatrizen miteinander verbunden werden. Die Schale mit ihrer gekrümmten Mittelfläche muss immer als gekoppeltes Problem betrachtet werden. Sind jedoch die Seitenränder der Schale gefesselt und besitzt sie keine Biegesteifigkeit, ergibt sich der biegespannungsfreie Membranspannungszustand als Sonderfall des Schalenproblems. Dieser kann wiederum als entkoppeltes Scheibenproblem betrachtet werden. Als weiterführende Literatur hierzu sei das Standardwerk von Szabó [Sza56] genannt.

Bei der Simulation des Strukturverhaltens des Druckzylinders soll im Weiteren nur der zylindrische Bereich betrachtet werden, der geometrisch die Gestalt einer Teilschale aufweist. Da beim betrachteten Druckzylinder der Bodenbereich aus produktionstechnischen Gründen überdimensioniert ist, ist im zylindrischen Bereich die Beanspruchung maximal. Aus Symmetriegründen existiert beim innendruckbelasteten Rohr kein Biegemoment. Eine Störung dieses rotationssymmetrischen Membranzustandes kann nur von den Rändern – den Behälterböden – aufgebracht werden. Wenn das Modellelement einen hinreichenden Abstand zum Boden hat, sind die Randstörungen abgeklungen (siehe Wiedemann zum Thema Randstörungen [Wie96,1]) und es liegt nur noch ein Membranspannungszustand vor. Dieses gilt jedoch nur bei der Annahme, dass die Wandstärke klein ist gegenüber den geometrischen Abmessungen und dadurch die Spannungen über die Wandstärkenkoordinate konstant sind. Werden die Strukturen dickwandiger, ist diese Betrachtung nicht mehr zulässig und es empfiehlt sich, den dreidimensionalen Spannungszustand zu betrachten, wie es Novak in [Nov06] darstellt. Tsai gibt als Grenze für die dünnwandige 2D Rechnung ein Verhältnis von Außen- zu Innenradius $\leq 1,1$ an. Ist das Verhältnis größer, muss laut Tsai dreidimensional gerechnet werden. Diese Grenze wird von dem hier betrachteten Referenzbehälter nicht überschritten. Die Beanspruchung in Richtung der Wandstärke ist vorhanden, ist aber nach Novak [Nov06] sehr klein und somit vernachlässigbar. Tsai, Teply, Lifshitz und Barbero verwenden in [Tsa87], [Tep85], [Lif95] und [BaE03] ebenfalls symmetrische Scheibenelemente für die Simulation von innendruckbelasteten rotationssymmetrischen Strukturen. Auf Grund der Symmetriebedingung kann nach Lifshitz auch für unsymmetrische Lagenaufbauten der Compositeschichten ein Scheibenelement ohne Berücksichtigung des Koppel- und Plattenquadranten verwendet werden.

Eine 3D Betrachtung liefert zwar mehr Informationen über das Strukturverhalten jedoch mit erheblich größerem Rechenaufwand. Um ein rechenzeiteffizientes Simulationsmodell zu erstellen, wird die Struktur im Weiteren als Scheibenelement formuliert. Für diese Formulierung werden folgende Annahmen getroffen:

- Es liegt ein Membranspannungszustand vor (Wandstärken \ll Radius, Spannung in Richtung der Wandstärke wird vernachlässigt),
- es werden keine Volumenkräfte berücksichtigt,
- die geometrischen Symmetriebedingungen werden angewandt (reines Scheibenproblem),
- die Geometrie bleibt unter Belastung erhalten (Theorie 1. Ordnung),
- durch die Theorie 1. Ordnung ist das Superpositionsprinzip anwendbar und
- die Randstörungen sind im betrachteten zylindrischen Bereich abgeklungen.

3.1.2 Berechnungsmethoden

Wie in Bild 3.3 dargestellt, können nach der strukturmechanischen Idealisierung der Struktur grundsätzlich zwei Wege beschritten werden, um den Verzerrungs-Spannungszustand zu bestimmen. Diese sind zum einen die **geschlossen analytische Lösung** und zum anderen die **numerische Lösung**.

Es gibt mehrere **numerische Verfahren** wie die Finite Differenzen-Methode, die Randelemente-Methode und die Finite-Elemente-Methode (FE). Die FE ist das am häufigsten eingesetzte Lösungsverfahren zur Analyse von Beanspruchungen komplexer Strukturen. Die Strukturen können einerseits in ihrer Geometrie und/oder in ihrem Werkstoffverhalten komplex sein. Das letztere ist bei den hier betrachteten Hybridstrukturen aus Metall und Composite der Fall. Dieses Verfahren wird bereits seit den 50er Jahren des letzten Jahrhunderts angewandt und stetig weiterentwickelt. Die Struktur wird hierbei in eine endliche Anzahl einfachster Elemente diskretisiert. Das elastische Verhalten dieses als eigenständige Struktur betrachteten Elementes wird durch die Verschiebungsgrößen der Eckpunkte, welche einem jeweiligen Netzknoten zugeordnet sind, beschrieben. Für jeden Knoten werden über eine Energiebetrachtung Bestimmungsgleichungen für das Verschiebungsfeld aufgestellt. Über geeignete Ansatzfunktionen wird der geometrische Zusammenhang gewährleistet. Aufgrund der notwendigen Diskretisierung und der Interpolation innerhalb der einzelnen Elemente stellt dieses Verfahren eine numerische Näherungslösung eines Feldproblems dar. Die Genauigkeit dieser Lösung hängt maßgeblich vom Diskretisierungsgrad ab, welcher unmittelbar mit dem benötigten Diskretisierungsaufwand und der benötigten Rechenleistung verknüpft ist, aber auch von der Qualität der Modellierung.

Die **analytisch geschlossene Lösung** gibt eine Lösung in der Form eines algebraischen Ausdrucks. Dieses ist z. B. der Fall beim Stoffgesetz, welches die Verknüpfung zwischen Spannung und Verzerrung und damit indirekt zwischen statischen Variablen (Kräftegleichgewicht) und kinematischen Variablen (kinematische Verträglichkeitsbeziehung mit Verschiebungs-Verzerrungsrelation) darstellt. Um allerdings das Problem analytisch geschlossen lösen zu können, müssen bei der Strukturidealisation Vereinfachungen wie z. B. Linearisierungen durchgeführt werden, welche die Genauigkeit in einem bestimmten Maß reduzieren. Das im folgenden Kapitel vorgestellte auf der CLT basierende

Modell stellt eine quasi geschlossene analytische Lösung dar. An wenigen Stellen wie z. B. beim Aufsummieren der Schichtsteifigkeiten werden numerische Algorithmen angewandt.

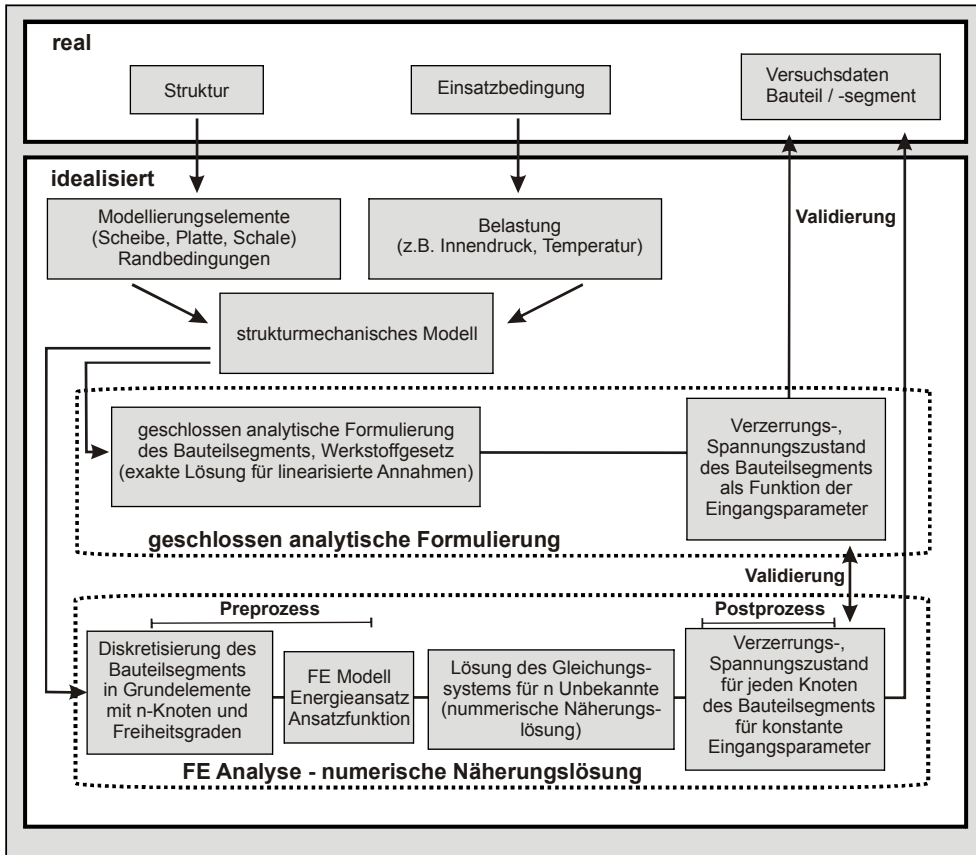


Bild 3.3: Strukturidealisierung der realen Struktur bis zur Lösung der Formulierung des strukturellen Modells als analytische sowie als FE-Formulierung.

Vergleicht man diese beiden Wege, zeigt sich, dass sie sich nicht gegenseitig ausschließen, sondern ergänzen. Eine einfache analytische Lösung kann helfen, ein geeignetes FE Modell aufzustellen bzw. dieses zu überprüfen, insbesondere wenn die Beanspruchung anisotroper Werkstoffe in Hybridstrukturen analysiert werden soll. Ebenso können FE Ergebnisse besser interpretiert werden, da die analytische Lösung die physikalische Interpretation und das Verständnis der Ergebnisse erleichtert. In der Konzeptphase ist das analytische Modell von Vorteil, da hier u. a. der Einfluss von Geometrie- und Randbedingungsparametern schneller abzubilden ist als bei der FE, wo jede Parameteränderung eines neuen FE-Modells bedarf. Jedoch sollte für einen

genauen Spannungs-Verzerrungsnachweis einer bereits ausgelegten und ausdimensionierten Struktur die FE-Analyse verwendet werden.

In der vorliegenden Arbeit wurde der Weg der Simulation des Strukturverhaltens mittels der analytisch geschlossenen Lösung gewählt, da hier die Möglichkeit einer rechenzeit-effizienten Parameterstudie für die darauf folgende Sensitivitätsanalyse gegeben ist. Diese soll das Verständnis des komplexen Einflusses der Fertigungs-, Betriebs- sowie Strukturparameter auf das strukturmechanische Verhalten der Hybridstruktur verbessern.

Arafath geht in [Ara07] und [Ara08] ebenfalls den Weg der analytisch geschlossenen Lösung, um die oben beschriebenen Vorteile bei der Simulation des Hybridverhaltens von Compositen in Metallformen während des Abkühlprozesses zu nutzen. Bei der Strukturberechnung des neuen Hybridwerkstoffes GLARE, der im A380 Verwendung findet, wird das Strukturverhalten u. a. analytisch geschlossen mittels CLT betrachtet, wie von Vlot in dem umfassenden Buch zu GLARE [Vlo01] vorgestellt.

3.2 Das Composite-Metall-Hybridelement

Das ebene Scheibenelement ist aus mehreren Compositeschichten mit unterschiedlichen Faserorientierungen sowie einer Metallschicht – für die Simulation von anderen Hybriden kann die Metallschicht durch andere Werkstoffe ersetzt werden – aufgebaut und wird mittels linear idealelastischer Modellansätze abgebildet. Der Weg des Differenzierungsgrades mit den jeweils entsprechenden Koordinatensystemen ist in Bild 3.4 dargestellt.

Lineares Materialverhalten bedeutet, dass das Verhältnis zwischen Spannung und Verzerrung durch eine konstante Proportionalitätskonstante (E-Modul bzw. Steifigkeitsmatrix) beschrieben wird. **Elastisches** Verhalten liegt vor, wenn nach einer Belastung keine bleibende Verzerrung zurückbleibt. **Idealelastisches** Verhalten ist dadurch charakterisiert, dass kein zeitlicher Verzug zwischen Aufbringen der Last und der sich einstellenden Verzerrung durch zeitvariante Prozesse wie Kriechen oder Relaxation existiert. Zu jeder Beanspruchung existiert sofort ohne Zeitverzug ein Verzerrungswert.

Im Kapitel 3.2.1 wird der Weg vom 3D Volumenelement zur Compositeeinzelschicht mit nur einer Faserrichtung, der sog. **unidirektionalen** (UD) Schicht gezeigt. Mit Gleichung (3.7) wird die UD-Steifigkeitsmatrix als Ausgangsgleichung der Modellierung vorgestellt. Die Bestimmung ihrer Einzelkomponenten wird in Kapitel 3.2.2 hergeleitet. Das Übereinanderschichten der UD-Schichten mit unterschiedlichen Faserorientierungen zum mehrlagigen Compositeverbund wird mathematisch durch Superposition der Einzelschichtsteifigkeiten realisiert. Es ergibt sich die Gesamtsteifigkeitsmatrix des mehrlagigen Compositeverbunds in Kapitel 3.2.3. Abschließend wird in Kapitel 3.2.4 das Element mit der isotropen Linerschicht zum Hybridelement erweitert. Bei dem Vorgehen wird die klassische Laminattheorie (CLT) jeweils auf mehrfache Weise mit den oben erwähnten Punkten erweitert.

3D Volumenelement

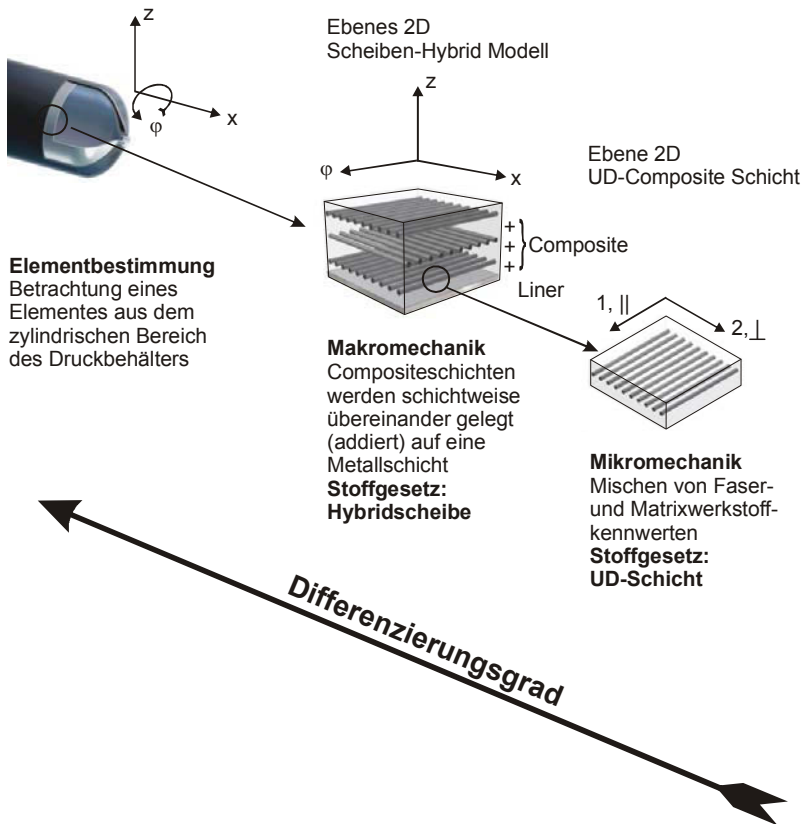


Bild 3.4: Verlauf des Modellierungsgrades mit den entsprechenden Koordinatensystemen: Volumenelement, 2D Hybridscheibe, UD-Composite-Schicht.

3.2.1 Vom 3D Werkstoffvolumenelement zum Composite UD-Scheibenelement

Ein Composite UD-Element bzw. eine UD-Schicht ist eine Schicht mit Fasern in unidirektionaler Ausrichtung in einer Harzbettung. Die Materialeigenschaften des Harzes sowie der Faser werden zu einem Kontinuum homogenisiert, welches dann die Werkstoffeigenschaft der UD-Schicht darstellt.

An dieser Stelle soll der Weg zur Steifigkeits- bzw. Nachgiebigkeitsmatrix des Composite-UD-Elementes skizziert werden. Für die detaillierte Ableitung sei auf die Fachliteratur wie z. B. von Schürmann [Sch05], Barbero [BaE98] und Jones [Jon75] und das detaillierte Werk der VDI Richtlinie 2014 [VDI06] verwiesen.

Das Element der UD-Schicht entwickelt sich aus dem allgemeinen 3D Werkstoffvolumenelement, wie in Bild 3.5 dargestellt.

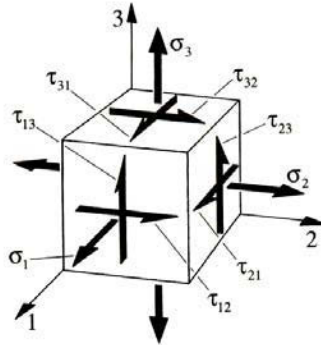


Bild 3.5: Beanspruchung am Werkstoffvolumenelement aus [Sch05].

Das 3D Werkstoffvolumenelement besitzt in den drei Raumkoordinaten neun Freiheitsgrade, drei Translations- und sechs Rotationsfreiheitsgrade, mit den jeweils dazugehörigen drei Normalspannungen und sechs Schubspannungen. Für den linear-idealelastischen Fall wird die Verknüpfung der Verzerrungen mit den Spannungen über die Steifigkeits- bzw. Nachgiebigkeitsmatrix mit **81** Konstanten realisiert. Es liegt vollständige, sog. **trikline Anisotropie** vor. Die Schubspannungen können jedoch für den ebenen Fall paarweise über ein Momentengleichgewicht zusammengefasst werden. Daraus folgt:

$$\tau_{13} = \tau_{31}; \tau_{23} = \tau_{32}; \tau_{21} = \tau_{12} \quad (3.1)$$

Hieraus ergibt sich folgendes Stoffgesetz mit 36 Konstanten, wobei hier angemerkt sei, dass eckige Klammern Matrizen und geschweifte Vektoren darstellen.

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_{23} \\ \tau_{31} \\ \tau_{21} \end{Bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & C_{14} & C_{15} & C_{16} \\ C_{21} & C_{22} & C_{23} & C_{24} & C_{25} & C_{26} \\ C_{31} & C_{32} & C_{33} & C_{34} & C_{35} & C_{36} \\ C_{41} & C_{42} & C_{43} & C_{44} & C_{45} & C_{46} \\ C_{51} & C_{52} & C_{53} & C_{54} & C_{55} & C_{56} \\ C_{61} & C_{62} & C_{63} & C_{64} & C_{65} & C_{66} \end{bmatrix}}_{\text{anisotrope Steifigkeitsmatrix}[C]} \cdot \begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{31} \\ \gamma_{21} \end{Bmatrix} \quad (3.2)$$

Diese Koeffizientenmatrix ist symmetrisch zur Hauptdiagonalen, was bedeutet:

$$C_{ij} = C_{ji} ; i \neq j \quad (3.3)$$

Dadurch reduziert sich die Anzahl der unabhängigen Konstanten auf 21.

Existiert eine Symmetrieebene, zu der in Normalenrichtung die Werkstoffeigenschaften konstant sind, wird aus der trikline Anisotropie eine **monokline** und bei drei orthogonal zueinander stehenden Symmetrieebenen (entlang der Hauptkoordinatenachsen) eine

rhombische Anisotropie. Die unabhängigen Konstanten reduzieren sich dadurch von 21 über 13 auf 9. Bei der rhombischen Anisotropie, auch **Orthotropie** genannt, sind Normalspannungen und Schubspannungen sowie Dehnungen und Schiebungen entkoppelt. Es liegt nur noch eine Kopplung zwischen Längs- und Querverdehnung, abgebildet durch die Querkontraktionszahl, vor.

Das dreidimensionale orthotrope Stoffgesetz besitzt nur noch neun unabhängige Konstanten und sieht wie folgt aus:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_{23} \\ \tau_{31} \\ \tau_{21} \end{Bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ & C_{22} & C_{23} & 0 & 0 & 0 \\ & & C_{33} & 0 & 0 & 0 \\ & & & C_{44} & 0 & 0 \\ & \text{sym.} & & & C_{55} & 0 \\ & & & & & C_{66} \end{bmatrix}}_{\text{orthotrope Steifigkeitsmatrix } [C]} \begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{31} \\ \gamma_{21} \end{Bmatrix} \quad (3.4)$$

In Gleichung (3.4) ist die gemeinsame Kopplung der Längs- und Querverzerrung ε_1 , ε_2 und ε_3 sowie die Entkopplung der Verdrehungen γ_1 , γ_2 und γ_3 zu erkennen. Hieraus lässt sich wiederum ein Sonderfall ableiten, der das Verhalten einer UD-Schicht darstellt.

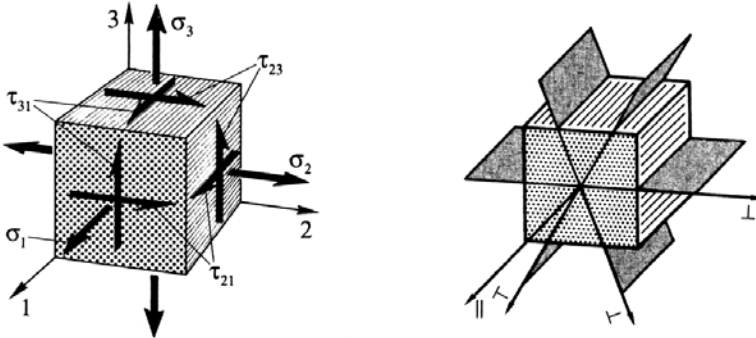


Bild 3.6: Transversal isotrope Werkstoffeigenschaft der UD-Schicht. Es existieren beliebig viele Ebenen senkrecht zur Faser (aus [Sch05]).

Die UD-Schicht eines Faserverbundes besitzt eine isotrope Ebene normal zur Faserrichtung (die Faser verläuft in Richtung der Koordinatenachse 1). In dieser Ebene existiert keine Vorzugsrichtung der Werkstoffeigenschaften (siehe Bild 3.6 rechts). Unter dieser Bedingung und der Voraussetzung einer homogenen Verteilung der Fasern in der Harzbettung liegt der Fall der **transversalen Isotropie** vor. Damit reduzieren sich die unabhängigen Konstanten auf insgesamt fünf.

Geht man nun den Schritt vom räumlichen 3D Werkstoffvolumenelement zum ebenen Fall des 2D-Scheibenelementes, sind nur noch vier Konstanten für das Stoffgesetz nötig.

Es werden alle Beanspruchungen und Verzerrungen aus der Ebene heraus auf null gesetzt. Es gibt keine Informationen mehr in z-Richtung und es gilt:

$$\sigma_3 = \tau_{23} = \tau_{31} = 0 \quad (3.5)$$

Damit kann nun die Steifigkeitsmatrix (Gleichung (3.4)) weiter reduziert werden, indem die 3. bis 5. Zeile und Spalte gestrichen werden. Das ebene 2D Elastizitätsgesetz der UD-Schicht unter Scheibenbeanspruchung als Ausschnitt aus dem 3D Werkstoffvolumenelement sieht dann wie folgt aus:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{21} \end{Bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & 0 \\ C_{12} & C_{22} & 0 \\ 0 & 0 & C_{66} \end{bmatrix}}_{\text{Scheiben Steifigkeitsmatrix } [C]} \cdot \begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{21} \end{Bmatrix} \quad (3.6)$$

Hieraus lässt sich nun die Steifigkeitsmatrix im faserorientierten Koordinatensystem mit den sog. Grund-Elastizitätsgrößen der Composite UD-Schicht mit E-Modul längs E_{\parallel} und quer E_{\perp} zur Faser; dem Schubmodul $G_{\perp\perp}$ sowie der großen $\nu_{\perp\parallel}$ und kleinen Querkontraktionszahl $\nu_{\parallel\perp}$ aufbauen. Die Bestimmung dieser Größen wird im folgenden Kapitel 3.2.2 dargestellt.

Zusammenfassend gelten folgende Annahmen für das ebene 2D UD-Scheibenelement:

- Membranspannungszustand: $\sigma_3 = \tau_{23} = \tau_{31} = 0$
- Linear und ideal elastisches Werkstoffverhalten. Dadurch ist das Superpositionsprinzip anwendbar.
- Orthotroper Werkstoff – bedeutet: drei zueinander senkrecht stehende Symmetrieebenen der Werkstoffeigenschaften, wobei eine Ebene isotrop ist.
- Durch die transversale Isotropie (in Richtung der Wandstärke) existieren nur noch zwei ausgezeichnete Richtungen – in Faserrichtung (\parallel -Richtung) und quer zur Faserrichtung (\perp -Richtung)

Die Scheibensteifigkeitsmatrix wird auch als **reduzierte Steifigkeitsmatrix** und mit $[Q]$ anstelle des üblicherweise für Steifigkeiten verwendeten $[C]$ bezeichnet.

Unter den oben genannten Annahmen gilt nun für das Elastizitätsgesetz der UD-Schicht:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{21} \end{Bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} \frac{E_{\parallel}}{1 - \nu_{\perp\parallel} \cdot \nu_{\parallel\perp}} & \frac{\nu_{\parallel\perp} \cdot E_{\parallel}}{1 - \nu_{\perp\parallel} \cdot \nu_{\parallel\perp}} & 0 \\ \frac{\nu_{\perp\parallel} \cdot E_{\perp}}{1 - \nu_{\perp\parallel} \cdot \nu_{\parallel\perp}} & \frac{E_{\perp}}{1 - \nu_{\perp\parallel} \cdot \nu_{\parallel\perp}} & 0 \\ 0 & 0 & G_{\perp\perp} \end{bmatrix}}_{\text{Scheiben Modulmatrix } [Q] \text{ UD-Schicht}} \cdot \begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{21} \end{Bmatrix} \quad (3.7)$$

und in Matrixschreibweise:

$$\{\sigma\} = [Q] \cdot \{\varepsilon\}. \quad (3.8)$$

In Gleichung (3.7) sind die Merkmale des orthotropen Werkstoffelementes zu erkennen. Dehnung und Gleitung sind unabhängig voneinander. Spannungen σ_1 oder σ_2 bewirken keine Schiebung γ_{21} und die Schubspannung τ_{21} keine Dehnungen ε_1 oder ε_2 . Die Kopplung der Querdehnung mit der Längsdehnung wird über die Querkontraktion durch Q_{12} und Q_{21} abgebildet.

3.2.2 Grund-Elastizitätsgrößen der Composite UD-Schicht (Mikromechanik)

Wie oben gezeigt, setzt sich das ebene Stoffgesetz der Composite UD-Schicht nur noch aus vier unabhängigen Grund-Elastizitätsgrößen – E-Modul längs und quer, Schubmodul sowie Querkontraktionszahl – zusammen. Im Folgenden soll vorgestellt werden, wie mittels einer mikromechanischen Betrachtung die Grund-Elastizitätsgrößen aus den einzelnen Materialkennwerten der zwei Einzelkomponenten Faser und Harz abgeleitet werden. Durch den Modellansatz einer Parallelschaltung bzw. Reihenschaltung von Federn wird hierfür eine Mischungsregel erstellt, die in Abhängigkeit des Faservolumenanteils die homogenisierten E-Moduli E_{\parallel} , E_{\perp} sowie den Schubmodul $G_{\perp\perp}$ der orthotropen Composite UD-Schicht wiedergibt. Die Bestimmung dieser Werte wird im Folgenden dargestellt. Die ausführliche Herleitung der Formeln können bei Schürmann, Tsai und Jone ([Sch05], [Tsa87], [Jon76]) entnommen werden.

Betrachtung in Faserrichtung

Für die Bestimmung des E-Moduls längs zur Faserrichtung geltend folgende in Tabelle 3-1 dargestellte Zusammenhänge.

Tabelle 3-1: Mikromechanische Beziehungen für die Betrachtung in Längsrichtung.

Faser		Harzmatrix		UD-Schicht
Kräftegleichgewicht:				
F_{Faser}	+	F_{Harz}	=	$F_{\parallel} = \sigma_{\parallel} \cdot A_{UD-Schicht}$ $A_{UD-Schicht} = A_{Faser} + A_{Matrix}$
kinematische Beziehung:				
ε_{Faser}	=	ε_{Harz}	=	$\varepsilon_{\parallel} = \Delta l_{\parallel} / l_{0\parallel}$
Elastizitätsgesetz:				
$\sigma_{Faser} = E_{Faser\parallel} \cdot \varepsilon_{Faser}$	≠	$\sigma_{Harz} = E_{Harz} \cdot \varepsilon_{Harz}$		

Über die Parallelschaltung der Federn im Modell (siehe Bild 3.7) und die Beziehung für den Faservolumengehalt φ_{Comp} mit

$$\varphi_{Comp} = \frac{A_{Faser}}{A_{UD-Schicht}} \quad (3.9)$$

ergibt sich folgende Formulierung für den E-Modul der UD-Schicht in Längsrichtung:

$$E_{\parallel} = E_{Faser\parallel} \cdot \varphi_{Comp} + E_{Harz} \cdot (1 - \varphi_{Comp}). \quad (3.10)$$

Die Übereinstimmung dieses Modells mit Versuchen und FE-Rechnungen ist sehr gut und wurde von Knaust in [Kna89] dargestellt.

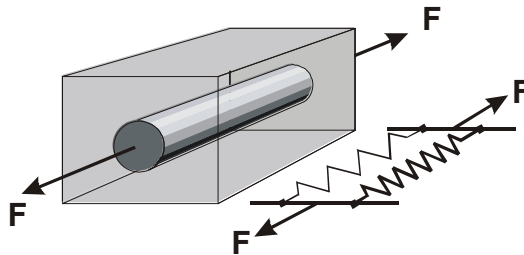


Bild 3.7: Eine Faser im Harzblock und Ersatzmodell mit Parallelschaltung der Harz- und Fasersteifigkeit.

Betrachtung quer zur Faserrichtung

Für die Aufstellung der Beziehung des E-Moduls der UD-Schicht quer zur Faserrichtung wird ein Modell mit in Reihe geschalteten Federsteifigkeiten verwendet. Die Herleitung wird ausführlich von Puck in [Puc67] beschrieben. Die Zusammenhänge sind in Tabelle 3-2 dargestellt.

Tabelle 3-2: Mikromechanische Beziehungen für die Betrachtung in Querrichtung.

Faser		Harzmatrix		UD-Schicht
Kräftegleichgewicht				
F_{Faser}	=	F_{Harz}	=	F_{\perp}
kinematische Beziehung				
$\varepsilon_{Faser} \cdot l_{Faser\perp}$	+	$\varepsilon_{Harz} \cdot l_{Harz\perp}$	=	$\varepsilon_{\perp} \cdot l_{0\perp}$
Elastizitätsgesetz				
$\varepsilon_{Faser} = \sigma_{Faser} / E_{Faser\perp}$	≠	$\varepsilon_{Harz} = \sigma_{Harz} / E_{Harz}$		
$\frac{\sigma_{Faser}}{E_{Faser\perp}} \cdot \frac{l_{Faser\perp}}{l_{0\perp}}$	+	$\frac{\sigma_{Harz}}{E_{Harz}} \cdot \frac{l_{Harz\perp}}{l_{0\perp}}$	=	$\frac{\sigma_{\perp}}{E_{\perp}}$

Die Modellbetrachtung hierfür ist in folgendem Bild 3.8 dargestellt. Hierbei wird die horizontale Schnittebene durch den Harzblock und die Fasern herangezogen.

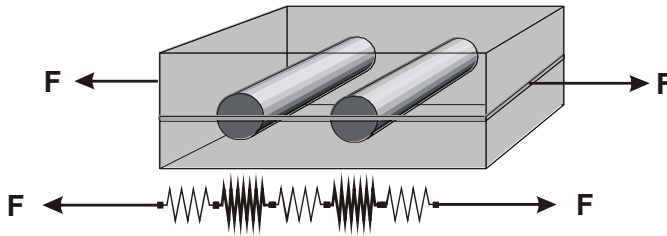


Bild 3.8: Zwei Fasern im Harzblock und Ersatzmodell als Reihenschaltung der Harz- und Fasersteifigkeit.

Je nach verwendetem Modell (quadratische oder hexagonale Packung der Fasern) und Ansatz existieren unterschiedliche Formulierungen für den E-Modul E_{\perp} , die wiederum unterschiedliche Ergebnisse liefern. Es folgt eine Auswahl, die der entsprechenden Literatur entstammt ([Sch05], [Tsa87], [Wie81]). Stellbrink hat eine Übersicht verschiedener Ansätze in [Ste96] zusammengestellt.

Formulierung nach Wiedemann ohne Querkontraktionseinfluss der Harzmatrix:

$$E_{\perp} = \frac{E_{\perp Faser} \cdot E_{Harz} \cdot \sqrt{\varphi_{Comp}}}{E_{Harz} \cdot \sqrt{\varphi_{Comp}} + E_{\perp Faser} \cdot (1 - \sqrt{\varphi_{Comp}})} + E_{Harz} \cdot (1 - \sqrt{\varphi_{Comp}}) \quad (3.11)$$

Formulierung nach Wiedemann mit Querkontraktionseinfluss der Harzmatrix:

$$E_{\perp} = \frac{E_{Harz} \cdot (E_{\perp Faser} \cdot \sqrt{\varphi_{Comp}} + E_{Harz} \cdot (1 - \sqrt{\varphi_{Comp}}))}{E_{Harz} \cdot \sqrt{\varphi_{Comp}} + (1 - \nu_{Harz}^2) \cdot (1 - \sqrt{\varphi_{Comp}}) \cdot (E_{\perp Faser} \cdot \sqrt{\varphi_{Comp}} + E_{Harz} \cdot (1 - \sqrt{\varphi_{Comp}}))} \quad (3.12)$$

Formulierung nach Schürmann/Puck mit Querkontraktionseinfluss der Harzmatrix als semi-empirischer Ansatz [Sch05]:

$$E_{\perp} = \frac{E_{Harz}}{(1 - \nu_{Harz}^2)} \cdot \frac{1 + 0,85 \cdot \varphi_{Comp}^2}{(1 - \varphi_{Comp})^{1,25} + \frac{E_{Harz}}{(1 - \nu_{Harz}^2) \cdot E_{Faser \perp}} \cdot \varphi_{Comp}} \quad (3.13)$$

Bild 3.9 zeigt deutlich die Auswirkung der verschiedenen Ansätze auf die berechneten Werte für den E-Modul E_{\perp} . Hierfür wurden die drei Gleichungen (3.11) bis (3.13) für ein Carbonfaser (T300)-Epoxidharz-Composite mit variablen Faservolumengehalt φ_{Comp} ausgewertet. Wie zu erkennen ist, ergeben sich je nach Ansatz unterschiedliche Werte des E-Moduls E_{\perp} .

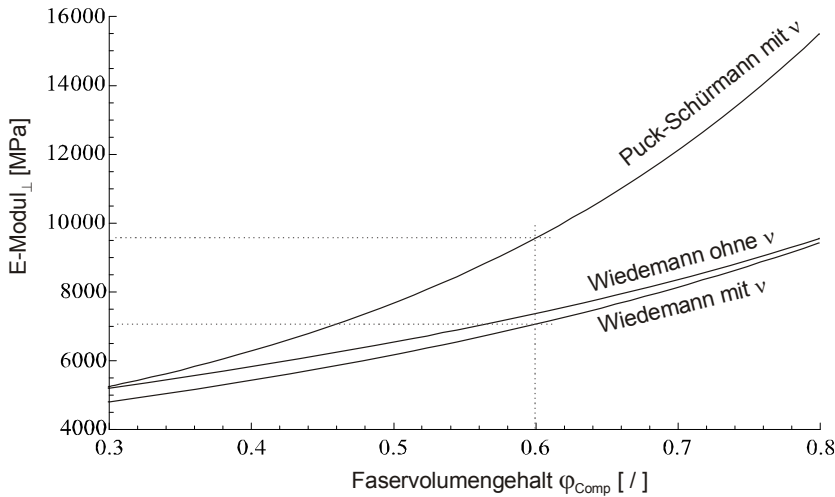


Bild 3.9: E-Modul E_{\perp} in Abhängigkeit des Faservolumengehaltes φ_{Comp} der UD-Schicht für drei unterschiedliche Ansätze mit und ohne Berücksichtigung der Querkontraktionszahl ν .

Basierend auf den Ergebnissen der ‚World-Wide Failure Exercise‘ ([Sod98], [Sod04]), in der unterschiedliche Modellierungsansätze für Composite miteinander verglichen wurden, wird für das hier vorgestellte Modell Gleichung (3.13) verwendet.

Betrachtung der Schubkomponente

Der Schubmodul G wird analog zum E-Modul E_{\perp} als eine Reihenschaltung der Schubnachgiebigkeiten von Faser und Harzmatrix ermittelt.

Ebenso wie bei E_{\perp} lassen sich verschiedene Packungsmodelle anwenden, die unterschiedliche Werte liefern.

Formulierung nach Wiedemann:

$$G = \frac{G_{Faser} \cdot G_{Harz} \cdot \sqrt{\varphi_{Comp}}}{G_{Harz} \cdot \sqrt{\varphi_{Comp}} + G_{Faser} \cdot (1 - \sqrt{\varphi_{Comp}})} + G_{Harz} \cdot (1 - \sqrt{\varphi_{Comp}}) \quad (3.14)$$

Formulierung nach Puck/Schürmann:

$$G = G_{Harz} \cdot \frac{1}{(1 - \varphi_{Comp}) + \frac{G_{Harz} \cdot \varphi_{Comp}}{G_{Faser}}} \quad (3.15)$$

Semi-empirische Formulierung nach Förster [För71]:

$$G = G_{Harz} \cdot \frac{1 + 0,4 \cdot \varphi_{Comp}^{0,5}}{(1 - \varphi_{Comp})^{1,45} + \frac{G_{Harz} \cdot \varphi_{Comp}}{G_{Faser}}} \quad (3.16)$$

Für die gleiche Carbonfaser-Composite UD-Schicht wie in Bild 3.9 ist der jeweilige Schubmodul G über den Faservolumengehalt in Bild 3.10 dargestellt. Hier sind ebenso auffällige Abweichungen der einzelnen Ansätze zu erkennen.

Ebenso basierend auf den Ergebnissen der ‚World-Wide Failure Exercise‘ wird hier für die weitere Modellierung Gleichung (3.16) verwendet.

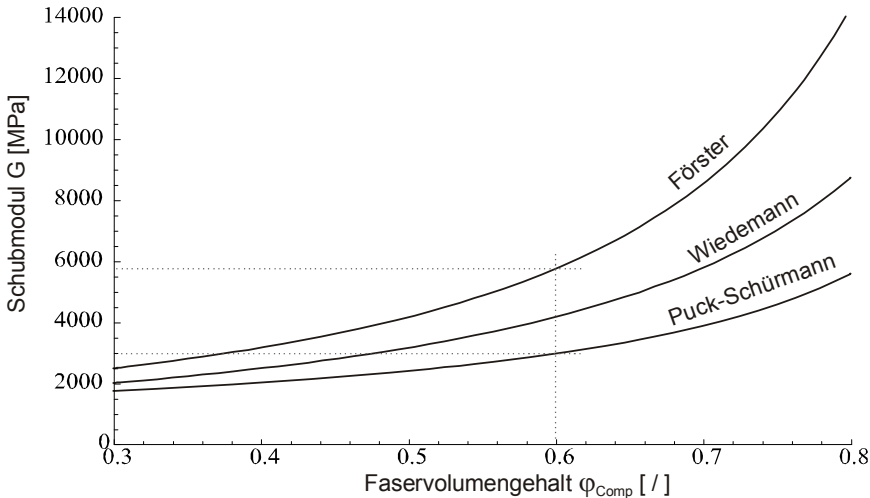


Bild 3.10: Schubmodul G in Abhängigkeit des Faservolumengehaltes φ_{Comp} der UD-Schicht für drei verschiedene Ansätze.

Betrachtung der Querkontraktionszahlen

Der Zusammenhang zwischen einachsiger Beanspruchung und zweiachsigem Verzerrungszustand der UD-Schicht wird durch die Querkontraktionszahlen der UD-Schicht abgebildet.

Eine Querdehnung ε_{\perp} infolge einer Belastung σ_{\parallel} wird beschrieben durch die „große“ Querkontraktionszahl $\nu_{\perp\parallel}$. Sie ist wie folgt definiert:

$$\nu_{\perp\parallel} = \frac{-\varepsilon_{\perp}}{\varepsilon_{\parallel}} \quad (3.17)$$

Die Längsdehnung ε_{\parallel} infolge der Belastung σ_{\perp} wird beschrieben durch die „kleine“ Querkontraktionszahl $\nu_{\parallel\perp}$. Es gilt:

$$\nu_{\parallel\perp} = \frac{-\varepsilon_{\parallel}}{\varepsilon_{\perp}} \quad (3.18)$$

Wie für den E-Modul und den Schubmodul wird auch die Querkontraktionszahl der UD-Schicht mikromechanisch aus den Materialparametern der Composite-Einzelkompo-

nenten Faser und Harz abgeleitet. Für die zwei Querkontraktionszahlen ergeben sich folgende Zusammenhänge auf der Basis einer Energiebetrachtung nach Maxwell-Betti:

$$v_{\perp\parallel} = \varphi_{Comp} \cdot v_{Faser\perp\parallel} + (1 - \varphi_{Comp}) \cdot v_{Harz} \quad (3.19)$$

und

$$\frac{v_{\perp\perp}}{E_{\perp}} = \frac{v_{\perp\parallel}}{E_{\parallel}}. \quad (3.20)$$

3.2.3 Der mehrschichtige Compositeverbund als Scheibenelement (Makromechanik)

In den vorangehenden Kapiteln wurden mit der mikromechanischen Betrachtung die einzelnen Materialkennwerte von Harz und Faser zu gemeinsamen Werkstoffkennwerten der UD-Schicht homogenisiert.

In der sich anschließenden makromechanischen Betrachtung wird nun nicht mehr mit den einzelnen Materialkennwerten von Harz und Faser gearbeitet, sondern nur noch mit den homogenisierten Werkstoffkennwerten der UD-Compositeschicht. Hierfür werden in Gleichung (3.7) die entsprechenden Moduli und Querkontraktionszahlen aus Kapitel 3.2.2 eingesetzt. Mittels der CLT können die Werkstoffparameter des MSV bestimmt werden. Mit dem sich ergebenden Stoffgesetz wird anschließend in Kapitel 3.5 eine schichtweise Spannungs- und Festigkeitsanalyse durchgeführt.

Üblicherweise besteht ein MSV aus mehreren UD-Schichten mit jeweils unterschiedlichen Faserausrichtungswinkeln ω und Steifigkeiten (bei unterschiedlichen Materialien). Durch Transformation der Einzelschichtsteifigkeiten aus dem lokalen, faserorientierten UD-Schichtkoordinaten-System (mit 1, 2, bzw. \parallel , \perp indiziert) in das globale Koordinatensystem (x , φ) wird die Möglichkeit gegeben, die Einzelschichten mittels Superposition zur Gesamtsteifigkeit des MSV aufzubauen.

Die hierfür verwendete Transformationsmatrix $[T(\omega)]$ resultiert aus einer geometrischen Betrachtung, welche ausführlich bei Wiedemann und Schürmann in [Wie96,1] sowie in [Sch05] beschrieben ist. Die Transformationsmatrix $[T(\omega)]^{\sigma}$ transformiert Steifigkeitsmatrizen und Spannungen σ und $[T(\omega)]^{\varepsilon}$ transformiert Nachgiebigkeitsmatrizen und Verzerrungen ε .

Die folgende Gleichung zeigt die transformierte Steifigkeit, wobei der Oberstrich andeutet, dass dies eine ins globale Koordinatensystem transformierte Größe ist.

$$\overline{[Q]} = [T(\omega)]^{\sigma} \cdot [Q] \cdot ([T(\omega)]^{\sigma})^{\text{transponiert}} \quad (3.21)$$

Das Stoffgesetz für die Scheibenkräfte (Scheibenkraftflüsse) $\{\hat{n}\} [N/m]$ des Gesamtverbundes für eine Anzahl von n Schichten lässt sich nun wie folgt formulieren:

$$\begin{Bmatrix} \hat{n}_x \\ \hat{n}_y \\ \hat{n}_{xy} \end{Bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} \sum_{k=1}^n \bar{Q}_{11k} \cdot t_k & \sum_{k=1}^n \bar{Q}_{12k} \cdot t_k & \sum_{k=1}^n \bar{Q}_{13k} \cdot t_k \\ \sum_{k=1}^n \bar{Q}_{21k} \cdot t_k & \sum_{k=1}^n \bar{Q}_{22k} \cdot t_k & \sum_{k=1}^n \bar{Q}_{23k} \cdot t_k \\ \sum_{k=1}^n \bar{Q}_{31k} \cdot t_k & \sum_{k=1}^n \bar{Q}_{32k} \cdot t_k & \sum_{k=1}^n \bar{Q}_{33k} \cdot t_k \end{bmatrix}}_{\text{globale Scheiben Steifigkeitsmatrix } [A]_{\text{Composite}}} \cdot \begin{Bmatrix} \hat{\varepsilon}_x \\ \hat{\varepsilon}_y \\ \hat{\gamma}_{xy} \end{Bmatrix} \quad (3.22)$$

$$\{\hat{n}\} = [A]_{\text{Composite}} \cdot \{\hat{\varepsilon}\} \quad (3.23)$$

Durch die jeweilige Multiplikation der Moduli $[\bar{Q}]$ mit t_k werden die Einzelschichten k entsprechend ihrer jeweiligen Schichtstärke t_k gewichtet. Durch die Summation der Einzelschichtsteifigkeiten, mit dem sog. Überlagerungsgesetz, ergibt sich die Gesamtsteifigkeitsmatrix des MSV. Das Dach über den Koeffizienten zeigt an, dass es sich hier um Werte des Composite-Gesamtverbundes im globalen Koordinatensystem handelt.

Als Vorgriff sei an dieser Stelle erwähnt, dass für die endgültige Modellierung der Steifigkeiten der E-Modul des Harzes keine Konstante ist, sondern eine Funktion der Betriebstemperatur. Dieser Sachverhalt wird in Kapitel 3.6.1 hergeleitet. Damit wird auch das Stoffgesetz temperaturabhängig und aus Gleichung (3.23) folgt:

$$\{\hat{n}(T)\} = [A(T)]_{\text{Composite}} \cdot \{\hat{\varepsilon}(T)\} \quad (3.24)$$

Für den MSV gilt die kinematische Beziehung, die besagt, dass die Einzelschichten ideal miteinander verbunden sind. Dieses bedeutet, dass jede Schicht des Mehrschicht-Verbundes der globalen Verzerrung folgt. Dies gilt allerdings nicht für die Kräfte bzw. Spannungen in den Einzelschichten, da aufgrund unterschiedlicher Faserausrichtungen und Materialkennwerte diese unterschiedliche Steifigkeiten besitzen.

Durch Invertieren der Steifigkeitsmatrix $[A(T)]_{\text{Composite}}$ ergibt sich die Nachgiebigkeitsmatrix $[A(T)]_{\text{Composite}}^{-1}$, mit der bei bekannter Beanspruchung die Gesamtverzerrung des MSV bestimmt werden kann.

$$\{\hat{\varepsilon}(T)\} = [A(T)]_{\text{Composite}}^{-1} \cdot \{\hat{n}(T)\} \quad (3.25)$$

3.2.4 Erweiterung des Scheibenelements zum Composite-Metall-Hybrid

Besitzt die Struktur nicht nur Schichten aus Composite, sondern auch noch aus Metall, wie es beim betrachteten Referenzdruckbehälter der Fall ist, so muss die Steifigkeitsmatrix um den Anteil der isotropen Metallschicht erweitert werden.

Hierfür wird zunächst angenommen, dass bei makroskopischer Betrachtung die Metallschicht ein ideal-isotropes Materialverhalten besitzt.

Für die isotrope Steifigkeitsmatrix des Metall-Scheibenelementes gilt:

$$[A]_{Liner} = \frac{E_{Liner} \cdot t_{Liner}}{(1 - \nu_{Liner}^2)} \cdot \begin{bmatrix} 1 & \nu_{Liner} & 0 \\ \nu_{Liner} & 1 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1 - \nu_{Liner}}{2} \end{bmatrix} \quad (3.26)$$

Durch Superposition kann dann die globale Gesamtsteifigkeitsmatrix $[A(T)]_{Hybrid}$ bestimmt werden:

$$[A(T)]_{Hybrid} = [A(T)]_{Composite} + [A]_{Liner} \quad (3.27)$$

Eine Richtungstransformation wie bei den UD-Schichten ist für die Steifigkeitsmatrix $[A]_{Liner}$ aufgrund der isotropen Materialeigenschaft nicht nötig.

3.3 Betriebs-Beanspruchung

Die Strukturbeanspruchung des Scheibenelementes wird in dieser Arbeit unterteilt in Betriebs-Beanspruchung und in Fertigungs-Beanspruchung. Die Fertigungs-Beanspruchungen, die den kompletten Fertigungsprozess abbilden, werden in Kapitel 3.4 behandelt.

Die Betriebs-Spannungen sind veränderlich und abhängig von den Betriebsrandbedingungen wie Druckniveau und Einsatztemperatur des Behälters.

In der CLT können schichtweise die Beanspruchungen aus der Innendruckbelastung mit dem thermischen Eigenspannungszustand superpositioniert werden. Dadurch kann der Beanspruchungszustand der Schicht bzw. des Hybridelementes nach und nach erweitert werden. Die mikromechanische Beanspruchung (Verhalten zwischen Faser und Harzmatrix) wird hier nicht berücksichtigt. Die Betrachtung beschränkt sich ausschließlich auf die makromechanische Ebene.

3.3.1 Der Eigenspannungszustand

Nach Issler et al. [Iss06] treten Eigenspannungen in nahezu allen Bauteilen auf. Abhängig vom Einsatz des Bauteils müssen diese berücksichtigt bzw. können diese vernachlässigt werden. Eigenspannungen sind definiert als Spannungen eines äußerlich unbelasteten Bauteils.

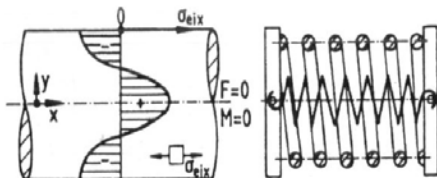


Bild 3.11: Bauteil mit Eigenspannung und ohne äußere Belastung (links). Ersatzmodell für den Eigenspannungszustand mittels einer Zug- und Druckfeder (rechts) nach [Iss06].

In Bild 3.11 ist ein Bauteil dargestellt, bei dem die äußeren Lasten wie die Kraft F und das Moment M gleich null sind jedoch Eigenspannungen durch z. B. eine örtliche Plastifizierung vorhanden sind. Als Ersatzmodell kann hier eine Zug- und Druckfederanordnung, die im Kräftegleichgewicht steht, herangezogen werden.

Vor allem bei inhomogenen Strukturen bzw. Hybridstrukturen hat der Eigenspannungszustand eine große Bedeutung, was durch den diskontinuierlichen Werkstoffaufbau begründet ist. So ist der Spannungszustand nicht nur von den äußeren Belastungen abhängig, er entsteht u. a. auch durch die Tatsache, dass zwei Werkstoffe mit unterschiedlichen Steifigkeiten und unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten miteinander fest verbunden sind. Durch die inhomogenen Werkstoffeigenschaften über die Wandstärke des Hybridelementes und die gegenseitige Behinderung der freien Verschiebungen entstehen Schichtspannungen. Für den Eigenspannungszustand ist somit immer die Differenz zwischen Gesamtverzerrung (z. B. aus thermischer und mechanischer Beanspruchung) und der freien Verzerrung der Einzelkomponenten (Verzerrung in nicht verbundenem Zustand) entscheidend. Diese Differenz stellt die behinderte Verzerrung dar, aus der der Eigenspannungszustand resultiert. Dieser steht wiederum über dem gesamten Hybridelement im Gleichgewicht und muss nicht zwangsläufig auch in einer globalen Verzerrung resultieren, was wiederum die messtechnische Erfassung vor eine große Herausforderung stellt. Casari ermittelt experimentelle in [Cas06] den thermischen Eigenspannungszustand des Abkühlprozesses von Composite-Rohren. Hierfür schneidet er Elemente aus dem Rohr, auf denen sich DMS-Rosetten befinden. Mit den DMS misst er während des Schneidens die Verzerrungsänderung. Er stellt hier große Abweichungen zwischen Modellrechnung und Messung fest.

Als Gedankenmodell kann man sich hierfür einen Metallwürfel vorstellen, welcher erwärmt wird. Durch den Wärmeeintrag dehnt sich dieser aus und es stellt sich ein Verzerrungszustand ein, ohne einen Beanspruchungszustand zu besitzen. Wird nun über eine Belastung der Verzerrungszustand durch eine Druckkraft behindert, weist der Würfel kaum eine bzw. keine Verzerrung auf, besitzt jedoch einen deutlichen Beanspruchungszustand. Im Falle einer zwei- bzw. dreidimensionalen Betrachtung muss bei dem Gedankenmodell auch noch die nicht ganz triviale Überlegung bezüglich der Querkontraktionskoppelung berücksichtigt werden. An der Grundaussage ändert sich allerdings nichts.

Der thermische Eigenspannungszustandes im Composite bzw. im Hybrid wird in Kapitel 3.5 vorgestellt. Hier zeigt Bild 3.22 die Anteile der freien und der behinderten thermischen Verzerrungen.

3.3.2 Beanspruchungsvektor aus der Innendruckbelastung

Unter der Annahme, dass die Wandstärke t sehr viel kleiner ist als der Radius R des Druckbehälters, kann die vereinfachende Formulierung der sog. Kesselformel herange-

zogen werden [Hüt00]. Hiermit kann der zweiachsige, über die Wandstärke konstante Beanspruchungszustand für die Längsrichtung

$$n_x = \frac{p \cdot R_{innen}}{2} \quad (3.28)$$

und für die Umfangsrichtung

$$n_\varphi = p \cdot R_{innen} \quad (3.29)$$

bestimmt werden. Wird die Wandstärke größer, liefert die Kesselformel ungenaue Ergebnisse, wie bereits Lamé im Jahre 1866 hergeleitet hat [Lam66]. Um den Fehler zu quantifizieren, werden in folgendem Bild 3.12 und Bild 3.13 die Umfangsspannung sowie die Längsspannung mit der analytischen Beschreibung für dickwandige zylindrische Druckbehälter ($\sigma_{dickwandig}$) nach [Hüt00] bestimmt und auf die Spannungen der vereinfachenden Kesselformel ($\sigma_{Membran}$) normiert.

$$Abweichung = \frac{\sigma_{dickwandig}(R) - \sigma_{Membran}}{\sigma_{Membran}} \quad (3.30)$$

In Bild 3.12 ist die prozentuale Abweichung der Umfangsspannung $\sigma_\varphi(R)$ von der Kesselformel für verschiedene Radiusverhältnisse $R_{au\beta en}/R_{innen}$ (1 = Membran; ∞ = dickwandig) über der dimensionslosen Wandstärke (0 = Behälterwand innen; 1 = Behälterwand außen) dargestellt.

Über die Behälterwandstärke ist die Längsspannung σ_x für die dickwandige sowie für die dünnwandige Betrachtung nahezu konstant. In Bild 3.13 wird die Abhängigkeit der Längsspannung, wiederum normiert auf die Kesselspannung, vom Radiusverhältnis dargestellt.

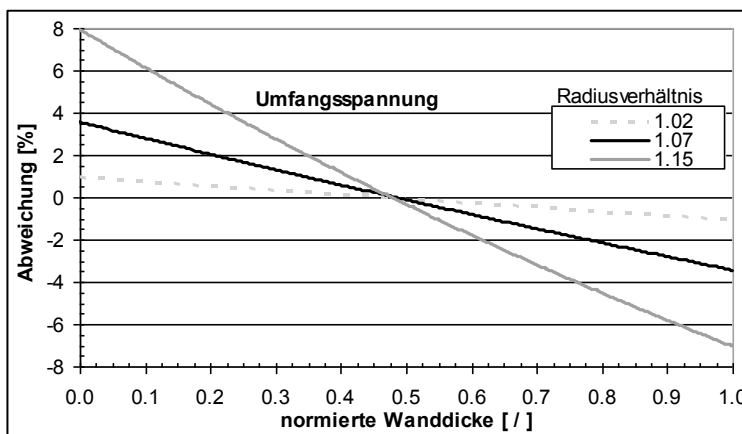


Bild 3.12: Einfluss des Radiusverhältnisses auf den Umfangsspannungsverlauf über die Koordinate in Wandstärkenrichtung. Wert der dickwandigen Spannungsanalyse ist auf die Kesselspannung bezogen.

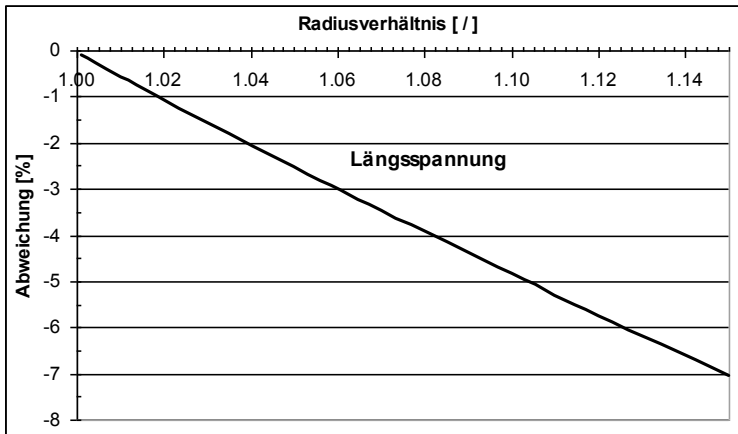


Bild 3.13: Einfluss des Radiusverhältnisses auf den Längsspannungsverlauf. Wert der dickwandigen Spannungsanalyse ist auf die Kesselspannung bezogen.

Für den betrachteten Referenzdruckbehälter ist das Radiusverhältnis = 1,07. Für dieses Verhältnis zeigt Bild 3.12, dass die Kesselformel an der Innenseite 3,5 % zu geringe und an der Außenseite 2,5 % zu große Spannungen liefert. In Längsrichtung (Bild 3.13) liefert die Kesselformel für dieses Radiusverhältnis 3,5 % zu große Spannungen über den gesamten Querschnitt.

Diese Betrachtung gilt jedoch nur für isotrope Strukturen. Liegt Anisotropie vor, wie es bei dem betrachteten Hybridelement der Fall ist, ist die Fehleraussage stark vom Anisotropiegrad abhängig. Diesen Sachverhalt beschreibt Novak ausführlich in [Nov06]. Für die hier vorgestellte Modellierung wird im Weiteren die Kesselformel für die Bestimmung des mechanischen Beanspruchungszustandes aus der Innendruckbelastung verwendet. Diese Vereinfachung ist vertretbar, wie obige Fehlerabschätzung zeigt, und wie auch bereits in Kapitel 3.1.1 dargestellt wurde.

Aus den Einzelkomponenten wird der Beanspruchungsvektor resultierend aus der Innendruckbelastung erstellt. Der Beanspruchungsvektor in Gleichung (3.31) wird in den folgenden Betrachtungen sukzessive mit den spezifischen Charakteristika des Hybriddruckbehälters erweitert.

$$\{n\}_{Mech} = \begin{Bmatrix} n_x \\ n_\varphi \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (3.31)$$

3.3.3 Erweiterung des Stoffgesetzes durch den thermischen Kraftfluss

Bei der Fertigung von Composite Strukturen entsteht beim Aushärten durch die exotherme Reaktion des Harz-Härter-Systems Wärme. Um die Steifigkeit und Festigkeit zu erhöhen und auch um den Aushärteprozess zu beschleunigen, werden die Composite-

Bauteile bei erhöhter Temperatur ausgehärtet (Temperprozess – siehe auch Kapitel 2.1). Kühlt der Composite Verbund auf RT ab, erfahren die Harzmatrix und die Fasern unterschiedliche thermische Verzerrungen. Da aber beide Komponenten durch die Aushärtung fest miteinander verbunden sind, werden die Relativverzerrungen behindert und es entstehen thermische Eigenspannungen zwischen Faser und Harz (mikromechanische Betrachtung). Ein ähnlicher Effekt ergibt sich bei der schichtweisen Betrachtung des MSV. Hier wird nun nicht mehr differenziert zwischen den Einzelkomponenten Faser und Harz, sondern es wird die UD-Einzelschicht als einheitliches orthotropes Element betrachtet. Die einzelnen UD-Schichten innerhalb eines MSV haben aufgrund ihrer unterschiedlichen Orientierung unterschiedliche Ausdehnungsrichtungen. Da die UD-Schichten fest ohne Relativbewegung miteinander verbunden sind, behindern sich die Einzelschichtverzerrungen untereinander und es treten schichtweise Eigenspannungen auf (makromechanische Betrachtung). Vor allem bei Carbonfaser-Compositen muss die thermische Beanspruchung berücksichtigt werden, da diese zu erheblichen Eigenspannungen im Abkühlungsprozess neigt, wobei Puck und Schürmann empfehlen, die errechneten Eigenspannung in der Folge von Relaxationsprozessen um bis zu 50 % zu reduzieren, wie in [Puc98] und [Puc02] vorgestellt. Im weiteren Vorgehen wird, analog zur CLT, nur noch die makromechanische Betrachtung berücksichtigt.

Folgende Werte für die Ausdehnungskoeffizienten verdeutlichen, dass sich zwischen UD-Schicht in Faserrichtung und Metallinerschicht große Verzerrungsdifferenzen bilden können, die wiederum für den Eigenspannungszustand verantwortlich sind.

$$\begin{aligned}\alpha_{Temp||-CFK} (T = 20^{\circ}C, \varphi_{Comp} = 60\%) &= 0,14 \cdot 10^{-6} \frac{1}{K} \\ \alpha_{Temp\perp-CFK} (T = 20^{\circ}C, \varphi_{Comp} = 60\%) &= 30,0 \cdot 10^{-6} \frac{1}{K} \\ \alpha_{Temp-Al-Liner} (T = 20^{\circ}C) &= 23,6 \cdot 10^{-6} \frac{1}{K}\end{aligned}$$

Allgemein gilt für die thermische Verzerrung ε_{Temp} der einfache lineare Zusammenhang, bei dem zu berücksichtigen ist, dass ΔT vorzeichenbehaftet ist und sich dementsprechend negative oder positive Verzerrungen einstellen:

$$\varepsilon_{Temp} = \alpha_{Temp} \cdot \Delta T \quad (3.32)$$

Die Temperaturdifferenz des Composite $\Delta T_{Composite}$ ist die Differenz zwischen der Glasübergangstemperatur T_g der Harzmatrix, bei der diese spannungsfrei erstarrt, und der Temperatur $T_{Betrieb}$, für die der Temperatureigenspannungszustand des Composites berechnet werden soll. In der Literatur wird vorgeschlagen, die Glasübergangstemperatur um einen Offset von 20 °C zu reduzieren, um damit die Relaxationsprozesse, die einen Eigenspannungsabbau nach der Aushärtung bewirken, zu berücksichtigen. Man erhält die reduzierte Glasübergangstemperatur T_{red} . Die für das Composite relevante Temperaturdifferenz bestimmt sich wie folgt:

$$\Delta T_{Composite} = T_{Betrieb} - T_{red} \quad (3.33)$$

Für den Metallliner wird jedoch zur Berechnung der Temperaturdifferenz ΔT_{Liner} eine andere Referenztemperatur verwendet. Hier wird die Annahme getroffen, dass der Metallliner im Gegensatz zur Compositeschicht bei Raumtemperatur spannungsfrei ist. Die Temperaturdifferenz ergibt sich aus der Differenz zwischen Betriebstemperatur und Raumtemperatur.

$$\Delta T_{Liner} = T_{Betrieb} - T_{Raumtemperatur} \quad (3.34)$$

In Bild 3.14 sind jeweils für eine UD-Composite- und für eine Metallschicht qualitativ die Eigenspannungen, verursacht durch Ausdehnungsbehinderung, in Abhängigkeit der Temperaturdifferenzen, dargestellt. Bei Raumtemperatur hat der Liner im Gegensatz zur Compositeschicht keine thermische Ausdehnung und somit auch keine thermische Eigenspannung. Erwärmt sich der Liner, dehnt sich dieser aus. Wird diese Ausdehnung behindert, entsteht eine Druckeigenspannung im Liner. Andersherum hat bei dem erhöhten Temperaturniveau T_{red} die Compositeschicht keine thermische Ausdehnung und somit keine thermische Eigenspannung. Durch Abkühlen will sich diese kontrahieren. Bei Behinderung der Kontraktion stellt sich eine Zugeigenspannung im Composite ein. Um den thermischen Eigenspannungszustand in der Hybridstruktur zu bestimmen, muss der Anteil der schichtweise behinderten thermischen Verzerrung ermittelt werden. Dieses geschieht über die Bestimmung der Differenz zwischen globaler Verzerrung und der jeweiligen freien Einzelschichtverzerrung, wenn sie nicht gebunden wäre.

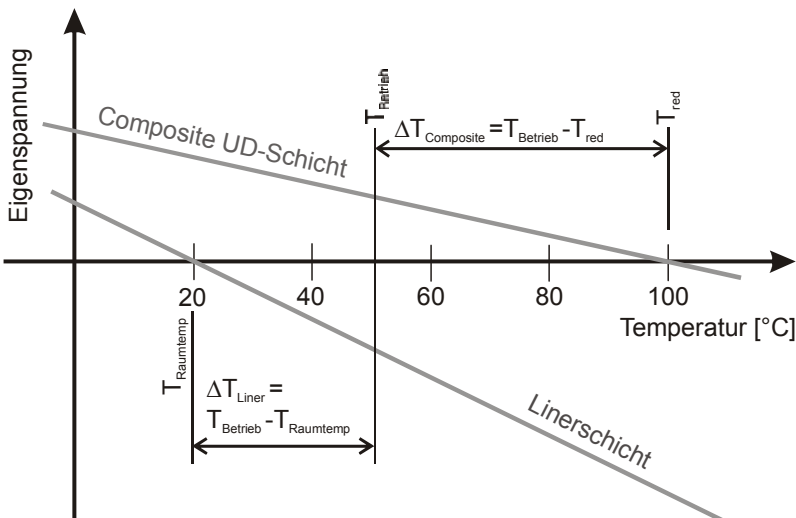


Bild 3.14: Qualitativer Verlauf der thermischen Eigenspannungen bei behinderter Wärmeausdehnung der jeweiligen Einzelschichten (Metall und Composite).

Die globale Verzerrung der Hybridstruktur ergibt sich wiederum durch Superposition der Anteile der einzelnen Ausdehnungskraftflüsse der jeweiligen Schicht in Verbindung mit der Nachgiebigkeitsmatrix der Hybridstruktur. Sind noch andere Kraftflüsse in der Struktur vorhanden, müssen diese ebenso bei der Bestimmung der Globalverzerrung berücksichtigt werden, wie in Kapitel 3.5 dargestellt. In der Hybridstruktur stellt sich über das Kräftegleichgewicht eine neue gemeinsame Temperatur ein, bei der keine globalen thermischen Eigenspannungen auftreten. Diese liegt zwischen den eigenspannungsfreien Temperaturen der Einzelkomponenten $T_{Raumtemp}$ und T_{red} . Dieses wird in der analytischen Simulation in Kapitel 4.2.3 dargestellt. Es sei noch darauf hingewiesen, dass die einzelnen Schichteigenspannungen nicht einfach superponiert werden können. Aufgrund der Orthotropie der Compositeschicht muss die jeweilige Faserorientierung berücksichtigt werden, indem sie ins globale Koordinatensystem transformiert wird. Hierauf wird noch im Folgenden eingegangen.

Thermische Ausdehnungskoeffizienten der UD-Schicht

So wie bei den Elastizitätswerten der Composite UD-Schicht wird in einer mikromechanischen Betrachtung jeweils der Ausdehnungskoeffizient der Harzmatrix mit dem der Faser über einen Modellansatz in einer **Mischungsregel** zu einem Ausdehnungskoeffizient der UD-Schicht kombiniert. Hierbei wird berücksichtigt, dass die Materialkennwerte der Faser konstant und die des Harzes eine Funktion der Temperatur sind. Auf die Temperaturabhängigkeit wird in Kapitel 3.6.1 eingegangen.

Die Formulierung in Längsrichtung sieht nach Schürmann [Sch05] wie folgt aus:

$$\alpha_{Temp\parallel}(T) = \frac{\mathcal{E}_{Temp\parallel}}{\Delta T} = \frac{\alpha_{Temp\text{Harz}}(T) \cdot E_{\text{Harz}}(T) \cdot (1 - \varphi_{Comp}) + \alpha_{Temp\text{Faser}\parallel} \cdot E_{\text{Faser}\parallel} \cdot \varphi_{Comp}}{E_{\text{Harz}}(T) \cdot (1 - \varphi_{Comp}) + E_{\text{Faser}\parallel} \cdot \varphi_{Comp}} \quad (3.35)$$

In Querrichtung durch Wichtung der Einzelkomponenten über den Faservolumengehalt ergibt sich nach [Sch05] folgende Formulierung:

$$\alpha_{Temp\perp}(T) = \frac{\mathcal{E}_{Temp\perp}}{\Delta T} = \varphi_{Comp} \cdot \alpha_{Temp\text{Faser}\perp} + (1 - \varphi_{Comp}) \cdot \alpha_{Temp\text{Harz}}(T) \quad (3.36)$$

Wie bei den Elastizitätswerten gibt es auch hier verschiedene Ansätze für den thermischen Ausdehnungskoeffizienten der UD-Schicht in Querrichtung. Hier ist ein Ansatz nach Schneider [Snd77] aufgeführt, der das vollständige Elastizitätsgesetz einbezieht:

$$\alpha_{Temp\perp}(T) = \alpha_{Temp\text{Harz}}(T) - (\alpha_{Temp\text{Harz}}(T) - \alpha_{Temp\text{Faser}\perp}) \cdot \left(\frac{2 \cdot (v_{\text{Harz}}^3 + v_{\text{Harz}}^2 - v_{\text{Harz}} - 1) \cdot 1,1 \cdot \varphi_{Comp}}{1,1 \cdot \varphi_{Comp} \cdot (2 \cdot v_{\text{Harz}}^2 + v_{\text{Harz}} - 1) - (1 + v_{\text{Harz}})} - \frac{\frac{v_{\text{Harz}} \cdot E_{\text{Faser}\perp}}{E_{\text{Harz}}(T)}}{\frac{E_{\text{Faser}\perp}}{E_{\text{Harz}}(T)} + \frac{(1 - 1,1 \cdot \varphi_{Comp})}{1,1 \cdot \varphi_{Comp}}} \right) \quad (3.37)$$

In Bild 3.15 ist zu erkennen, dass vor allem der Ausdehnungskoeffizient $\alpha_{Temp\perp}$ stark vom Faservolumengehalt φ_{Comp} abhängig ist. Der Ausdehnungskoeffizient in Längsrichtung $\alpha_{Temp\parallel}$ ist hingegen kaum von φ_{Comp} abhängig. Ebenso ist zu erkennen, dass auch hier die zwei Ansätze für die Querrichtung unterschiedliche Werte liefern.

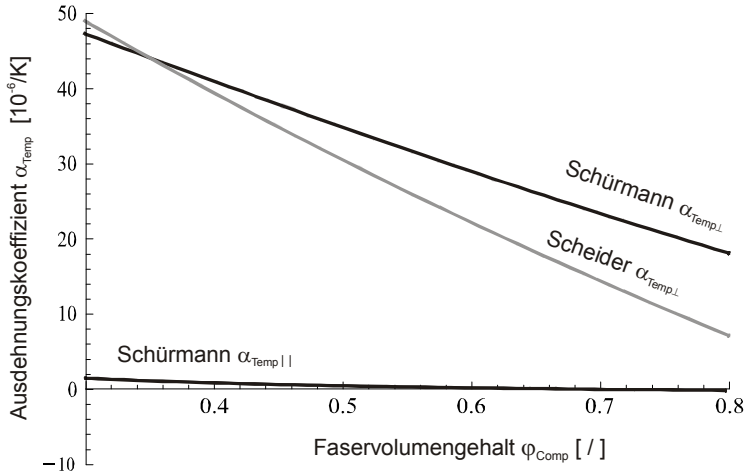


Bild 3.15: Thermischer Ausdehnungskoeffizient parallel und senkrecht zur Faser in Abhängigkeit des Faservolumengehaltes φ_{Comp} der UD-Schicht bei konstanter Temperatur $T = 20^\circ C$.

Für die weitere Modellierung werden nach den Ergebnissen der ‚World-Wide Failure Exercise‘ ([Sod98], [Sod04]) für die Bestimmung der Ausdehnungskoeffizienten $\alpha_{Temp\parallel}(T)$ und $\alpha_{Temp\perp}(T)$ der UD-Schicht die Gleichungen (3.35) und (3.37) verwendet. Die Koeffizienten sind Komponenten des thermischen Ausdehnungsvektors:

$$\left\{ \alpha_{Temp}(T) \right\}_{Composite} = \begin{Bmatrix} \alpha_{Temp\parallel}(T) \\ \alpha_{Temp\perp}(T) \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (3.38)$$

Überlagerungsgesetz der thermischen Ausdehnungskraftflüsse

Für die Bestimmung der thermischen Beanspruchung, resultierend aus der Temperaturdifferenz $\Delta T_{Composite}$, muss analog zur Superposition der UD-Schicht-Steifigkeiten auch der thermische Ausdehnungskoeffizient aus dem lokalen $\perp\parallel$ -System ins globale x, φ -System mit Hilfe der Transformationsmatrix $[T(\omega)]^e$ transformiert werden, wobei der Oberstrich den Bezug zum globalen $x - \varphi$ -Koordinatensystem bezeichnet.

$$\left\{ \bar{\alpha}_{Temp}(T) \right\}_{Composite} = [T(\omega)]^e \cdot \left\{ \alpha_{Temp}(T) \right\}_{Composite} \quad (3.39)$$

Sind Schicht-Ausdehnungskoeffizient und Schichtsteifigkeiten in das globale x, φ -System transformiert, ergeben diese mit der Temperaturdifferenz $\Delta T_{Composite}$ den Schichtkraftfluss, welcher nun aufgrund der Transformation schichtweise zum Gesamtkraftfluss des Composite-Verbundes aufaddiert werden kann. Da $\Delta T_{Composite}$, wie oben bereits erwähnt, über die Schichten als konstant angenommen wird, kann dieser Term aus dem Summenzeichen herausgezogen werden.

Die Überlagerung der Einzelschichtkraftflüsse zum Gesamtscheibenkraftfluss sieht wie folgt aus:

$$\left\{ \hat{n}_{Temp}(T) \right\}_{Composite} = \Delta T_{Composite} \cdot \sum_{k=1}^n \left[\bar{Q} \right]_k \cdot t_k \cdot \left\{ \bar{\alpha}_{Temp}(T) \right\}_{Composite,k} \quad (3.40)$$

Für die Gesamtbeanspruchung wird die mechanische Beanspruchung aus Gleichung (3.31) um den Anteil des thermischen Kraftflusses erweitert.

$$\left\{ \hat{n}(T) \right\}_{Gesamt} = \left\{ \hat{n} \right\}_{Mech} + \left\{ \hat{n}_{Temp}(T) \right\}_{Composite} \quad (3.41)$$

Es sei hier angemerkt, dass der vorgestellte thermische Kraftfluss der resultierende Gesamtkraftfluss des MSV ist und noch keinen thermischen Eigenspannungszustand darstellt. Erst wenn die aus diesem Kraftfluss resultierende Gesamtverzerrung mit dem Anteil der freien thermischen Schichtverzerrung ins Gleichgewicht gesetzt wird, ergibt sich der jeweilige Anteil der behinderten thermische Verzerrung und somit der thermische Eigenspannungszustand. Dieses Gleichgewicht wird in Kapitel 3.5 mit Hilfe der Bestimmung der gelöst gedachten Einzelschichtverzerrung schichtweise in Gleichung (3.103) aufgestellt.

Thermischer Ausdehnungskoeffizient der Metallschicht

Die Bestimmung des temperaturbedingten Kraftflusses in der Metallschicht gestaltet sich weniger aufwendig, da es sich hier zum einen um eine isotrope Schicht handelt und somit keine Richtungstransformation vom lokalen ins globale System oder umgekehrt nötig ist und zum anderen der Ausdehnungskoeffizient im betrachteten Temperaturbereich als konstant angesehen werden kann. Der Ausdehnungskoeffizient ist wie bei der Compositeschicht ein Vektor mit drei Elementen, welche für 1-2-Richtung bzw. x - φ -Richtung identisch sind. Da das Materialverhalten in Wandstärkenrichtung nicht berücksichtigt wird, ist das dritte Element null. Für den thermischen Ausdehnungskraftfluss der Metallschicht gilt:

$$\left\{ \hat{n}_{Temp} \right\}_{Liner} = [A]_{Liner} \cdot \Delta T_{Liner} \cdot \left\{ \alpha_{Temp} \right\}_{Liner} \quad (3.42)$$

Nun wird Gleichung (3.41) um den Anteil der Metallschicht erweitert, wie Gleichung (3.43) zeigt. Es ergibt sich die endgültige Gesamtbeanspruchung (ohne die noch zu definierenden Eigenspannungen) des Hybrides, die nun aus dem mechanischem und den beiden thermischen Kraftflüssen besteht. Diese wird im erweiterten Hybridscheiben-

Stoffgesetz in Gleichung (3.96) implementiert, um die Gesamtverzerrung des Hybrides, wie in Kapitel 3.5 vorgestellt, zu bestimmen.

$$\left\{ \hat{n}(T) \right\}_{Gesamt} = \left\{ \hat{n} \right\}_{Mech} + \left\{ \hat{n}_{Temp}(T) \right\}_{Composite} + \left\{ \hat{n}_{Temp} \right\}_{Liner} \quad (3.43)$$

Wie für die Compositeschicht gilt auch für die Linerschicht, dass der hier vorgestellte thermische Kraftfluss noch keinen Eigenspannungszustand darstellt. Hierfür muss das Gleichgewicht über das gesamte Hybridelement gebildet werden wie es in Kapitel 3.5 in Gleichung (3.104) geschieht.

3.3.4 Einfluss der Umgebungstemperatur

Im Folgenden soll neben der thermischen Belastung aus dem Betankungsprozess durch die Kompressionsarbeit auch der Einfluss der Umgebungstemperatur in Abhängigkeit der Eintritts-Häufigkeit berücksichtigt werden. Hierfür werden Klimadaten für Europa ([Mül96], [Kal80]), die in einer Periode von ca. 30 Jahren gemessen wurden, mit statistischen Standardverfahren, wie sie vertieft bei Hartung [Har05] beschrieben sind, ausgewertet. Unter der Annahme, dass die Klimadaten des Betrachtungszeitraums einer Normalverteilung (Gaußverteilung) folgen, können hieraus Häufigkeiten von einzelnen Temperaturklassen bestimmt werden. In Bild 3.16 sind für zwei in Europa repräsentative geografische Orte diese ermittelten Häufigkeitsverteilungen dargestellt. Diese werden zum einen aus Werten der Wetterstation Jokkmokk in Zentralschweden für das kalte Extrem und zum anderen aus Werten der Wetterstation Athen für das warme Extrem bestimmt. Das Verfahren wird ausführlich vom Autor in [And07,1] vorgestellt.

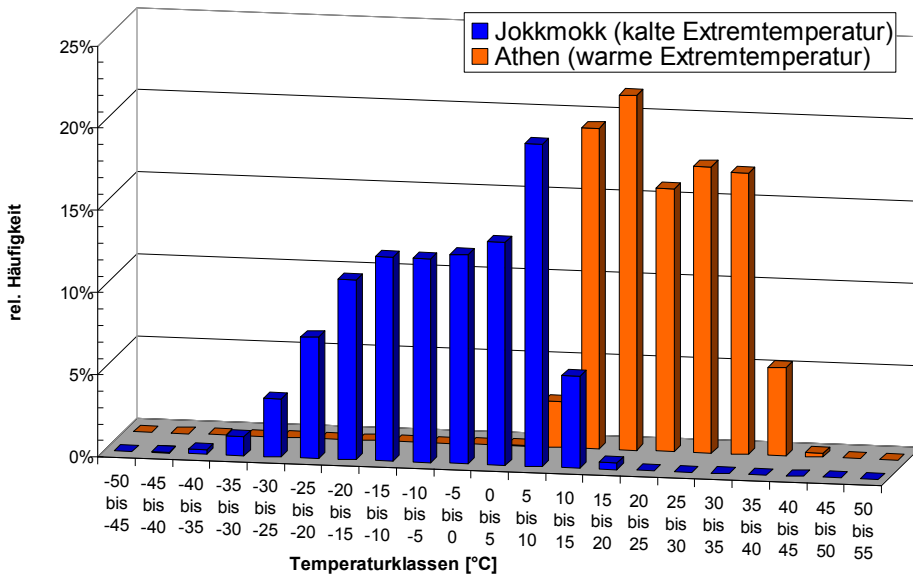


Bild 3.16: Jahresmittelwert der Klassen-Häufigkeit (Temperaturklassen) der Wetterstation Jokkmokk und Athen.

3.4 Fertigungs-Beanspruchung

Die in Kapitel 3.3 beschriebenen Beanspruchungszustände und die damit verbundenen Eigenspannungszustände sind nicht direkt beeinflussbar und in der Regel nicht von strukturmechanischem Vorteil. Neben dem Betriebs-Eigenspannungszustand, der durch die Behinderung der thermischen Ausdehnung entsteht, existieren noch gezielt eingebrachten Eigenspannungszustände. Diese werden einmal in die Struktur eingebracht und sind dann im Gegensatz zu dem Betriebs-Eigenspannungszustand konstant – unter Vernachlässigung eventueller Kriech- sowie Relaxationsprozesse – und unabhängig von der wechselnden Belastung des Betriebsdrucks sowie der Betriebstemperatur.

3.4.1 Künstlich eingebrachte Eigenspannungen

Der positive Effekt von künstlich eingebrachten Eigenspannungen auf die Beanspruchbarkeit von **Composite-Bauteilen** hat Schürmann in [Sch89] dargestellt. Er verbesserte die Beanspruchbarkeit von Rohrproben durch künstlich eingebrachte Eigenspannungszustände u. a. mittels Faservorspannung. Schürmann hat seine analytische Beschreibung experimentell nachgewiesen. Hierfür hat er Rohrproben mit unterschiedlich hohen Eigenspannungszuständen gefertigt. Diese wurden hydraulisch unter Innendruck belastet und damit die sog. Weeping-Spannung bestimmt. Die Weeping-Spannung ist die Spannung, bei der eine unter hydraulischem Innendruck stehende Compositeprobe aufgrund erster Zwischenfaserbrüche durchlässig wird und Flüssigkeit austreten kann. Die Weeping-Spannung erhöht sich entsprechend der künstlich eingebrachten Vorspannung.

Beim Hybriddruckbehälter geht es allerdings weniger um die Erhöhung der ZFB-Festigkeit der Compositeschicht als vielmehr um den positiven Effekt auf die Linerermüdung. Eine Vielzahl von Arbeiten, wie u. a. von Harvey [Har74], haben gezeigt, dass der Metallliner ein schlechteres Ermüdungsverhalten hat als der MSV. Für die Verbesserung des Ermüdungsverhaltens wird daher in der Praxis ein künstlich eingebrachter Eigenspannungszustand erzeugt, um damit die Maximalbeanspruchung im Metallliner während des Betriebes zu reduzieren.

Es existieren zwei **Verfahren**, um Eigenspannungen in die Hybridstruktur einzubringen. Durch Bandbremsen kann die Faser während des **Wicklungsprozesses** unter Zugspannung gesetzt werden, die nach dem Aushärtungsvorgang im Laminat verbleibt. Dieses Verfahren hat Rasche für Typ-II-Hybridbehälter mit Thermoplastmatrix in [Ras95] beschrieben. Eine weitere und weitaus effektivere, aber auch komplexere Möglichkeit besteht darin, den Behälter nach dem abgeschlossenen Wickel- und Aushärtungsprozess soweit unter Innendruck zu setzen, dass der Metallliner kontrolliert plastifiziert, während sich das Composite, abgesehen von auftretenden ZFB, noch weitgehend elastisch verhält. Dieses Verfahren wird **Autofrettageprozess** genannt und hat zur Folge, dass der Behälter nach der Druckentlastung eine bleibende Plastifizierung behält und sich wie beim Wicklungsprozess über das Kräftegleichgewicht ein Eigenspannungszustand durch Zugspannung im Composite und Druckspannung im Liner einstellt. Dadurch wird die Maximalbeanspruchung im Metallliner während des Betriebes reduziert.

In Bild 3.17 wird dieser Zusammenhang für eine Hybridstruktur qualitativ dargestellt. Existieren keine Eigenspannungen, starten die beiden Geraden des **Verzerrungs-Spannungs-Verlaufes** im Ursprung. Werden nun Eigenspannungen durch die oben beschriebenen Verfahren in die Struktur eingeführt, stellen sich über das Kräftegleichgewicht im drucklosen Zustand in der Faser eine Zug- und im Metallliner eine Druckspannung ein. Dadurch verschiebt sich der jeweilige Verzerrungs-Spannungs-Verlauf parallel um den Betrag der eingeführten Eigenspannung mit unterschiedlichen Vorzeichen für die UD- und die Metallinerschicht.

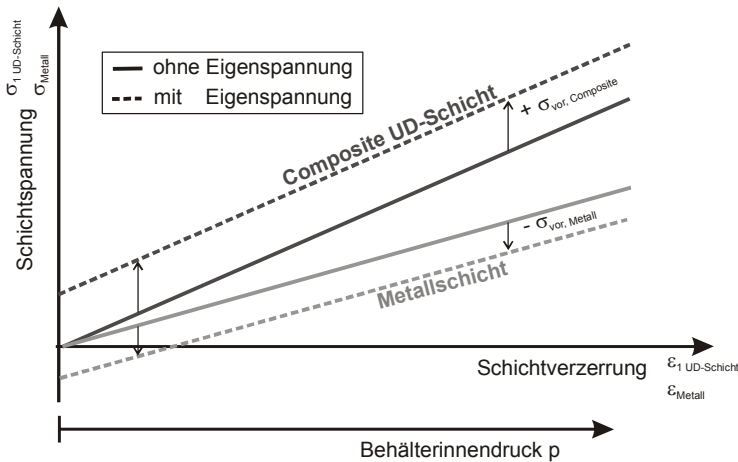


Bild 3.17: Qualitative Darstellung des Einflusses der künstlich eingebrachten Eigenspannungen auf den Spannungszustand in Abhängigkeit der äußeren Belastung am Beispiel der 1-Koordinatenrichtung.

Bedingt durch die unterschiedlichen Steifigkeiten stellen sich bei gleicher Verzerrung unterschiedliche Spannungen ein. Werden nun Eigenspannungen durch die oben beschriebenen Verfahren in die Struktur eingeführt, stellen sich über das Kräftegleichgewicht im drucklosen Zustand in der Faser eine Zug- und im Metallliner eine Druckspannung ein. Dadurch verschiebt sich der jeweilige Verzerrungs-Spannungs-Verlauf parallel um den Betrag der eingeführten Eigenspannung mit unterschiedlichen Vorzeichen für die UD- und die Metallinerschicht.

Im qualitativen **Haigh-Diagramm** in Bild 3.18 ist der Einfluss des Eigenspannungszustandes des Liners auf dessen Schwingfestigkeit dargestellt. Die Mittelspannung σ_{mittel} reduziert sich durch die eingebrachte Druckeigenspannung des Liners. Der sich einstellende Betriebszustand verschiebt sich im Haigh-Diagramm nach links, für das Lastverhältnis gilt dann $R < 0$. Für eine konstante Beanspruchung schneidet nun die Mittelspannung ($\sigma_{mittel mit}$) eine Schwingfestigkeitslinie mit höherer maximal möglicher Schwingspielzahl (N_{i+1}). Alternativ hierzu kann durch Beibehalten der Schwingspielzahl die Spannungsamplitude $\sigma_{Amplitude}$ erhöht werden. Für das Lastverhältnis der Faser bedeutet die eingebrachte Eigenspannung eine Erhöhung des Lastverhältnisses mit $R > 0$. Diese zusätzliche Beanspruchung der Faser ist unkritisch, da sie einen ausreichenden Abstand zu ihrer Festigkeitsgrenze besitzt.

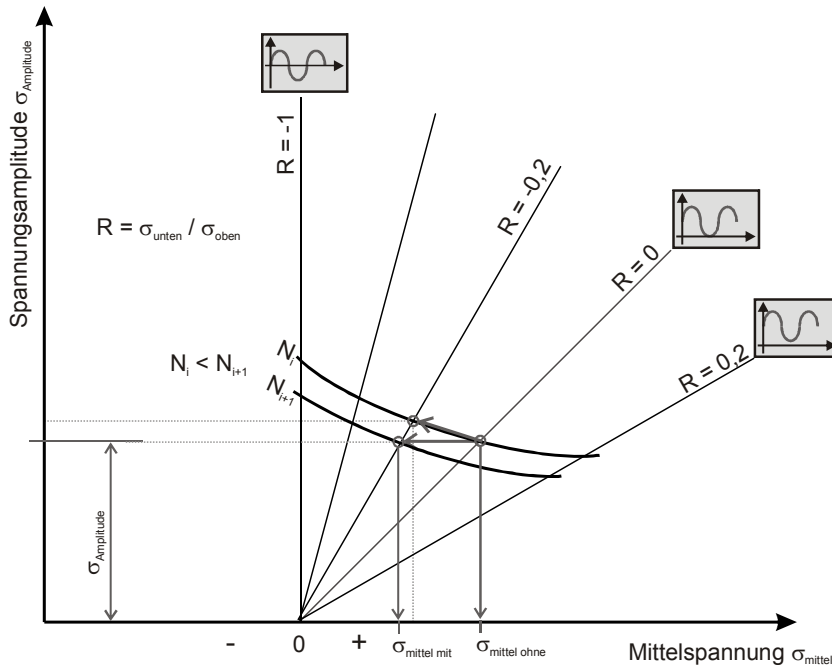


Bild 3.18: Qualitatives Haigh Diagramm. Es zeigt den Einfluss der Eigenspannung auf die Mittelspannung und auf die maximal ertragbare Lastwechselzahl N des Metalliners.

Den **positiven Effekt** des Autofrettageprozesses auf das Ermüdungsverhalten von Metallstrukturen haben Schön und Seeger in [ScM95] für Einspritzdüsen vorgestellt. Alegre stellt dieses sehr detailliert für Stahl-Hochdruckbehälter in [Ale07] vor, wobei er hier auch explizit den Bauschinger-Effekt berücksichtigt. Der Bauschinger-Effekt beschreibt das Phänomen des Zug-Druckfließens, welches bei zyklischer Belastung die Hysterese des Verzerrungs-Spannungs-Verlaufes beschreibt. Dieser Effekt wurde von Bauschinger 1886 in [Bau86] beschrieben. Ebenso nimmt auch Lazzarin in [Laz97] den Bauschinger-Effekt sowie einen modifizierten Ramber-Osgood-Ansatz zur Beschreibung der plastischen Verfestigung der Metallschicht nach dem Überschreiten der Dehngrenze (siehe hierzu auch Kapitel 3.6.4) in sein Modell für die Simulation des Spannungsfeldes für dickwandige Stahlflaschen auf. Dass bei Hybridstrukturen die Simulation des Eigenspannungszustandes ein entscheidender Faktor ist, hat Tepy in [Tep85] durch seine umfangreiche analytische Simulation des Autofrettageprozesses eines Typ-II-Behälters beschrieben. Jedoch berücksichtigt sein Modell keine unterschiedlichen Wickelwinkeln, wie sie für die Modellierung von Typ-III-Behälter benötigt werden. Ebenso simuliert Lifshitz in [Lif95] das Problem nur einachsig.

Der in den folgenden Kapiteln vorgestellte Ansatz für die Simulation der Fertigungs-Beanspruchung hebt sich von den oben vorgestellten Ansätzen insofern ab, als dieser thermische und Wickeleigenspannungen, unterschiedliche Faserwinkel im Hybridelement

sowie verfestigend-plastisches Verhalten des Metallliners im plastischen Bereich des Autofrettageprozesses in einem Ansatz berücksichtigt.

3.4.2 Wickel- und Temperprozess

Das im Folgenden vorgestellte Verfahren ist ein vereinfachter Nahrungsansatz zur Abbildung der resultierenden Eigenspannungen nach dem Wickel- und Temperprozess. Nach dem Wickelprozess wird der Behälter auf die Tempertemperatur (bei dem hier betrachteten Harzsystem +90 °C) erwärmt und mehrere Stunden gehalten, um die Vernetzung zu beschleunigen. Beim Aufheizen ist das Harzsystem noch oberhalb der Glastemperatur und der E-Modul des Harzes somit sehr klein. Dadurch hat die Compositeschicht einen geringeren Ausdehnungskoeffizienten, wie aus den Gleichungen (3.35) und (3.37) abgeleitet werden kann. Durch den Vernetzungsprozess erhöht sich der E-Modul des Harzes und somit auch der Ausdehnungskoeffizient des Composites. Dadurch entsteht eine Differenz der Ausdehnungskoeffizienten zwischen Aufheizphase und Abkühlphase, was wiederum eine Differenz der thermischen Verzerrungen liefert, die wiederum, wie bereits im vorhergehenden Kapitel gezeigt, einen Eigenspannungszustand erzeugen. Wie zu sehen ist, sind die Effekte des Wickel- und Temperprozess eng miteinander verknüpft und werden deshalb hier in einem gemeinsamen Ansatz modelliert.

Bei Arbeiten, die den Aspekt der Faservorspannung beim Wickelprozess berücksichtigen, wird diese entweder direkt als konstanter Parameter in das Rechenmodell eingesetzt, wie u. a. bei Novak in [Nov06] vorgestellt, oder sie wird komplex unter Berücksichtigung des über die Lagenanzahl veränderlichen Wickelradius hergeleitet, wie von Krieger in [Kri03] dargestellt. Beide Ansätze berücksichtigen nicht die Relaxation der Vorspannung am Ende des Wickel- und Temperprozesses, wenn sich der Gleichgewichtszustand im Hybrid einstellt. Ebenso berücksichtigen sie nicht die Temperaturabhängigkeit der Harzeigenschaft, welche entscheidend ist für den gesamten Wickel-Temper-Prozess. Der erste Ansatz erscheint zu grob, da er den Einfluss der Faservorspannung überbewertet. Der zweite berücksichtigt zwar den geometrischen Einfluss, aber ebenso wie der erste nicht die Relaxation. Für den einachsigen Belastungsfall stellt Bolotin in [Bol69] ein analytisches Modell für die Beschreibung des kompletten Wickel-Temper-Prozesses einer Glasfaser-Ringprobe vor. Es wird hier ähnlich modelliert, jedoch berücksichtigt die hier vorgestellte Betrachtung den zweiachsigen Belastungszustand. Brivmanis hat in [Bri66] experimentell den Eigenspannungszustand von Glasfaser-Ringproben nach dem Wickel-Temper-Prozesses bestimmt. Auf diese Messergebnisse wird noch in Kapitel 4.3.1 eingegangen.

Analog zum Überlagerungsgesetz der CLT – Superposition von Einzelbeanspruchungszuständen – und aufbauend auf den validierten Ansatz von Schürmann aus [Sch89] wird der folgende Ansatz entwickelt, der den Wickel-Temper-Prozess beschreibt. Das Ergebnis dieses Ansatzes ist der resultierende Eigenspannungszustand des Wickel-Temper-Prozesses, welcher dann als Konstante in die Spannungsanalyse in Kapitel 3.5 implementiert wird. Bei dem in dieser Arbeit im Vordergrund stehenden Typ-III-Behälter (Metallliner mit Composite-Vollumwicklung) ist die Faservorspannung beim Wickeln eher

gering (maximal 12 MPa) und dient hauptsächlich der Ausrichtung der Rovings auf den Wickelwinkel und verhindert dessen Abrutschen vom Wickelkern. Aber auch wenn sie zurzeit in den angewandten Fertigungsprozessen von Typ-III-Behältern nur eine produktionstechnologische Bedeutung hat, soll sie dennoch insbesondere unter dem Aspekt der Kombination mit dem Temperprozess in das zu erstellende Strukturmodell aufgenommen werden. Dadurch ergibt sich die Möglichkeit, den Einfluss des Wickel-Temper-Prozesses auf das Strukturverhalten parametrisch zu erfassen.

Die Modellierung wird hier in drei Zustände unterteilt:

- Zustand 1 – Wickeln bei Raumtemperatur (RT)
- Zustand 2 – Erwärmen des Hybrides von RT auf die Tempertemperatur (TT)
- Zustand 3 – Abkühlen von TT auf RT

Diese drei Zustände werden im Modell superponiert. In Tabelle 3-3 bis Tabelle 3-5 wird sequenziell die Abfolge der analytischen Formulierungen zur Beschreibung des Prozesses dargestellt. Das grundlegende Vorgehen bei der Berechnung des Verzerrungs- und des Spannungsfeldes mittels des Stoffgesetzes wird in Kapitel 3.5 beschrieben.

Wickeln mit Vorspannung (vor) – Zustand 1

Das Modell von Schürmann wurde für den speziellen Fall des hier zu modellierenden Wickelprozesses adaptiert. In Bild 3.19 ist die angenommene Modellvorstellung für den Eigenspannungszustand durch die Wickelvorspannung dargestellt.

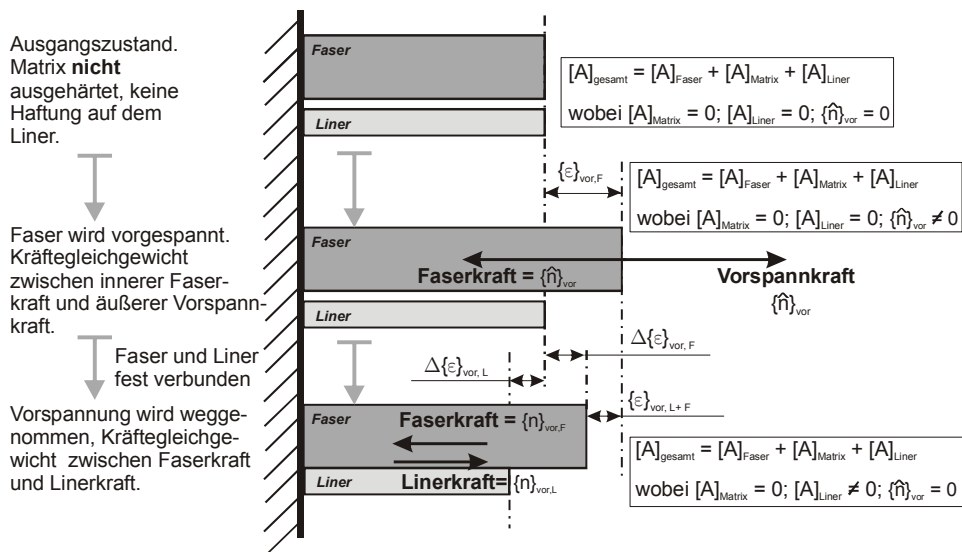


Bild 3.19: Modellvorstellung für den resultierenden Eigenspannungszustand aus dem Wickelprozess.

Jede Composite-UD-Schicht wird mit einer von der Fertigung bestimmten Faservorspannkraft in Faserlängsrichtung mit dem Faserwinkel ω auf den Liner gewickelt. Der sich einstellende Kräftefluss in der Faser ist durch teilweise vorhandene Haftreibung zwischen Faser und Liner sowie den stetig zunehmenden Wickelradius sehr komplex. Für die Modellierung wird die Annahme getroffen, dass der Fertigungsprozess sicherstellt, dass der Kräfteflussvektor $\{n\}_{vor,k}$ in jeder Schicht k konstant ist. Dieser besitzt nur eine Komponente in Längsrichtung zur Faser. Es gilt für die Schicht k :

$$\{n\}_{vor,k} = \begin{Bmatrix} n_{vor,\parallel,k} \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (3.44)$$

Durch die Transformation der einzelnen Schichtkräfte $\{n\}_{vor,k}$ in das gemeinsame globale x,φ -Koordinatensystem können diese zum globalen Vorspannkraftflussvektor $\{\hat{n}\}_{vor}$ aufsummiert werden. Zu diesem Fertigungszeitpunkt wird die Annahme getroffen, dass der Liner keinen Einfluss auf die Wickelvorspannung hat, da die Compositeschicht noch nicht fest mit dem Liner verbunden ist. Ebenso wird vorausgesetzt, dass linear elastisches Werkstoffverhalten der Einzelschicht vorliegt und dadurch das Überlagerungsgesetz anwendbar ist.

$$\{\hat{n}\}_{vor} = \sum_{k=1}^n [T(\omega)]^\sigma \cdot \{n\}_{vor,k} \quad (3.45)$$

Beim Aufbringen der resultierenden Vorspannkraft $\{\hat{n}\}_{vor}$ werden das Harz der Compositeschicht, da noch nicht chemisch vernetzt, sowie der Steifigkeitsanteil des Liners, da noch keine Haftung zwischen Faser und Liner existiert, nicht berücksichtigt. Die Vorspannkraft erzeugt nur in der Faser eine elastische Verzerrung $\{\varepsilon\}_{vor,F}$. Nach dem Wickelprozess wird die Vorspannkraft komplett weggenommen, woraufhin sich die Faser wieder wie eine Feder um den Betrag $\{\varepsilon\}_{vor,F}$ in die Ausgangslage kontrahieren will. Da nun aber die Faser fest um den Liner gewickelt ist, muss sie gegen die Steifigkeit des Liners arbeiten. Über das Kräftegleichgewicht stellt sich eine bleibende Globalzugverzerrung $\{\varepsilon\}_{vor,L+F}$ des Hybridelementes ein, welches aus Liner- und Fasersteifigkeit besteht. Die Differenz zwischen Globalverzerrung und reiner Faserverzerrung ergibt die behinderte fiktive Zugverzerrung $\Delta\{\varepsilon\}_{vor,F}$ in der Faser. Der Liner jedoch erfährt den gleichen Wert der Globalverzerrung, die eine Druckverzerrung $\Delta\{\varepsilon\}_{vor,L}$ darstellt. Analog zur Bestimmung der thermischen Eigenspannungen in der CLT werden mit den jeweiligen Verzerrungsdifferenzen zum Ausgangszustand und den entsprechenden Steifigkeiten der Eigen-Kräftefluss der Linerschicht $\{n\}_{vor,L}$ sowie der Compositeschicht $\{n\}_{vor,F}$ bestimmt.

Tabelle 3-3: Analytischer Zusammenhang des Wickelprozesses mit Faservorspannung ohne Berücksichtigung des Harzes (H) da diese noch nicht ausgehärtet ist.

Liner (L)	Hybrid (L+F)	Composite (nur F)
		$\{\varepsilon\}_{vor,F} = [A]_F^{-1} \cdot \{\hat{n}\}_{vor}$ (3.46) reine Faserverzerrung durch Vorspannung
$\{\varepsilon\}_{vor,L+F} = [A]_{L+F}^{-1} \cdot \{-\hat{n}\}_{vor}$ (3.47) Gesamtverzerrung des Hybridelementes bestehend aus Liner und Faser		
$\Delta\{\varepsilon\}_{vor,L} = \{\varepsilon\}_{vor,L+F}$ (3.48) Verzerrungsdifferenz zum Ausgangszustand (fiktiv)		$\Delta\{\varepsilon\}_{vor,F} = \{\varepsilon\}_{vor,F} + \{\varepsilon\}_{vor,L+F}$ (3.49) Verzerrungsdifferenz zum Ausgangszustand (fiktiv)
$\{n\}_{vor,L} = [A]_L \cdot \Delta\{\varepsilon\}_{vor,L}$ (3.50) verbleiben. Eigenschichtkraftfl.		$\{n\}_{vor,F} = [A]_F \cdot \Delta\{\varepsilon\}_{vor,F}$ (3.51) verbleiben. Eigenschichtkraftfluss
$\{n\}_{vor,L} + \{n\}_{vor,F} = 0$ (3.52) Kräftegleichgewicht nach dem Wickelprozess		

Es sei hier angemerkt, dass die Vorzeichen der Werte berücksichtigt werden müssen. So sind die resultierende Globalverzerrung $\{\varepsilon\}_{vor,L+F}$ sowie der Schichtkraftfluss im Liner $\{n\}_{vor,L}$ negativ.

Temperprozess (TP) – Zustand 2 und 3

Nach dem Wickelprozess wird der Hybridbehälter auf die Tempertemperatur erwärmt (vergl. Kapitel 2.1). Entgegen dem realen Verhalten, in dem der Vernetzungsgrad und damit der E-Modul mit der Zeit und mit steigender Temperatur kontinuierlich zunehmen, wird im Modell vereinfachend angenommen, dass beim Startpunkt des Temperprozesses die Harzmatrix noch nicht vernetzt ist (flüssig – E-Modul sehr klein), während sie nach dem Erreichen der Tempertemperatur komplett vernetzt ist (fest – E-Modul entspricht dem temperaturabhängigen Wert aus der DMTA-Analyse). Es wird kein kontinuierlicher Aushärtungsverlauf modelliert, es gibt nur den unvernetzten und den vernetzten Zustand bei RT bzw. bei TT.

Analog zur Bestimmung der thermischen Eigenspannungen in der CLT, auf die in Kapitel 3.5.1 eingegangen wird, werden diese hier für den TP bestimmt. Hierfür werden

die Globalverzerrung des Hybrids und jeweils die fiktiven Verzerrungen der gelöst gedachten Liner- sowie der Compositeschicht (freie Schichtverzerrung ohne Behinderung) bestimmt. Auch hier gilt wieder: Die Differenz zwischen Globalverzerrung und den fiktiven Verzerrungen stellen die behinderten Verzerrungen und diese, mit der jeweiligen Steifigkeit versehen, die Eigenspannungen dar.

Der Unterschied zwischen Zustand 2 und 3 ist, dass zuerst das Hybridelement nur aus Liner- und Fasersteifigkeit und dann aus Liner-, Faser- und Harzsteifigkeit besteht. Entsprechend dieser Zusammensetzung ändern sich die Temperatureausdehnungskoeffizienten und damit auch die thermischen Verzerrungen, welche berücksichtigt werden müssen.

Durch den TP entstehen insbesondere bei Hybridstrukturen Eigenspannungen. Diese treten ebenfalls auf bei Compositen, die in Metallformen aushärten. Dies hat Johnston et al. in [Joh01] ausführlich beschreibt. Johnston stellt ein komplexes FE Modell auf, das mit mikromechanischen Ansätzen den Eigenspannungszustand eines Composites in einer Metallform in Zeitschritten abbildet. Um die Komplexität zu reduzieren, modelliert Arafath et al. in [Ara07] und [Ara08] dieses Problem, ebenso wie in der vorliegenden Arbeit, in einer geschlossenen analytischen Formulierung. Arafath löst das Problem über eine Weiterentwicklung der Balkendifferenzialgleichung von Timoshenko [Tim25]. Er berücksichtigt für sein einfaches Element auch das elastische Interface zwischen Metall und Composite, welches in der vorliegenden Arbeit, um das Modell einfach zu halten, vernachlässigt wird (ideale Haftung). Ebenso wie in dieser Arbeit verwendet er einen temperaturabhängigen E-Modul des Harzes, welcher zusätzlich noch vom Vernetzungsgrad des Aushärtungsprozesses abhängt. Jedoch ist das Modell von Arafath nur für thermische Beanspruchungen aufgebaut ohne Berücksichtigung weiterer Eigenspannungsprozesse oder eines parametrischen Schichtaufbaus. Tabelle 3-4 zeigt sukzessive den Ablauf der verwendeten analytischen Zusammenhänge für die Simulation des Aufheizprozesses. Durch das positive $\Delta T_{TP\uparrow}$ ergeben sich ausschließlich positive Werte.

Tabelle 3-4: Analytischer Zusammenhang des Aufheizzustandes (\uparrow) im Temperprozess (TP) ohne Berücksichtigung des Harzes (H), da dieses noch nicht ausgehärtet ist.

Liner (L)	Hybrid (L+F)	Composite (F)
$\{n\}_{TP\uparrow,L,gel\ddot{o}st} = [A]_L \cdot \Delta T_{TP\uparrow} \cdot \{\alpha_{Temp}\}_L$ <p>(3.53) thermischer Schichtkraftfluss</p>		$\{n\}_{TP\uparrow,F,gel\ddot{o}st} = \Delta T_{TP\uparrow} \cdot \sum_{k=1}^n [A]_{F,k} \cdot \{\alpha_{Temp}\}_{F,k}$ <p>(3.54) thermische Schichtkraftflüsse</p>
$\{n\}_{TP\uparrow,L+F} = \{n\}_{TP\uparrow,L,gel\ddot{o}st} + \{n\}_{TP\uparrow,F,gel\ddot{o}st}$ <p>(3.55) thermischer Gesamtkraftfluss durch Superposition der gesamten Schichtkraftflüsse</p>		
$\{\varepsilon\}_{TP\uparrow,L+F} = [A]_{L+F}^{-1} \cdot \{n\}_{TP\uparrow,L+F}$ <p>(3.56) Gesamtverzerrung durch thermischen Gesamtkraftflüsse</p>		
$\{\varepsilon\}_{TP\uparrow,L,gel\ddot{o}st} = \Delta T_{TP\uparrow} \cdot \{\alpha_{Temp}\}_L$ <p>(3.57) gelöst gedachte Verzerrung</p>		$\{\varepsilon\}_{TP\uparrow,F,gel\ddot{o}st} = [A]_F^{-1} \cdot \{n\}_{TP\uparrow,F,gel\ddot{o}st}$ <p>(3.58) gelöst gedachte Verzerrung</p>
$\Delta\{\varepsilon\}_{TP\uparrow,L} = \{\varepsilon\}_{TP\uparrow,L+F} - \{\varepsilon\}_{TP\uparrow,L,gel\ddot{o}st}$ <p>(3.59) behinderte Verzerrung</p>		$\Delta\{\varepsilon\}_{TP\uparrow,F} = \{\varepsilon\}_{TP\uparrow,L+F} - \{\varepsilon\}_{TP\uparrow,F,gel\ddot{o}st}$ <p>(3.60) behinderte Verzerrung</p>
$\{n\}_{TP\uparrow,L} = [A]_L \cdot \Delta\{\varepsilon\}_{TP\uparrow,L}$ <p>(3.61) verblei. Eigenschichtkraftfluss</p>		$\{n\}_{TP\uparrow,F} = [A]_F \cdot \Delta\{\varepsilon\}_{TP\uparrow,F}$ <p>(3.62) verblei. Eigenschichtkraftfluss</p>
$\{n\}_{TP\uparrow,L} + \{n\}_{TP\uparrow,F} = 0$ <p>(3.63) Kräftegleichgewicht im Temperprozess beim Aufheizen</p>		

Beim Abkühlungsprozess wird genauso verfahren wie beim Aufheizen nur mit entsprechend umgekehrten Vorzeichen. Außerdem kommt nun auch das Harz, welches jetzt als vollständig vernetzt angenommen wird, zum Tragen. Somit setzt sich die Hybridsteifigkeit nicht nur aus den zwei Komponenten Liner und Faser, sondern noch zusätzlich aus dem Harz zusammen (L+F+H). Der Modellierungsablauf für den Abkühlungsprozess ist in Tabelle 3-5 dargestellt. Es ist zu beachten, dass sich durch das negative $\Delta T_{TP\downarrow}$ ausschließlich negative Werte ergeben.

Tabelle 3-5: Analytischer Zusammenhang des Abkühlens (\downarrow) im Temperprozess (TP) mit Berücksichtigung des Harzes (H).

Liner (L)	Hybrid (L+F+H)	Composite (F+H)
$\{n\}_{TP\downarrow,L,gelöst} = [A]_L \cdot \Delta T_{TP\downarrow} \cdot \{\alpha_{Temp}\}_L$ (3.64) thermischer Schichtkraftfluss		$\{n\}_{TP\downarrow,F+H,gelöst} = \Delta T_{TP\downarrow} \cdot \sum_{k=1}^n [A]_{F+H,k} \cdot \{\alpha_{Temp}\}_{F+H,k}$ (3.65) thermische Schichtkraftflüsse
$\{n\}_{TP\downarrow,L+F+H} = \{n\}_{TP\downarrow,L,gelöst} + \{n\}_{TP\downarrow,F+H,gelöst}$ (3.66) thermischer Gesamtkraftfluss durch Superposition der gesamten Schichtkraftflüsse		
$\{\varepsilon\}_{TP\downarrow,L+F+H} = [A]_{L+F+H}^{-1} \cdot \{n\}_{TP\downarrow,L+F+H}$ (3.67) Gesamtverzerrung durch thermischen Gesamtkraftfluss		
$\{\varepsilon\}_{TP\downarrow,L,gelöst} = \Delta T_{TP\downarrow} \cdot \{\alpha_{Temp}\}_L$ (3.68) gelöst gedachte Verzerrung		$\{\varepsilon\}_{TP\downarrow,F+H,gelöst} = [A]_{F+H}^{-1} \cdot \{n\}_{TP\downarrow,F+H,gelöst}$ (3.69) gelöst gedachte Verzerrung
$\Delta\{\varepsilon\}_{TP\downarrow,L} = \{\varepsilon\}_{TP\downarrow,L+F+H} - \{\varepsilon\}_{TP\downarrow,L,gelöst}$ (3.70) behinderte Verzerrung		$\Delta\{\varepsilon\}_{TP\downarrow,F+H} = \{\varepsilon\}_{TP\downarrow,L+F+H} - \{\varepsilon\}_{TP\downarrow,F+H,gelöst}$ (3.71) behinderte Verzerrung
$\{n\}_{TP\downarrow,L} = [A]_L \cdot \Delta\{\varepsilon\}_{TP\downarrow,L}$ (3.72) verblei. Eigenschichtkraftfluss		$\{n\}_{TP\downarrow,F+H} = [A]_{F+H} \cdot \Delta\{\varepsilon\}_{TP\downarrow,F+H}$ (3.73) verblei. Eigenschichtkraftfluss
$\{n\}_{TP\downarrow,L} + \{n\}_{TP\downarrow,F+H} = 0$ (3.74) Kräftegleichgewicht im Temperprozess beim Abkühlen		

Aus den drei Einzelzuständen werden nun mittels Superposition die Eckpunkte des gesamten Wickel-Temper-Prozesses bestimmt. Es gelten folgende, in Tabelle 3-6 dargestellten, Zusammenhänge.

Tabelle 3-6: Endwerte der Fertigungsprozess-Zustände des Wickel-Temper-Prozesses.

Zustand	Globalverzerrung	Schichtkraft Liner	Schichtkraft Composite
0 Ausgangszustand	0	0	0
1 Wickelprozess	Gleichung (3.47)	Gleichung (3.50)	Gleichung (3.51)
2 Temperprozess (↑)	Gleichung (3.47)+(3.56)	Gleichung (3.50)+(3.61)	Gleichung (3.51)+(3.62)
3 Temperprozess (↓)	Gleichung (3.47)+(3.56) +(3.67)	Gleichung (3.50)+(3.61) +(3.72)	Gleichung (3.51)+(3.62) +(3.73)

Für die Spannungsanalyse in Kapitel 3.5 können nun die Gleichungen (3.105) und (3.106) mit den hier ermittelten Endwerten der Wickel-Temper-Eigenspannungen (WiTemp) erweitert werden. Wie oben erwähnt, sind einzelne Werte teilweise mit einem negativen Vorzeichen behaftet, was im folgendem Bild 3.20 zu erkennen ist. Als Endergebnis des Wickel-Temper-Prozesses resultiert für den Liner:

$$\{n\}_{WiTemp,L} = \{n\}_{vor,L} + \{n\}_{TP\uparrow,L} + \{n\}_{TP\downarrow,L}, \quad (3.75)$$

und für das Composite

$$\{n\}_{WiTemp,C} = \{n\}_{vor,C} + \{n\}_{TP\uparrow,C} + \{n\}_{TP\downarrow,C}. \quad (3.76)$$

Im Bild 3.20 ist der gesamte Wickel-Temper-Prozess für den Referenzbehälter mit den auftretenden Schichtkräften sowie Verzerrungen dargestellt. Die Faservorspannung beträgt 10 MPa und die Tempertemperatur +90 °C. Die Zeitachse stellt fiktive Zeitschritte dar und dient nur der besseren Darstellung der Werte. In der Darstellung ist der Effekt der unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten zwischen nicht ausgehärtetem (Zustand 1) und ausgehärtetem (Zustand 2) Harzsystem zu erkennen. Im komplett vernetzten Zustand ist der Ausdehnungskoeffizient größer und somit zieht sich das Composite beim Abkühlen mehr zusammen, als es sich beim Aufheizen ausgedehnt hat. Dadurch sind die globalen Druck-Verzerrungen am Ende des gesamten Wickel-Temper-Prozesses (Zustand 3) größer als nach dem Wickelprozess (Zustand 1). Dieses wiederum verstärkt den Eigenspannungszustand durch höhere Zugeigenspannung im Composite und höhere Druckeigenspannungen im Liner. Weitere Simulationen werden in Kapitel 4.3.1 vorgestellt.

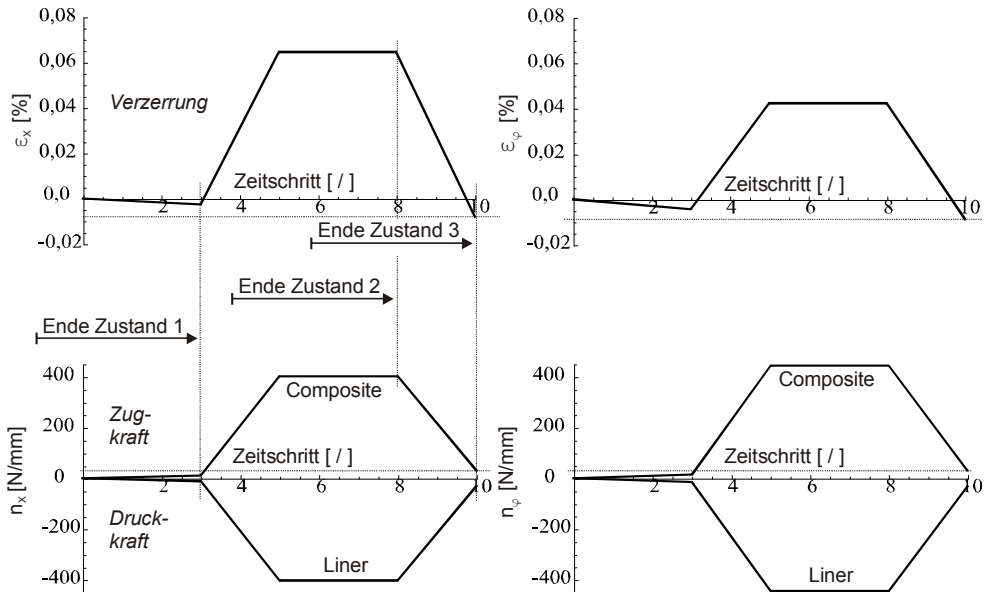


Bild 3.20: Darstellung der drei Zustände des Wickel-Temper-Prozesses. Oben globale Verzerrungen, unten Schichtkräfte in der Composite- sowie in der Linerschicht. Linke Seite Längsrichtung, rechte Seite Umfangsrichtung.

3.4.3 Eigenspannungszustand durch Autofrettageprozess

Abschließend wird die Simulation des Fertigungsprozesses mit dem Eigenspannungsanteil des Autofrettageprozesses erweitert. Barbero simuliert in [BaE03] ebenso mit einem analytischen Modell zweiachsig den Autofrettageprozess eines Typ-III-Behälters. Er ist einer der wenigen Autoren, die auch den thermischen Eigenspannungszustand bei der Simulation des Autofrettageprozesses berücksichtigen. Allerdings vereinfacht er sein Modell, indem er nur den Eigenspannungszustand der isotropen Metallschicht berücksichtigt und den Beanspruchungszustand einachsig darstellt. Sein Ansatz legt ebenso vereinfachend ideal plastisches Verhalten des Metalliners nach Überschreiten der Dehngrenze zu Grunde. Der hier vorgestellte Ansatz hingegen simuliert den kompletten zweiachsigen Beanspruchungszustand für die Liner- sowie für die Compositeschicht. Ebenso wird die Simulation des plastischen Bereiches dahingegen verbessert, dass ein plastisch-verfestigender Fließprozess berücksichtigt wird.

In folgendem Bild 3.21 ist zur Veranschaulichung der Verlauf des Autofrettageprozesses mit vier charakteristischen Autofrettagepunkten qualitativ für eine Beanspruchungsrichtung dargestellt. In Kapitel 4.3.2 wird der komplette zweiachsige Beanspruchungszustand der Simulation für den Referenzbehälter vorgestellt.

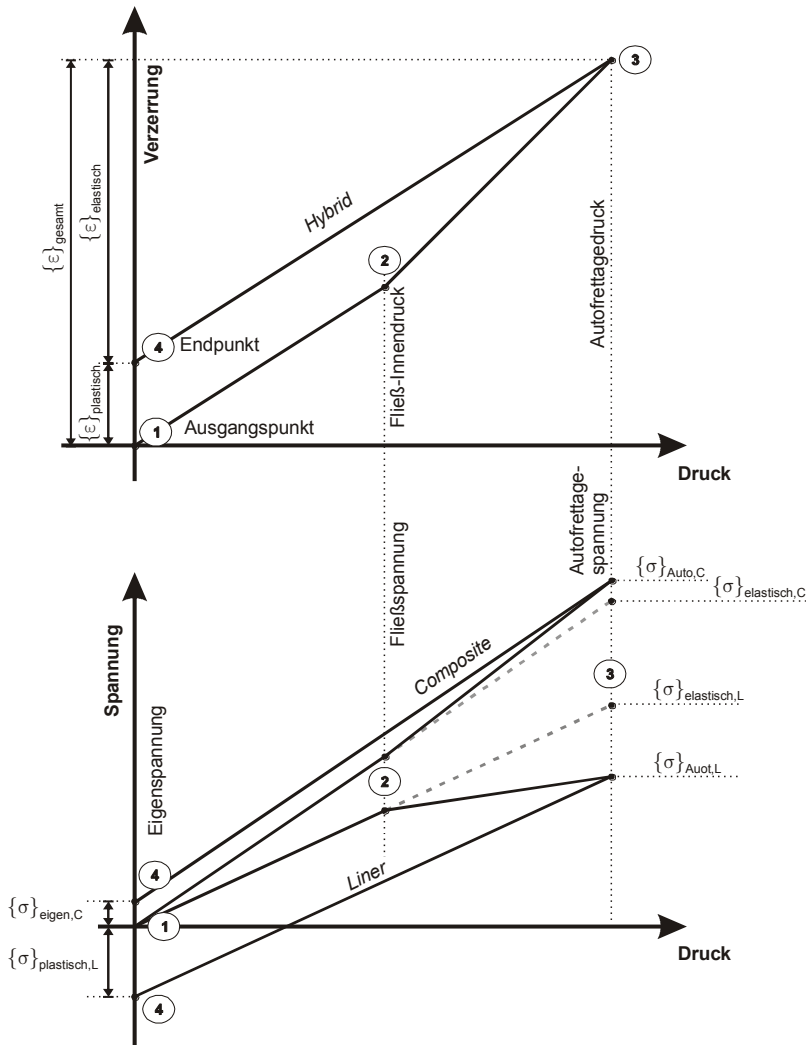


Bild 3.21: Qualitative Darstellung der vier charakteristischen Punkte im Autofrettageprozess für eine Beanspruchungsrichtung. Oben: Verlauf der globalen Verzerrung über dem Innendruck. Unten: Verlauf der Schichtspannungen über dem Innendruck.

Nach Beendigung des Wickel-Temper-Prozesses wird der Behälter mit Innendruck bis zum Autofrettagedruck beaufschlagt. Der Druck-Verzerrungs-Verlauf ist in Bild 3.21 oben dargestellt. Von Punkt 1 bis Punkt 2 liegt linear-elastisches Materialverhalten vor. Während des Druckanstieges wird die Vergleichsspannung nach von Mises für die Linerbeanspruchung bestimmt:

$$\sigma_{\text{ver}} = \sqrt{\sigma_{\text{Liner},x}^2 + \sigma_{\text{Liner},\varphi}^2 - \sigma_{\text{Liner},x} \cdot \sigma_{\text{Liner},\varphi} + 3 \cdot \tau_{\text{Liner}}^2} \quad (3.77)$$

Gilt für die Vergleichsspannung

$$\sigma_{ver} \geq R_{p0,01}, \quad (3.78)$$

wird an Stelle der Hybridsteifigkeitsmatrix $[C]_{sekante,H}$ die reduzierte Hybridsteifigkeitsmatrix $[C]_{tangente,H}$ angewandt.

Hierfür wird die Hybridsteifigkeit aus Gleichung (3.27) zuerst von der Einheit der Schichtkräfte [N/m] in die der Spannungen [MPa] umgewandelt, um so die Kompatibilität zur Formulierung nach von Mises und Ramberg-Osgood (welche noch im Folgenden dargestellt wird) herzustellen. Im zweiten Schritt wird die Hybridsteifigkeit dahingehend erweitert, dass sie im elastischen Beanspruchungsniveau des Liners für den E-Modul des Liners (E_{Liner}) in Gleichung (3.26) $E_{Liner,sekante}$ und beim Überschreiten von $R_{p0,01}$ $E_{Liner,tangente}$ verwendet.

$$[C]_{sekante,H} = [C]_{Composite} + [C]_{Liner,sekante} \quad \text{für } \sigma_{ver} < R_{p0,01} \quad (3.79)$$

$$[C]_{tangente,H} = [C]_{Composite} + [C]_{Liner,tangente} \quad \text{für } \sigma_{ver} \geq R_{p0,01} \quad (3.80)$$

Mit diesem bilinearen Ansatz kann der Wechsel vom linearen zum plastischen Verlauf dargestellt werden. Wie oben bereits gezeigt, sind die Hybridsteifigkeit sowie die damit verbundenen Spannungen und Verzerrungen von der Temperatur abhängig. Wegen der besseren Übersicht wird im Folgenden auf die zusätzliche Indizierung (T) verzichtet. Der Ansatz und die Bestimmung der Liner-Dehngrenze $R_{p0,01}$ sowie der Grund für die Verwendung von $R_{p0,01}$ an Stelle von $R_{p0,2}$ werden ausführlich in Kapitel 3.6.4 vorgestellt.

Bei kontinuierlicher Drucksteigerung wird nach Erreichen des Fließpunktes 2 die Hybridsteifigkeit durch die reduzierte Hybridsteifigkeit $[C]_{tangente,H}$ angepasst. Dadurch vergrößert sich der Verzerrungsgradient des Hybridelementes, was deutlich am Abknicken des Verlaufes zu sehen ist. Im Punkt 3 stellt sich die maximale Verzerrung $\{\varepsilon\}_{gesamt}$ ein, die aus einem elastischen $\{\varepsilon\}_{elastisch}$ und einem plastischen $\{\varepsilon\}_{plastisch}$ Anteil besteht. Mit beginnender Druckentlastung in Punkt 3 folgt die Hybridstruktur wieder dem linear-elastischen Verhalten und läuft parallel versetzt um den Anteil der plastischen Verzerrung $\{\varepsilon\}_{plastisch}$ entgegen dem Verlauf des Druckanstieges. Bei vollständiger Druckentlastung in Punkt 4 verbleibt ausschließlich der Anteil der plastischen Verzerrung.

Im Druck-Spannungs-Verlauf, Bild 3.21 unten, ist zu erkennen, dass sich der Spannungsgradient des Liners nach Einsetzen des Fließens durch die reduzierte Linersteifigkeit reduziert. Obwohl sich die Compositeschicht mit ihrer konstanten Steifigkeitsmatrix, abgesehen von der in Kapitel 3.6.3 vorgestellten Steifigkeitsreduktion durch ZFB, linear-elastisch verhält, erhöht sich ihr Spannungsgradient im Punkt 2 aufgrund des zu erfüllenden Kräftegleichgewichtes innerhalb der Hybridstruktur. Im Punkt 3 stellt sich der Autofrettagespannungszustand der Compositeschicht $\{\sigma\}_{Auto,C}$ und der Linerschicht $\{\sigma\}_{Auot,L}$ ein. Dieser besteht aus einem elastischen $\{\sigma\}_{elastisch,C}$ bzw. $\{\sigma\}_{elastisch,L}$ sowie aus einem Eigenspannungsanteil $\{\sigma\}_{eigen,C}$ bzw. $\{\sigma\}_{plastisch,L}$. In der Druckentlastung läuft der Spannungsverlauf von Punkt 3, entgegen dem Druckanstiegsverlauf um den Betrag der

plastischen Eigenspannungen versetzt, bis zum Endpunkt 4. Am Ende der Druckentlastung stellt sich für die plastische Verzerrung $\{\varepsilon\}_{\text{plastisch}}$ ein Kräftegleichgewicht im Hybrid ein, das eine Zugeigenspannung im Composite $\{\sigma\}_{\text{eigen,C}}$ und eine Druckeigenspannung im Liner $\{\sigma\}_{\text{plastisch,L}}$ liefert. Bei erneuter Beanspruchung startet der Druck-Spannungsverlauf mit dem jeweiligen Eigenspannungsoffset $\{\sigma\}_{\text{eigen,C}}$ bzw. $\{\sigma\}_{\text{plastisch,L}}$. Wobei sich nun das Hybrid bis zum Autofrettagedruck linear-elastisch verhält. Erst beim Überschreiten des ursprünglichen Autofrettagedrucks setzt erneutes Fließen ein.

Bei extremer Plastifizierung des Liners im Autofrettageprozess ergibt dieses höhere Druckeigenspannungen im Liner, welche nach der Druckentlastung ein Druckfließen erzeugen können. Diese Druckfließgrenze ist variabel und abhängig vom zuvor eingeführten Grad der Plastifizierung. Dieses Verhalten beschreibt der Bauschinger-Effekt. Da bei der Behälterfertigung diese extreme Plastifizierung nicht vorgesehen ist und üblicherweise nach der Druckentlastung noch ein hinreichend großer Abstand zur Druckfließgrenze besteht, wird der Effekt in dieser Arbeit nicht berücksichtigt.

Die analytischen Zusammenhänge werden sequenziell ihrer Anwendung in Tabelle 3-7 für den Verzerrungszustand und in

Tabelle 3-8 für den Spannungszustand dargestellt.

Tabelle 3-7: Hybridverzerrung im elastischen und plastischen Bereich sowie im Endzustand.

Hybridverzerrung	Zustand
$\{\varepsilon\}_{\text{elastisch}} = [C]_{\text{sekante,H}}^{-1} \cdot \{\sigma\}_{\text{gesamt}} \quad \text{für } \sigma_{\text{ver}} < R_{p0,01} \quad (3.81)$ Bestimmung im elastischen Bereich	1 bis 2
$\{\varepsilon\}_{\text{gesamt}} = [C]_{\text{tangente,H}}^{-1} \cdot \{\sigma\}_{\text{gesamt}} \quad \text{für } \sigma_{\text{ver}} \geq R_{p0,01} \quad (3.82)$ Bestimmung im plastischen Bereich	2 bis 3
$\{\varepsilon\}_{\text{gesamt}} = \{\varepsilon\}_{\text{elastisch}} + \{\varepsilon\}_{\text{plastisch}} \quad (3.83)$ Bestimmung bei Autofrettagedruck	3
$\{\varepsilon\}_{\text{plastisch}} = \{\varepsilon\}_{\text{gesamt}} - \{\varepsilon\}_{\text{elastisch}} \quad (3.84)$ im drucklosen Endzustand	4

Tabelle 3-8: Schichtspannungen im plastischen Bereich und im Endzustand.

Linerspannung (L)	Compositespannung (C)	Zustand
$\{\sigma\}_{Auto,L} = [C]_{tangente,L} \cdot \{\varepsilon\}_{gesamt}$ (3.85) Best. bei Autofrettagedruck - real	$\{\sigma\}_{Auto,C} = [C]_{tangente,C} \cdot \{\varepsilon\}_{gesamt}$ (3.86) Best. bei Autofrettagedruck - real	3
$\{\sigma\}_{elastisch,L} = [C]_{sekante,L} \cdot \{\varepsilon\}_{gesamt}$ (3.87) Best. bei Autofrettagedruck - fiktiv	$\{\sigma\}_{elastisch,C} = [C]_{sekante,C} \cdot \{\varepsilon\}_{gesamt}$ (3.88) Best. bei Autofrettagedruck - fiktiv	3
$\{\sigma\}_{Auto,L} = \{\sigma\}_{elastisch,L} + \{\sigma\}_{plastisch,L}$ (3.89)	$\{\sigma\}_{Auto,C} = \{\sigma\}_{elastisch,C} + \{\sigma\}_{plastisch,C}$ (3.90)	3-4
$\{\sigma\}_{plastisch,L} = \{\sigma\}_{Auto,L} - \{\sigma\}_{elastisch,L}$ (3.91) im drucklosen Endzustand	$\{\sigma\}_{plastisch,C} = \{\sigma\}_{Auto,C} - \{\sigma\}_{elastisch,C}$ (3.92) im drucklosen Endzustand	4
$\{n\}_{plastisch,L} = \{\sigma\}_{plastisch,L} \cdot t_L$ (3.93)	$\{n\}_{plastisch,C} = \{\sigma\}_{plastisch,C} \cdot t_C$ (3.94)	
$\{n\}_{plastisch,L} + \{n\}_{plastisch,C} = 0$ (3.95) Kräftegleichgewicht		

Bei der dargestellten Autofrettagesimulation sind die thermischen Eigenspannungen (Kapitel 3.3.3) sowie die oben hergeleiteten Eigenspannungen aus dem Wickel-Temperprozess (Kapitel 3.4.2) berücksichtigt.

Das Endergebnis der Autofrettagesimulation sind die bleibenden Eigenspannungen im Liner $\{\sigma\}_{plastisch,L}$ sowie im Composite $\{\sigma\}_{eigen,C}$ bzw. die Eigenkraftflüsse, wie sie in den Gleichungen (3.93) und (3.94) beschrieben sind. Diese stehen im Hybridscheiben-Element im Kräftegleichgewicht, wie Gleichung (3.95) zeigt. Sie werden als konstante Parameter im folgenden Kapitel der Spannungsanalyse in Gleichung (3.105) und (3.106) implementiert.

3.5 Spannungsanalyse

In Kapitel 3.2 bis Kapitel 3.4 wurde das erweiterte Stoffgesetz des Hybridscheiben-Elementes mit den für den Druckbehälter charakteristischen Erweiterungen hergeleitet. Für die Spannungsanalyse werden die komplette Steifigkeitsmatrix des Elementes aus Gleichung (3.27) sowie der Gesamtbeanspruchungsvektor als Kraftfluss aus

Gleichung (3.43) benötigt. Durch Invertieren der Gesamtsteifigkeitsmatrix $[A]_{Hybrid}$ erhält man die Nachgiebigkeitsmatrix $[A]_{Hybrid}^{-1}$. Hiermit kann nun die globale Verzerrung (x, φ -Koordinatensystem) des Hybridelementes in Abhängigkeit des angreifenden Gesamtkraftflusses berechnet werden.

$$\{\varepsilon\}_{Gesamt, x-\varphi} = [A]_{Hybrid}^{-1} \cdot \{\hat{n}(T)\}_{Gesamt} \quad (3.96)$$

Unter der Annahme, dass alle Schichten fest miteinander verbunden sind und keine Relativbewegung zwischen den Schichten auftritt (ideale Haftung), gilt diese Verzerrung auch für alle Einzelschichten.

Um nun die für die Festigkeitsanalyse erforderlichen Schichtspannungen der Compositeschicht k zu bestimmen, wird die globale Verzerrung in das jeweilige Einzelschichtkoordinatensystem (1,2-Koordinatensystem) transformiert.

$$\{\varepsilon\}_{Composite-k, 1-2} = [T(\omega)]^e \cdot \{\varepsilon\}_{Gesamt, x-\varphi} \quad (3.97)$$

Für die Linerschicht ist keine Transformation nötig, da hier isotropes Werkstoffverhalten vorliegt.

$$\{\varepsilon\}_{Liner, 1-2} = \{\varepsilon\}_{Gesamt, x-\varphi} \quad (3.98)$$

Mit dieser fiktiven lokalen Schichtverzerrung und der Schichtsteifigkeit wird der Schichtkraftfluss, der aus der elastischen Verformung der Struktur entsteht, für die jeweiligen lokalen Koordinatensysteme bestimmt.

Für den Schichtkraftfluss der Compositeschicht k gilt:

$$\{n\}_{Composite-k, 1-2} = [Q]_k \cdot t_k \cdot \{\varepsilon\}_{Composite-k, 1-2} \quad (3.99)$$

Für den Schichtkraftfluss der Linerschicht gilt:

$$\{n\}_{Liner, 1-2} = [A]_{Liner} \cdot \{\varepsilon\}_{Liner, 1-2} \quad (3.100)$$

In einem weiteren Schritt müssen jedoch auch noch die Eigenspannungszustände aus der Betriebs- sowie der Fertigungs-Beanspruchung berücksichtigt werden, die die Elementschichten zusätzlich beanspruchen.

Wie bereits erwähnt, ist die Betriebs-Beanspruchung in Form des Temperatureffektes abhängig von den Betriebsrandbedingungen und somit veränderlich. Sie hat einerseits einen Beitrag im Gesamtkraftflussvektor $\{\hat{n}(T)\}_{Gesamt}$ der Gleichung (3.43) und somit auch auf die Gesamtverzerrung $\{\varepsilon\}_{Gesamt, x-\varphi}$ des Hybrids, welche in Gleichung (3.96) beschrieben ist. Andererseits entstehen bedingt durch die unterschiedlichen Faserorientierungen der Einzelschichten unterschiedliche Verzerrungsbehinderungen der Einzelschichten und damit schichtweise unterschiedliche Eigenspannungen, die dann zusätzlich bei der schichtweisen Festigkeitsanalyse zu berücksichtigen sind.

Folgendes Bild 3.22 zeigt schematisch den Verzerrungszustand bedingt durch den Temperatureffekt am Beispiel für die 1-Koordinatenrichtung (lokales Schichtkoordinatensystem).

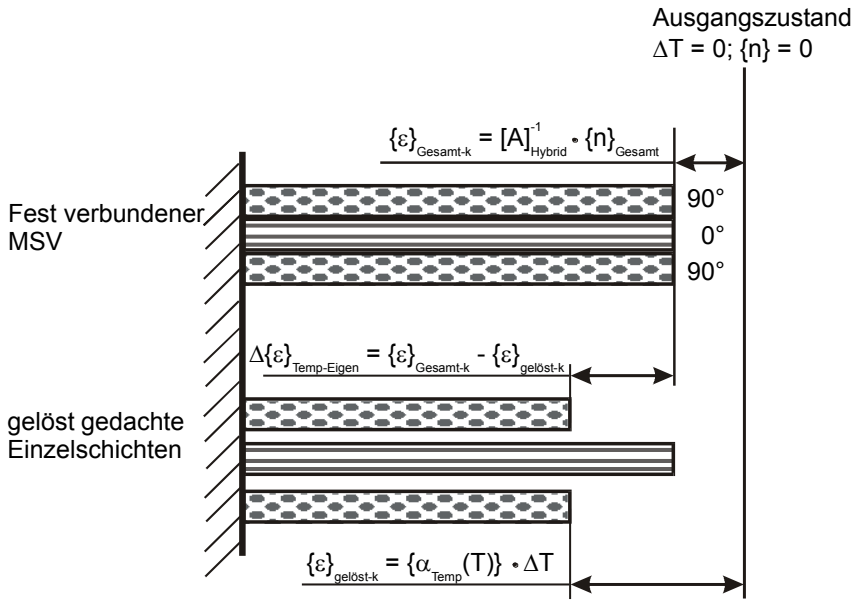


Bild 3.22: Schematische Darstellung der lokalen Verzerrung einer Verzerrungsrichtung und der resultierenden Verzerrungsdifferenz. Oben: Verzerrung der fest verbundenen Schichten. Unten: thermisches Verhalten der frei beweglichen Einzelschichten.

Im oberen Teil wird der Verzerrungszustand dargestellt, der sich durch den Gesamtkraftfluss $\{n\}_{Gesamt}$ einstellt. In dem Verzerrungszustand sind neben dem mechanischen auch die beiden thermischen Kraftflüsse des Compositeverbundes aus Gleichung (3.40) und der Metallschicht aus Gleichung (3.42) berücksichtigt. Im unteren Teil wird dargestellt, wie sich die sogenannten gelöst gedachten Einzelschichten thermisch ausdehnen würden, wenn sie nicht fest miteinander verbunden wären.

Für die freie Wärmedehnung der nicht gefesselten Composite UD-Schicht gilt:

$$\{\varepsilon\}_{Composite-k-gelöst,1-2} = \{\alpha_{Temp}(T)\}_{Composite} \cdot \Delta T_{Composite} \quad (3.101)$$

Analog gilt für die Metallschicht, unter Berücksichtigung der Isotropie (kein lokales Koordinatensystem):

$$\{\varepsilon\}_{Liner-gelöst} = \{\alpha_{Temp}\}_{Liner} \cdot \Delta T_{Liner} \quad (3.102)$$

Die Differenz zwischen Gesamtverzerrung und gelöst gedachter Verzerrung der jeweiligen Schicht im lokalen Koordinatensystem stellt den Anteil der aufgezwungenen

Verzerrung innerhalb der Struktur dar. Diese Differenz, multipliziert mit der Schichtsteifigkeit, ergibt die thermische Eigenspannung, die die Einzelschicht zusätzlich beansprucht und die bei der schichtweisen Festigkeitsanalyse zu berücksichtigen ist. Ist die Gesamtverzerrung von Betrag und Richtung mit der gelöst gedachten Verzerrung identisch, ist die Differenz $\Delta\{\varepsilon\}_{Temp-Eigen} = 0$ und somit auch der Anteil der thermischen Eigenspannung. Dieses würde dem Fall der freien unbehinderten Wärmeausdehnung entsprechen.

Die Gleichungen (3.99) und (3.100) werden nun um den Anteil der gelöst gedachten Verzerrungen erweitert und es ergeben sich folgende Formulierungen. Das vorgestellte Vorgehen ist ein Standardverfahren in der CLT um die thermischen Eigenspannungen zu berücksichtigen.

$$\{n\}_{Composite-k,1-2} = [Q] \cdot t_k \cdot \left(\{\varepsilon\}_{Composite-k,1-2} - \{\varepsilon\}_{Composite-k-gelöst,1-2} \right) \quad (3.103)$$

$$\{n\}_{Liner,1-2} = [A]_{Liner} \cdot \left(\{\varepsilon\}_{Liner,1-2} - \{\varepsilon\}_{Liner-gelöst} \right) \quad (3.104)$$

Im Gegensatz hierzu stehen die Fertigungs-Eigenspannungen, die während der Fertigung gezielt zur Optimierung des Ermüdungsverhaltens in die Struktur eingebracht werden. Zur Reduktion der Komplexität der Modellierung dieser Eigenspannungen wird als Gleichgewichtszustand des Strukturelementes der Zeitpunkt nach Beendigung des Fertigungsprozesses definiert. Dadurch lassen sich nicht die genauen Verläufe der Verzerrungen und Beanspruchungen des Elementes während des Fertigungsprozesses bestimmen. Diese sind jedoch auch nicht nötig für die angestrebte parametrische Abbildung des End-Beanspruchungszustandes der Fertigung. Es sind nur die resultierenden End-Eigenspannungen des Fertigungsprozesses als konstante Parameter für die jeweiligen Randbedingungen von Interesse. Hierfür werden die Eigenspannungen aus dem Wickel-Temper-Prozess (Kapitel 3.4.2) und aus dem Autofrettageprozess (Kapitel 3.4.3) vorab mit dem erweiterten Hybridscheiben-Modell bestimmt. Anschließend werden diese in die jeweiligen lokalen Schichtkoordinatensysteme transformiert, um sie dann in die schichtweise Spannungsanalyse zu implementieren. Somit werden Gleichung (3.103) und (3.104) mit diesen Ergebnisse erweitert.

Als zentraler Punkt dieser Arbeit ergeben sich nun die Formulierungen für die schichtweise und parametrische Spannungsanalyse des erweiterten Hybridscheiben-Elementes mit ihren sämtlichen Erweiterungen. Die Erweiterungen, die das nichtlineare Strukturverhalten berücksichtigen, werden im Kapitel 3.6 beschrieben.

Für den Schichtkraftfluss der Composite UD-Schicht gilt:

$$\begin{aligned} \{n\}_{Composite,k,1-2} = [Q] \cdot t_k \cdot \left(\{\varepsilon\}_{Composite,k,1-2} - \{\varepsilon\}_{Composite,k-gelöst,1-2} \right) \\ + \{n\}_{WiTemp,Composite,k,1-2} + \{n\}_{plastisch,Composite,k,1-2} \end{aligned} \quad (3.105)$$

Für den Schichtkraftfluss der Metallschicht gilt:

$$\begin{aligned} \{n\}_{Liner,1-2} = [A]_{Liner} \cdot (\{\varepsilon\}_{Liner,1-2} - \{\varepsilon\}_{Liner-gelöst}) \\ + \{n\}_{WTemp,Liner,1-2} + \{n\}_{plastisch,Liner,1-2} \end{aligned} \quad (3.106)$$

Die nunmehr bekannten Kraftflüsse der Schichten sind Grundlage für die folgende Festigkeitsanalyse.

3.5.1 Statische Festigkeitsanalyse der UD-Compositeschicht

Für die Bestimmung der Anstrengung wird die ermittelte Beanspruchung mit den zulässigen Festigkeitswerten bewertet. Hier muss im Gegensatz zu den metallischen Werkstoffen bei den Compositen eine schichtweise Festigkeitsanalyse erfolgen. Einige von den wenigen aktuellen Materialwerten für Composite werden u. a. bei Soden in [Sod98] genannt. Für die metallischen Werkstoffe sind Festigkeitshypothesen weitestgehend bekannt und aussagekräftig. Materialwerte hierfür sind u. a. in Datenbanken wie z. B. [AAD06] und [GRA07] zu finden. Hingegen steht die Entwicklung von realitätsnahen und physikalisch basierten Festigkeitshypothesen bei den im Vergleich zu den metallischen Werkstoffen jungen faserverstärkten Kunststoffen mehr oder weniger noch am Anfang. Es hat sich aus der langen Liste unterschiedlicher Festigkeitskriterien noch keine einheitliche Hypothese herauskristallisiert. Bereits 1986 hat Nahas in [Nah86] mehr als 30 verschiedene Festigkeitskriterien aufgeführt. Diese Entwicklung ging weiter durch neue Kriterien bzw. Modifikation der alten. Eine aktuellere Auflistung zeigen Soden, Hinton et al. in [Sod98] und [Hin98]. Ebenso gibt es auch keine einheitliche Meinung dazu, ob Spannungs- oder Verzerrungs-Festigkeitskriterien vorteilhafter sind. Puck schlägt in [Puc92] vor, Spannungs-Festigkeitskriterien zu verwenden, da der Spannungszustand aussagekräftiger ist als der Verzerrungszustand der jeweiligen Schicht. Dieses leuchtet auch ein, wenn man sich den Fall der Verzerrungsbehinderung bei mehrachsiger Beanspruchung vorstellt. Hier kann die Verzerrung null bzw. sehr klein sein, wobei aber die Spannungen sehr hoch sind und nahe an die Schädigungsgrenzen reichen können. Siehe hierzu auch die Betrachtung in Kapitel 3.3.1.

In der vorliegenden Arbeit wird ausschließlich das wirkebenebezogene Spannungskriterium nach Puck analog der VDI 2014-Blatt 3 [VDI06] verwendet, die momentan das aktuellste Werk für die Auslegung von Faserverbunden darstellt. Dieses physikalisch basierte Kriterium hat in der World-Wide Failure Exercise (WWFE) seine Leistungsfähigkeit bestätigt. Die WWFE ist umfangreich in den Veröffentlichungen von Soden, Hinton et al. ([Hin02-1], [Hin02-2], [Hin04] und [Sod04]) dokumentiert. Die in dieser Arbeit verwendeten Materialwerte sind im Anhang 6.1 aufgeführt.

Das Bruchverhalten des Composites

Wird eine Composite-Scheibe zunehmend beansprucht, treten in der Regel drei verschiedene Versagensmechanismen mehr oder weniger nacheinander auf. Diese sind:

- der Zwischenfaserbruch,
- der Zwischenschichtbruch, häufig als Delamination bezeichnet und
- der Faserbruch.

Zwischenfaserbruch (ZFB):

Der ZFB tritt auf bei Beanspruchung der Compositeschicht quer zur Faserausrichtung mit σ_2 . Es treten Mikroschädigungen innerhalb der Schichten auf. Diese vereinigen sich bei steigender Belastung zu Makroschädigungen, die lokal begrenzt eine Schicht vollständig jeweils über ihre gesamte Schichtdicke durchtrennen. Diese Makroschädigungen werden als Zwischenfaserbrüche bezeichnet und bewirken örtliche Spannungskonzentrationen. Es existieren nach Puck drei unterschiedliche Zwischenfaserbruch-Modi (siehe [Puc96] und [VDI06]) die in Bild 3.23 dargestellt sind. Der Mode A, durch Querkzugspannung mit $\sigma_2 > 0$ hervorgerufen, besitzt einen Bruchwinkel von 0° . Dieser Mode ist harmlos und stellt noch keine nennenswerte Schädigung der Schicht dar, da diese immer noch eine erhebliche Resttragfähigkeit besitzt. Die Fasern der betroffenen Schichten werden kaum in Mitleidenschaft gezogen, so dass sich die Längssteifigkeit kaum verändert. Die Quersteifigkeit reduziert sich jedoch mit der Anzahl von auftretenden ZFB.

Der Mode B und C bei Querdruckspannungen mit $\sigma_2 < 0$ bewirken jedoch ein Abrutschen bzw. eine Schichttrennung (Delamination), die wiederum die Möglichkeit von Faserbrüchen verstärkt. Dieses ist vor allem die Gefahr bei Mode C, da hier eine schräge Bruchebene existiert.

Da bei der typischen Belastung von Druckbehältern weder der Mode B noch C auftritt, werden diese bei der Modellierung nicht berücksichtigt.

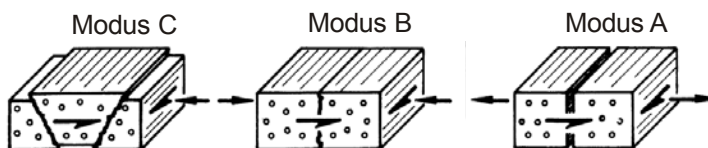


Bild 3.23: Drei ZFB-Modi nach Puck [Puc96].

Delamination:

Hier werden nun nicht mehr nur lokale Schichten, sondern komplette UD-Schichten voneinander getrennt, was bei der üblichen Beanspruchung eines Druckbehälters nicht eintritt.

Faserbruch (FB):

Der FB tritt hauptsächlich auf bei Beanspruchung der Compositeschicht längs zur Faserausrichtung mit σ_1 . Unter dem Faserbruch versteht man nicht nur den Bruch eines einzelnen Filamentes, sondern den eines kompletten Faserstrangs (Rovings). Dies stellt

eine erhebliche Schädigung der UD-Schicht dar, welche bei optimierter Auslegung zum Totalversagen führt.

Durch den Composite-Aufbau mit seinen unterschiedlichen Ausrichtungen der UD-Schichten erfahren diese zu unterschiedlichen Zeitpunkten die Schädigungsgrenze. Dadurch stellt sich während der Beanspruchung ein sukzessives Bruchgeschehen ein, welches wiederum eine schichtweise Festigkeitsanalyse erfordert.

Mit den in den vorangehenden Kapiteln ermittelten Beanspruchungen längs und quer zur Faser, σ_1 und σ_2 , sowie dem Schubanteil τ_{21} wird die Anstrengung f_E mit Gleichung (3.108) in der jeweiligen UD-Schicht ermittelt. Der Begriff der Anstrengung f_E wird von Puck in [Puc96] beschrieben. Ist die Anstrengung ≥ 1 , tritt das Versagen ein. Für die typische Druckbehälterbeanspruchung sind σ_1 und σ_2 immer positiv.

Aus dem Verhältnis der Längsbeanspruchung und der Längszugfestigkeit ergibt sich die **Faserbruchanstrengung**:

$$\frac{\sigma_1}{R'_\parallel} = 1; \quad \text{für } \sigma_1 > 0 \quad (3.107)$$

Ist Gleichung (3.107) ≥ 1 , tritt Faserbruch infolge der σ_1 Beanspruchung in der Schicht k auf. Nach [VDI06] haben bei einem ebenen σ_1 - σ_2 - τ_{23} -Spannungszustand die anderen Spannungsanteile nur einen vernachlässigbar kleinen Einfluss auf die Faserbruchanstrengung. Aus diesem Grund gehen in Gleichung (3.107) lediglich die Schichtbeanspruchung σ_1 sowie die UD-Festigkeit R'_\parallel für Zugbeanspruchung (tension) in faserparalleler Richtung ein.

Die **ZFB-Bedingungen**, welche die Information über das Einsetzen von ZFB liefern, werden mit den wirkebenebezogenen Bruchkriterien nach [VDI06] angewandt. ZFB tritt hauptsächlich in Folge von Quer- und Schubspannung auf. Jedoch kann bei sehr hohen Faserlängsspannungen σ_1 eine Beeinflussung der ZFB-Festigkeiten eintreten. Puck schlägt in [Puc96] vor, bei $|\sigma_1 / R'_\parallel| > 0,7$ die ZFB-Festigkeiten abzumindern. Dieser Fall tritt jedoch bei dem vorliegenden Belastungszustand nicht ein. Da auch die Querspannung σ_2 immer positiv ist, ist der Winkel der Bruchebene immer 0° und es tritt nur der Bruchmode A ein, welcher das Composite nicht wesentlich schädigt, sondern lediglich zu einer Steifigkeitsabnahme der Querrichtung führt, wie noch in Kapitel 3.6.3 dargestellt wird. Die ZFB-Anstrengung f_E für den Bruchmode A wird bestimmt durch:

$$f_E = \frac{1}{R_{\perp\parallel}} \cdot \left[\sqrt{\left(\frac{R_{\perp\parallel}}{R'_\perp} - p_{\perp\parallel}^t \right)^2 \cdot \sigma_2^2 + \tau_{21}^2 + p_{\perp\parallel}^t \cdot \sigma_2} \right] = 1; \quad \text{für } \sigma_2 > 0 \quad (3.108)$$

R stellt die entsprechenden Festigkeiten der UD-Schicht und $p'_{\perp\parallel}$ den Neigungsparameter, der ein spezifischer Compositeparameter für das wirkebenebezogene Bruch-

kriterium ist und näher in [Puc02] sowie [VDI06] definiert ist. Die verwendeten Datenwerte sind [Puc02b] entnommen und im Anhang 6.1 aufgeführt.

3.5.2 Statische Festigkeitsanalyse der Metallinerschicht

Die Festigkeitsanalyse der Linerschicht ist im Vergleich zur Compositeschicht unaufwändig. Aus dem mehrachsigen Beanspruchungszustand wird unter Anwendung der Gestaltänderungshypothese nach von Mises (Gleichung (3.77)) die Vergleichsspannung σ_{ver} bestimmt. Diese wird mit den zulässigen Festigkeitswerten bewertet.

In der vorliegenden Arbeit ist von Interesse, den Beanspruchungszustand zu ermitteln, bei dem die Dehngrenze $R_{p0,01}$ im Liner überschritten wird, um dann die Steifigkeitsmatrix des Liners dem plastischen Strukturverhalten anzupassen. Hierfür wird der Wert der Dehngrenze der Analyse in Kapitel 3.6.4 entnommen.

Eine Bewertung gegenüber der Zugfestigkeit ist nicht nötig, da im Fall eines Berstens (Restriktion des Totalversagens) zuerst die Fasern des Composites versagt und somit eine Betrachtung bezüglich der Faserbruchanstrengung ausreichend ist.

3.6 Zusammenfassende Beschreibung der Nichtlinearitäten im erweiterten Stoffgesetz

Für die Beschreibung des Strukturverhaltens ist eine rein lineare Betrachtung mit ihren Vereinfachungen über große Bereiche zu grob, da sie die physikalische Realität ungenügend beschreibt. Im Folgenden werden alle Nichtlinearitäten aus der vorliegenden Arbeit zusammengefasst, die für die Beschreibung des Hybrid-Hochdruckbehälters relevant sind. Diese werden sukzessive an den entsprechenden Stellen im Modell implementiert. Zur Berücksichtigung von nichtlinearem Strukturverhalten von Compositen existieren aktuelle Arbeiten wie von Knaust [Kna89], Knops [Kno03], Kopp [Kop00], und Mannigel [Man07] sowie von Schürmann/Puck [Puc02] und Mannigel/Puck [Puc07]. Die Erkenntnisse sind zum großen Teil in der VDI 2014 [VDI06] aufgenommen.

Nichtlinearitäten können unterteilt werden in:

- Geometrische Nichtlinearitäten

Diese sind bei sehr großen Verformungen zu beachten. Man kann das Gleichgewicht nicht mehr an der unverformten, sondern muss dieses immer wieder an der neu verformten Struktur bilden. Hier verändern sich z. B. durch die Verformung die Randbedingungen und damit unter Umständen der Kraftangriffspunkt oder die Kraftangriffsrichtung. Ebenso zählt dazu die Änderung des Faserwinkels durch Belastung oder Krieeffekte. Dadurch entsteht ein neuer Beanspruchungszustand, der in der strukturmechanischen Modellierung zu berücksichtigen ist.

- Physikalische Nichtlinearitäten

In der vorliegenden Arbeit werden ausschließlich physikalische Nichtlinearitäten berücksichtigt. Der Begriff fasst die werkstoffseitigen Nichtlinearitäten zusammen, die

sich zum einen beim nichtlinearen Spannungs-Verzerrungsverlauf darstellen, wenn die Spannungen nicht mehr linear-proportional mit den Verzerrungen ansteigen oder zum anderen, wenn der E-Modul nicht mehr als Konstante angesehen wird, sondern eine Funktion der Temperatur (wie z. B. beim Harzsystem), der Beanspruchung (wie z. B. beim Metallliner), der Zeit oder der Anzahl der Lastzyklen ist.

Dieser Sachverhalt kann im Werkstoffgesetz mit variablen Steifigkeiten als Funktion entweder der Temperatur (vergl. Kapitel 3.6.1), der Beanspruchung (vergl. Kapitel 3.6.2 bis 3.6.4) und der Zeit (vergl. Kapitel 3.6.5) abgebildet werden. All diese Phänomene lassen sich theoretisch im vorgestellten Modell verknüpfen. Dennoch soll bei der Modellierung der Grundsatz gewahrt sein: „So genau wie nötig und so einfach wie möglich“. Durch die Berücksichtigung einer großen Anzahl von nichtlinearen Effekten wird das Modell schnell unübersichtlich und die Ergebnisse werden durch Interaktionen von verschiedenen Phänomenen, die eine direkte Zuordnung zwischen Verzerrung und Spannung nicht mehr ermöglichen, schwer interpretierbar. Ebenso wird das Modell analytisch durch die für die Berücksichtigung notwendigen Iterationsschleifen schwer handhabbar und rechenintensiv. Aus diesem Grund werden in dieser Arbeit nicht alle Effekte berücksichtigt, sondern nur diese, die für den Hybriddruckbehälter entscheidende Bedeutung haben. Im Modell werden die strukturemechanischen Charakteristiken aus Kapitel 3.6.1, 3.6.3 und 3.6.4 berücksichtigt. Um den Überblick abzurunden, soll jedoch auch kurz auf die im Modell nicht berücksichtigten Effekte eingegangen werden. Darüber hinaus existieren noch weitere Nichtlinearitäten in Abhängigkeit der Anzahl der Lastzyklen sowie der Belastungszeit für die bisher weder Erklärungs- noch Modellierungsansätze existieren. Hierzu werden Versuchsergebnisse in Kapitel 4.4.1 sowie 4.4.2 vorgestellt.

3.6.1 Temperaturabhängige Materialparameter des Harzsystems

Neben den thermischen Eigenspannungen hat die Temperatur auch erheblichen Einfluss auf die Steifigkeitswerte des Harzes, wie die Versuche an Reinharzproben in Kapitel 2.1 zeigen. Insbesondere bei der strukturemechanischen Modellierung von Hybridhochdruckbehältern mit hohen Temperaturdifferenzen im Einsatzspektrum sollte dieser Effekt berücksichtigt werden. Der Einfluss der Temperatur auf die Fasereigenschaften ist nach Schürmann [Sch05] im betrachteten Arbeitsbereich des Druckzylinders von -60 °C bis $+85\text{ °C}$ sehr gering und dadurch nicht relevant für die Steifigkeits- und Festigkeitsanalyse. Die Werkstoffparameter der Faser werden somit im Rechenmodell als konstant betrachtet.

Die Voruntersuchungen an Reinharzproben in Kapitel 2.1.3 haben gezeigt, dass bei steigender Temperatur der E-Modul sich zunehmend verringert, bis er unmittelbar in der Nähe der Glastemperatur auf nahezu null abfällt und keinen Einfluss mehr auf die Gesamtsteifigkeitsmatrix des Composites hat.

In Bild 3.24 sind der temperaturabhängige Verlauf des E-Moduls des Epoxydharzes aus den in Kapitel 2.1.3 beschriebenen Messungen sowie die analytische Ausgleichskurve

dargestellt. Die Messwerte wurden bei einer quasi statischen Belastung von 0,1 Hz ermittelt. Bei den weiteren Berechnungen mit dem erweiterten Hybridscheiben-Modell wird anstelle des konstanten E-Moduls der Harzmatrix in sämtliche oben beschriebene Gleichungen die dargestellte temperaturabhängige Ausgleichsfunktion eingeführt.

Mahieux und Richeton stellen in [Mah01] und [Ric05] analytische Ansätze vor, die die Temperaturabhängigkeit abbilden. Für das zu erstellende erweiterte Hybridscheiben-Modell werden diese jedoch nicht verwendet, da der empirische Ansatz aus den durchgeführten Messreihen in Form eines Ausgleichspolynoms sechsten Grades das Materialverhalten des verwendeten Harzsystems besser abbildet. Dies wird auch durch die durchgeführten Zugversuche bei Raumtemperatur bestätigt. Das Ausgleichspolynom liefert bei Raumtemperatur nahezu den gleichen Wert für den E-Modul wie er in den Messungen ermittelt wurde.

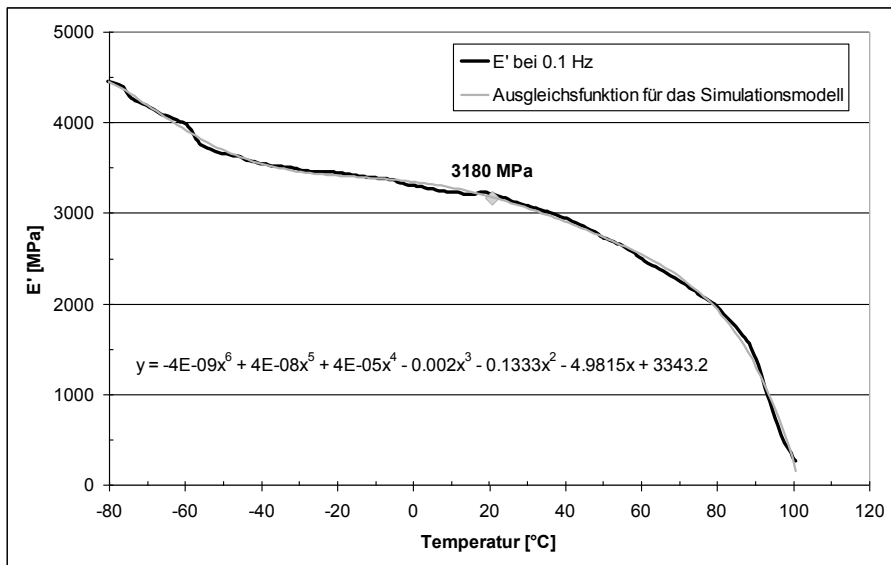


Bild 3.24: E' -Modulverlauf der Messung sowie des Ausgleichspolynoms.

Auch der Temperatureausdehnungskoeffizient kann ebenso nicht als konstant angesehen werden, wie die TMA Messungen in Kapitel 2.1.4 zeigen. Im dargestellten Betrachtungsintervall verändert sich temperaturabhängig der Temperatureausdehnungskoeffizient um bis zu 86 %. Aus diesem Grund wird im erweiterten Hybridscheiben-Modell der Ausdehnungskoeffizient als Funktion der Temperatur formuliert.

In Bild 3.25 sind der Temperatureausdehnungskoeffizient $\alpha_{Temp\ Harz}$ des Harzsystems aus den in Kapitel 2.1.4 vorgestellten Messungen sowie das dazugehörige Ausgleichs-

polynom sechsten Grades dargestellt. Die Änderung des Temperatureausdehnungskoeffizienten wurde jeweils innerhalb eines Temperaturintervalls von 5 °C bestimmt.

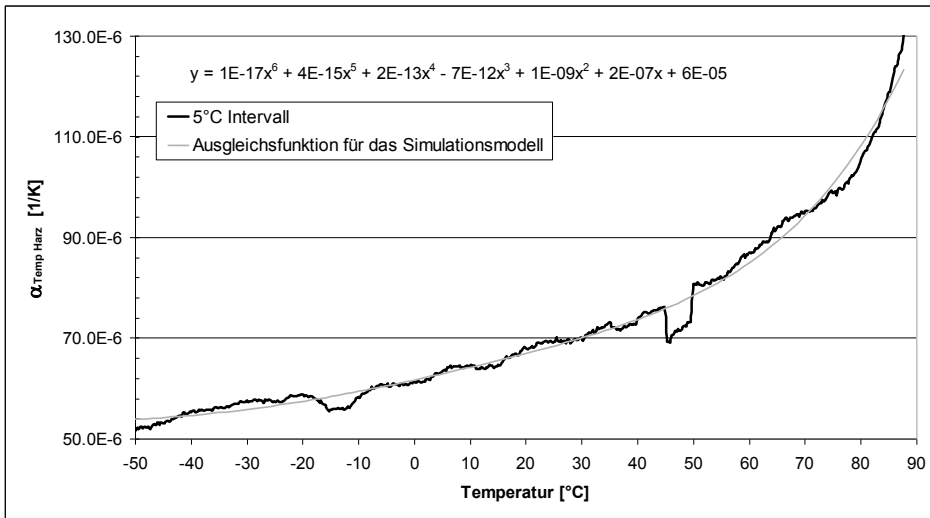


Bild 3.25: Temperaturabhängigkeit des Ausdehnungskoeffizienten des Harzsystems. Dargestellt sind die Messwerte sowie das Ausgleichspolynom.

3.6.2 Spannungs-Dehnungsverlauf vor dem Zwischenfaserbruch

Puck, Knops, Kopp sowie Mannigel haben in [Puc96], [Puc02], [Kno03], [Kop00] und [Man07] theoretisch sowie in umfangreichen Versuchsreihen gezeigt, dass sich bei Querdruck und Querlängs-Schub ein degressives Spannungs-Dehnungsverhalten einstellt, welches abhängig von der jeweiligen σ_2 - τ_{21} -Kombination ist.

Dieses Werkstoffverhalten liegt in Mikroschädigungen der UD-Schicht vor dem Auftreten von ZFB begründet. Mannigel und Puck haben in [Puc07] ein Modell vorgestellt, welches dieses Verhalten mittels Verwendung von Sekantenmoduli abbildet. Allerdings müssen für alle Lastkombinationen im Vorfeld Spannungs-Verzerrungsverläufe für das zu betrachtende Composite ermittelt werden.

Für Composite, die den Großteil ihrer Beanspruchung über die Faser aufnehmen, und für positive bzw. schwach negative Querspannungen σ_2 ([VDI06] und [Puc07]) sowie für Schubbeanspruchungen, die nicht auslegungsbestimmend sind ([Kop00]), ist dieser Effekt sehr klein. Da dieses für das modellierte Hybridelement zutrifft, muss der Effekt des nichtlinearen Spannungs-Verzerrungsverlaufes vor dem ZFB in der vorliegenden Arbeit nicht berücksichtigt werden.

3.6.3 Spannungs-Dehnungsverlauf nach dem Zwischenfaserbruch

Obwohl durch den Membranspannungszustand der ‚Kesselbelastung‘ die Hauptachsenrichtung eindeutig ist, weicht die Faserorientierung konstruktionsbedingt vom Designoptimum ab. Dieses liegt zum einen daran, dass sich an den Behälterböden Öffnungen für die Armaturen befinden und zum anderen daran, dass beim Wickeln definierte Wickelwinkel eingehalten werden müssen, um das Abrutschen der Rovings zu verhindern. Dadurch erfährt das Composite eine Beanspruchung quer zur Faser, welche über die Harzmatrix aufgenommen werden muss. Somit sind die harzdominante Steifigkeitsrichtung und damit auch das ZFB-Verhalten von Interesse.

Bei der Erstbelastung des Behälters bzw. des Composites reduzieren sich mit steigender Belastung sukzessiv die Quer- und Schubsteifigkeiten der UD-Compositeschicht. Aus den Mikroschädigungen, wie sie im vorangehenden Kapitel 3.6.2 beschrieben wurden, werden mit steigender Beanspruchung Makroschädigungen in Form von ZFB. Die auftretenden Risse führen zu einer sukzessiven Steifigkeitsdegradation der Schichten. Dies bedeutet, dass der Quer- und Schubmodul durch die sich nacheinander öffnenden Risse, die eine Kraftumlagerung bewirken, abnimmt. Allerdings kommt dieser Effekt nicht bei Querdruckspannung zum Tragen. Hier öffnen sich keine Rissfronten und die Querschnitte werden für die Kraftübertragung nicht verringert. In der Faserlängsrichtung findet keine Degradation des E-Moduls statt, da hier in Belastungsrichtung keine Risse auftreten und die Kraftübertragung hauptsächlich über die Faser mit ihrem konstanten E-Modul erfolgt.

Die Degradation der Steifigkeiten ist ein irreversibler Prozess. Der Wert der reduzierten Steifigkeiten bleibt für Folgebelastungen bis zur ursprünglichen Höchstbelastung konstant. Wird die Höchstbelastung erneut überschritten, stellt sich eine weitere Degradation ein. Puck und Schürmann berichten in [Puc02], dass bei der Druckbehälterbeanspruchung vor allem die Verzerrung sensibel auf den Degradationsprozess reagiert. Diese erhöhte Verzerrung erfährt wiederum auch die Metallinerschicht, die dadurch stärker beansprucht wird, wodurch das Ermüdungsverhalten des Liners negativ beeinflusst wird. In der Extrembelastung des Autofrettageprozess kommt das Composite deutlich in den Bereich des ZFB. Da es sich jedoch um den Mode A handelt, das Composite noch weit entfernt ist von der Faserbruchgrenze, wie noch in Kapitel 4.2.1 gezeigt wird, und die Compositeschicht nicht die Aufgabe der Permeationsbarriere hat, ist dieses mit den hier getroffenen Annahmen ein unbedenklicher Zustand.

Degradation der Composite Steifigkeit

Bereits 1969 hat Puck in [Puc69] das Werkstoffverhalten nach dem ZFB in einem phänomenologischen Modell beschrieben. In diesem degradiert er mit einem Abminderungsfaktor η die in Kapitel 3.2.2 beschriebenen Grund-Elastizitätsgrößen E_{\perp} , $G_{\perp\perp}$ und die große Querkontraktionszahl $\nu_{\perp\parallel}$. Im Rahmen der „World-Wide Failure Exercise“ wurde dieses Modell von Puck und Schürmann modifiziert [Puc02]. Knops hat in [Kno03] durch eine Vielzahl von Versuchen mit mehrachsigen Belastungszuständen gezeigt, dass

entgegen der Theorie von Puck die Grund-Elastizitätsgrößen nicht nur mit einem Abminderungsfaktor η , sondern mit jeweils für jede Werkstoffgröße unterschiedlichen Abminderungsfaktoren η_E und η_G abzumindern sind, wobei die Querkontraktionszahl konstant bleibt.

Für den Abminderungsfaktor gilt:

$$\eta = \frac{1 - \eta_r}{1 + c \cdot (f_E - 1)^\zeta} + \eta_r. \quad (3.109)$$

Als Steuergröße der Abminderungsfaktoren η_E und η_G dient die Anstrengung f_E für den ZFB aus Gleichung (3.108). Die spezifischen Konstanten c , η_r und ζ wurden jeweils für E_\perp und $G_{\perp\perp}$ von Knops experimentell ermittelt. Sie wurden für diese Arbeit übernommen und sind im Anhang 6.1 in Tabelle 6-5 aufgeführt. Im folgendem Bild 3.26 ist der Verlauf des Abminderungsfaktors in Abhängigkeit der ZFB Anstrengung dargestellt.

Bild 3.26 zeigt, dass mit zunehmender Anstrengung in der jeweiligen UD-Schicht, der Wert des Abminderungsfaktors η geringer wird.

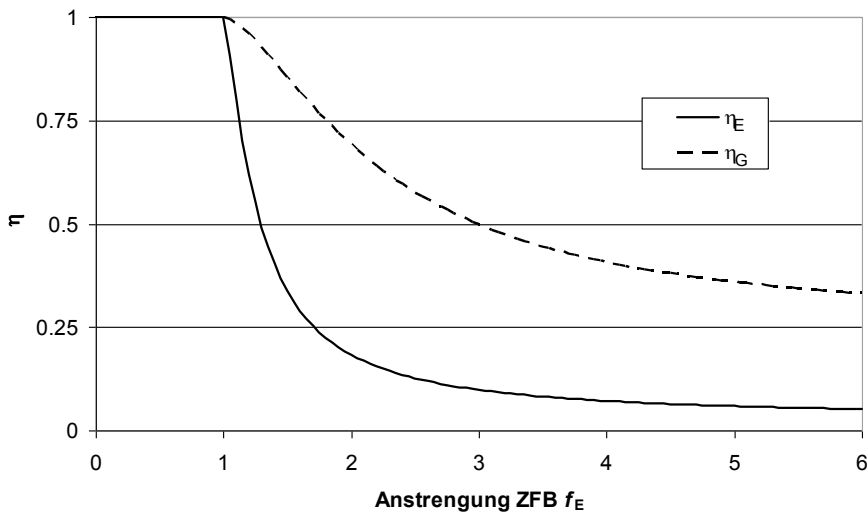


Bild 3.26: Verlauf des Abminderungsfaktors η für den E-Modul sowie für den Schubmodul für ein CFK-Epoxidharz-Composite mit Parametern nach [Kno03].

Für die neuen abgeminderten Grund-Elastizitätsgrößen gilt:

$$\begin{Bmatrix} E_{\perp,n} \\ G_{\perp\perp,n} \\ \nu_{\perp\parallel,n} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \eta_E \cdot E_\perp \\ \eta_G \cdot G_{\perp\perp} \\ 1 \cdot \nu_{\perp\parallel} \end{Bmatrix}. \quad (3.110)$$

Bei der Simulation wird für die jeweilige Laststufe die Anstrengung f_E für jede Schicht bestimmt. Überschreitet eine der Schichten den Wert von $f_E = 1$, werden die Abminderungsfaktoren η entsprechend Gleichung (3.109) bestimmt und hiermit die Grund-Elastizitätsgrößen, wie Gleichung (3.110) zeigt, abgemindert. Mit den abgeminderten Grund-Elastizitätsgrößen wird eine neue Steifigkeitsmatrix des Composite-Hybrides aufgebaut, mit der dann die wahren Verzerrungen und Spannungen für die vorliegende Laststufe bestimmt werden können. Für eine nächst höhere Laststufe werden die Schichtspannungen erneut bestimmt, jedoch wieder mit den ursprünglichen, nicht degradierten Werkstoffwerten. Man erhält somit fiktive Spannungen, mit denen eine fiktive Anstrengung f_E für die vorliegende Laststufe bestimmt wird. Mit dieser erhält man die nächst tiefere Stufe der Abminderungsfaktoren η , mit denen erneut die Werkstoffkennwerte abgemindert werden, um anschließend wiederum eine neue Steifigkeitsmatrix des Composite-Hybrides zu bestimmen. Mit den neu abgeminderten Parametern können dann wieder die wahren Spannungen und Verzerrungen für die aktuelle Laststufe bestimmt werden. Dieser Ansatz ist kein Iterationsverfahren, sondern ein direktes. Es kann direkt mit der Anstrengung f_E der zu untersuchenden Laststufe der jeweilige Abminderungsfaktor bestimmt werden.

Bei der Entlastung bleiben die zuletzt bestimmten abgeminderten Werkstoffkennwerte stehen und werden für weitere Belastungszyklen bis auf das ursprüngliche Lastniveau nicht weiter verändert. Wird das ursprüngliche Lastniveau jedoch wieder überschritten, wird erneut degradiert.

Bei dem Verfahren wird die Compositeschicht trotz der auftretenden ZFB als ein Kontinuum betrachtet. Weitere Ausführungen des Verfahrens der Abminderung sind bei Knops [Kno03] sowie in der VDI 2014 [VDI06] ausführlich beschrieben.

3.6.4 Spannungs-Dehnungsverlauf des Metalliners im plastischen Bereich

Während des Autofrettageprozesses wird der Metalliner durch die Innendruckbelastung gezielt plastifiziert. Im Folgenden soll der bilineare isotrop-verfestigende Ansatz hergeleitet werden, der das Strukturverhalten des Liners im linear-elastischen sowie – nach Überschreiten der Dehngrenze – im plastischen Bereich beschreibt. Der Ansatz basiert auf den in Kapitel 2.2 vorgestellten Ergebnissen der Verzerrungsmessungen am Liner, die zur Charakterisierung des elastisch-plastischen Linerverhaltens durchgeführt wurden. In Kapitel 3.4.3 wurde dargestellt, wie der hier vorgestellte Ansatz im erweiterten Hybrid-scheiben-Modell für die Simulation des Autofrettageprozesses implementiert ist.

Bestimmung der Bauteilparameter

Die Plastizitätstheorie liefert zwar eine Vielzahl von theoretischen Ansätzen, wie sie z. B. in Standardwerken wie [Bet01] und [Lub01] zu finden sind. Allerdings sind diese Ansätze sehr komplex und lassen sich nicht bzw. nur mit erheblichem Aufwand in das vorgestellte geschlossen analytische Simulationsmodell implementieren. Aus diesem Grund werden mit den Versuchen Bauteilparameter unter der typischen zweiachsigen Kesselbean-

spruchung mit Hilfe eines empirischen Ansatzes ermittelt, um dann im Simulationsmodell verwendet werden zu können. Die ermittelten Parameter sind nicht ohne weiteres mit den bekannten Werkstoffparametern aus der Literatur vergleichbar, da sie den Geometrieeffekt (Zylindergeometrie), die zweiachsige Beanspruchung aus der Innendruckbelastung sowie die Querkontraktionsbehinderung beinhalten. Der Vorteil dieser Parameter ist, dass sie die Charakteristik der geometrischen Vorgaben sowie den Belastungszustand besser abbilden als die in der Literatur angegebenen Werte, die meist aus einachsigen Zugversuchen ebener Proben ermittelt sind.

Parameterfindung

Die DMS-Messungen liefern druckabhängige Verzerrungswerte. Aus der Längsverzerrung ε_x und der Umfangsverzerrung ε_φ werden mit Hilfe des Hauptachsenwinkels die Hauptdehnungen ε_2 und ε_1 bestimmt, wobei hier mit dem Mittelwert der Verzerrungsdaten nach Streichung von Ausreißern gearbeitet wird. Aus dem Innendruck wird mit Hilfe der Kesselgleichung (3.28) und (3.29) der Spannungsvektor aus der Innendruckbelastung ermittelt. Mit diesen Eingangsgrößen werden der beanspruchungsabhängige E-Modul E sowie die Querkontraktionszahl ν für das jeweilige Druckniveau bestimmt. Hierfür wird ein lineares Gleichungssystem (LGS) in Form des isotropen zweiachsigen Werkstoffgesetzes wie folgt aufgestellt:

$$E \cdot \begin{bmatrix} \frac{1}{1-\nu^2} & \frac{\nu}{1-\nu^2} \\ \frac{\nu}{1-\nu^2} & \frac{1}{1-\nu^2} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \varepsilon_2 \\ \varepsilon_1 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \sigma_2 \\ \sigma_1 \end{Bmatrix}. \quad (3.111)$$

In Bild 3.27 ist die Lösung des LGS durch die Verläufe des resultierenden E-Moduls sowie der Querkontraktionszahlen ν für Liner 1 und 2 als Funktion der v. Mises Vergleichsspannung dargestellt. Die Verläufe des E-Moduls der beiden Linerversuche liegen sehr eng beieinander, die der Querkontraktion differieren etwas. Im weiteren Vorgehen wird ausschließlich der Mittelwert verwendet.

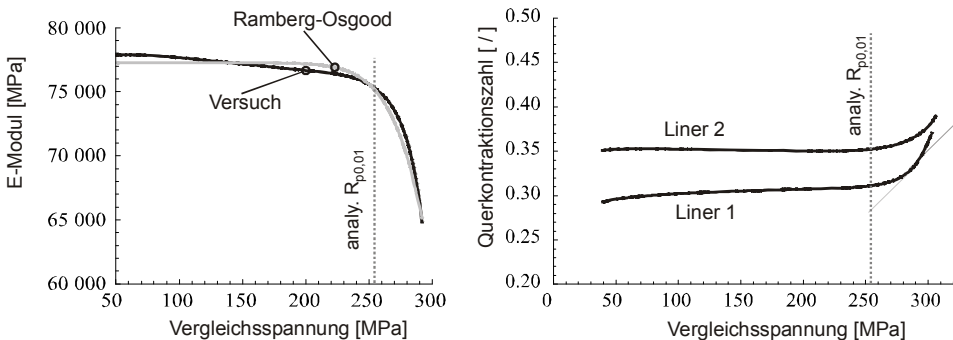


Bild 3.27: E-Modul (Messung) in Abhängig. der Vergleichsspannung sowie parametrische Näherung nach Ramberg-Osgood (links). Querkontraktionszahl ν (Messung) in Abhängig. der Vergleichsspannung (rechts).

Anfänglich verhält sich der E-Modul quasi konstant bei steigender Beanspruchung. Es ist zu erkennen, dass bereits frühzeitig vor Erreichen von $R_{p0,01}$ der Verlauf zunehmen nichtlinear wird und sich ein veränderlicher von der Beanspruchung abhängiger E-Modul einstellt. Sehr gut ist sowohl beim E-Modul-Verlauf als auch beim Querkontraktionszahl-Verlauf das Einsetzen des plastischen Strukturverhaltens durch die degressive (E-Modul) bzw. progressive (Querkontraktionszahl) Steigungsänderung der Verläufe zu erkennen. Bei den ermittelten Querkontraktionszahlen sind leichte Unterschiede zwischen Liner 1 und 2 zu erkennen.

Um nun aus diesem kontinuierlichen Verlauf diskrete Bauteilparameter zu extrahieren, wird im nächsten Schritt der parametrische Ansatz nach Ramberg-Osgood [Ram43] verwendet. Ramberg und Osgood haben diesen Ansatz entwickelt, um analytische Fließkurven für verschiedene metallische Werkstoffe zu erstellen. Hiermit kann der Sekantenmodul E_s als Funktion der momentan im Werkstoff herrschenden Vergleichsspannung formuliert werden:

$$E_s(\sigma_{\text{ver}}) = \frac{E_{\text{elastisch}}}{1 + \frac{\varepsilon_{\text{Bruch}} \cdot E_{\text{elastisch}}}{\sigma_{\text{Bruch}}} \cdot \left(\frac{\sigma_{\text{ver}}}{\sigma_{\text{Bruch}}}\right)^{N-1}} \quad \text{mit } N = \frac{\log\left(\frac{\varepsilon_{\text{Bruch}}}{0,0001}\right)}{\log\left(\frac{\sigma_{\text{Bruch}}}{R_{p0,01}}\right)}. \quad (3.112)$$

Der Reiz dieses Ansatzes besteht darin, dass die Gleichungsparameter dem gesuchten Werkstoff- bzw. hier den Bauteilparametern – wie dem E-Modul $E_{\text{elastisch}}$ im elastischen Bereich und der Vergleichsfließspannung bzw. der Dehngrenze $R_{p0,01}$ – entsprechen. Die Ergebnisse dieser Betrachtung sind in Tabelle 3-9 zusammengefasst.

Da im Autofrettageprozess plastische Verzerrungen von lediglich ca. 0,1 % bis 0,2 % realisiert werden, ist die Verwendung der üblichen Dehngrenze $R_{p0,2}$ zu grob. Deshalb wird für die exakte Bestimmung des Fließpunktes mit der wesentlich genaueren Dehngrenze $R_{p0,01}$ gearbeitet. Dieses ist erforderlich, um die plastischen Verzerrungen der Struktur am Ende des Autofrettageprozesses genauer zu bestimmen. Es wird hier analog zur alten DIN-Norm [DIN44] verfahren, die eine Grenze für die bleibende Verzerrung auf 0,01 % setzt. Diese Materialgrenze verwendet auch Novak in [Nov06] bei seiner Optimierung von Hybridbehältern. Die Dehngrenze $R_{p0,01}$ wird in Gleichung (3.112) bei der Bestimmung des Parameters N berücksichtigt. Die Ramberg-Osgood Parameter werden mit Hilfe der Methode des kleinsten Fehlerquadrates zwischen Parameteransatz und dem aus den Messwerten ermitteltem E-Modulverlauf bestimmt. Der Verlauf des E-Moduls aus dem Versuch sowie der kontinuierliche Ramberg-Osgood-Verlauf mit den entsprechenden ermittelten Parametern sind in Bild 3.27 links gegenübergestellt. Es zeigt sich eine gute Übereinstimmung zwischen dem gemessenen Verlauf sowie dem ermittelten Ramberg-Osgood-Verlauf.

Der Ansatz

Nachdem die Parameter bestimmt sind, soll hieraus im nächsten Schritt der Ansatz für die Beschreibung des elastisch-plastischen Verhaltens aufgebaut werden. Für die Modellierung des Fließprozesses sind mehrere Lösungswege möglich. Der vergleichs-spannungsabhängige Verlauf des Sekantenmoduls könnte mittels Ramberg-Osgood kontinuierlich modelliert werden. Hierfür müsste jedoch für jede Innendruck- bzw. Beanspruchungsstufe die Vergleichsspannung ermittelt werden, um dann hieraus den aktuellen Sekantenmodul bestimmen zu können. Dieses würde durch den iterativen Charakter des Vorgehens, einen erheblichen Rechenaufwand mit sich bringen, was eine geschlossene analytische Lösung verhindert. Eine Vereinfachung, die oft in der Literatur beschrieben wird, ist ein bilinearer Ansatz, der den Verlauf in zwei Bereiche mit jeweils konstanter Steigung aufteilt (Sekantenmodul und Tangentenmodul). Hierbei muss festgelegt werden, wie sich der Tangentenmodul nach dem Überschreiten der Dehngrenze verhält. Liegt ideal-plastisches Verhalten vor, wird nach dem Überschreiten keine Spannung mehr aufgebaut. Dies würde bedeuten, dass der Werkstoff nur noch fließt und damit der Tangentenmodul = 0 ist. Wird jedoch konstante Verfestigung im plastischen Bereich angenommen, ist der Wert des Tangentenmoduls $\neq 0$. Der Werkstoff fließt mit einem höheren Gradienten, baut jedoch noch verringert Spannung auf.

In Bild 3.28 links ist der kontinuierliche Spannungs-Verzerrungs-Verlauf nach Ramberg-Osgood dargestellt, der sich aus dem beanspruchungsabhängigen veränderlichen Sekantenmodul ergibt. Rechts sind zwei mögliche bilineare Ansätze als Näherung des kontinuierlichen Verlaufes dargestellt. Der Ansatz, der das bilineare verfestigende Strukturverhalten simuliert, beschreibt wesentlich besser den Fließpunkt sowie den Bereich unmittelbar danach als dies beim ideal-plastischen Verlauf der Fall ist. Dies ist entscheidend vor allem bei der Simulation der kleinen plastischen Verzerrungen des Autofrettageprozesses.

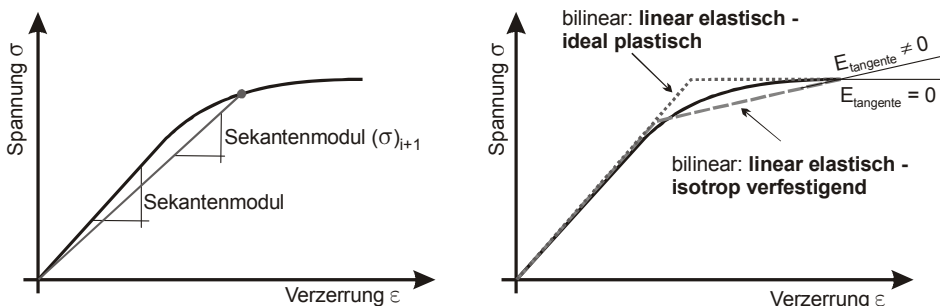


Bild 3.28: Kontinuierlicher Spannungs-Dehnungsverlauf im linearen und plastischen Bereich (links). Bilinearer Ansatz mit ideal plastischem Bereich (Tangentenmodul = 0) und verfestigendem Bereich (Tangentenmodul = konst. $\neq 0$) nach dem Überschreiten des Fließpunktes (rechts).

Die hier angestellten Betrachtungen müssen immer zweiachsig bzw. zweidimensional erfolgen. Für den elastischen Bereich konnte in Kapitel 2.2 gezeigt werden, dass sich der Liner ideal-isotrop verhält. Im plastischen Bereich verhält sich dieser jedoch orthotrop, was in der Änderung der Querkontraktionszahl in Bild 3.27 zu erkennen ist. Die veränderliche Querkontraktionszahl zeigt, dass sich das Verhältnis zwischen Längs- und Umfangsverzerrung ändert. Um eine effektive analytische Lösung realisieren zu können, wurde hier jedoch die Vereinfachung getroffen, dass keine orthotrope, sondern eine isotrope Verfestigung stattfindet. Das bedeutet, dass im plastischen Bereich Längs- und Umfangsbeanspruchung im gleichen konstanten Verhältnis (konstante Querkontraktionszahl) zunehmen.

Die noch fehlenden Werte für den Tangentenmodul $E_{plastisch}$ sowie für die Querkontraktionszahl $\nu_{plastisch}$ im isotrop-verfestigenden Bereich werden ebenfalls mit der Methode der kleinsten Fehlerquadratsumme bestimmt. Zielwert hierfür ist, dass die Versuchswerte bei einer Vergleichsspannung von $\sigma_{ver} = 300$ MPa vom Ansatz abgebildet werden. Für höhere Vergleichsspannungen sind die Messwerte für die Parameterermittlung nicht mehr geeignet, da das lokale Strukturverhalten durch hohe lokale Verzerrungsgradienten, wie sie in Bild 2.5 rechts durch die ausgeprägte Beule im Liner zu erkennen sind, dominiert wird.

Bild 3.29 zeigt die Mittelwerte der DMS-Messwerte der zwei Versuche und den ermittelten bilinear-isotrop verfestigenden Ansatz, der im Modell implementiert ist.

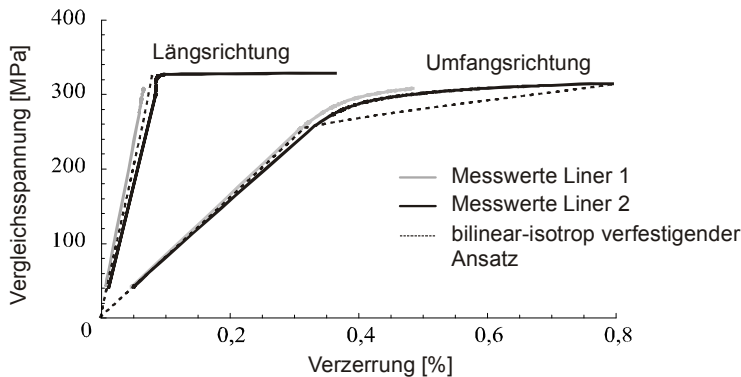


Bild 3.29: Zweidimensionales Werkstoffgesetz mit bilinear-isotrop verfestigendem Ansatz.

Die ermittelten Parameter, die für das erweiterte Hybridscheiben-Modell verwendet werden, sind in folgender Tabelle 3-9 zusammengefasst:

Tabelle 3-9: Parameter des bilinearen isotrop verfestigenden Ansatzes.

Sekantenmodul im elastischen Bereich	$E_{elastisch}$	[MPa]	77185
Tangentenmodul im plastischen Bereich	$E_{plastisch}$	[MPa]	10300
Querkontraktionszahl im elastischen Bereich	$\nu_{elastisch}$	[/]	0,33
Querkontraktionszahl im plastischen Bereich	$\nu_{plastisch}$	[/]	0,48
Dehngrenze	$R_{p0,01}$	[MPa]	256,7

Die Werkstoffkennwerte aus der Literatur, welche meist nur Mindestwerte sind, sind in Anhang 6.2 zusammengefasst.

In folgendem Bild 3.30 ist das Flussdiagramm dargestellt, welches die einzelnen Schritte zur Erlangung der erforderlichen Parameter für den bilinear-isotrop verfestigenden Ansatz zeigt.

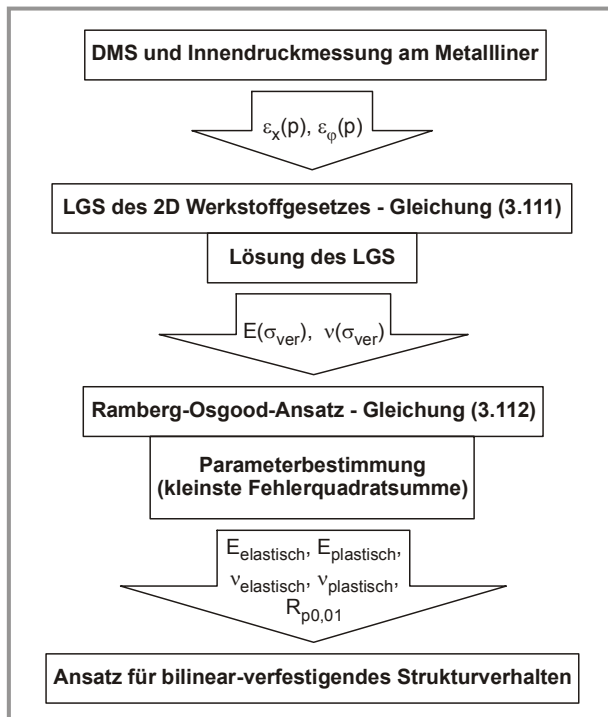


Bild 3.30: Parameterbestimmung für den bilinear-isotrop verfestigenden Ansatz der Metalllinerschicht.

3.6.5 Zeiteinfluss auf das Strukturverhalten

Das Hybridelement besteht aus drei Werkstoffen mit jeweils unterschiedlichem Langzeitverhalten. Metallliner sowie die Fasern können im betrachteten Einsatzspektrum als zeitlich invariant betrachtet werden [Sch05]. Bei genauer Betrachtungsweise gibt es jedoch keine zeitlich invarianten Werkstoffe, da alle bei Beanspruchung bestimmten Kriech- bzw. Relaxationsprozessen unterliegen. Die Auswirkungen dieser zeitvarianten Prozesse sind jedoch bei der Faser sowie beim Metallliner um Größenordnungen kleiner als beim Harzsystem.

Bei den Polymeren (Harzsystem) ist ein viskos-elastisches Werkstoffverhalten zu beobachten. Bei der Belastung kommt zum elastischen Anteil (spontan reversibles Verhalten) immer auch ein zeitabhängiger viskoser Dämpfungsanteil (teilweise irreversibel durch Umwandlung der Verformungsarbeit in Wärme) in Form von Relaxieren und Kriechen hinzu. Beim Kriechen ist die Belastung unter zunehmender Verzerrung konstant, während beim Relaxieren zwar die Verzerrung konstant ist, sich aber die Spannung reduziert. Alle Anteile sind jeweils unterschiedlich zeit-, beanspruchungs- und temperaturabhängig. Dieses zeitvariante Verhalten des Harzes beeinflusst das globale Strukturverhalten des Hybridelementes hauptsächlich in den harzdominanten Beanspruchungsrichtungen (alle Orientierungen ungleich der Faserorientierung). Jedoch durch die Verknüpfung der Orthotropierichtungen über die Querkontraktion sowie durch die Mischungsregel wird auch die Faserlängsrichtung im geringeren Maße durch das viskos-elastische Verhalten des Harzsystems beeinflusst.

Das optimierte Composite weist bereits einen Großteil der Faserverstärkung mit einer Ausrichtung entlang des Kraftpfades auf. Dieses hat zur Folge, dass die harzdominanten Richtungen eine untergeordnete Rolle spielen und der globale Effekt auf das Composite nicht so ausgeprägt ist wie es der Fall bei Reinharzstruktur ist. Jedoch ist im Falle des Druckbehälters die Ausrichtung der UD-Schichten nicht hundertprozentig auf den Kräftepfad angepasst, da bei der Fertigung die Öffnungen am Druckbehälterboden sowie der Wickelwinkel zur Verhinderung eines Abrutschens der Faser vom Wickelkern zu berücksichtigen sind. Demnach muss auch ein Teil der Beanspruchung über die Harzmatrix aufgenommen werden, womit sich wiederum der zeitvariante Anteil des Strukturverhaltens des Hybrides vergrößert.

Wie bereits erwähnt, kommt es beim Relaxieren zu einem Spannungsabbau. Dieses wäre bei Betrachtung reiner Compositestrukturen für den Abbau der unerwünschten thermischen Eigenspannungen, die die Materialkennwerte verschlechtern, positiv zu werten. Sicot hat in [Sic05] den negativen Einfluss der Eigenspannung auf die Materialeigenschaften von Compositen dargestellt. Jedoch werden Hybriddruckbehälter für die Optimierung des Ermüdungsverhaltens mit einem gezielt eingebrachten Eigenspannungszustand durch den Autofrettageprozess und die Faservorspannung versehen. Dieser reduziert sich nun ebenso durch den Relaxationsprozess, wodurch es zu einer Verschlechterung des Ermüdungsverhaltens kommt.

Der verminderte Eigenspannungszustand kann auch dazu führen, dass bei tiefen Temperaturen die Compositevorspannung nicht mehr ausreicht, um der Kontraktion des Liners zu folgen. Dies kann bei geringen Drücken und tiefen Temperaturen zu einer Ablösung des Liners von der Compositeschicht führen. Dieser Sachverhalt wird noch im Kapitel 4.4.2 anhand von Messergebnissen diskutiert.

Der gesamte Einfluss des Kriech- und Relaxationsprozesses ist bei eigenspannungsbehafteten Hybriddruckbehältern komplex und noch nicht hinreichend erforscht. Für die beschriebenen Effekte gibt es noch keine validierten Ansätze für Hybriddruckzylinder. Sie sind Thema aktueller Forschungsvorhaben. Die Betrachtung des zeitvarianten Strukturverhaltens wird in der vorliegenden Arbeit nicht berücksichtigt. Es wird daher in der Zeitdomäne ein konstantes Materialverhalten angenommen.

4 Vergleich und Diskussion der Ergebnisse aus Messung und Modellierung

Das erweiterte Hybridscheiben-Modell basiert auf der CLT in Anlehnung an die VDI 2014 [VDI06] sowie an das Formelwerk, wie es Schürmann in [Sch05] beschreibt. Auf der gleichen Basis programmiert, existiert eine Composite-Berechnungssoftware (AlfaLam) am Fachbereich ‚Konstruktiver Leichtbau und Bauweisen‘ der TU Darmstadt. Mit dieser wurde für verschiedene Composite mit unterschiedlichem Lagenaufbau, Betriebstemperaturen sowie Belastungen das erweiterte Hybridscheiben-Modell validiert. Die Validierung gilt jedoch nur für ein reines Composite-Scheibenelement. Hier lieferten beide Modelle übereinstimmende Ergebnisse. Die Erweiterung des Hybridscheiben-Modells zum Hybridelement durch die Einführung einer isotropen Linerschicht, die Verwendung eines temperaturabhängigen E-Moduls und Ausdehnungskoeffizienten für das Harzsystem sowie die Modellierung des elastisch-plastischen Verhaltens konnte allerdings nicht validiert werden, da diese Erweiterungen in der Software nicht berücksichtigt werden. Diese Aspekte werden deshalb im Folgenden mit den Versuchsergebnissen validiert.

Im nächsten Schritt wird der Einfluss der Fertigungs- sowie Betriebsparameter, die einen entscheidenden Einfluss auf das strukturelle Verhalten haben, in einer Sensitivitätsanalyse untersucht.

Abschließend werden in diesem Kapitel besondere Messergebnisse der Behälteruntersuchungen vorgestellt. Diese sollen zwar in dieser Arbeit nicht weiter analytisch erfasst werden, da sie aber bisher noch nicht in der Literatur beschrieben wurden und keine Modellierungsansätze hierfür existieren, sollen sie hier vorgestellt werden, um die Komplexität des Verhaltens der Hybridbehälter zu veranschaulichen.

In der vorgestellten Simulation sind die Designparameter wie Form, Topografie und Werkstoff, obwohl diese auch parametrisch formuliert sind, konstant. Sämtliche Berechnungen und Messungen gelten für ein festes Design. Dieses Design des herangezogenen Referenzbehälters ist für einen Betriebsdruck von 20 MPa ausgelegt und aus einem Aluminiumliner mit einer Wandstärke von 3,25 mm und einer Epoxidharz-Kohlefaserumwicklung mit 9 Lagen, die eine resultierende Compositewandstärke von 8 mm bei einem Faservolumengehalt von 60 % ergeben, aufgebaut. Sämtliche hier vorgestellten Simulationen gelten immer für den zweidimensionalen Membranspannungszustand. Dies bedeutet, dass die Kräftegleichgewichte nicht nur über die Komponenten des Hybrides, sondern auch für die zwei Koordinatenrichtungen erfüllt sein müssen.

4.1 Streuung von Werkstoffparametern und Messwerten

Folgenden sollen Imperfektionen sowie Inhomogenitäten und deren Einfluss auf das Strukturverhalten sowie auf die Messergebnisse näher beleuchtet werden.

Imperfektion

Der Fertigungsprozess von Compositen ist komplex und von einer Reihe verschiedener Fertigungsparameter abhängig. So wirken sich u. a. Schwankungen des Faservolumen-gehaltes, des Faserwinkels und der Schichtdicken sowie die Aushärtungstemperatur auf den Grad an Imperfektionen aus und beeinflussen so unmittelbar die Compositesteifigkeit und -festigkeit. Als weiterer Parameter kommt hier noch der metallische Liner als zweite Komponente des Hybridbehälters hinzu, wobei dieser als ideal isotroper Werkstoff nicht die großen Streuungen der Werkstoffparameter aufweist wie die Compositeschicht. Hier liefern hauptsächlich geometrische Abweichungen einen Beitrag zum Imperfektionsgrad der Hybridstruktur.

Um den Grad an Imperfektionen in der Compositeschicht der Hybridbehälter festzustellen, wurden Kreissegmente aus dem zylindrischen Bereich von drei Behältern extrahiert und in einer Computertomographie (CT) untersucht. Mit Hilfe dieses Verfahrens kann der mikroskopische Aufbau des Composites dargestellt werden. Bild 4.1 zeigt das Schnittbild durch einen Probenquerschnitt.

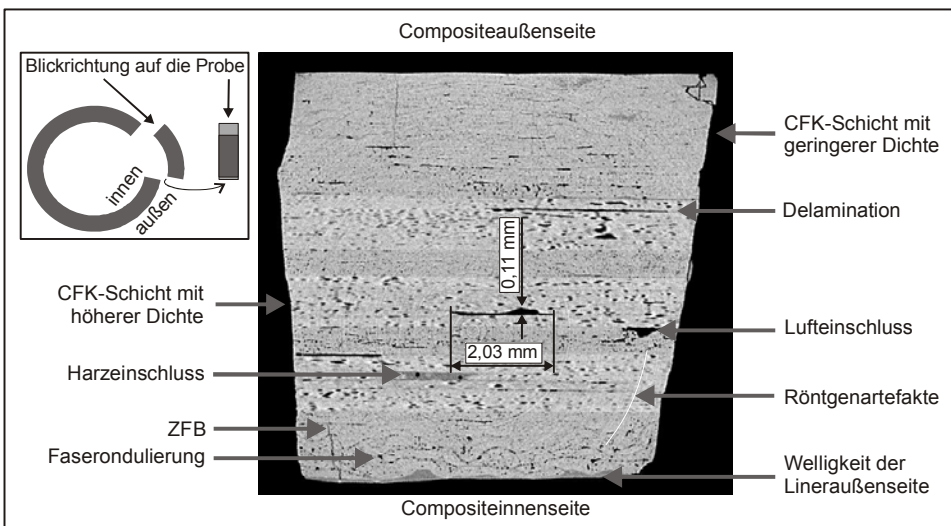


Bild 4.1: CT-Schnittbild einer Kreissegmentprobe des zylindrischen Bereichs des Hybridbehälters.

Da Bereiche mit einer höheren Dichte (Kohlefaser) die Röntgenstrahlung stärker absorbieren als Bereiche mit geringerer Dichte (Luft), zeichnen sich diese durch hellere Graustufen ab. Als weiterführende Literatur zur CT sei hier das Werk von Buzug ([Buz05]) genannt. Deutlich sind in großer Quantität Lufteinschlüsse sowie Harzeinschlüsse aus der Produktion zu erkennen. Dies ist ein typisches Ergebnis von nass gewickelten bzw. nass hergestellten Compositen, bei denen abschließend kein

Vakuumverfahren angewandt wurde, um Lufteinschlüsse bzw. überschüssiges Harz abzusaugen.

In der Produktion werden Rovinglagen immer paarweise symmetrisch mit dem Winkel $\pm\omega$ gewickelt. Bei genauer Analyse des Schichtaufbaus zeigt sich, dass die Rovingpaarungen teilweise unterschiedliche Lagenstärken besitzen und somit ein asymmetrischer Compositeaufbau entsteht.

Ebenso sind ZFB sowie Delaminationen zu erkennen, die während des Aushärtungsprozesses bzw. im Autofrettageprozess entstehen. Ein weiteres interessantes Detail zeigt sich in den unterschiedlichen hellgrauen Bereichen. Diese zeigen, dass die Kohlefaser-schichten, welche aus mehreren Rovingbändern mit 12 k-Kohlefaser (12.000 Filamente) bestehen, unterschiedliche Dichten besitzen. Es scheint so, dass unterschiedliche Lagenwinkel in der Produktion mit unterschiedlichen Vorspannungen gewickelt wurden, was voraussichtlich produktionstechnisch bedingt ist. Dies bedeutet, dass über die Wandstärkenkoordinate kein homogener Faservolumengehalt existiert, was außerdem noch durch die Lufteinschlüsse verstärkt wird. Ein weiterer interessanter Aspekt sind die starken Ondulierungen, die unmittelbar auf der ersten Schicht auf der Lineroberfläche zu erkennen sind. Diese entstehen dadurch, dass im Wickelprozess die nachfolgenden Schichten die untersten Lagen soweit zusammen schieben, dass diese Falten werfen und nicht mehr eben aufeinander liegen. In den entstehenden Verwerfungen sammelt sich entweder Harz oder Luft. An der Compositeinnenseite zeichnen sich durch den ungleichmäßigen Verlauf geometrische Schwankungen der Lineraußenseite ab. Alle genannten Aspekte erhöhen den Grad der Imperfektionen und verringern damit die Steifigkeit sowie die Festigkeit der Hybridstruktur

Der Einfluss von Imperfektionen ist für eine akkurate Simulation des Strukturverhaltens entscheidend. Die analytische Formulierung geht vom Idealzustand wie u. a. homogener Faservolumengehalt, keine Lufteinschlüsse und exakte Faserausrichtung aus. Da dieses bei der realen Struktur nicht zutrifft, sollte in der Produktion die Reproduzierbarkeit eines nicht zu sehr schwankenden Imperfektionsgrades gewährleistet werden, so dass verschiedene Behälter des gleichen Typs ein vergleichbares Strukturverhalten zeigen.

Inhomogenität

Bei dem inhomogenen Aufbau der Compositeschicht kann nicht davon ausgegangen werden, dass das Verzerrungsfeld über der Oberfläche homogen verteilt ist. Um diese Inhomogenität abzubilden, wurden optische Oberflächen-Verzerrungsmessungen mit dem digitalen Bildkorrelationsverfahren (Digital Image Correlation – DIC) an den belasteten Behältern durchgeführt. Hierfür wurde die Behälteroberfläche mit einem stochastischen Muster versehen. Mit einem digitalen Stereo-Kameraaufbau wird das sich unter Belastung verändernde Muster aufgenommen. Anschließend werden über das Bildkorrelationsverfahren die Verschiebungen einzelner Bildpunkte und daraus die lokalen Verzerrungen berechnet. Ausführlich ist dieses Messverfahren von Chu et al. in [Chu85] sowie von Jain in [Jai89] beschrieben.

Bild 4.2 zeigt die Messwerte aus der Oberflächenmessung entlang einer Geraden in Längsachsenrichtung (Schnittkoordinate). Dargestellt ist nur die lokale Längsverzerrung ε_i , bei der sich der inhomogene Charakter am deutlichsten abbildet. Auf der Oberfläche kann deutlich zwischen den Rovingbändern der letzten Lage und den Bereichen mit reiner Harzfällung unterschieden werden. Im Bild 4.2 ist dieser Strukturaufbau des Messfeldes ebenfalls schematisch dargestellt.

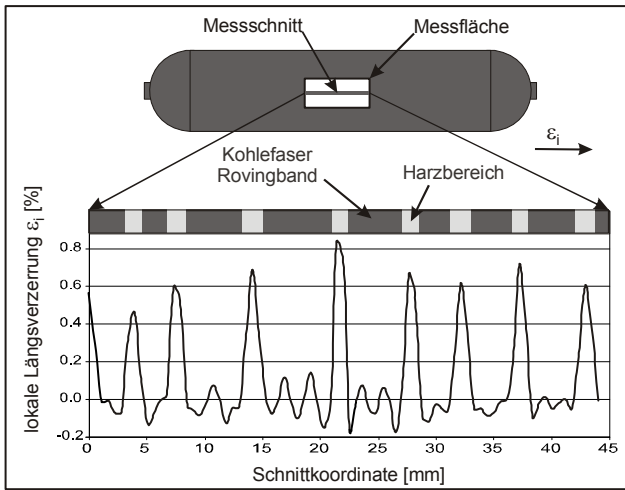


Bild 4.2: Lokale Längsverzerrung im Schnitt der DIC-Messung. Ebenso ist schematisch der strukturelle Aufbau der Messfeldfläche dargestellt.

Für unterschiedliche Schnitte haben die Messungen gezeigt, dass sich die Harzbereiche deutlich im lokalen Verzerrungsfeld abzeichnen, wie es auch im Bild 4.2 zu erkennen ist. Die Ursache hierfür könnte darin liegen, dass das Harz mit seiner geringeren Steifigkeit unter Längsbeanspruchung lokal höhere Verzerrungen erfährt als die steiferen Rovingbänder. Zu diesem Effekt kommt noch hinzu, dass die gleichzeitig wirkende Umfangsbeanspruchung hauptsächlich von den Rovingbändern getragen wird und diese dadurch eine Querkontraktion erfahren. Diese Querkontraktion wird auf den dazwischen liegenden Harzbereich weitergegeben, was zur Folge hat, dass sich die Längsverzerrung des Harzbereiches noch weiter erhöht. Für die genaue Charakterisierung dieses Phänomens stehen jedoch noch weitere Messungen und Analysen aus.

Messwertstreuung

Wie Kapitel 2.3 zeigt, sind erhebliche Streuungen bei den DMS-Messwerten zu erkennen. Dies kann einerseits von den Imperfektionen bzw. Inhomogenitäten verursacht sein, andererseits muss auch das Messprinzip der DMS-Technik für die hier vorliegende Fragestellung hinterfragt werden. Ein DMS gibt für die Fläche, auf die er appliziert ist, einen integralen Wert der die lokalen Verzerrungen, wobei er zugleich über die gesamte

Behälteroberfläche betrachtet nur punktuelle Informationen für die jeweiligen Applikationsflächen liefert.

Um diesen Sachverhalt zu vergegenwärtigen, zeigt Bild 4.3 schematisch eine UD-Schicht mit einer gleichmäßigen inhomogenen Verzerrungsverteilung entsprechend der Faser-Harz-Verteilung mit einer zusätzlich dargestellten punktuellen Störung in Form eines Faserbruchs. Darunter ist die ideal-isotrope Linerschicht mit einer lokal begrenzten geometrischen Imperfektion abgebildet. Aus den beiden Zuständen der Einzelkomponenten setzt sich über Superposition der schematische Verlauf der Hybridstruktur zusammen. Außerdem sind für drei DMS-Positionen die integralen Verzerrungswerte unter den DMS-Flächen dargestellt.

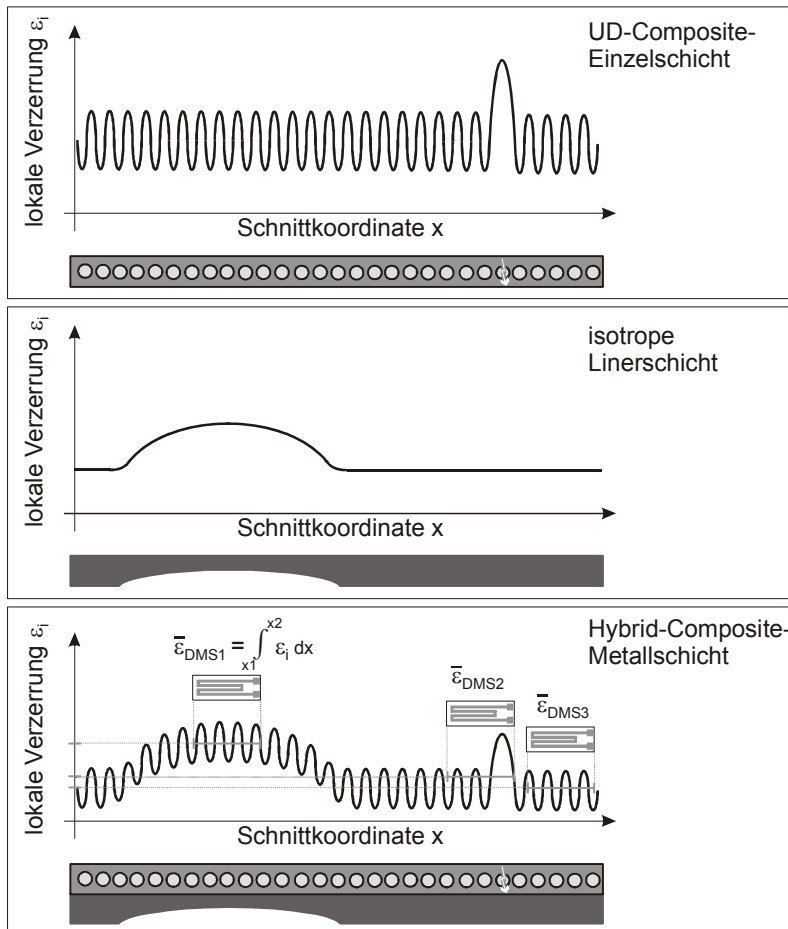


Bild 4.3: Schematische Darstellung der lokalen Verzerrung für die Einzelkomponenten sowie für die Hybridstruktur mit Inhomogenitäten und Imperfektionen. Für drei DMS-Positionen sind die integralen Messwerte dargestellt.

Bild 4.3 stellt deutlich dar, dass die DMS-Position einen Einfluss auf die Messergebnisse hat. Gleichmäßige Inhomogenitäten werden durch den integrierenden Charakter unterhalb der DMS-Fläche zu einem Mittelwert homogenisiert. Dadurch werden lokale Überhöhungen verwischt, großwellige Störungen können jedoch vom DMS nur punktuell registriert werden. Werden die Messwerte aus dem Bildkorrelationsverfahren über die jeweilige DMS-Fläche integriert, decken sich die Verzerrungswerte beider Verfahren.

Dieses begründet u. a. die Streuungen der DMS-Messungen. Hier liefern z. B. zwei Messstellen eines Behälters, die nebeneinander um 180° in Umfangsrichtung versetzt und auf derselben Längskoordinate des zylindrischen Bereiches appliziert sind, unterschiedliche Verzerrungswerte. Ebenso liefern verschiedene Behälter für die gleichen Messpositionen unterschiedliche Verzerrungen.

Aus diesem Grund wird in der weiteren Betrachtung für die Charakterisierung des Strukturverhaltens immer der arithmetische Mittelwert der Messwerte für die jeweiligen Längs- und Umfangsverzerrung im zylindrischen Bereich über alle getesteten Behälter gebildet.

4.2 Experimentelle Validierung des Hybridscheiben-Modells

Mit den experimentell ermittelten Werten soll das Modell bezüglich des simulierten Verzerrungs-Druckverlaufes im elastischen sowie im plastischen Bereich validiert werden. Im Speziellen sollen folgende Parameter zwischen Simulation und Messwerten verglichen werden:

- Steifigkeit im elastischen und plastischen Bereich
- Übergangspunkt zwischen elastischem und plastischem Bereich (Fließ-Innendruck)
- Maximalverzerrung im Autofrettageprozess
- Bleibende Verzerrung nach dem Autofrettageprozess
- ZFB- und FB-Grenze
- Temperaturabhängige Steifigkeit im elastischen Bereich

4.2.1 Simulation des Autofrettageprozesses

Für die unter gleichen Randbedingungen belasteten Behälter 1 bis 6 aus Tabelle 2-2 werden aus den Messverläufen charakteristische Referenzpunkte ausgewählt, für die der Mittelwert sowie ihr Minimal- und Maximalwert bestimmt werden (vgl. Tabelle 4-1). Folgende Punkte werden für die Validierung des erweiterten Hybridscheiben-Modells herangezogen:

- Fließ-Innendruck – Punkt 1
- max. Verzerrung bei Autofrettagedruck – Punkt 2
- bleibende Verzerrung am Ende des Autofrettageprozesses – Punkt 3

In folgenden Bildern sind die Ergebnisse der Simulation des Autofrettageprozesses mittels des erweiterten Hybridscheiben-Modells in schwarz sowie die Referenzpunkte aus den Messungen mit ihren Mittel-, Minimal- und Maximalwerten in grau dargestellt. Für die Bestimmung des Fließpunktes aus den Messdaten wurde der Verzerrungs-Druckverlauf im elastischen sowie im plastischen Bereich jeweils mit einer Geraden angenähert. Der Schnittpunkt dieser beiden Geraden ergibt den Fließpunkt bzw. Fließ-Innendruck (Punkt 1). In diesem Punkt ändert sich die Steigung des Verlaufes des elastischen Bereiches in die des plastischen Bereiches.

In Bild 4.4 sind die Ergebnisse für die Längsrichtung dargestellt. Das Modell bildet sehr gut den elastischen Bereich sowie den Übergang vom elastischen in den plastischen Bereich in Punkt 1 ab. Der plastische Bereich bis zur maximalen Längsverzerrung (Punkt 2) sowie der Bereich der Druckentlastung bis zur bleibenden Verzerrung (Punkt 3) werden ebenfalls gut von der Simulation dargestellt. Für die Längsverzerrung weicht das Modell maximal um ca. 7 % vom Mittelwert der Messung ab. Siehe hierzu den Vergleich der Messwerte mit den berechneten Werten in Tabelle 4-1.

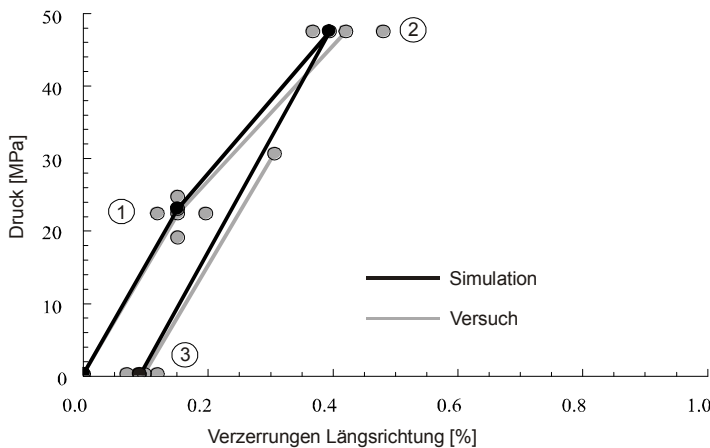


Bild 4.4: Verzerrungs-Druck-Verlauf in Längsrichtung mit Referenzpunkten aus der Messung.

Für die in Bild 4.5 dargestellte Umfangsrichtung ist die analytische Simulation weniger akkurat als für die Längsrichtung. Der elastische Bereich sowie der Fließpunkt werden zwar mit einer Abweichung von nur 2 % sehr gut wiedergegeben, jedoch liegt die berechnete maximale Verzerrung beim Autofrettagedruck um 13 % unter dem Mittelwert. Noch größer ist die Differenz bei der bleibenden Verzerrung nach dem Abschluss des Autofrettageprozesses. Hier liefert das Modell 9 % geringere bleibende Verzerrung als der Minimalwert der DMS-Messung. Im elastischen Bereich differieren jedoch die Steigungen der Verläufe, wie im Bild zu sehen ist, nur wenig. Dies stellt für die Vorhersage des Strukturverhaltens von Compositen und insbesondere von Hybridstruktura-

ren ein gutes Ergebnis dar. Dieses gilt insbesondere, wenn die Abweichungen zwischen Versuch und Simulation von Spannungs-Verzerrungs-Verläufen aus der ‚World-Wide Failure Exercise‘, wie sie Soden et al. in [Sod04] vorstellt, betrachtet werden. Hier sind je nach Ansatz maximale Abweichungen von bis zu 26 % dargestellt.

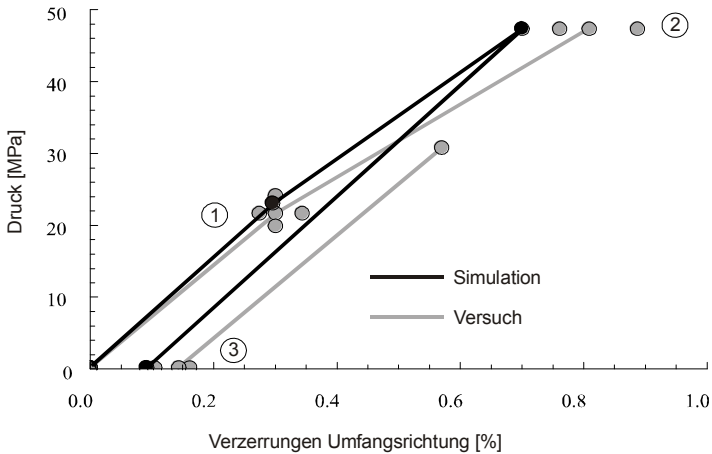


Bild 4.5: Verzerrungs-Druck Verlauf in Umfangsrichtung mit Referenzpunkten aus der Messung.

Wie auch die von Soden ([Sod04]) vorgestellten Simulationen, liefert das erweiterte Hybridscheiben-Modell etwas zu geringe Verzerrungswerte. Das bedeutet, dass das Modell größere Steifigkeiten erzeugt, als die reale Struktur besitzt. Dies ist eine plausible Tendenz, da das Modell nur eine geringe Anzahl an Freiheitsgraden und der reale Behälter unendlich viele Freiheitsgrade besitzt. Die analytische Formulierung geht vom Idealzustand wie u. a. homogener Faservolumengehalt, keine Luftporen und exakte Faserausrichtung aus. Dieses trifft bei der realen Strukturen mit ihren Imperfektionen nicht zu und reduziert damit entsprechend die Steifigkeit.

Die Abweichung der berechneten Werte für den plastischen Bereich, die vor allem in der Umfangsrichtung zu erkennen ist, ist u. a. durch den Ansatz begründet, der bei der Simulation des plastischen Verhaltens der Linerschicht gewählt wurde. Hier wurde, um ein rechenzeiteffizientes Verfahren zu realisieren, ein isotrop-plastisches (E-Modul ist in Längs- sowie Querrichtung gleich) verfestigendes Strukturverhalten vorausgesetzt. Wie jedoch die Messwerte oben zeigen, trifft dieses weniger zu, da ein unterschiedliches Strukturverhalten zwischen Längs- und Umfangsrichtung nach dem Einsetzen des Fließens zu erkennen ist. Die oben beschriebenen Imperfektionen des Composites haben ebenso einen Einfluss auf den Verlauf des plastischen Bereiches. Es muss davon ausgegangen werden, dass diese Imperfektionen auf Grund des komplexen zweiachsigen Fließverhaltens, wie die Linerversuche in Kapitel 2.2 gezeigt haben, eine

größere Auswirkung im plastischen Bereich haben, da der Fließprozess sensibel auf Parameteränderungen wie z. B. die Erhöhung der Querkontraktionszahl reagiert.

Um hier bessere Ergebnisse zu erzielen, könnte ein orthotroper Ansatz für das Fließverhalten implementiert werden. Dies würde allerdings das analytische Modell wesentlich komplexer gestalten und die Rechenzeiteffizienz negativ beeinflussen. Da der Schwerpunkt dieser Arbeit auf einer breiten parametrischen Untersuchung des Strukturverhaltens und nicht auf der Modellierung einzelner Spezialeffekte liegen soll, wird zu Gunsten der einfachen Formulierung diese sich deutlich auswirkende Vereinfachung im Modell beibehalten.

In Tabelle 4-1 sind die Extremwerte und Mittelwert der charakteristischen Referenzpunkte aus der DMS-Messung sowie die jeweilige prozentuale Abweichung der Werte aus der Simulation zum entsprechenden DMS-Mittelwert dargestellt. Die Minima und Maxima der Messwerte sind ebenfalls auf ihren Mittelwert bezogen.

Tabelle 4-1: Vergleich der Messwerte mit der Simulation.

	min. Messung	mittel Messung	max. Messung	analytische Rechnung	Referenz- punkt
$p_{\text{fließ}}(T=18^{\circ}\text{C})$	88,3 %	21,9 MPa	111,0 %	104,2 %	1
$\epsilon_{\text{fließ, längs}}$	79,8 %	1517 $\mu\text{m/m}$	129,7 %	99,7 %	1
$\epsilon_{\text{max, längs}}$	87,7 %	4212 $\mu\text{m/m}$	114,6 %	93,9 %	2
$\epsilon_{\text{plastisch, längs}}$	74,6 %	980 $\mu\text{m/m}$	124,0 %	93,4 %	3
$\epsilon_{\text{fließ, umfang}}$	90,4 %	3030 $\mu\text{m/m}$	113,9 %	98,1 %	1
$\epsilon_{\text{max, umfang}}$	94,2 %	8100 $\mu\text{m/m}$	109,6 %	86,8 %	2
$\epsilon_{\text{plastisch, umfang}}$	73,4 %	1444 $\mu\text{m/m}$	112,3 %	64,3 %	3

Fazit

Das erweiterte Hybridscheiben-Modell bildet sehr gut die Steifigkeit des Referenzbehälters im elastischen Bereich wie auch den Übergang vom elastischen in den plastischen Bereich ab. In der Umfangsrichtung zeigt das Modell Schwächen bei der Simulation des plastischen Bereiches, was in dem zugrundeliegenden Modellansatz der isotropen Verfestigung begründet ist. Die Vereinfachung wird dennoch beibehalten, um das Ziel der rechenzeiteffizienten analytischen Formulierung zu wahren.

4.2.2 Validierung der Compositestigkeiten

Im Autofrettageprozess wird der Behälter und somit auch das Composite zum ersten Mal beansprucht und es entstehen die lastabhängigen ZFB in den Compositeschichten. Für die Validierung der theoretisch ermittelten ZFB-Grenze können die Ergebnisse der

Schallemissionsmessungen herangezogen werden. Für den Faserbruch, der meist ein Totalversagen des Composites bzw. des Behälters bewirkt, werden die Ergebnisse aus dem Berstversuch verwendet.

In Bild 4.6 ist die Simulation der Zwischenfaserbruchanstrengung f_E , entsprechend Gleichung (3.108) und den Festigkeitswerten aus Tabelle 6-6 des Anhangs für die vier im Composite vorkommenden Faserwinkel ω in Abhängigkeit der Innendruck-Belastung dargestellt. Man erkennt, dass die erste Schicht mit ω_4 bei 15,9 MPa, die zweite mit ω_3 bei 17,6 MPa und die dritte mit ω_2 bei 18,8 MPa eine Zwischenfaserbruchanstrengung $f_E = 1$ zeigen und somit entsprechend der Bruchhypothese Zwischenfaserbruch aufgrund der Querbeanspruchung in diesen Schichten auftritt.

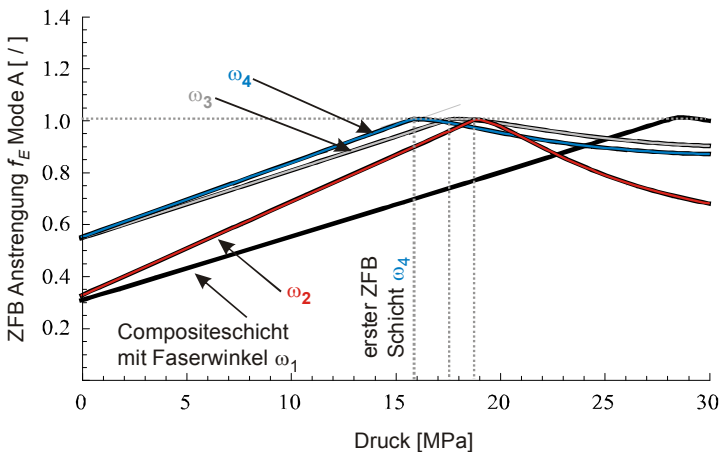


Bild 4.6: Zwischenfaserbruchanstrengung f_E für vier UD-Schichten des Composites mit unterschiedlichen Faserwinkeln ω . Bei Überschreiten von $f_E = 1$ wird die Steifigkeit der Schicht entsprechend dem Degradationsmodell abgemindert.

Im Bild ist die Auswirkung des nichtlinearen Degradationsmodells zu erkennen. Sobald bei einer Schicht durch die Beanspruchung die Zwischenfaserbruchanstrengung $f_E = 1$ überschritten wird, werden die Schichtsteifigkeiten entsprechend dem Degradationsmodell abgemindert. Dadurch reduzieren sich die Schichtspannungen, was wiederum die Anstrengung f_E reduziert. Ein weiteres interessantes Merkmal der Verläufe ist, dass die jeweilige Anstrengung im drucklosen Zustand bereits Werte zwischen 0,3 und 0,5 aufweist. Dieses liegt an der thermischen Eigenspannung bei der Betrachtungstemperatur von +18 °C (Kapitel 3.3.3) sowie dem eingeführten Eigenspannungszustand durch den Wickel-Temper-Prozess (Kapitel 3.4.2).

Die analytisch ermittelten ZFB-Grenzen sollen mit den Ergebnissen der in Kapitel 2.3.1 vorgestellten Schallemissionsmessung validiert werden. Die Schallenergiesummen in Bild 2.9 zeigen, dass der Bereich der Innendruckbelastung für die ersten ZFB-Aktivitäten

der Behälter 2, 4 und 6 zwischen 12,5 und 14,5 MPa liegen. Die jeweiligen Mittelwerte der Druckbereiche sind durch Kreise im Bild 2.9 markiert und liegen zwischen 15 MPa und 16,5 MPa. Diese ZFB konnten mit Schlibfbildern an der Compositeoberfläche visualisiert werden. Wie in Bild 4.6 zu sehen ist, liefert die analytische Simulation den ersten ZFB bei 15,9 MPa (Schicht mit ω_4). Dieser Wert korreliert nicht unmittelbar mit den bis zu 2,5 MPa früher einsetzenden ZFB-Schallemissionen. Jedoch liegt der simulierte Wert im Bereich der Mittelwerte. Auch diese Abweichung lässt sich auf die Imperfektionen des Composites zurückführen. In realen Compositen wird der ZFB früher auftreten als im perfekt angenommenen Composite des Simulationsmodells. Die Unsicherheit bei der Zuordnung der Schallemissionen zu auftretenden Fehlermechanismen sowie die Unsicherheiten der ZFB-Hypothese des Modells erschweren zusätzlich eine genaue Korrelation der Ergebnisse, wie es bei den Behältern 1, 3 und 5 der Fall ist. Behälter 1 und 5 zeigen sehr viel früher eine hohe Schallemissionsaktivität, was mit einem geringeren Qualitätsniveau interpretiert werden könnte, wobei Behälter 3 erst sehr spät im Druckanstiegsverlauf Schallenergien emittiert.

In Bild 4.7 soll der grundsätzliche Effekt des Degradationsmodells, welcher mit steigender Compositebeanspruchung sukzessiv die Schichtsteifigkeiten abmindert, darstellen werden.

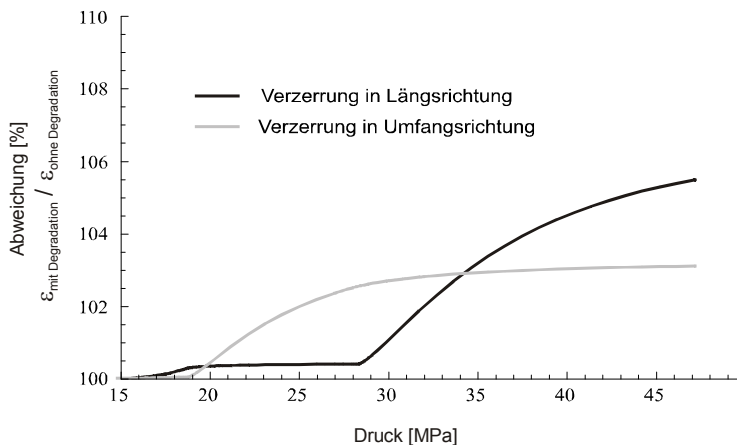


Bild 4.7: Vergleich der Verzerrungen mit und ohne Berücksichtigung der Degradation der Compositesteifigkeit nach dem ZFB.

Hierfür ist in diesem Bild das Verhältnis der Hybridverzerrung $\epsilon_{mit\ Degradation} / \epsilon_{ohne\ Degradation}$ abhängig vom Innendruck dargestellt. Vor dem ersten ZFB bei 15,9 MPa ist keine Abweichung zu erkennen. Danach nimmt der Einfluss des Degradationsmodells zunächst hauptsächlich in der Umfangsrichtung zu, bis sie sich einer maximalen Abweichung von ca. 3 % asymptotisch nähert. In Längsrichtung macht sich die verminderte Steifigkeit des Hybridelementes zunächst kaum bemerkbar bis zu dem Punkt, an dem auch die letzte

Schicht einen ZFB aufweist. Bei weiterer Innendruckbelastung nimmt die Längsverzerrung im Vergleich zum nicht abgeminderten Verlauf degressiv zu und reicht im betrachteten Druckbereich eine maximale Erhöhung der Längsverzerrung um 5,5 %. Der Verlauf zeigt das komplexe Strukturverhalten des Hybridelementes. Jede Änderung der UD-Schichtsteifigkeiten beeinflusst abhängig vom Grad der Schichtbeanspruchung und der jeweiligen Faserorientierung über das Gleichgewicht im Hybrid-Stoffgesetz die Gesamtverzerrung.

Abschließend soll mit Bild 4.8 das Faserbruchversagen dargestellt werden. Nach dem Auftreten des ZFB-Mode A, welcher typisch für die Behälter ist, kann der Composite-Hybrid-Verbund mit kleineren Steifigkeitseinbußen weiter belastet werden. Im Gegensatz zum ZFB stellt jedoch der Faserbruch bei optimierten Compositen meist ein Totalversagen des gesamten Compositeverbundes dar. Die analytische Simulation liefert für den betrachteten Behälter eine Faserbruchgrenze der ersten UD-Schicht für einen Innendruck von 68,8 MPa. Hierbei wurde für die Simulation der abgeschlossene Fertigungszustand mit dem vollständigen Eigenspannungszustand berücksichtigt. Der Wert der Simulation kann mit dem am Behälter 6 experimentell ermittelten Berstdruck verglichen werden, da das Bersten eines Behälters durch das primäre Versagen der Faser eintritt. Der Versuch liefert einen Berstdruck von 64,9 MPa, der im Vergleich mit der innendruckabhängigen Faserbruchanstrengung um 5,7 % geringer ist. In Anbetracht der diskutierten Imperfektionen, die ein früheres Versagen des realen Behälters hervorrufen, stellt dieses ein sehr gutes Simulationsergebnis dar.

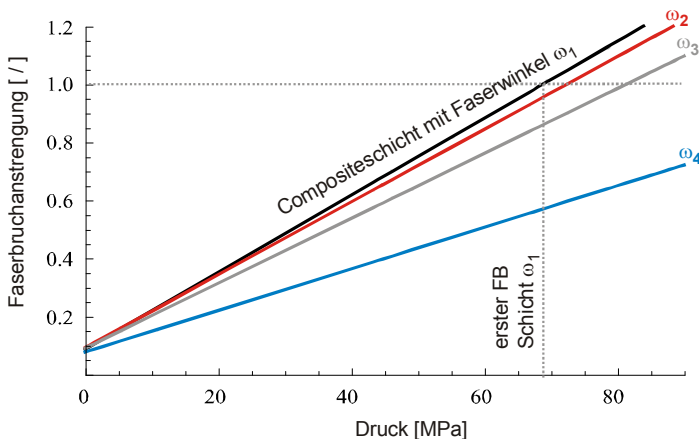


Bild 4.8: Faserbruchanstrengung für vier UD-Schichten des Composites mit unterschiedlichen Faserwinkeln. Bei Überschreiten des Wertes von eins liegt Faserbruch und somit Totalversagen des Compositeverbundes bzw. des Hybridbehälters vor.

Des Weiteren ist am Verlauf zu erkennen, dass die Steifigkeitsdegradation, die bei der ZFB-Anstrengung sehr deutlich zu erkennen ist, keinen sichtbaren Einfluss auf die

Faserbruch-Anstrengung hat. Im drucklosen Zustand ist zu erkennen, dass die Faserbruch-Anstrengung bereits Werte von ca. 0,1 annimmt. Dieses resultiert hauptsächlich aus dem Eigenspannungszustand des Autofrettageprozesses, der die Fasern zusätzlich beansprucht und dadurch die Faserbruchanstrengung zu einem niedrigeren Innendruckniveau verschiebt.

Fazit

Das Modell zeigt im Vergleich des ZFB-Kriteriums mit Schallemissionsmessungen sowie des Faserbruch-Kriteriums mit einem Berstversuch unter Berücksichtigung des ungewissen Grades an Imperfektionen des betrachteten Composites des Referenzbehälters sehr gute Simulationsergebnisse. Die Steifigkeitsdegradation nach dem ZFB macht sich im Vergleich zur Simulation ohne Degradation mit einer maximalen Abweichung der Verzerrungswerte von nur 5,5 % bemerkbar. Vor allem der künstlich eingebrachte Eigenspannungszustand im Composite verursacht bereits im drucklosen Zustand eine Bruchanstrengung und verschiebt den jeweiligen innendruckabhängigen Versagenspunkt zu niedrigeren Druckniveaus.

4.2.3 Validierung des thermischen Eigenspannungsmodells

In folgenden Bildern sind für die Linerschicht sowie für die Compositeschicht die Berechnungen der thermischen Eigenspannungen in Abhängigkeit der Temperatur für den drucklosen Zustand sowie bei einem Innendruck von $p = 10$ MPa dargestellt. Hierbei wurde eine Faservorspannung von 10 MPa aber keine Autofrettageeigenspannung berücksichtigt. Um die resultierende Gesamtspannung des Composites aus den Schichtspannungen der einzelnen UD-Schichten zu erhalten, werden die Einzelschichtspannungen ins globale Koordinatensystem transformiert und anschließend unter Berücksichtigung der Schichtwandstärken superponiert.

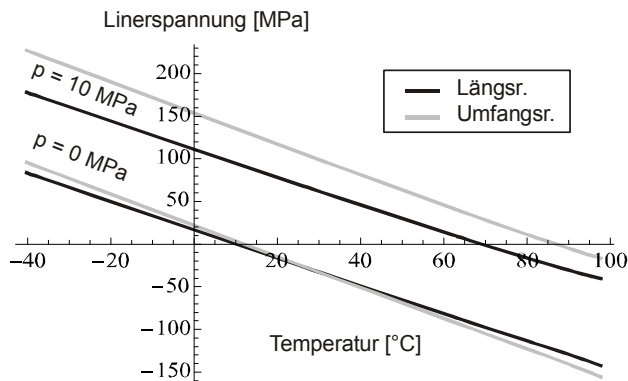


Bild 4.9: Thermische Eigenspannungen des Liners im drucklosen Zustand sowie bei 10 MPa Innendruck ohne Autofrettageeigenspannung, mit Faservorspannung.

Wird zuerst in Bild 4.9 der Zustand bei $p = 0$ MPa betrachtet, ist zu erkennen, dass der Liner, obwohl er aus einem isotropen Werkstoff besteht, in Längs- und Umfangsrichtung einen unterschiedlichen Spannungsverlauf zeigt. Dies entsteht durch das orthotrope Temperatúrausdehnungsverhalten der orthotropen Steifigkeitsmatrix des Composites, das durch das globale Verzerrungsgleichgewicht des Hybrides mit der Linerschicht gekoppelt ist.

Bei ca. $+10$ °C ist der Liner über das Kräftegleichgewicht spannungsfrei. Das Composite hat nach der Transformation und Addition der Einzelschichten einen geringeren Gesamtausdehnungskoeffizienten als der Liner. Dadurch behindert dieses die Ausdehnung des Liners bei einer Temperaturerhöhung. Der Liner arbeitet nun gegen den Widerstand der Compositeschicht, was eine Druckeigenspannung im Liner hervorruft. Für Temperaturen unter $+10$ °C wird nun der Liner in seiner Kontraktionsbewegung behindert, was wiederum in einen Zugspannungszustand im Liner resultiert, da sich die Compositeschicht in einem geringeren Maße kontrahiert. Allerdings ist dieser Fall für sehr tiefe Temperaturen eher unrealistisch, da hier die gesamte Kraftübertragung über Schälkräfte in der Composite-Metall-Klebung erfolgen müsste. Ein realistisches Verhalten wird in diesem Fall eine Linerablösung sein. Auf dieses Phänomen wird noch anhand von Messergebnissen ausführlich in Kapitel 4.4.2 eingegangen.

Die Compositeschicht, wie in Bild 4.10 dargestellt, verhält sich genau entgegengesetzt, was auch durch das Kräftegleichgewicht gefordert wird. Bei Temperaturerhöhung erzeugt der sich ausdehnende Liner eine Zugeigenspannung im Composite.

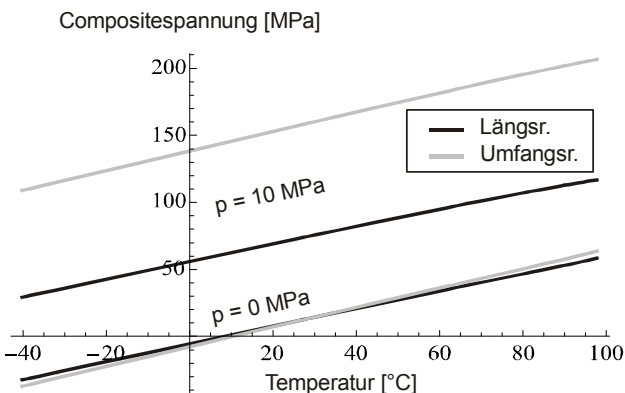


Bild 4.10: Thermische Eigenspannungen der zusammengefassten Compositeschichten im drucklosen Zustand sowie bei 10 MPa Innendruck ohne Autofrettageeigenspannung, mit Faservorspannung.

Wird nun der Zustand für eine Innendruckbelastung von $p = 10$ MPa betrachtet, stellt sich entsprechend der zweiachsigen Beanspruchung und der jeweiligen Steifigkeitsmatrix ein höheres Spannungsniveau ein. Ab ca. $+80$ °C ist bei den Verläufen von Liner sowie Composite eine leichte Verringerung der Steigung zu erkennen. Hier macht sich die

temperaturbedingte Reduktion des E-Moduls des Harzes, welche ebenso die Steifigkeit des Composites reduziert, bemerkbar. Durch die geringere Compositesteifigkeit wird der Liner trotz steigender Temperatur weniger entlastet. Dieser Effekt verstärkt sich bei höheren Belastungen, wird allerdings für höhere Temperaturen nicht stärker, da ab +98 °C die Glasübergangstemperatur erreicht ist, das Harz sich verflüssigt und somit nicht mehr seine Tragaufgabe erfüllt.

Im nächsten Schritt soll das erweiterte Hybridscheiben-Modell bezüglich der Bestimmung des temperaturabhängigen Eigenspannungszustandes validiert werden. Hierbei ergibt sich allerdings das Problem, dass Eigenspannungen, ohne die Struktur zu zerstören, nicht direkt messbar sind. Somit bleibt nur ein indirektes Verfahren, um diese zu validieren.

Dazu soll die Bestimmung des Innendruckes $p_{\text{fließ}}$, bei dem die $R_{p0,01}$ Grenze der Linerschicht erreicht wird, herangezogen werden. Wie in Tabelle 4-1 gezeigt, liefert hierfür das erweiterte Hybridscheiben-Modell einen Innendruckwert, der sehr gut im Bereich der Messergebnisse liegt.

Der für die Simulation maßgebliche Spannungszustand des Liners, welcher hier als Vergleichsspannung ausgedrückt ist, wird aus der Innendruckbelastung plus dem Druck-Eigenspannungszustand aus der Behinderung der Temperaturexpansion sowie der Faservorspannung bestimmt. Die Druck-Eigenspannungen reduzieren mit ihrem negativen Vorzeichen entsprechend ihrer Höhe das durch den Innendruck erzeugte Spannungsniveau. Sind sie höher, reduzieren sie die resultierende Vergleichsspannung im Liner stärker; sind sie geringer, wird die Vergleichsspannung weniger reduziert. Dadurch wird bei höheren Druckeigenspannungen auch ein höherer Innendruck benötigt, um die Dehngrenze $R_{p0,01}$ des Liners zu erreichen. Ist die Druck-Eigenspannungen geringer, fließt der Liner bereits bei einem niedrigeren Innendruck.

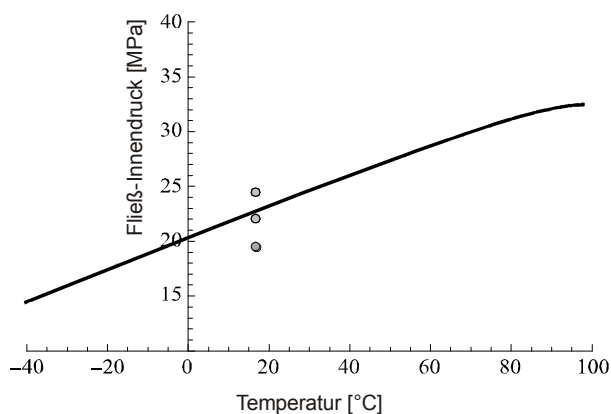


Bild 4.11: Notwendiger Fließ-Innendruck um $R_{p0,01}$ in der Linerschicht zu erreichen als Funktion der Temperatur. Punkte stellen Minimum und Maximum sowie Mittelwert der Messungen dar.

Dieser Zusammenhang ist in Bild 4.11 als Verlauf des berechneten temperaturabhängigen Fließ-Innendrucks $p_{\text{fließ}}$ dargestellt. Die entsprechenden Messwerte aus Tabelle 4-1 erscheinen als Punkte.

Wie zu erkennen ist, liegt der Kurvenverlauf knapp über dem Mittelwert und unter dem Maximalwert der Messungen, die bei einer Temperatur von +18 °C aufgenommen wurden. Somit bildet das Hybridscheiben-Modell mit seinen Annahmen für das temperaturabhängige Verzerrungsverhalten von Liner und Composite die Messwerte für diese Temperatur sehr gut ab. Die äußerst wichtige Bedeutung der temperaturabhängigen Fließgrenze für den Autofrettageprozess wird noch ausführlich in Kapitel 4.3.2 behandelt.

Ein weiterer interessanter Aspekt, der die Komplexität der Parameterinteraktion verdeutlicht, ist der abflachende Verlauf bei Übersteigen der Temperatur von ca. +80 °C. Dieses resultiert aus der oben beschriebenen Steifigkeitsreduktion der Compositeschicht bei höherer Temperatur, wie auch schwach in Bild 4.9 und Bild 4.10 zu erkennen ist. Durch die reduzierte Compositesteifigkeit reduziert sich der Anstieg der Druckeigenspannung im Liner und damit der Anstieg des benötigten Innendrucks, um $R_{p0,01}$ zu erreichen.

Dieser Einfluss der temperaturabhängigen Eigenspannung ist auch in den Ergebnissen der Zyklerversuche zu erkennen. Bei der zyklischen Innendruckbelastung ist bei dem betrachteten Typ-III-Behälter der Liner die ermüdungsgefährdete Komponente der Hybridstruktur. Es bilden sich Risse, die in Wandstärkenrichtung bis zur Leckage wachsen. Da die temperaturabhängige Duceigenspannung bei höherer Temperatur die maximale Spannung im Liner reduziert, erhöht sich die ertragbare Lastwechselzahl, wie im Haigh-Diagramm in Bild 3.18 dargestellt ist. Dementsprechend reduziert sich die Lastwechselzahl bei tiefen Temperaturen. Dieses Verhalten zeigen auch die in Tabelle 4-2 zusammengefassten Versuchsergebnisse. Die bei -35 °C getesteten Behälter zeigen durch die höhere Linerspannung deutlich geringere Lastwechselzahlen. Umgekehrt ertragen die Behälter bei +75 °C deutlich mehr Lastwechsel. Auch hier ist wieder eine große Streuung der Ergebnisse zu erkennen.

Tabelle 4-2: Ergebnisse der Zyklerversuche bis zur Leckage für Extremtemperaturen.

	Behälter 1	Behälter 2	Behälter 4	Behälter 5
Innendruck [MPa]	2 - 25	2 - 25	2 - 25	2 - 25
Temperatur [°C]	-35	-35	+75	+75
Lastwechsel bis zur Leckage	22.100	27.000	79.400	40.700

Fazit

Das Modell bildet sehr gut die Temperatureigenspannungen bei RT sowie die Tendenzen für Extremtemperaturen ab. Hohe Temperaturen reduzieren das Spannungsniveau im Liner und erhöhen dadurch die Anzahl der möglichen Lastwechsel, tiefe Temperaturen erhöhen das Spannungsniveau und reduzieren die mögliche Lastwechselzahl.

4.2.4 Temperaturabhängige Hybridsteifigkeit

Die Temperaturabhängigkeit der Hybridsteifigkeit soll hier zunächst in einer rein theoretischen Betrachtung verdeutlicht werden. Darauf folgend wird diese Abhängigkeit anhand der in Kapitel 2.3.2 vorgestellten Messungen für den realen Behälter dargestellt und mit der Simulation verglichen.

Um das komplexe temperaturabhängige Strukturverhalten zu verdeutlichen, ist in der Polardarstellung in Bild 4.12 die Verzerrung eines Zweischicht-UD-Composites unter konstanter Last F für variable Winkel der zweiten Schicht in einem Winkelbereich von $\omega = 0^\circ$ bis $\omega = 90^\circ$ dargestellt. Die Berechnung für das hier betrachtete CFK-Epoxid-Composite wurde jeweils für eine Extremtemperatur von -60°C und $+85^\circ\text{C}$ durchgeführt.

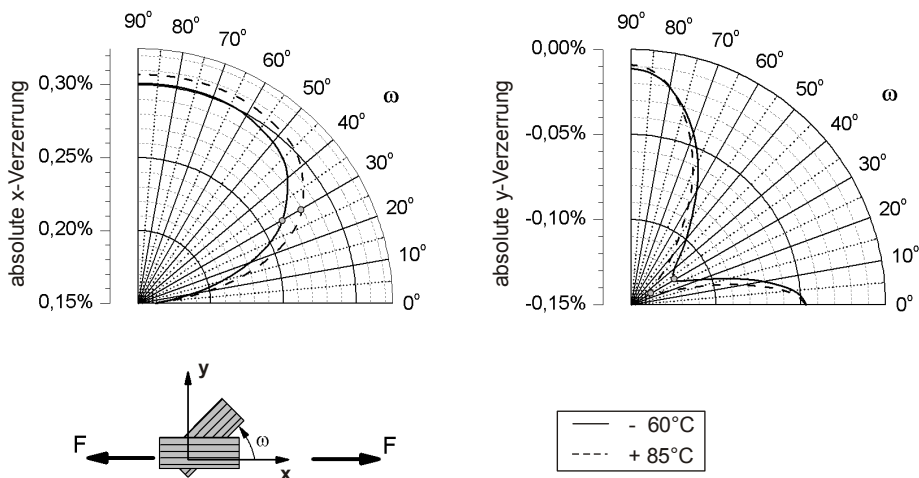


Bild 4.12: Einfluss des temperaturabhängigen E-Moduls des Harzes auf die Globalverzerrung eines Zweischicht-UD-Composites (CFK-Epoxid) unter konstanter Last F .

Bei der Betrachtung der x-Verzerrung ist zu erkennen, dass durch Herausdrehen der Faserorientierung der zweiten Schichten aus der Hauptbelastungsrichtung die Verzerrung durch die Kraftumlagerung von der steiferen Faser auf die weniger steife und temperaturabhängige Harzkomponente ansteigt. Da nun das Harz mehr trägt, verstärkt sich dieser Effekt temperaturabhängig. Dies gilt allerdings nicht bei der für diesen Lastfall

optimalen Faserorientierung $\omega = 0^\circ$, da hier die Hauptlast von der temperaturunabhängigen Faser getragen wird. Der maximale Abstand der beiden Verläufe stellt sich bei $\omega = 30^\circ$ ein. Hier verursacht die höhere Temperatur 6 % höher Verzerrungswerte.

In y-Richtung gestaltet sich der Verlauf etwas komplexer. Dreht sich die zweite Schicht mehr in die Querkontraktionsrichtung ($\omega = 90^\circ$), erhöht sich zunehmend die y-Verzerrung in negativer Koordinatenrichtung (Kontraktion). Dieses resultiert aus der Querkontraktionskopplung mit der ansteigenden x-Verzerrung. Durch weiteres Drehen der zweiten Schicht in die 90° -Richtung wird ihre Faserorientierung effektiver gegen die Kontraktion in y-Richtung trotz der noch ansteigenden x-Verzerrung. Dieses geht soweit, bis die zweite Schicht $\omega = 90^\circ$ annimmt und damit optimal für die Reduzierung der Querkontraktion ausgerichtet ist. Über die Querkontraktionskopplung wird auch der Anstieg der x-Verzerrung reduziert, bis diese auf einem konstanten Wert verharrt, obwohl der Schichtwinkel ω noch weiter steigt. Die höhere Temperatur verstärkt auch hier diesen Effekt. Bei $\omega = 30^\circ$ stellt sich wieder ein Extremwert ein. Hier liefert der Verlauf der höheren Temperatur 17 % geringere Verzerrungen als der Verlauf der tiefen Temperatur. Wird die UD-Schicht weiter gedreht, kreuzen sich sogar die beiden Verläufe bei $\omega = 80^\circ$. Dies ist ein weiteres Phänomen, welches die komplexe Interaktion der Schichten in Abhängigkeit der Temperatur widerspiegelt. In diesem Bereich erzeugt der geringere E-Modul des Harzes bei höheren Temperaturen nicht mehr größere, sondern kleinere Querkontraktionen. Dieses begründet sich damit, dass die Querkontraktionszahl, wie sie in Gleichung (3.19) vorgestellt ist, ebenfalls temperaturabhängig ist und mit steigender Temperatur kleinere Werte liefert. Somit kontrahiert das Composite bei höherer Temperatur unter reiner Längsbelastung in Querrichtung weniger und es stellt sich eine geringere Querverzerrung ein.

Es lässt sich somit zeigen, dass bei nicht optimaler Orientierung der Faser in die Hauptbeanspruchungsrichtung ein nicht zu vernachlässigender Anteil des Kraftflusses über das Harz geleitet wird und somit die temperaturabhängigen Harzeigenschaften dominanter werden. Der Eigenspannungszustand beeinflusst dieses Verhalten nicht, da er die Eigenschaften der Steifigkeitsmatrix nicht verändert.

Im nächsten Schritt soll der Temperatureinfluss anhand des Strukturverhaltens des realen Behälters dargestellt werden. Bild 4.13 zeigt die Mittelwerte der Messungen aus den in Kapitel 2.3.2 beschriebenen Versuchen sowie die Ergebnisse des analytischen Rechenmodells für -10°C und $+80^\circ\text{C}$. Die Messwerte zeigen, dass keine temperaturabhängige Änderung der Hybridsteifigkeit auftritt. Das Rechenmodell liefert jedoch einen geringen Temperatureinfluss, wie durch die Verläufe für -10°C und $+80^\circ\text{C}$ zu erkennen ist. Die Simulation der Längsrichtung reproduziert in hohem Maße die Messwerte. In Umfangsrichtung liefern die Messungen geringfügig größere Werte.

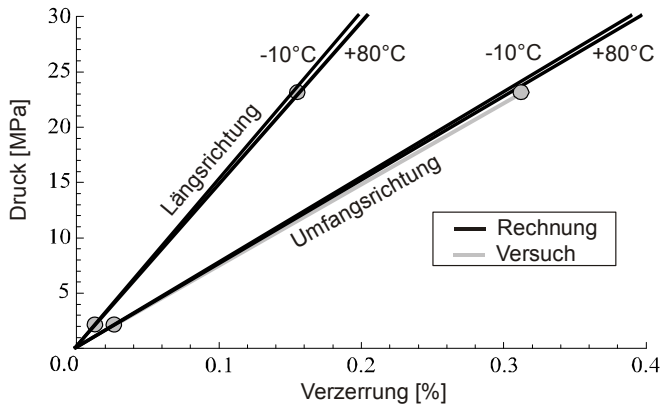


Bild 4.13: Verzerrungs-Druckverlauf für verschiedene Temperaturen im Vergleich Rechnung und Messungen.

Es kann somit gezeigt werden, dass das erweiterte Hybridscheiben-Modell sehr gut die Steifigkeiten des realen Behälters simuliert. Beim betrachteten Behälter ist der Lagenaufbau hauptsächlich in die Hauptbeanspruchungsrichtung ausgerichtet. Somit wird nur ein geringer Anteil des Kraftflusses über die temperaturempfindlichen harzdominanten Beanspruchungsrichtungen abgetragen. Dies ist an dem sehr geringen Temperatureinfluss im Simulationsmodell und dem nicht vorhandenen Temperatureinfluss in den DMS-Messwerten zu erkennen.

Fazit

Die Temperaturabhängigkeit des Composites macht sich hauptsächlich in den harzdominanten Belastungsrichtungen (außerhalb der Faserrichtungsorientierung) bemerkbar. Längs- und Querrichtung zeigen durch die Temperaturabhängigkeit der Querkontraktionszahl eine komplexe Interaktion der Verzerrungen. Das Maß der Temperaturabhängigkeit der Composite- bzw. Hybridsteifigkeit ist abhängig von den Lagenwinkeln der Schichten. Der betrachtete Referenzbehälter trägt hauptsächlich über die Fasern die Beanspruchung (optimale Lagenwinkel), somit ist der Temperatureinfluss auf die Steifigkeit sehr gering.

4.3 Sensitivitätsanalyse des Spannungszustandes

Als zentraler Punkt dieser Arbeit soll im Folgenden durch die Simulation der Einfluss ausgewählter Parameter auf das komplexe Strukturverhalten des Hybridbehälters untersucht werden. Damit soll gezeigt werden, wie sensitiv die Struktur auf die Veränderung der Randbedingungen reagiert und welche Interaktion zwischen den Parametern existiert. Es werden die Parameter Temperatur sowie Innendruck in der Fertigung und im Betrieb betrachtet. Ebenso wird der Einfluss der Faservorspannung im Wickelprozess untersucht.

4.3.1 Wickel-Temperprozess

In der Produktion beträgt die Faservorspannung maximal 12 MPa. Hier soll gezeigt werden, inwiefern der resultierende Eigenspannungszustand durch die Faservorspannung beeinflusst werden kann. In Bild 4.14 sind die Ergebnisse der Simulation für die verschiedenen Faservorspannungen von $n_{\text{vor}} = 10$ MPa, $n_{\text{vor}} = 20$ MPa und $n_{\text{vor}} = 100$ MPa dargestellt.

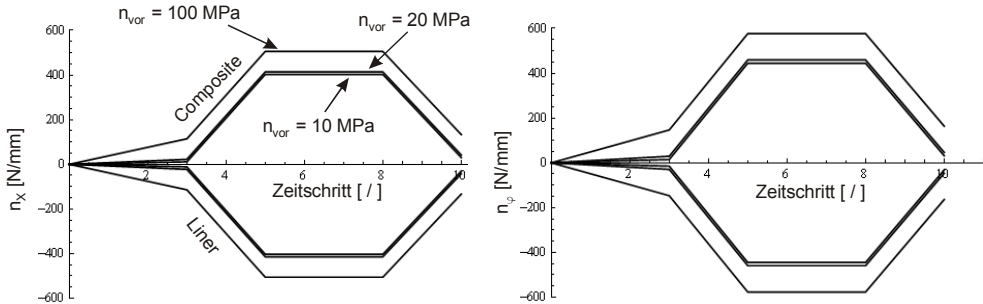


Bild 4.14: Ergebnisse der Simulation. Eigenspannung als Kräftefluss in Längs- und Umfangsrichtung durch den Wickel-Temper-Prozess für die Faservorspannung $n_{\text{vor}} = 10, 20$ und 100 MPa.

Die Compositeschicht erfährt einen bleibenden Zugkräftefluss und die Linerschicht einen bleibenden Druckkräftefluss, wobei die Verläufe für $n_{\text{vor}} = 10$ MPa und 20 MPa nahezu übereinander liegen. In der Darstellung ist ebenso zu erkennen, dass ein Kräftegleichgewicht zwischen Composite- und Linerschicht besteht.

Tabelle 4-3: Resultierender Eigenspannungszustand nach dem Wickel-Temper-Prozess in Abhängigkeit verschiedener Faservorspannungen.

Faservorspannung n_{vor} [MPa]	Vorspannkraftflussvektor $\{\hat{n}\}_{\text{vor}}$ [N/mm] Gl. (3.45)	res. Eigenkräftefluss n_{WiTemp} [N/mm] Liner – / Composite + Gl. (3.75) und Gl. (3.76)
10	$\begin{Bmatrix} 28,2 \\ 51,8 \\ 0 \end{Bmatrix}$	$\pm \begin{Bmatrix} 30,3 \\ 31,7 \\ 0 \end{Bmatrix}$
20	$\begin{Bmatrix} 56,4 \\ 103,6 \\ 0 \end{Bmatrix}$	$\pm \begin{Bmatrix} 41,8 \\ 46,4 \\ 0 \end{Bmatrix}$
100	$\begin{Bmatrix} 282,2 \\ 517,8 \\ 0 \end{Bmatrix}$	$\pm \begin{Bmatrix} 133,3 \\ 163,8 \\ 0 \end{Bmatrix}$

In Tabelle 4-3 sind für verschiedene Faservorspannungen der für das gesamte Composite resultierende Vorspannkraftflussvektor sowie der hieraus nach dem Wickel-Temper-Prozess verbleibende resultierende Eigenkraftflussvektor zusammengefasst.

In Bild 4.15 sind diese Werte grafisch dargestellt. Es ist zu erkennen, dass mit steigender Faservorspannung auch der Vorspannkraftflussvektor im Composite steigt. Das orthotrope Verhalten stellt sich durch den orthotropen Aufbau des Vorspannkraftflussvektors ein, der abhängig von den Lagenwinkeln im Composite ist. Ebenso ist dargestellt, welcher Anteil des Vorspannkraftflussvektors im Gleichgewichtszustand des Hybridelementes nach dem Wickel-Temper-Prozess in Form des resultierenden Eigenkraftflussvektors (Eigenspannungszustand) verbleibt. Es ist zu erkennen, dass mit zunehmender Faservorspannung der Vorspannkraftflussvektor wesentlich stärker ansteigt als der resultierende Eigenkraftfluss. Wird die Effektivität in Form des prozentualen Anteils zwischen eingebrachtem Kraftfluss und verbleibenden Eigenspannungen gebildet, ist zu erkennen, dass für kleine Faservorspannungen die Reduktion des Eigenspannungszustandes prozentual geringer ist als bei höheren, wobei absolut gesehen der Eigenkraftfluss kontinuierlich mit steigender Faservorspannung steigt. Bei geringen Faservorspannungen ($n_{vor} = 20$ MPa) reduziert sich der verbleibende Eigenspannungszustand auf Werte zwischen 45 % und 75 % (Umfangsrichtung bzw. Längsrichtung). Bei höheren Faservorspannungen strebt der Anteil asymptotisch auf verbleibende Werte zwischen 30 % und 40 % (Umfangsrichtung bzw. Längsrichtung).

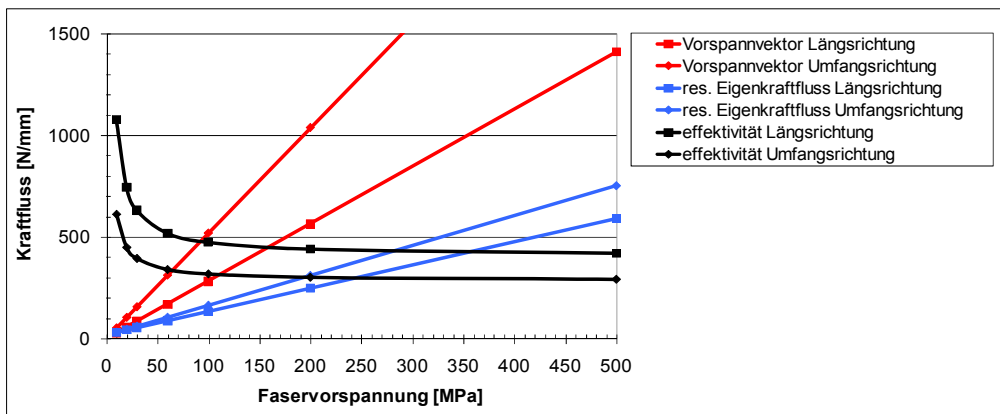


Bild 4.15: Vorspannvektor im Composite und resultierender Eigenkraftfluss im Kräftegleichgewicht nach dem Wickelprozess in Abhängigkeit der Faservorspannung. Rechte Achse stellt das Verhältnis (Effektivität) aufgebrachter Vorspannvektor zu res. Eigenkraftfluss in Abhängigkeit von der Faservorspannung dar.

Die Reduktion ist anfänglich durch den Liner dominiert, der im Gleichgewicht des Hybrides durch seine Kontraktion elastisch auf die Vorspannung antwortet. Für höhere Vorspannungen ist die Reduktion des Eigenspannungszustandes vom Compositeverhalten dominiert. Hier stellt sich das Gleichgewicht zwischen Faservorspannung mit noch

nicht ausgehärteter Harzmatrix zum Zustand mit komplett ausgehärteter Harzmatrix ein, wie in Bild 3.19 beschrieben. Die Überhöhung des Verlaufes der Längsrichtung für die Faservorspannung von 10 MPa resultiert aus dem über die Querkontraktion verknüpften zweiachsigen Beanspruchungszustand.

Die hier dargestellten Werte entsprechen annähernd auch den experimentell ermittelten Verläufen, die Brivmanis in [Bri66] vorstellt. Die Eigenspannungen hat Brivmanis an Zylinderproben, welche mit vorgespannten Fasern bewickelt waren, über Verzerrungsmessungen bestimmt.

Fazit

Soll die Faservorspannung eingesetzt werden, um gezielt einen Eigenspannungszustand aufzubauen, muss mit deutlich höheren Vorspannungen als üblich (maximal $n_{vor} = 12$ MPa) gearbeitet werden. Dabei ist die Faserorientierung zu beachten, da diese die Anteile der Längs- und Umfangsrichtungskomponenten des Vorspannkraftflussvektors beeinflusst. Der Vorspannkraftflussvektor reduziert sich durch die elastische Verformung im Gleichgewicht im Hybridelement. Mit steigender Faservorspannung nimmt diese Reduktion zu und nähert sich asymptotisch Werten zwischen 30 % und 40 % (Umfangsrichtung bzw. Längsrichtung) an.

4.3.2 Autofrettageprozess

Folgend soll der Einfluss der Temperatur sowie des Innendrucks auf den zweidimensionalen Spannungszustand im Autofrettageprozess dargestellt werden. Neben der Sensitivitätsanalyse der Autofrettageparameter eignet sich die vorgestellte Simulation ebenfalls, um die komplexe Interaktion der Einzelkomponenten des Hybrides in Abhängigkeit der Randbedingungen darzustellen. Es sei hier angemerkt, dass in den wenigen Veröffentlichungen wie u. a. von Barbero [BaE03] und Lifshitz [Lif95], die sich mit der analytischen Modellierung des Autofrettageprozesses bei Hybrid-Composite-Druckbehältern befassen, keine diesen Prozess komplett als zweidimensionales Problem beschreibt, sondern nur der einachsige Fall abgebildet wird.

In folgendem Bild 4.16 ist die Simulation des zweidimensionalen Spannungszustandes für den Strukturaufbau des Referenzbehälters im Autofrettageprozess bei 18 °C dargestellt. Ebenso sind die Referenzpunkte, wie sie in Kapitel 4.2.1 definiert wurden, abgebildet.

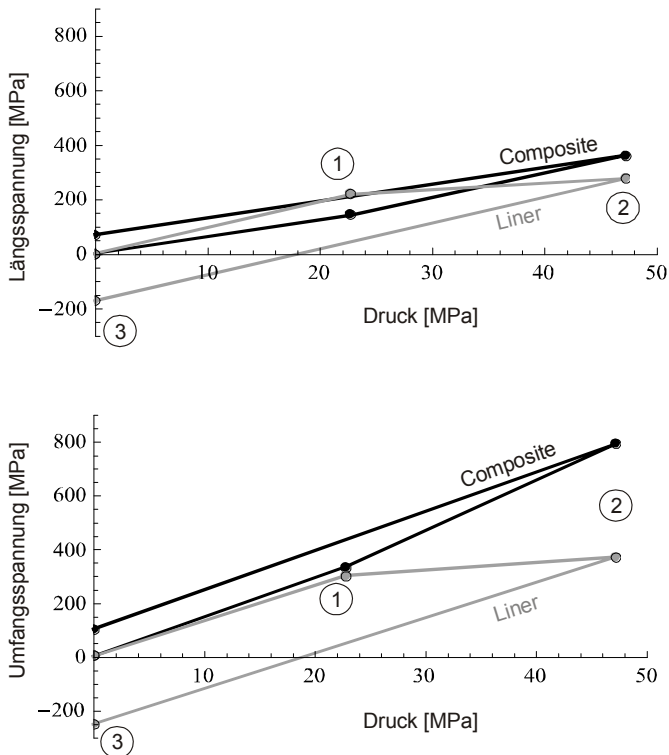


Bild 4.16: Simulation der Spannungen in der Liner- und in der Compositeschicht als Funktion des Innendrucks während des Autofrettageprozesses mit den Referenzpunkten: 1 – Fließgrenze; 2 – Maximalbeanspruchung; 3 – End-Eigenstresszustand.

Es ist zu erkennen, dass vom Ausgangspunkt, bei dem die Spannungen in den Schichten null sind, bis zur Fließgrenze in Punkt 1 die Compositeschicht in Längsrichtung eine geringere Steifigkeit besitzt als die Linerschicht, was am Spannungsniveau zu erkennen ist. In Umfangsrichtung besitzen beide Schichten nahezu die gleiche Steifigkeit. Nach dem Überschreiten der Fließgrenze reduziert sich der E-Modul des Liners aufgrund der plastisch-isotropen Verfestigung. Der Liner kann nur noch reduziert Spannungen aufnehmen, wie es in dessen reduzierten Spannungsanstieg zu erkennen ist. Jedoch muss das Hybridelement mit seinen Einzelschichten im Kräftegleichgewicht zur Innendruckbelastung stehen. Dadurch erhöht sich der Spannungsanstieg der Compositeschicht, obwohl ihre Steifigkeitsmatrix konstant bleibt, abgesehen von einer schwachen Steifigkeitsdegradation nach dem ZFB. Diese Interaktion gilt für die Längs- sowie Umfangsrichtung und wird durch das zweidimensionale Stoffgesetz abgebildet. Für alle Druckstufen stehen die Schichten für beide Koordinatenrichtungen im Kräftegleichgewicht. Beim maximalen Autofrettagedruck stellt sich die maximale plastische Verzerrung ein. Die plastische bzw. bleibende Verzerrung im drucklosen Zustand nach dem Autofrettageprozess erzeugt den abgebildeten End-Eigenstresszustand in den Schichten.

Im Folgenden soll der Einfluss der Temperatur während des Autofrettageprozesses auf den Verzerrungs-Spannungs-Verlauf der Schichten dargestellt werden. In Kapitel 4.2.3 wurde in Bild 4.11 die Temperaturabhängigkeit des Fließpunktes 1 gezeigt. Dieser ist stark vom temperaturabhängigen Eigenspannungszustand beeinflusst und hat einen entscheidenden Einfluss auf den gesamten Autofrettageprozess, wie in den folgenden Bildern zu sehen ist. In Bild 4.17 sind die Verläufe der Linerschicht für die Extremtemperaturen von -45°C und $+70^{\circ}\text{C}$ dargestellt. Die Werte für die Temperatur von $+18^{\circ}\text{C}$ sind punktweise mit Sternsymbol dargestellt. Die Pfeile zeigen die Einflussrichtung der steigenden Autofrettagetemperatur auf die Referenzpunkte an. Es zeigt sich, dass sich bei konstantem Autofrettagedruck und niedrigen Temperaturen der Eigenspannungszustand absolut betrachtet vergrößert und bei hohen Temperaturen verringert. Dies gilt ebenso für die Verzerrungen. Diese temperaturabhängige Verschiebung des Verlaufes des Autofrettageprozesses ist ausschließlich auf die Temperaturabhängigkeit des Fließpunktes 1 zurückzuführen (vergl. Bild 4.11). Die Erhöhung des Eigenspannungszustandes durch niedrige Autofrettagetemperaturen im Autofrettageprozess hat auch Barbero in [BaE03] für eine unidirektionale Beanspruchung dargestellt.

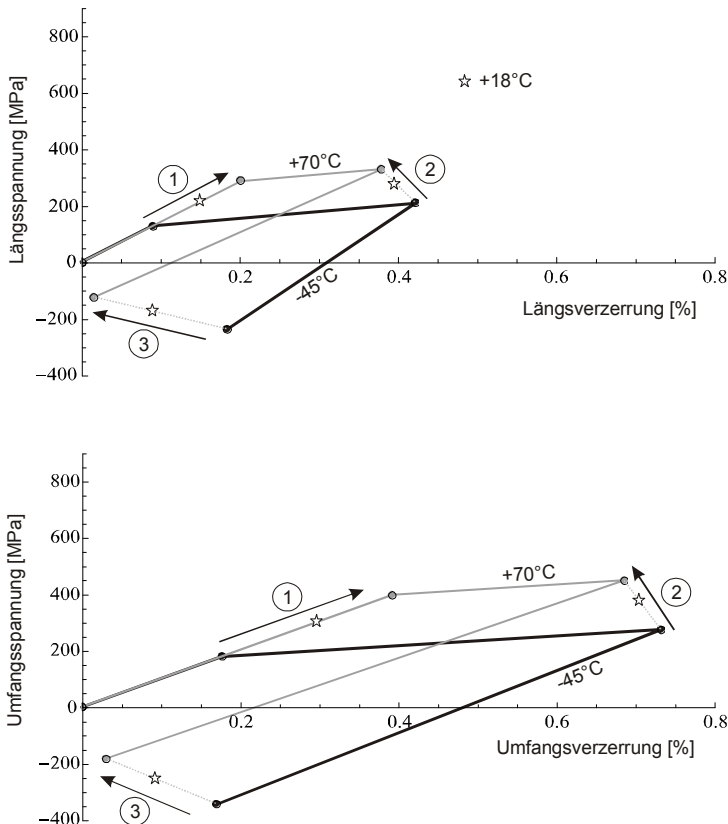


Bild 4.17: Linerbeanspruchung und -verzerrung im Autofrettageprozess für zwei Temperaturen. Oben ist die Längsrichtung und unten die Umfangsrichtung dargestellt.

Für die Compositeschicht, deren Verlauf in Bild 4.18 dargestellt ist, gelten die gleichen Zusammenhänge. Niedrige Temperaturen führen zu höheren bleibenden Eigenspannungen und Verzerrungen und höhere Temperaturen zu geringeren Eigenspannungen und Verzerrungen. Jedoch sind die temperaturbedingten Auswirkungen im Vergleich zur Linerschicht sehr gering. Dieses gilt auf Grund der kinematischen Bedingung (Schichten sind fest miteinander verbunden) nicht für die Verzerrungen. Somit haben Liner- sowie Compositeschicht immer die gleiche Verzerrung.

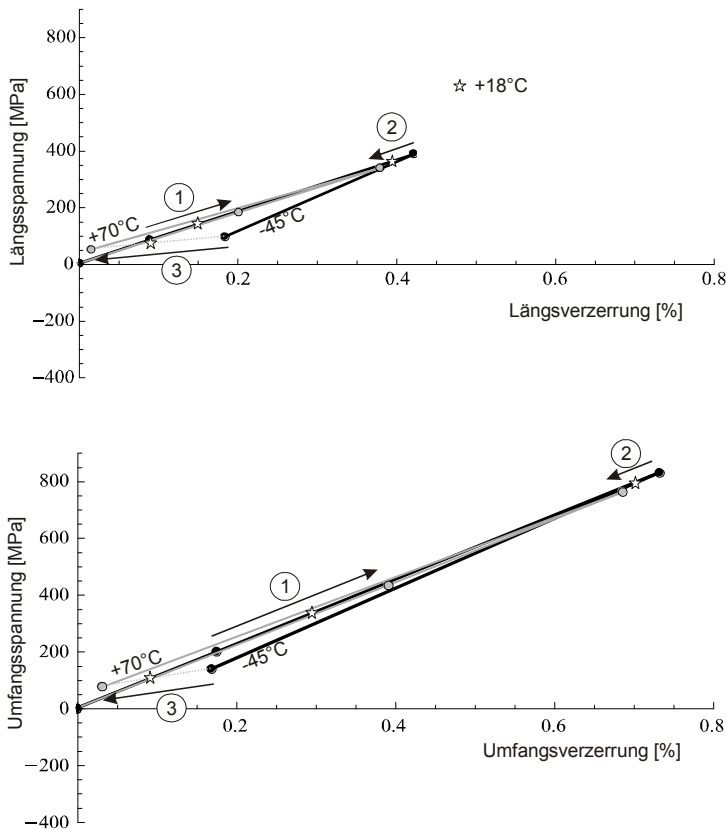


Bild 4.18: Compositebeanspruchung und -verzerrung im Autofrettageprozess für zwei Temperaturen. Oben ist die Längsrichtung und unten die Umfangsrichtung dargestellt.

Beim Verlauf der Druckentlastung ist ein Effekt zu erkennen, der die komplexe Interaktion der Compositeschicht mit der Linerschicht im plastischen Bereich widerspiegelt. Im elastischen Bereich vor Erreichen der Dehngrenze (Punkt 1) sowie im Bereich der Druckentlastung liegt die gleiche Steifigkeitsmatrix vor. Dementsprechend müssten die Verläufe vom Start bis Punkt 1 sowie von Punkt 2 zu Punkt 3 parallel um den Anteil der Eigenspannung versetzt verlaufen. Dies ist allerdings nicht der Fall. Die Abweichung liegt

darin begründet, dass sich im Punkt 1 beginnend bis Punkt 2 durch den Fließprozess, der mit der Hybridsteifigkeitsmatrix des plastischen Bereiches abgebildet wird, das Verhältnis des Verzerrungsvektors ändert. Längs- und Umfangsverzerrung nehmen in einem anderen Verhältnis zu als vor Punkt 1. Dieser veränderte Verzerrungsvektor arbeitet nun während der Druckentlastung gegen die Hybridsteifigkeitsmatrix des elastischen Bereiches. Die Hybridsteifigkeitsmatrix ist zwar die gleiche, aber der Verzerrungsvektor ist nun verändert, was in einem veränderten Spannungszustand resultiert. Dieser Effekt ist bei der Linerschicht sowie der Compositeschicht in Längsrichtung zu erkennen. In Umfangsrichtung ist er nur sehr schwach vorhanden.

Der Liner ist die durch Ermüdungsversagen gefährdete Komponente des Composite-Hybridbehälters. Deshalb liegt das Hauptinteresse des künstlich eingebrachten Eigenspannungszustandes auf der Reduzierung der maximalen Linerbeanspruchung bzw. seiner Mittelspannung. Um den oben gezeigten Temperatureinfluss auf die erzielbare Druckeigenspannung des Liners im Autofrettageprozess näher zu betrachten, wird im folgendem Bild 4.19 (links) der kontinuierliche Temperatur-Eigenspannungsverlauf dargestellt, indem der Autofrettagedruck konstant gehalten wird und die Autofrettage Temperatur variabler Parameter ist. Wie Bild 4.11 zeigt, steigt der benötigte Innendruck, um die Dehngrenze des Liners von $R_{p0,01} = 257,6$ MPa zu erreichen, mit steigender Temperatur. Wird der Autofrettageprozess bei höherer Temperatur aber konstantem Autofrettagedruck durchgeführt, reduziert sich der Anteil der erreichbaren plastischen Verzerrung, was wiederum die Größe der bleibenden Druckeigenspannungen reduziert.

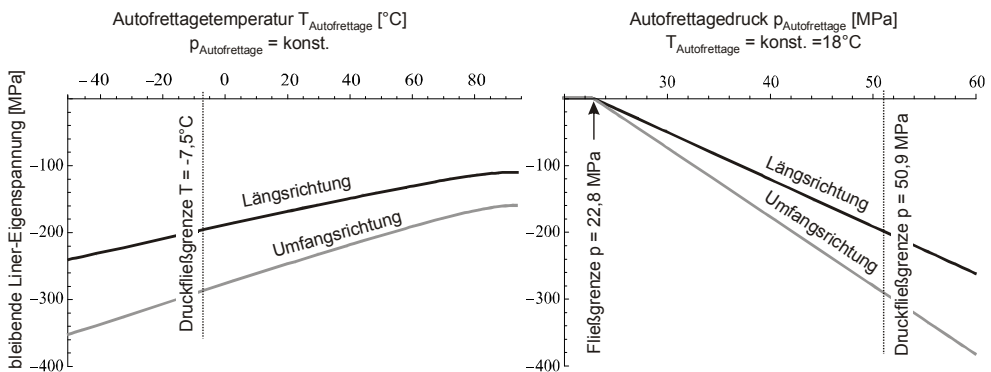


Bild 4.19: Resultierender Eigenspannungszustand des Liners nach dem Autofrettageprozess in Abhängigkeit der Temperatur (links) sowie des maximalen Innendrucks (rechts) im Autofrettageprozess.

Ebenso ist zu erkennen, dass die Umfangsrichtung auf Grund ihres größeren plastischen Verformungsanteils auch eine größere bleibende Druckeigenspannung zeigt als die Längsrichtung. Auch hier ist, wie in Bild 4.11, ein Abflachen des Verlaufes bei höheren Temperaturen zu erkennen, was ebenso durch den Temperatureffekt des Harzes und die

Hybridinteraktion begründet ist. Auf der rechten Seite in Bild 4.19 ist nun die Autofrettagetemperatur eine Konstante bei $T = +18\text{ °C}$ und der Autofrettagedruck eine Variable. Ist im Autofrettageprozess der Innendruck $p < 22,8\text{ MPa}$, würde der Liner die Fließgrenze nicht erreichen und es würde sich keine plastische Verzerrung einstellen. Damit wäre der gesamte Beanspruchungszustand ausschließlich im elastischen Bereich und es würde sich kein bleibender Eigenspannungszustand einstellen. Wird dieser Mindestdruck überschritten, stellen sich mit steigendem maximalem Autofrettagedruck auch größere plastische Verzerrungen und somit auch größere bleibende Druckeigenstressungen am Ende des Prozesses ein. Es zeigt sich somit, dass durch Erhöhung des maximalen Autofrettagedrucks sowie durch Reduzierung der Autofrettagetemperatur der gewünschte Druckeigenstresszustand des Liners erhöht werden kann. Jedoch hat dieser Prozess Grenzen. Wird die Annahme getroffen, dass die Zugdehngrenze $R_{p0,01}$ der Druckdehngrenze entspricht, dürfen die maximal möglichen bleibenden Druckeigenstressungen nach dem Autofrettageprozess diese Grenze nicht überschreiten. Wäre dieses dennoch der Fall, würde der Liner im drucklosen Zustand durch die extreme Faservorspannung ins Druckfließen geraten und damit seinen Eigenspannungszustand wieder abbauen. Um diese fertigungstechnische Grenze zu bestimmen, wird für die variable Autofrettagetemperatur sowie für den variablen Autofrettagedruck aus der jeweiligen Längs- und Umfangsspannungen die Vergleichsspannung nach Gleichung (3.77) gebildet. Diese Vergleichsspannung wird mit der Druckfließgrenze verglichen und die kritische Temperatur und der kritische Druck werden ermittelt. Unterschreiten der Autofrettagetemperatur $T = -7,5\text{ °C}$ oder Überschreiten dieses Autofrettagedrucks $p = 50,9\text{ MPa}$ verbessert nicht mehr das Resultat des Autofrettageprozesses, da nach der Druckentlastung der Liner wieder ins Druckfließen kommt. Diese Grenzen hat auch Majzoobi in [Maj03] für dickwandige Stahlzylinder beschrieben. Das erweiterte Hybridscheiben-Modell bildet den Bereich des Druckfließens mit dem so genannten Bauschinger-Effekt, in dem sich die Eigenspannungen durch die reduzierten Steifigkeiten wieder kontinuierlich abbauen, nicht ab. Diese Vereinfachung wurde im Vorfeld der Modellierung getroffen, um eine recheneffektive und geschlossene analytische Formulierung zu realisieren. Mögliche Wege, wie der Bauschinger-Effekt modelliert werden kann, werden von Schön, Lazzarin und Alegre et al. in [ScM95], [Laz97] und [Ale07] – jedoch nur für Stahlflaschen – vorgestellt.

Abschließend stellt sich die Frage, in welchem Maße sich mögliche Temperatur- und Druckschwankungen in der Produktion auf den Eigenspannungszustand auswirken. In Bild 4.20 ist die jeweilige Abweichung vom Referenzzustand, der bei dem üblichen Autofrettagedruck und einer Temperatur von $T = +18\text{ °C}$ erzielt wird, dargestellt.

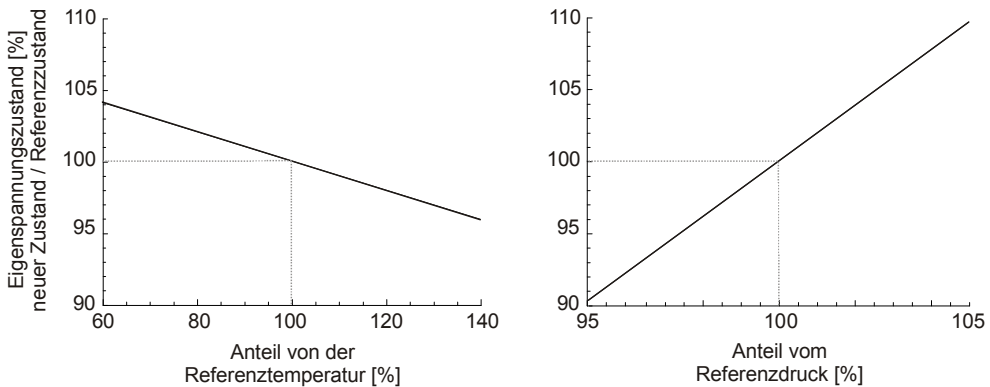


Bild 4.20: Auswirkung von Temperatur- und Druckschwankungen auf das Autofrettageergebnis.

Ändert sich die Temperatur des Autofrettageprozesses um $\pm 40\%$, was einer absoluten Temperaturschwankung von $\pm 7,2\text{ }^\circ\text{C}$ entspricht, ändert sich der Eigenspannungszustand der Längs- und Umfangsrichtung um $\pm 4,1\%$. Eine Schwankung von $\pm 40\%$ erscheint sehr hoch, da aber bei der Behälterherstellung nicht explizit auf den Fertigungsparameter Umgebungstemperatur geachtet wird, könnte diese Schwankung im Jahresgang von Sommer zu Winter auftreten. Bei der Kontrolle des maximalen Autofrettagedrucks sind solche großen Schwankungen nicht denkbar, da dieser wichtige Parameter im Prozess genau geregelt wird. Kleinere Schwankungen dieses Parameters machen sich deutlicher bemerkbar als es bei der Temperatur der Fall ist. Bei Abweichungen von $\pm 5\%$, welches einer absoluten Druckschwankung von ca. $\pm 2,4\text{ MPa}$ entspricht und als maximaler Grenzwert anzusehen ist, treten Abweichung des resultierenden Eigenspannungszustandes vom Referenzzustand von $\pm 9,7\%$ auf.

Die jeweiligen Auswirkungen der Temperatur und des Druckes lassen sich superponieren und können sich dementsprechend verstärken bzw. kompensieren.

Fazit

Der Autofrettageeigenspannungszustand ist temperaturabhängig und stark druckabhängig. Höhere Autofrettagedrücke und niedrigere Temperaturen erzeugen höhere Druckeigenspannungszustände, niedrigere Autofrettagedrücke und höhere Temperaturen erzeugen geringere Druckeigenspannungszustände im Liner. Der Autofrettageprozess kann durch entsprechendes Druck- und Temperaturniveau optimiert werden. Wird die Temperatur reduziert, kann auch der Autofrettagedruck reduziert werden, wenn der gleiche Eigenspannungszustand gewünscht ist. Der Eigenspannungszustand kann nicht beliebig erhöht werden, da er sich bei zu großen Werten durch Druckfließen im drucklosen Zustand des Behälters wieder abbaut.

4.3.3 Betriebszustände

In der folgenden Beschreibung soll der Arbeitsbereich des Hybriddruckbehälters parametrisch unter Berücksichtigung des vollständigen Eigenspannungszustandes aus der thermischen Ausdehnungsbehinderung, dem Wickel-Temper-Prozess sowie dem Autofrettageprozess untersucht werden. Hierfür wird eine Temperaturspanne von $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ bis $+45\text{ }^{\circ}\text{C}$ angenommen, die aus der Betrachtung der klimatischen Umgebungstemperatur in Europa resultiert, wie sie für Bild 3.16 hergeleitet wurde. Ebenso wird eine Maximaltemperatur von $+100\text{ }^{\circ}\text{C}$ angenommen, die den Durchschnittswert für die komplett durcherwärmte Behälterwand während des Betankungsprozesses darstellt. Dieser Wert für den sog. ‚fast filling‘ Prozess wurde von Barrall in [Bar03] und [Bar04], von Pregassame in [Pre04] sowie von Tomioka in [Tom06] vorgestellt. Für die Innendruckbelastung wird eine Druckspanne von 0 MPa bis 30 MPa angenommen, die damit auch einen 50 % Überdruck zum Betriebsdruck von 20 MPa berücksichtigt. Die thermische Zustandsgleichung des Gases in Form der idealen bzw. allgemeinen Gasgleichung wird hier nicht berücksichtigt.

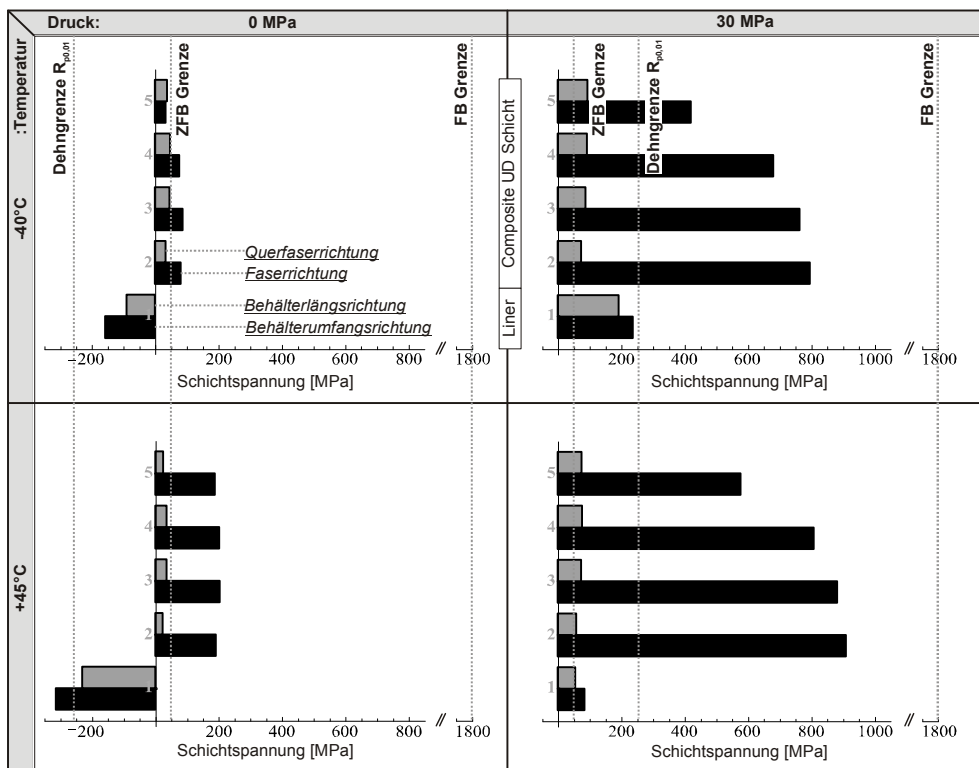


Bild 4.21: Schichtspannungen inklusive sämtlicher Eigenspannungen im lokalen Koordinatensystem mit den korrespondierenden Festigkeiten für vier Betriebszustände. Schicht 1 – Linerschicht; Schicht 2-5 – UD-Schichten des Composites.

Im Bild 4.21 sind für vier Betriebszustände die Schichtspannungen der Linerschicht (Schicht 1) sowie die Schichtspannungen der vier Compositeschichten (Schicht 2-5), welche unterschiedliche Faserwinkel besitzen, dargestellt. Ebenso zeigt die Darstellung die Festigkeitsgrenzen des Composites für ZFB und FB (Kapitel 4.2.2), sowie für die Linerschicht in Form der Dehngrenze $R_{p0,01}$ (Kapitel 3.6.4). Die Darstellung soll den komplexen Spannungszustand sowie die Spannungsgradienten über den Schichtaufbau im Hybridelement verdeutlichen.

Es ist deutlich zu erkennen, dass im Composite der Hauptteil der Last in Fasserrichtung und nur ein geringerer Anteil quer zur Faser aufgenommen wird. Wie auch zu erkennen ist, wird im Betrieb die ZFB-Festigkeit leicht überschritten, siehe hier auch Bild 4.6, was unter den getroffenen Annahmen unkritisch ist und lediglich eine leichte Steifigkeitsdegradation zur Folge hat. Zur FB-Festigkeit besteht für alle Betriebszustände ein großer Abstand. Im drucklosen Zustand zeigt der Liner Druckspannungen, die für den Betriebszustand von $+45^\circ\text{C}$ sogar die Druck-Dehngrenze überschreiten. Wird Innendruck aufgebaut, steht der Eigenspannungszustand mit der Druckbelastung im Gleichgewicht. Der Liner zeigt hier nun Zugspannungen. An dieser Stelle sei bemerkt, dass in Bild 4.21 das Kräftegleichgewicht nicht unmittelbar aufgestellt werden kann, da hier Spannungen im jeweiligen lokalen Koordinatensystem dargestellt sind. Für das Gleichgewicht müssten diese in Krafftflüssen ausgedrückt und in das gemeinsame globale Koordinatensystem transformiert werden. Das gilt natürlich nicht für die isotrope Linerschicht, für die nicht differenziert wird zwischen lokalem und globalem Koordinatensystem.

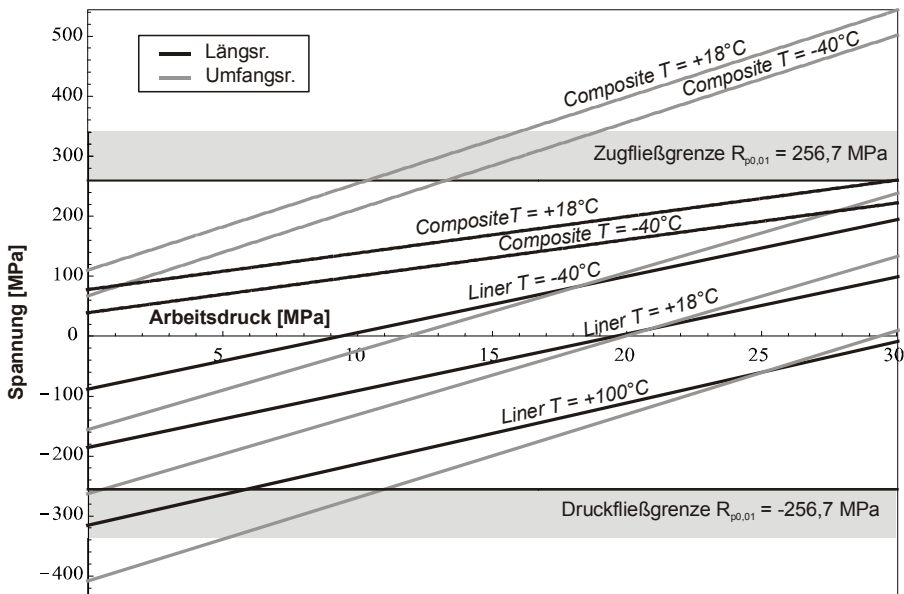


Bild 4.22: Liner- und Compositebeanspruchung in Abhängigkeit der Arbeitstemperatur und des Innendruckniveaus inklusive sämtlicher Eigenspannungen.

Um die Darstellung übersichtlicher zu halten, werden im Bild 4.22 die Schichtspannungen der UD-Schichten zu einer Compositespannung zusammengefasst. Es wird der kontinuierliche Spannungsverlauf der Linerschicht sowie der Compositeschicht im Arbeitsbereich von 0 MPa bis 30 MPa Innendruck und einer Temperatur von -40 °C bis $+100\text{ °C}$ im globalen Koordinatensystem dargestellt.

Das Bild zeigt drei explizite Temperaturen, wobei wegen der besseren Übersicht der Verlauf der Compositeschicht für $+100\text{ °C}$ nicht dargestellt ist. In der Betrachtung wird angenommen, dass nach der Fertigung der künstlich eingebrachte Eigenspannungszustand konstant bleibt. Jedoch ist der thermische Eigenspannungszustand veränderlich. Mit steigender Temperatur wird die thermische Ausdehnung des Liners mehr und mehr vom Composite behindert, das eine steigende Druckeigenspannung im Liner und eine Zugeigenspannung im Composite erzeugt. Wird der Bereich der tiefen Temperaturen betrachtet ist zu erkennen, dass der Betrag der Spannungen immer kleiner wird und die Spannungsverläufe mit fallendem Temperaturniveau zusammenrücken. Bei extrem tiefen Temperaturen und niedrigem Druckniveau kann es sogar zu einem Vorzeichenwechsel zwischen Liner- und Compositeschicht kommen. Der Liner besitzt nun eine Zugspannung und das Composite eine Druckspannung, die über die Liner-Composite-Klebung übertragen werden muss. Ob diese theoretische Lösung realistisch ist, ist fraglich, da hier voraussichtlich zuerst die Kleberschicht versagt und der Liner ablöst, bevor das beschriebene Kräftegleichgewicht zwischen den Komponenten eintreten kann. Dieser Belastungsfall wird jedoch in dem hier beschriebenen analytischen Modell nicht berücksichtigt. In Kapitel 4.4.2 werden hierzu noch weitere theoretische Überlegungen unter Berücksichtigung von Versuchsergebnissen angestellt.

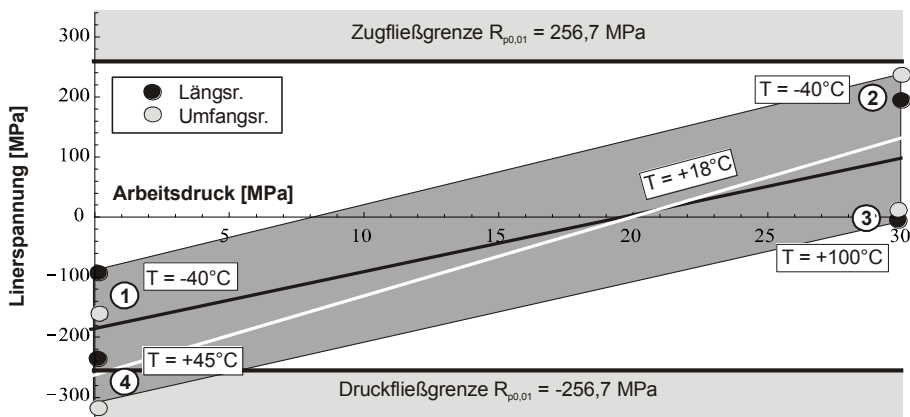


Bild 4.23: Eckpunkte des Extrem-Arbeitsbereiches der Linerschicht.

Im weiteren Vorgehen soll ausschließlich die durch Ermüdungsversagen gefährdete Linerschicht berücksichtigt werden. Aus Bild 4.22 werden die extremen Beanspruchungs-

punkte der Linerschicht extrahiert, um diese im Bild 4.23 in der Darstellung des Extrem-Arbeitsbereiches der Linerschicht zu präsentieren.

Da es nicht sinnvoll ist, die Isotherme für z. B. +100 °C für den drucklosen Zustand zu betrachten, werden nur die im Normalbetrieb möglichen Extrempunkte der Druck-Temperatur-Kombinationen berücksichtigt. Punkt 1 stellt die Lagerung des Behälters im drucklosen Zustand beim klimatischen Extremwert von -40 °C und Punkt 4 bei +45 °C dar. Punkt 2 repräsentiert den Zustand bei 50% Überdruck für -40 °C und Punkt 3 den Zustand beim gleichen Druckniveau jedoch bei der Betankungstemperatur.

Werden nun zu der Betrachtung auch noch die Grenzen des Zugfließens und des Druckfließens herangezogen, ergibt sich ein überraschendes Ergebnis. Entgegen der Erwartungen stellt nicht der Betriebszustand bei maximalem Innendruck und Extremtemperatur eine besondere strukturelle Herausforderung dar, sondern der drucklose Zustand bei höheren Temperaturen. Ist bei der Temperatur von $T = +45\text{ °C}$ der Innendruck $p < 2,07\text{ MPa}$, überschreitet die Liner-Vergleichsspannung die Druckfließgrenze und der Liner kommt ins Fließen, was mit einem Abbau seines Eigenspannungszustand einhergeht (siehe auch folgendes Bild 4.24 und Bild 4.25).

In der 3D Darstellung in Bild 4.24 wird dieses Verhalten durch die Liner-Vergleichsspannung in Abhängigkeit des Betriebsdrucks und der Betriebstemperatur dargestellt. Der Bereich der minimalen Vergleichsspannungen stellt den Null-Durchgang der Linerspannungen von der Druck- zur Zugbeanspruchung bei steigendem Innendruck dar. Selbst bei maximalem Innendruck und minimaler Temperatur reicht die Liner-Vergleichsspannung nicht an die Dehngrenze von $R_{p0,01} = 256,7\text{ MPa}$ heran. Bei niedrigen Innendrücken und höheren Temperaturen ist dieses jedoch der Fall, wie durch die graue Fläche (Druckfließen) angedeutet.

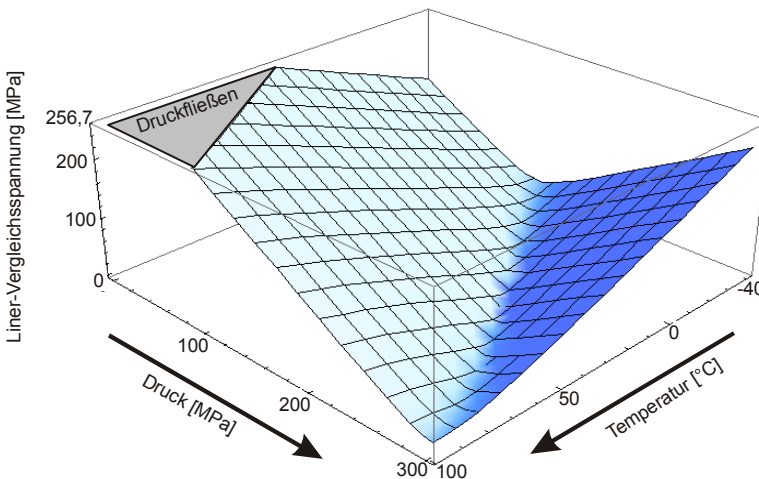


Bild 4.24: Vergleichsspannung im Liner in Abhängigkeit der Betriebsparameter Druck und Temperatur.

Für das bessere Verständnis sei an dieser Stelle bemerkt, dass das Bilden der Vergleichsspannung aus negativen Druckspannungen positive Beträge liefert und somit die im drucklosen Zustand auftretenden Druckspannungen durch positive Vergleichsspannungen dargestellt sind.

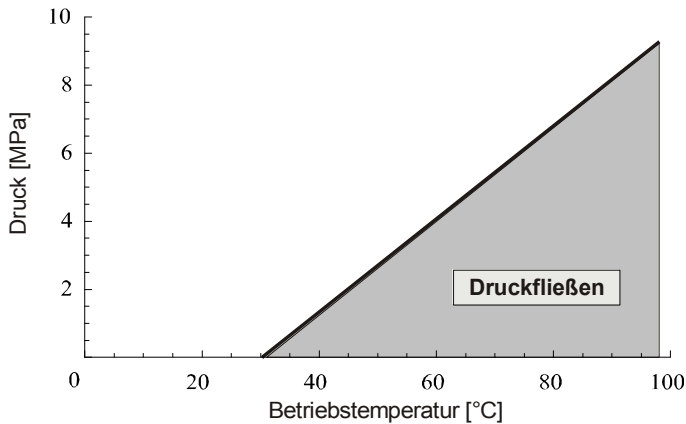


Bild 4.25: Druck-Temperatur-Paare für das Überschreiten der Druckfließgrenze des Liners.

In Bild 4.25 ist diese graue Fläche des Druckfließens aus obiger 3D Darstellung als Grafik der Druck-Temperatur-Paare, die jeweils den Wert der Druckfließspannung erreichen, dargestellt. Im drucklosen Zustand kommt der Liner bei Temperaturerhöhung durch die sich aufbauende thermische Druckeigenspannung ab einer Temperatur $T = +30,6\text{ °C}$ in den Druckfließbereich. Wird der Innendruck erhöht, verschiebt sich diese kritische Temperatur zu höheren Temperaturwerten.

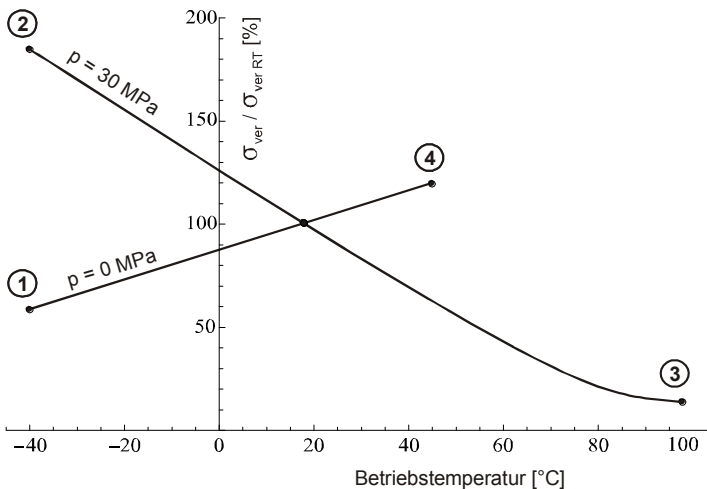


Bild 4.26: Temperaturabhängige Änderung der Linerbeanspruchung im Verhältnis zum Zustand bei RT.

Im weitem Vorgehen werden für den Liner zwei Arbeitsdiagramme erstellt, welche das zentrale Ergebnis der vorliegenden Arbeit darstellen. Hierfür werden die zwei Extrem-Arbeitspunkte bei $p = 0$ MPa mit der Temperaturspanne $T = -40$ °C bis $T = +45$ °C und $p = 30$ MPa bei $T = -40$ °C bis $+100$ °C betrachtet. Bild 4.26 zeigt, um welches Verhältnis die variable Temperatur die Vergleichsspannung im Liner zum Zustand bei RT verändert.

Die Darstellung zeigt, dass im drucklosen Zustand die Temperatur von -40 °C (Punkt 1) die Vergleichsspannung auf 58,3 % des Wertes bei RT reduziert. Für $+45$ °C (Punkt 4) erhöht sich der Wert der Vergleichsspannung auf 119,6 % des Wertes bei RT. Über diesen Temperaturbereich ist dies eine temperaturbedingte Gesamtspannungsänderung von 51,3 %.

Beim maximalem Druckniveau $p = 30$ MPa machen sich vor allem die tiefen Temperaturen ($T = -40$ °C, Punkt 2) negativ bemerkbar. Der Liner zieht sich in diesem Betriebszustand stärker zusammen als die Compositeschicht und reduziert dadurch seinen Druckeigenspannungszustand, der dann weniger die Innendruckbeanspruchung kompensieren kann. Das Resultat ist, dass sich die Vergleichsspannung auf 184,6 % des Wertes bei RT erhöht. Dieses stellt eine beträchtlich erhöhte Strukturbeanspruchung im Vergleich zum Zustand bei RT dar und begründet erneut die Ergebnisse aus Tabelle 4-2, wonach tiefe Betriebstemperaturen einen deutlich messbaren negativen Einfluss auf das Ermüdungsverhalten der Struktur haben. Bei steigenden Temperaturen (Punkt 3) wird die Beanspruchung aus dem Innendruck zunehmend durch die thermischen Eigenspannungen kompensiert, bis sich bei $T = +100$ °C eine Reduktion auf 13,7 % des Wertes bei RT einstellt. Der nichtlineare Verlauf, der ab Überschreiten einer Temperatur von ca. $+80$ °C zu erkennen ist, hat wiederum, wie in Bild 4.19 zu sehen, seinen Ursprung in der verstärkten temperaturbedingten Abnahme des E-Moduls der Harzmatrix, was auch eine Steifigkeitsabnahme der Compositeschicht bewirkt. Durch diese verminderte Steifigkeit wird die thermische Ausdehnung des Liners weniger behindert, so dass damit die Entlastung des Liners durch die thermischen Druckeigenspannungen reduziert ist und sich der Verlauf abflacht.

Für eine Festigkeitsbetrachtung bzw. für eine Lebensdaueranalyse, die im Rahmen dieser Arbeit allerdings nicht durchgeführt wird, sind auch die Abstände zu den strukturmechanischen Grenzen ($R_{p0,01}$) von Interesse. Für eine ausführliche Betriebsfestigkeitsbetrachtung sei auf umfassende Werke wie u. a. von Haibach [Hai02] verwiesen.

In Bild 4.27 wird die jeweilige Vergleichsspannung mit der Zug-Dehngrenze für den Maximaldruck und der Druck-Dehngrenze für den drucklosen Zustand bewertet. Hieraus ergibt sich die jeweilige Anstrengung in diesen Betriebspunkten, welche als Funktion der Betriebstemperatur dargestellt ist. Als zusätzliche Parametervariation dieser Sensitivitätsanalyse ist der Einfluss einer fertigungsbedingten Schwankung des Autofrettageigenspannungszustandes mit ± 5 % berücksichtigt, wie sie in Bild 4.20 beschrieben ist.

Die Anstrengung zeigt grundsätzlich den gleichen Verlauf, wie oben in Bild 4.26 beschrieben. Im drucklosen Zustand fällt auf, dass bei RT die Vergleichsspannung mit

91,6 % des Wertes der Fließgrenze nur noch einen sehr geringen Sicherheitsabstand von nur 8,4 % zur Fließgrenze aufweist. Für die erhöhte Temperatur von $T = +45\text{ °C}$ wird diese sogar um 9,5 % überschritten. In diesem Falle ist der Eigenspannungszustand aus dem Autofrettageprozess nicht mehr mit dem ursprünglichen Zustand vergleichbar, da er sich durch den einsetzenden Fließprozess abbaut und sich ein neues Gleichgewicht einstellt. Jedoch muss bei diesem Ergebnis hinterfragt werden, wie genau mit dem erweiterten Hybridscheiben-Modell der Eigenspannungszustand simuliert wird und ob diese Parameter für den realen Behälter in diesem Maße einen kritischen Zustand darstellen. Da das Modell höhere Steifigkeitswerte liefert als der reale Behälter besitzt, wird der Eigenspannungszustand in der Simulation überbewertet. Ebenso berücksichtigt das Modell keine Imperfektionen, welche über Relaxations- und Kriechprozesse den Eigenspannungszustand und damit den kritischen Druckeigenspannungszustand abbauen. Quantitative Aussagen können nur mit sorgfältig durchgeführten Versuchen getroffen werden, welche noch ausstehen. Jedoch ändert sich nichts an der Grundaussage, dass im drucklosen Zustand bei hohen Temperaturen der Behälter einen extremen Beanspruchungszustand einnimmt.

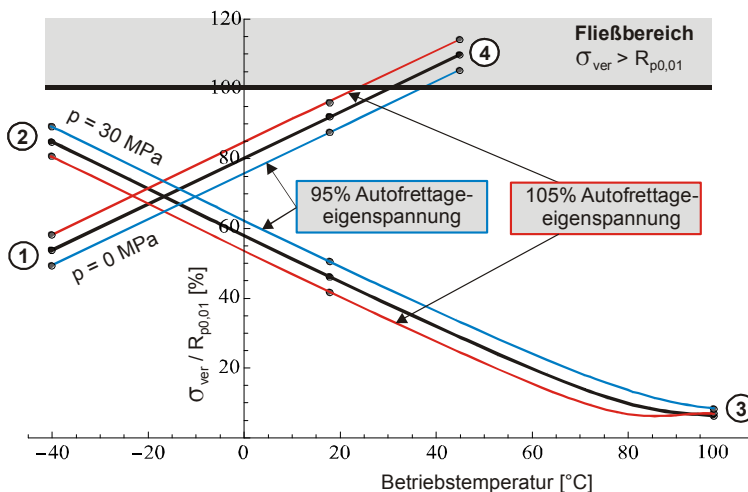


Bild 4.27: Einfluss der thermischen Eigenspannung auf die Anstrengung des Liners.

Schwankungen aus dem Autofrettageprozess, die in einem höheren Eigenspannungszustand resultieren, wirken sich im Verlauf für $p = 0\text{ MPa}$ negativ aus, da dieser den Druckeigenspannungszustand weiter erhöht und somit die Gefahr des Druckfließens. Im Gegensatz hierzu wirkt er sich im Verlauf für $p = 30\text{ MPa}$ positiv aus, da er zusätzlich die Innendruckbelastung kompensiert.

Der Verlauf für $p = 30\text{ MPa}$ überschreitet nicht die Zugfließgrenze. Bei $T = -40\text{ °C}$ nähert er sich bis auf 84,7 % des Grenzwertes an. Für höhere Temperaturen wird durch die

positiv wirkende thermische Eigenspannung der Abstand zur Fließgrenze vergrößert. Das Schneiden des Verlaufes für den Autofrettageeigenspannungszustand von 105 % bei +90 °C resultiert aus dem Null-Durchgang der Längs- und Umfangsspannung und der anschließenden Bildung der Vergleichsspannung. Die Änderung der Steigung der drei Verläufe ist auf die temperaturabhängige Steifigkeitsabnahme der Harzmatrix zurückzuführen.

Die in Bild 4.26 und Bild 4.27 dargestellten Punkte sind in Tabelle 4-4 für den drucklosen Zustand ($p = 0$ MPa) und in Tabelle 4-5 für den Maximaldruck ($p = 30$ MP) zusammengefasst.

Tabelle 4-4: Abweichung der Werte der Betriebspunkte 1 und 4 im drucklosen Zustand von den Referenzwerten Druckfließgrenze und Vergleichsspannung bei RT.

	Referenzwerte	
p = 0 MPa	Druckfließgrenze $R_{p0,01} = 256,7$ MPa	RT, +18 °C $\sigma_{ver} = 235,2$ MPa
Punkt 1, -40 °C $\sigma_{ver} = 137,2$ MPa	53,4 %	58,3 %
RT, +18 °C $\sigma_{ver} = 235,2$ MPa	91,6 %	100 %
Punkt 4, +45 °C $\sigma_{ver} = 281,2$ MPa	109,5 %	119,6 %

Tabelle 4-5: Abweichung der Werte der Betriebspunkte 2 und 3 bei Maximaldruck von den Referenzwerten Zugfließgrenze und Vergleichsspannung bei RT.

	Referenzwerte	
p = 30 MPa	Zugfließgrenze $R_{p0,01} = 256,7$ MPa	RT, +18 °C $\sigma_{ver} = 117,8$ MPa
Punkt 2, -40 °C $\sigma_{ver} = 217,4$ MPa	84,7 %	184,6 %
RT, +18 °C $\sigma_{ver} = 117,8$ MPa	45,9 %	100 %
Punkt 3, +100 °C $\sigma_{ver} = 16,1$ MPa	6,3 %	13,7 %

Fazit

Die Vergleichsspannung des Liners ist im hohen Maße von den Betriebsparametern Druck und Temperatur abhängig. Vor allem bei hoher Innendruckbelastung ist die Schwankung des Beanspruchungszustandes stark temperaturabhängig. Eine Betrachtung nur bei RT führt zu erheblichen Abweichungen vom wahren Spannungszustand. Bei der Betrachtung der dynamischen Festigkeit muss deshalb neben der zyklischen Druckbelastung auch die wechselnde Temperaturbelastung als Temperaturkollektiv berücksichtigt werden. Bei niedrigem Druckniveau bzw. im drucklosen Zustand und bei höheren Temperaturen besteht die Gefahr, dass der Liner durch Druckeigenspannungen in den Druckfließbereich kommt und sich somit der ursprünglich für die Verbesserung der dynamischen Festigkeit eingestellte Eigenspannungszustand abbaut. Da meist nicht genau bekannt ist, wie lange und bei welcher Temperatur Behälter im drucklosen Zustand gelagert werden, bis sie in Betrieb genommen werden und mit der Kenntnis, dass Fließprozesse zeit- und beanspruchungsabhängig sind, wird dadurch die dynamische Festigkeit des Hybridbehälters eine Funktion von Temperatur und Zeit und entspricht nicht mehr den ursprünglichen Designparametern. Einschränkend muss hierbei kritisch berücksichtigt werden, dass die Simulation den Eigenspannungszustand überbewertet, was allerdings nichts an der Grundaussage ändert.

4.4 Besondere Ergebnisse aus Behälterversuchen

Die umfangreichen Messungen an den Behältern zeigen ein sehr komplexes strukturmechanisches Verhalten. Es wurden hierbei einige Phänomene beobachtet, welche zunehmend in den Fokus wissenschaftlicher Untersuchungen rücken, da sie eine nicht unerhebliche Bedeutung für die Verbesserung der Ermüdungseigenschaften von Hybridbehältern haben. An dieser Stelle sollen Messergebnisse von zwei Phänomenen vorgestellt werden, die bisher noch nicht in der Literatur beschrieben sind und für die es auch noch keine Modellierungsansätze gibt. Die offenen Fragen, die diese Messungen aufwerfen, sind noch in weiteren Untersuchungen zu klären und nicht Bestandteil der vorliegenden Arbeit.

4.4.1 Steifigkeitsdegradation unter zyklischer Belastung

Die Referenzbehälter 4 und 5 werden jeweils bei $T = +75\text{ °C}$ und mit einer zyklischer Innendruckbelastung von $p = 2\text{-}25\text{ MPa}$ bis zum Versagen getestet. Während des gesamten Versuches wird im zylindrischen Bereich die Verzerrung mit DMS-Rosetten gemessen.

In Bild 4.28 sind die Hauptdehnungen 1 und 2 über den Druck für Behälter 4 dargestellt. Die grauen Flächen repräsentieren die Gesamtheit der Messung. Die schwarzen Linien sind jeweils ca. 10 aufeinander folgende Zyklen zu unterschiedliche Zeitpunkten während des Versuches. Es ist zu erkennen, dass sich schon ab 53 % des Lebens (53 % der ertragenen Gesamtlastwechselzahl) die Neigung der Druck-Verzerrungs-Kurve ändert

und somit eine deutliche Degradation der Struktursteifigkeit stattfindet. Ab ca. 79 % der Lebensdauer wird das Strukturverhalten zunehmend nichtlinear und steigert sich bis zum Versagen. Die Hauptdehnungsrichtung 2 verhält sich ähnlich, aber nicht gleich.

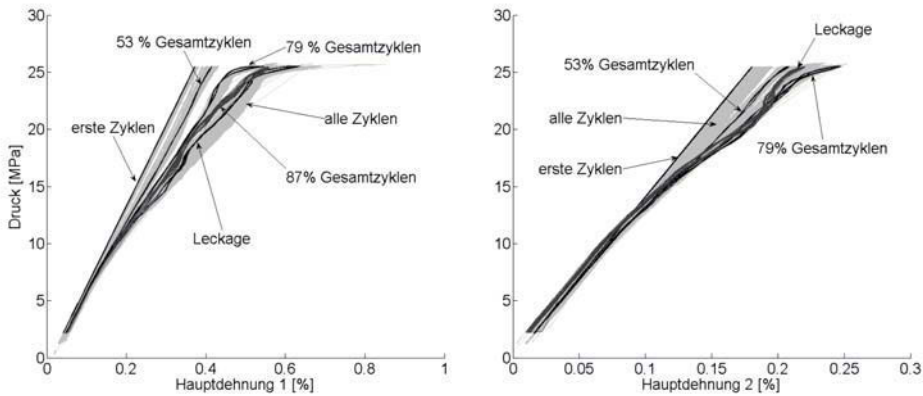


Bild 4.28: Entwicklung der Hauptverzerrungen 1 und 2 bei zyklischer Innendruckbelastung mit $p = 2-25$ MPa bei $T = +75$ °C bis zum Versagen. Referenzbehälter 4 versagt durch Leckage nach 79.400 Lastwechseln.

In Bild 4.29 ist die Messung des Behälters 5 dargestellt. Hier zeigt sich ebenso, dass mit zunehmender Lastwechselzahl die Steifigkeit merklich abnimmt. Jedoch ist hier der Bereich der linearen Steifigkeitsdegradation größer. Erst ab 83 % des Lebens machen sich die ersten Nichtlinearitäten bemerkbar, bis sie sich bei 93 % sprunghaft ändern.

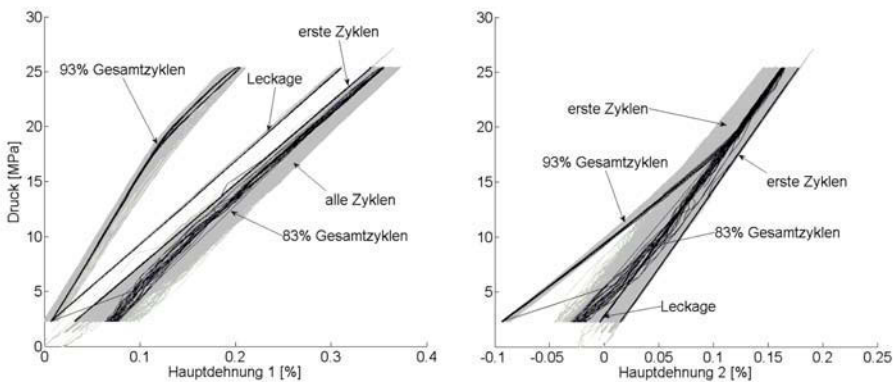


Bild 4.29: Entwicklung der Hauptverzerrungen 1 und 2 bei zyklischer Innendruckbelastung mit $p = 2-25$ MPa bei $T = +75$ °C bis zum Versagen. Referenzbehälter 5 versagt durch Leckage nach 40.700 Lastwechseln.

So unterschiedlich wie das Steifigkeitsverhalten der beiden Behälter ist, so unterschiedlich sind auch die erzielten Lastwechselzahlen. Behälter 4 versagte nach 79.400 und Behälter 5 nach 40.700 Lastwechseln. Wie schon bei den restlichen Messwerten zu sehen war, sind auch hier große Streuungen vorhanden, die das komplexe Strukturverhalten der Hybridbehälter und ihre Abhängigkeit von einer Vielzahl von Parametern zeigt.

Ein Erklärungsmodell für dieses Verhalten könnte sein, dass die zyklische Beanspruchung des Hybridbehälters eine zunehmende Zerrüttung der Harzmatrix der Compositeschicht bewirkt. Das Composite besitzt zwar einen ausreichenden Abstand zu den zulässigen Faserfestigkeitswerten (Faserbruch), jedoch wird die ZFB-Festigkeit überschritten. Dies ist zwar nur der unkritische Bruchmode A, dennoch wachsen die Mikrorisse bzw. Makrorisse durch das zyklische Aneinanderreiben der offenen Rissfronten weiter. Die Fasern werden dadurch freigesetzt und verlieren ihre Stützung. Dadurch reduziert sich die Gesamtsteifigkeit des Hybridbehälters zunehmend. Eine physikalisch fundierte Beschreibung dieses Phänomens muss noch in zukünftigen Untersuchungen erarbeitet werden und wird in der vorliegenden Arbeit nicht weiter verfolgt.

4.4.2 Ablösung des Liners bei Tieftemperaturen

Bei den in Kapitel 2.3.2 beschriebenen und in Kapitel 4.2.4 interpretierten temperaturabhängigen Belastungsversuchen wurde eine Hysterese des Verzerrungs-Druckverlaufes bei tiefen Temperaturen und schnelleren Belastungsgeschwindigkeiten festgestellt, wie in Bild 4.30 zu erkennen ist.

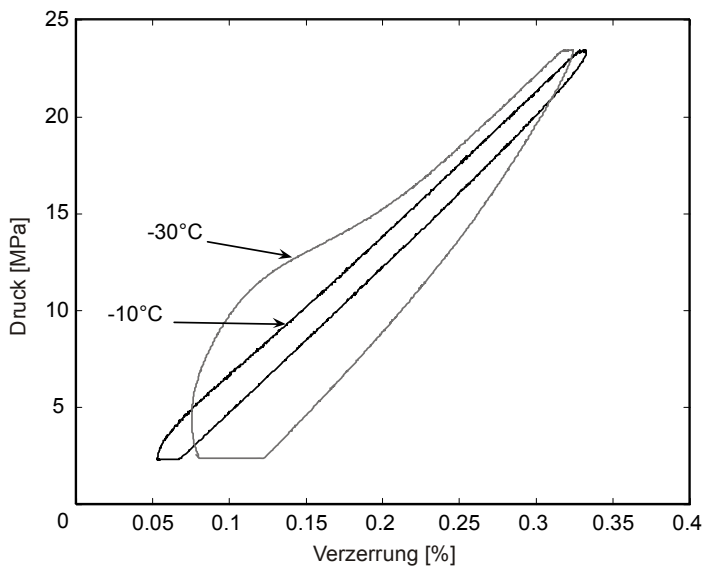


Bild 4.30: Verzerrungs-Druck Hysterese bei tiefen Temperaturen. Dargestellt ist die Umfangsverzerrung.

Wie Kapitel 4.2.4 gezeigt hat, ist die temperaturbedingte Steifigkeitsänderung für den Behälter nahezu nicht vorhanden. Da die Hysterese erst bei Unterschreiten von einer Temperatur $T = -10\text{ °C}$ festgestellt wird, könnte ein Erklärungsmodell sein, dass aufgrund der thermischen Kontraktion des Liners dieser sich bei tiefen Temperaturen und im drucklosen Zustand komplett von der Compositeschicht ablöst. Wird nun der Innendruck erhöht, steigt der Druck zuerst nur im Linner an. Da der Linner noch nicht am Composite anliegt, erfährt dieses auch noch keine Verzerrung. Dadurch wird bei der Messung nur ein Druckanstieg gemessen, aber keine Verzerrungswerte von der DMS-Rosette, die an der Außenfläche des Composites appliziert ist. Nachdem sich der Linner mit steigendem Innendruck so weit ausgedehnt hat, dass er wieder am Composite anliegt, erfährt das Composite zunehmend eine Verzerrung. Zu diesem Effekt kommt noch ein weiterer hinzu: Durch die Linnerablösung entsteht ein Luftpolster zwischen Linneraußenfläche und Compositeinnenfläche. Dieses Luftpolster diffundiert langsam und unter Druck durch kleine Öffnungen zwischen den Komponenten. Dadurch stellt sich ein zeitabhängiger Dämpfungsanteil ein. Dieser ist im Bild 4.30 zu erkennen durch die sich weiter ändernde Verzerrung bei konstantem minimalem und maximalem Druckniveau.

Wie in Bild 4.22 gezeigt wurde, reduzieren sich bei fallender Temperatur und niedrigem Innendruckniveau zunehmend die absoluten Spannungen im Linner sowie im Composite. Diese Tendenz geht theoretisch so weit, dass sich die Verläufe schneiden und sich Zugspannungen im Linner und Druckspannungen im Composite einstellen. Dieses Gleichgewicht kann sich nur über die Kleberschicht zwischen Linner und Composite mittels Schälkräfte einstellen. Für die Untersuchung der erforderlichen Temperatur für eine eventuelle Linnerablösung wird die Annahme getroffen, dass die Linnerabblösung bei großer Kältekonztraktion keine Zugspannungen und das Composite keine Druckspannungen aufnimmt und somit keine Schälkräfte auftreten.

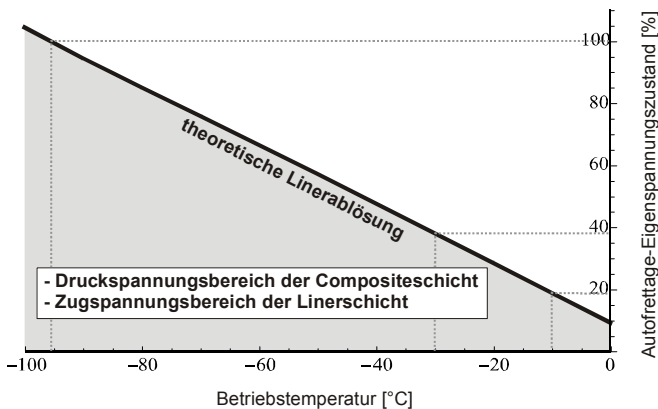


Bild 4.31: Mindesttemperatur für Linnerablösung im drucklosen Zustand in Abhängigkeit des noch erhaltenen Anteils des Autofrettage-Eigenzustandes.

In Bild 4.31 wurde für den Hybridbehälter berechnet, für welche Temperatur und mit welchem Autofrettage- bzw. Eigenspannungszustand sich die beschriebenen Spannungsverhältnisse im Liner und im Composite einstellen.

Für den unveränderten Eigenspannungszustand des Autofrettageprozesses (100 %) würde sich nach der theoretischen Überlegung der Liner im drucklosen Zustand erst bei einer Temperatur von $-95,8\text{ °C}$ ablösen. Wäre der Eigenspannungszustand des Autofrettageprozesses z. B. durch Druckfließen nur noch zu 38 % bzw. zu 19 % in der Struktur vorhanden, würde sich der Liner bereits bei -30 °C bzw. -10 °C ablösen.

Die Höhe der Reduktion des Eigenspannungszustandes erscheint sehr hoch. Dennoch ist es wahrscheinlich, dass sich dieser über die Zeit im Betrieb oder im drucklosen Zustand bei hohen Temperaturen, wie Bild 4.27 zeigt, auf Werte abbaut, die zwischen den abgebildeten Extrempunkten liegt. Auch hier besteht noch Bedarf einer messtechnischen Validierung und der Modellierung dieses Phänomens.

5 Zusammenfassung und Ausblick

Ein Energiewechsel im Automotive-Bereich von fossilen Brennstoffen zum Wasserstoff bietet nicht nur das Potential, wertvolle und rare Ressourcen zu schonen, sondern auch die Chance, einen erheblichen Beitrag zur Verringerung der Klimaerwärmung zu leisten.

Für die komprimierte Wasserstoffspeicherung bei Betriebsdrücken zwischen 20 MPa und 70 MPa kommen Hochleistungsstrukturen zum Einsatz. Vorwiegend werden die sog. Typ-III-Behälter verwendet, die aus einem Teillast tragenden metallischen Liner für die Verbesserung der Permeationseigenschaft und einer mit unterschiedlichen Faserwinkeln aufgebauten Compositeumwicklung aus Epoxidharz imprägnierter Glasfaser bzw. bevorzugt Kohlefaser bestehen. Zunehmend kommen auch Typ-IV-Behälter zum Einsatz, bei denen das Composite die gesamte Belastung aufnimmt und der Kunststoffliner ausschließlich für die Verbesserung der Permeationseigenschaft verantwortlich ist. Dieser Typ verspricht das größte Gewichtseinsparungspotential, ist jedoch in seiner Entwicklung noch nicht vollständig ausgereift.

Problemstellung:

Die Technologie der Hybriddruckzylinder stellt an sich kein Problem dar, jedoch unterliegt sie für den Einsatz im Automotive-Bereich einem starken Optimierungsdruck hinsichtlich Gewicht, Materialaufwand sowie Herstellungskosten, um gegenüber anderen Energiespeicherkonzepten konkurrenzfähig zu sein.

Im Versuch und im Betrieb weisen die Hybridstrukturen große Streuungen hinsichtlich variierender Steifigkeiten und Festigkeiten auf. Dieses resultiert aus der großen Anzahl an variablen Parametern in der Herstellung von Compositen sowie aus der komplexen temperaturabhängigen Interaktion der Einzelkomponenten der Composite-Hybridstruktur. Diese Problematik lässt sich vor allem auf den komplexen Eigenspannungszustand, aber auch auf den Grad der Imperfektionen im strukturellen Aufbau zurückführen.

Eine sichere Struktur mit streuenden Struktureigenschaften erfordert jedoch hohe Sicherheitszahlen. Um effektiven und sicheren Leichtbau anwenden zu können und hieraus reduzierte Sicherheitszahlen abzuleiten, ist ein fundiertes Wissen um die Einflussparameter sowie über ihre komplexe Interaktion notwendig. Es existieren noch Wissenslücken beim physikalischen Verständnis des hybridspezifischen Strukturverhaltens, welches bisherige Ansätze nicht weitgreifend genug behandeln. Die vorliegende Arbeit soll einen Beitrag leisten um dieses Verständnis zu verbessern.

Lösungsweg:

Für die Parameteridentifikation und für die Sensitivitätsanalyse der Material-, Fertigungs- sowie Betriebsparameter wurde ein rechenzeiteffizientes Simulationsmodell als parametrisch analytisch geschlossene Formulierung erstellt. Ausgangspunkt ist die klassische Laminat Theorie (CLT: Classical Laminate Theory), die entsprechend der interdisziplinären Problemstellung durch Erkenntnisse aus den Bereichen der Composite- bzw. Polymercharakterisierung sowie der Plastizitätstheorie metallischer Werkstoffe

erweitert wurde. Das hieraus entstandene erweiterte Hybridscheiben-Modell simuliert schichtweise den vollständigen zweidimensionalen Spannungszustand eines Scheibenelementes im zylindrischen Bereich unter Berücksichtigung des umfassenden Eigenspannungszustandes. Es wird explizit der Eigenspannungszustand modelliert, der durch den Wickel- sowie den Autofrettageprozess während der Fertigung künstlich eingebracht wird, um das absolute Spannungsniveau im Liner für die Verbesserung des Ermüdungsverhaltens zu reduzieren. Ebenso wird umfassend der Eigenspannungszustand berücksichtigt, der im Betrieb im erheblichen Maße durch die Wärmeausdehnungsbehinderung im Hybrid entsteht. Alle Eigenspannungszustände sind als Funktion der Temperatur und des Innendrucks formuliert. Für die Simulation des Autofrettageprozesses wurde das plastische Verhalten nach Überschreiten der Linerdehngrenze mittels eines isotrop-verfestigenden Ansatzes beschrieben. Das Modell ist gültig für die Beschreibung eines Scheibenproblems für beliebig aufgebaute dünnwandige und mehrschichtige Hybridstrukturen. Es berücksichtigt keine zeitvarianten Parameter wie z. B. Kriechen oder Relaxation.

Ergebnisse:

Das vorgestellte erweiterte Hybridscheiben-Modell zeigt seine **Wirksamkeit** durch die rechenzeiteffizienten Parametervariationen bei der Spannungsanalyse. Im Rahmen der getroffenen Annahmen konnte das Modell seine **Zuverlässigkeit** in den Ergebnissen der Simulationen zeigen, die mit Hilfe umfangreicher Versuchsserien an Materialien und an Typ-III-Hybridbehältern **validiert** wurde. Das Modell liefert zuverlässig Werte für den zweidimensionalen Verzerrungszustand im elastischen und im plastischen Bereich. Die simulierten Werte für die Zwischenfaserbruchfestigkeit korrelieren mit Schallemissionsmessungen bei der Erstbelastung ebenso wie die Faserbruchfestigkeit mit einem durchgeführten Berstversuch. Die Werte der bleibenden plastischen Verzerrung konnten in Längsrichtung gut in Umfangsrichtung jedoch nur weniger befriedigend simuliert werden.

Die durchgeführten Simulationen für das konkrete Design eines Typ-III-Behälters haben gezeigt, dass die **Temperatur** einen entscheidenden Einfluss auf das Strukturverhalten hat. Durch die unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten behindern sich die einzelnen Komponentenausdehnungen und erzeugen einen nicht zu vernachlässigenden Eigenspannungszustand. Aufgrund der größeren thermischen Ausdehnung des Metallliners drückt dieser bei steigender Temperatur zunehmend gegen die Compositeschicht. Dadurch entstehen eine Zug-Eigenspannung im Composite und eine Druck-Eigenspannung im Liner. Dieser Eigenspannungszustand reduziert das Spannungsniveau aus der Innendruckbelastung im Liner und erhöht es in der Compositeschicht. Der bei höherer Temperatur drastisch abnehmende E-Modul des Harzes zeigt einen geringen Einfluss auf das globale Strukturverhalten des Hybrides. Wobei dieses nur gilt, wenn die Last hauptsächlich in Faserrichtung vom Composite getragen wird. Dreht sich die Faser aus der Hauptlastrichtung heraus, werden die temperaturabhängigen Harzeigenschaften dominanter. Die große Temperaturabhängig-

keit des Eigenspannungszustandes auf das Ermüdungsverhalten des Behälters konnte durch zyklische Innendruck-Belastungsversuche gezeigt werden. Bei tiefen Temperaturen, bei denen der temperaturabhängige Eigenspannungszustand den ermüdungsgefährdeten Liner geringer entlastet, versagten die Behälter wesentlich früher als bei höheren Temperaturen. Ebenfalls wurde der Innendruck, bei dem der Liner während des Autofrettageprozesses beginnt zu plastifizieren, experimentell ermittelt. Dieser eigenspannungsabhängige und somit auch temperaturabhängige Wert konnte mit dem erweiterten Hybridscheiben-Modell für die Autofrettagetemperatur reproduziert werden und validiert damit den simulierten Eigenspannungszustand für diese Temperatur. Das Modell liefert tendenziell höhere Steifigkeiten als sie der reale Behälter besitzt. Dieses stellt ein plausibles Ergebnis für die Simulation dar, da diese vom perfekten Zustand ausgeht und keine Imperfektionen berücksichtigt und dadurch weniger Freiheitsgrade besitzt als die reale Struktur. Diese höhere Steifigkeit hat zur Folge, dass der Eigenspannungszustand in der Simulation überbewertet wird, weshalb noch weitere Versuche für weitere Temperaturen zur vollständigen Validierung der Simulation des Eigenspannungszustandes erforderlich sind.

Soll die **Faservorspannung** eingesetzt werden, um gezielt einen Eigenspannungszustand aufzubauen, muss dies mit deutlich höheren Spannungen geschehen als sie üblicherweise in der Produktion bisher verwendet werden. Die Simulation zeigt, dass sich der ursprünglich eingebrachte Eigenspannungszustand in Abhängigkeit von der Faservorspannung reduziert, nachdem sich das elastische Gleichgewicht im Hybrid eingestellt hat. Mit steigender Faservorspannung nähert sich die Reduktion asymptotisch auf Werte zwischen 30 % und 40 % (Umfangsrichtung bzw. Längsrichtung) der eingebrachten Vorspannung.

Der Eigenspannungszustand aus dem **Autofrettageprozess** ist temperaturabhängig und stark druckabhängig. Höhere Autofrettagedrücke und niedrigere Temperaturen erzeugen absolut gesehen größere Eigenspannungswerte. Niedrigere Autofrettagedrücke und höhere Temperaturen erzeugen geringere Eigenspannungswerte. Durch Einstellung eines entsprechenden Druck- und Temperaturniveaus kann der Autofrettageprozess, unter Berücksichtigung der Druckfließgrenze des Liners optimiert werden. Andererseits besteht die Gefahr, dass sich bei Nichtberücksichtigung der Temperatur sowie des Druckes ein von den theoretischen Erwartungen abweichender realer Eigenspannungszustand einstellt, der eine erhebliche Änderung des Ermüdungsverhaltens des Liners zur Folge hat. Bei einer Abweichung des Autofrettagedruckes von $\pm 5\%$ stellt sich eine Abweichung des Eigenspannungszustandes von $\pm 9,7\%$ ein. Ändert sich die Temperatur des Autofrettageprozesses um $\pm 40\%$, was einer absoluten Temperaturschwankung von $\pm 7,2\text{ °C}$ bezogen auf RT entspricht, ändert sich der Eigenspannungszustand um $\pm 4,1\%$. Dies zeigt die Bedeutung einer effektiven Fertigungs- bzw. Produktionsüberwachung.

Die Simulation des **Betriebszustandes** hat gezeigt, dass für geringe Innendrucke und höhere Temperaturen die Gefahr besteht, dass der Liner ins Druckfließen kommt und dadurch seinen künstlich eingebrachten Eigenspannungszustand abbaut, was wiederum

eine Verschlechterung seines Ermüdungsverhaltens mit sich bringt. Eine Spannungsanalyse ausschließlich bei RT führt zu erheblichen Abweichungen vom realen Spannungszustand. So erhöht sich z. B. die Beanspruchung bei 0 MPa Innendruck und einer Behältertemperatur von +45 °C um 20 % bzw. bei 30 MPa Innendruck und einer Behältertemperatur von -40 °C um 85 % im Vergleich zum Zustand bei RT. Bei der Betrachtung der dynamischen Festigkeit muss deshalb neben der zyklischen Druckbelastung auch die wechselnde Temperaturbelastung als Temperaturkollektiv berücksichtigt werden.

Die **Produktionsüberwachung** sollte neben der Überwachung der Temperatur während der Produktion ebenfalls berücksichtigen, dass sich ein maßgeblicher kritischer Belastungszustand bei 0 MPa und einer Behältertemperatur von $T \geq +45 \text{ °C}$ einstellen kann, wie es sich z. B. bei der Lagerung nach abgeschlossenem Produktionsprozess ergeben könnte. Ebenso muss der Grad der Imperfektionen in der Hybridstruktur kontrolliert werden. Imperfektionen lassen sich vor allem bei Hybridstrukturen nicht vermeiden, jedoch sollte die Produktion sicherstellen, dass der Imperfektionsgrad keine zu großen Schwankungen einnimmt und somit ein reproduzierbares Strukturverhalten gewährleistet ist.

Die Betrachtung der **Festigkeiten** hat gezeigt, dass der Metallliner das kritisch belastete Bauteil des Hybridbehälters ist. Im Autofrettageprozess ist die Überschreitung der Dehngrenze beabsichtigt. Jedoch kann sie auch im drucklosen Zustand bei hohen Temperaturen im Druckspannungsbereich überschritten werden. Im Betrieb reicht die Beanspruchung des Liners bei maximalem Druck und tiefen Temperaturen sehr nahe an die Dehngrenze heran. Das Composite zeigt sowohl im Autofrettageprozess als auch im Betrieb im Bezug auf die Faserbruchfestigkeit noch große Sicherheitsreserven, was allerdings nur für zeitinvariantes Verhalten der Composite, welche keine Imperfektionen aufweisen, gilt. Die Zwischenfaserbruchfestigkeit wird bereits im Autofrettageprozess überschritten. Diese Zwischenfaserbrüche zeichnen sich in CT-Untersuchungen sowie in Schlifffbilder der Compositeoberfläche ab. Da es sich hier um den unkritischen Bruch-Mode A handelt und die Permeationseigenschaft ausschließlich durch den Liner gewährt wird, stellt dieses im statischen Fall keinen versagenskritischen Fall dar. Jedoch kann unter dynamischer Belastung durch das ständige Öffnen und Schließen der Rissfronten ein zusätzlicher Ermüdungsmechanismus, der zu einer Steifigkeitsdegradation führt, entstehen. Die lastwechselzahlabhängige Steifigkeitsdegradation der Behälter konnte in Versuchen nachgewiesen werden.

Fazit der Arbeit ist, dass der Eigenspannungszustand einen erheblichen Einfluss auf das Strukturverhalten und insbesondere auf die Anstrengung des Liners hat. Abgesehen von der Zwischenfaserbruchfestigkeit besitzt das Composite im Bezug auf die Faserbruchfestigkeit eine hinreichende Sicherheit. Die Darstellung des stark temperatur- und druckabhängigen Eigenspannungszustandes soll den Leser für die hier vorgestellten Parameter bei der strukturmechanischen Betrachtung von Hybridstrukturen sensibilisieren, was die Zielsetzung der vorliegenden Arbeit darstellt.

Ausblick:

Ohne Zweifel wird in Zukunft die Bedeutung der Hybriddruckbehälter steigen. Mit größerer Verbreitung muss auch die Vorhersagegenauigkeit der Analyseverfahren, welche die Hybridcharakteristik hinreichend berücksichtigen, verbessert werden. Das vorgestellte Verfahren ist ein Schritt in diese Richtung. In den nächsten Schritten muss dieses Werkzeug weiter ausgebaut werden, um die Genauigkeit zu verbessern und den Geltungsbereich zu erweitern. Sowohl die Problemstellung als auch die noch offenen Fragen bzw. die notwendigen Erweiterungen müssen interdisziplinär bearbeitet werden.

Das vorgestellte Simulationsverfahren zeigt Schwächen bei der Beschreibung der **Plastizität**. Das orthotrope Fließverhalten des Liners im Hybridbehälter konnte mit dem gewählten isotrop-verfestigenden Ansatz weniger zufriedenstellend simuliert werden. Hier wäre der nächste Schritt die Anwendung einer orthotropen Fließregel nach dem Überschreiten der Dehngrenze.

Wie die Simulation gezeigt hat, besteht durchaus die Gefahr, dass der Liner unter entsprechenden Randbedingungen in den Druckfließbereich kommen kann. Da dieser Fall den eingestellten Eigenspannungszustand abbaut, sollte das Modell hier mit einem Ansatz erweitert werden, das auch den sog. Bauschinger-Effekt berücksichtigt.

Der größte Bereich für mögliche Erweiterungen stellt wohl die Modellierung des **Composites** unter Berücksichtigung der Hybriderweiterung dar. Als sinnvoll und einfach im Modell zu implementieren ist der nicht unerhebliche Einfluss auf die Compositeschicht durch Feuchtigkeitsaufnahme, welche eine Quellung erzeugt.

Ebenso könnte der Einsatzbereich des Modells von dünnwandigen auf dickwandige Strukturen durch Berücksichtigung des dreidimensionalen Spannungszustandes erweitert werden. Jedoch ist hierbei zu beachten, dass diese zusätzliche Dimension für alle Parameter im Modell angewandt werden muss und dementsprechend die Rechenzeiteffizienz des Modells negativ beeinflusst wird.

Von großer Bedeutung ist es, die Imperfektionen, die durch den Herstellungsprozess und später auch im Betrieb entstehen, näher zu beleuchten und offene Fragen in diesem Bereich zu klären. Vor allem die sukzessiv auftretenden Schadensmechanismen, welche eine stetige lastwechselzahlabhängige Steifigkeitsdegradation bewirken, wie sie die zyklischen Versuche zeigen, sind wichtige Aspekte für die Realisation von sicheren Leichtbaustrukturen.

Die zeitabhängige Temperaturänderung in Form eines Temperaturgradienten über die Wandstärke, wie er sich vor allem im Betankungszyklus einstellt, sollte über schichtweise veränderliche Temperatur Berücksichtigung finden. Jedoch stellen das zeitvariante Strukturverhalten, wie es durch die Hysterese im Druck-Verzerrungsverlauf der Behälterversuche für unterschiedliche Temperaturen und Belastungsgeschwindigkeiten zu erkennen war, sowie das viskos-elastische Verhalten in Form von Kriech- und Relaxationsprozessen, das einen Abbau des eingestellten Eigenspannungszustandes bewirkt, eine der größten Herausforderungen für die akkurate Modellierung von

Compositen bzw. von Hybriddruckbehältern dar. Diese offenen Fragestellungen im Composite- bzw. Hybridbereich sind Bestandteil aktueller Forschungsvorhaben.

Das grundsätzliche Problem der Streuungen bei Compositen und Hybridstrukturen macht die Bestimmung von **Werkstoffparametern** sehr schwierig. Um die Ursachen der Streuungen besser einkreisen zu können, müssen noch weitere Versuche an Einzelkomponenten der Hybridbehälter, aber auch am Gesamtbehälter mit weiteren Versuchsvariationen durchgeführt werden. Für die Abbildung der Verzerrungszustände sollten flächige Messverfahren – wie z. B. das Bildkorrelationsverfahren (DIC) – eingesetzt werden, um lokale Effekte, welche von DMS-Messungen nicht ohne weiteres abgebildet werden, besser erfassen zu können.

Die Simulation hat die große Bedeutung und die Komplexität des Eigenspannungszustandes auf das Strukturverhalten gezeigt. Hier sollten geeignete Messverfahren ansetzen, um den Eigenspannungszustand experimentell über größere Temperaturbereiche besser zu erfassen und dadurch das Simulationsverfahren zu verbessern.

Die vorliegende Arbeit ist ein Schritt zur Verbesserung des physikalischen Verständnisses der Hybridstrukturen. Weitere Schritte sind jedoch notwendig, um das Strukturverhalten der Hybridstrukturen mit ihren vielen Parametern zuverlässiger darzustellen.

Denn nach Schwitters ([Scw24]) gilt: *Wenn wo 'ne Schraube ist, muß man auch dran drehen.*

6 Anhang

6.1 Anhang – Compositeparameter

Tabelle 6-1: Verwendete Materialdaten des Epoxydharzsystems.

Halbzeug	Kennwert	Einheit	Wert	Quelle
Bakelite EPR L 1100 mit EPH 161				
	$E_{T=20^{\circ}C}$	MPa	3180	Messung
	$G_{T=20^{\circ}C}$	MPa	1223	Messung
	$\alpha_{T=20^{\circ}C}$	1/K	$64,4 \cdot 10^{-6}$	Messung
	$T_g = TT$	°C	90	Messung
	$\nu_{\perp\parallel} = \nu_{\parallel\perp}$	---	0,3	[Sch05]

Tabelle 6-2: Messergebnisse der Zugversuchen an Epoxydharzproben (Bakelite EPR L 1100 mit EPH 161).

Nr.	A [mm ²]	E-Modul [MPa]	σ_{Dehn} [MPa]	$\varepsilon_{\text{Dehn}}$ [%]	σ_{Bruch} [MPa]	$\varepsilon_{\text{Bruch}}$ [%]
1	8	2914	13,24	1,42	77,60	12,40
2	8	2902	09,64	0,42	77,18	11,52
3	8	3288	12,37	1,09	79,81	12,20
4	8	3124	10,22	0,52	79,10	13,28
5	8	3014	10,30	0,47	77,24	11,04
6	8	3801	13,42	1,01	79,89	10,82
7	8	3408	11,92	0,89	85,48	12,17
8	8	2870	10,71	0,57	77,29	10,57
9	8	3292	10,02	0,37	78,38	11,15
10	8	3092	10,65	0,49	76,90	11,31
11	8	3894	10,63	0,33	76,78	13,77

Tabelle 6-3: Mittelwert und Standardabweichung der 11 Zugversuche an Epoxydharzproben (Bakelite EPR L 1100 mit EPH 161).

Serie n=11	E-Modul [MPa]	σ_{Dehn} [MPa]	$\varepsilon_{\text{Dehn}}$ [%]	σ_{Bruch} [MPa]	$\varepsilon_{\text{Bruch}}$ [%]
Mittelwert	3236	11,19	0,69	78,70	11,84
Standardabw.	349	1,32	0,36	2,52	1,02

Tabelle 6-4: Verwendete Materialdaten der Kohlefaser.

Halbzeug	Kennwert	Einheit	Wert	Quelle
Kohlefaser HT Pyrofil TRH50 12 k Filamente				
	E_{\parallel}	MPa	255000	PYROFIL™
	E_{\perp}	MPa	13000	[Sch05]
	G	MPa	50000	[Sch05]
	$\nu_{\perp\parallel} = \nu_{\parallel\perp}$	---	0,23	[Sch05]
	$\alpha_{\text{Temp}\parallel}$	1/K	$-0,45 \cdot 10^{-6}$	[Sch05]
	$\alpha_{\text{Temp}\perp}$	1/K	$12,5 \cdot 10^{-6}$	[Sch05]

Tabelle 6-5: Empfohlene **Degradationsparameter** nach [Kno03].

Werkstoff	Bruchmodus	Kennwert	η_r	c	ζ
GFK	ZFB Modus A	E_{\perp}	0,03	5,34	1,31
		$G_{\perp\parallel}$	0,25	0,7	1,53
		$\nu_{\perp\parallel}$	1	0	1
CFK	ZFB Modus A	E_{\perp}	0,03	5,34	1,31
		$G_{\perp\parallel}$	0,67	0,95	1,17
		$\nu_{\perp\parallel}$	1	0	1

Tabelle 6-6: **Festigkeiten R und Neigungsparameter p** der UD-Schicht nach [Puc02b], [Sch05], [VDI06].

$\varphi=60\%$	$R_{\parallel}^{(+)}$ [MPa]	$R_{\parallel}^{(-)}$ [MPa]	$R_{\perp}^{(+)}$ [MPa]	$R_{\perp}^{(-)}$ [MPa]	R_{\parallel} [MPa]	$p_{\perp\parallel}^{(+)}$ [-]	$p_{\perp\parallel}^{(-)}$ [-]	$p_{\perp\perp}^{(+)}$ [-]	$p_{\perp\perp}^{(-)}$ [-]
GFK/Epoxydharz	1200	900	45	145	65	0,3	0,25	0,2-0,25	0,2-0,25
CFK(HT)/Epoxydharz	1800	1200	50	230	100	0,35	0,3	0,25-0,3	0,25-0,3

6.2 Anhang – Materialkennwerte AA6061-T6

Tabelle 6-7: Materialkennwerte aus verschiedenen Literaturstellen

	AA6061-T6 [AAD06]	AA6061-T6 [GRA07]	AA6061-T6 [MMP03]
E-Modul [MPa]	68000 (min.)	68000-74000	68000 (min.)
Zugfestigkeit [MPa]	310	241-320	290
Druckfestigkeit [MPa]	keine Angabe	207-290	keine Angabe
Dehngrenze $R_{p0,2}$ [MPa]	275	193-290	240
Bruchdehnung [%]	7 (min.)	5-12	8-10 (min.)
Querkontraktionszahl ν	0,33	0,325-0,335	0,33
Ausdehnungskoeffizient $[1/K]$	---	---	$23,6 \cdot 10^{-6}$

Tabelle 6-8: Parameter des verwendeten bilinearen isotrop-verfestigenden Ansatzes für den Liner.

Sekantenmodul im elastischen Bereich	$E_{elastisch}$	[MPa]	77185
Tangentenmodul im plastischen Bereich	$E_{plastisch}$	[MPa]	10300
Querkontraktionszahl im elastischen Bereich	$\nu_{elastisch}$	[/]	0,33
Querkontraktionszahl im plastischen Bereich	$\nu_{plastisch}$	[/]	0,48
Dehngrenze	$R_{p0,01}$	[MPa]	256,7

6.3 Anhang – Steifigkeitsmatrizen

Steifigkeitsmatrix des Aluminiumliners [MPa]:

$$\begin{bmatrix} 86618 & 28584 & 0 \\ 28584 & 86618 & 0 \\ 0 & 0 & 29017 \end{bmatrix}$$

Reduzierte Steifigkeitsmatrix der UD-Compositeschicht [MPa] bei $\varphi_{Comp} = 60\%$, Kohlefaser-Epoxydharz:

$$\begin{bmatrix} 182.000 & 3.100 & 0 \\ 3.100 & 12.375 & 0 \\ 0 & 0 & 8.848 \end{bmatrix}$$

Steifigkeitsmatrix des MSV [MPa] bei $\varphi_{Comp} = 60\%$, Kohlefaser-Epoxydharz:

$$\begin{bmatrix} 75.601 & 8.630 & 0 \\ 8.630 & 107.636 & 0 \\ 0 & 0 & 14.333 \end{bmatrix}$$

Steifigkeitsmatrix des Hybrides [MPa] bei $\varphi_{Comp} = 60\%$:

$$\begin{bmatrix} 78.755 & 14.344 & 0 \\ 14.344 & 101.618 & 0 \\ 0 & 0 & 18.538 \end{bmatrix}$$

7 Literatur

[Ara07] Arafath, A.R.A.; Vaziri, R.; Poursartip, A.: Closed-Form Solutions for Process-Induced Stresses and Deformations of Flat and Curved Composite Parts. 6th Canadian International Composites Conference (CANCOM), Winnipeg, August, 2007.

[Ara08] Arafath, A.R.A.; Vaziri, R.; et al.: Closed-Form Solution for Process-Induced Stresses and Deformation of a Composite Part Cured on a Solid Tool: Part I – Flat Geometries. Journal Composites Part A: Applied Science and Manufacturing. To be published in 2008.

[AAD06] Kaufmann, J.G.: Aluminium Alloy Database. Knovel 2006.

[Ahc06] Ahci, E.; Talreja, R.: Characterization of viscoelasticity and damage in high temperature polymer matrix composites. Composites Science and Technology. 66, (2006), 14, 2506-2519.

[Ale07] Alegre, J. M.; Bravo, P.; Preciado, M.: Fatigue behaviour of an autofrettaged high-pressure vessel for the food industry. Engineering Failure Analysis. 14, (2007), Issue 2, 396-407.

[And07,1] Anders, S.: Thermal Loading Cases of Hydrogen high Pressure Storage Cylinders. 2nd International Conference on Hydrogen Safety (ICHHS), San Sebastian, September, 2007.

[And07,2] Anders S.: Residual Stresses in Composite-Metal Structures for High Pressure H₂ Gas Cylinders. 6th Canadian International Composites Conference (CANCOM), Winnipeg, August, 2007.

[AST99] ASTM E070403-95/1: Field Data on Testing of Natural Gas Vehicle (NGV) Containers Using Proposed ASTM Standard Test Method for Examination of Gas-Filled Filament-Wound Pressure Vessels Using Acoustic Emission. ASTM international 1999.

[AST02] ASTM E2191-02: Standard Test Method for Examination of Gas-Filled Filament-Wound Composite Pressure Vessels Using Acoustic Emission. ASTM international 2002.

[AST04] ASTM E111-04: Standard Test Method for Young's Modulus, Tangent Modulus, and Chord Modulus. ASTM international 2004.

[BaE98] Barbero, J.E.: Introduction to Composite Materials Design. New York: Taylor & Francis Ltd 1998.

[BaE03] Barbero, J.E.; Wen, W.Ed.: Autofrettage to Offset Coefficient of Thermal Expansion Mismatch in Metal-Lined Composite Pipes. ASTM International, ASTM STP 1436, (2003), Composite Materials: Testing and Design, 193-204.

[BaE07] Barbero, J.E.: Finite Element Analysis of Composite Material. New York: Taylor & Francis Ltd 2007.

[Bak04] Bakelite AG: Technische Information EP Epoxidharze - Bakelite EPR L 1100 – Bakelite EPH 161. Duisburg-Meiderich: Bakelite AG 2004.

-
- [Bar03] Barral, K.; et al.: Thermal Effects related to H₂ Fast Filling in High Pressure Vessels depending on Vessel Types and Filling Procedures: Modelling, Trials and Studies. European Energy Conference (EEC), Grenoble, September, 2003.
- [Bar04] Barral, K.; Pregassame, P.; Renault, P.: Thermal effects of fast filling hydrogen compression in refueling stations. 15th World Hydrogen Energy Conference (WHEC), Yokohama, June, 2004.
- [Bat02] Bathe, K.J.: Finite-Elemente-Methoden. 2. Auflage. Berlin, Heidelberg, New York: Springer-Verlag 2002.
- [Bau86] Bauschinger, J.: Ueber die Veränderung der Elastizitätsgrenze und der Festigkeit des Eisens und Stahls durch Strecken und Quetschen, durch Erwärmen und Abkühlen und durch oftmal wiederholte Beanspruchung. Mitteilungen aus dem Mechanisch-Technischen Laboratorium. 13, (1886), Theodor Ackermann, München.
- [Bet01] Betten, J.: Kontinuumsmechanik: Elasto-, Plasto- und Kriechmechanik. 2. Auflage. Berlin, Heidelberg, New York: Springer-Verlag 2001.
- [Boh06] Bohse, J.; Anders, S.; et al.: Manufacturing Quality Control of High-Pressure Composite Cylinders by Acoustic Emission. 9th European NDT Conference (ECNDT), Berlin, September, 2006.
- [Boll87] Boller, Chr.; Seeger, T.: Materials data for cyclic loading. Part D: Aluminium and Titanium Alloys. Materials science monographs, 42D. Amsterdam: Elsevier 1987.
- [Bol69] Bolotin, V.V.; Bolotina, K.S.: Calculation of the residual stresses and strains in wound reinforced-plastic products. Polymer Mechanics. 5, (1969), 1, 134-139.
- [BPS07] BP Statistical Review of World Energy June 2007. Internet: BP 2007.
- [Bri66] Brivmanis, R. E.: Experimental determination of residual stresses in wound unidirectional glass-reinforced plastics. Mechanics of Composite Materials. 2, (1966), 1, 123-129.
- [Buz05] Buzug, T.M.: Einführung in die Computertomographie: mathematisch-physikalische Grundlagen der Bildrekonstruktion. 1. Nachdruck. Berlin: Springer 2005.
- [Cas06] Casari, P.; Jacquemin, F.; et al.: Characterization of residual stresses in wound composite tubes. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing. 37, (2006), 2, 337-343.
- [Chu85] Chu, T.C.; Ranson, W.; et al.: Applications of digital-image-correlation techniques to experimental mechanics. Experimental Mechanics. 25, (1985), 3, 232-244.
- [Cos97] da Costa, L.E. V. L.: Zur Berechnung eines Hochdruckbehälters aus Faserverbundwerkstoff mit einem mittragenden Liner unter Vorspannung. Dissertation an der RWTH Aachen. Aachen: Lönnes & Schmitz 1997.
- [Dal06] Dallner, C.; Ehrenstein, G.W.: Thermo-mechanische Einsatzgrenzen von Kunststoffen. Kunststoffe. 05, (2006), 96-102.
-

- [DIN01] DIN EN 10002-1: Metallische Werkstoffe, Zugversuch, Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur. DIN Deutsches Institut für Normung. Berlin: Beuth-Vertriebs 2001.
- [DIN44] DIN 53 504: Werkstoffprüfung: Ermittlung der Elastizitätsgrenze. 1944.
- [DIN94] DIN 53 504: Prüfung von Kautschuk und Elastomeren, Bestimmung von Reißfestigkeit, Zugfestigkeit, Reißdehnung und Spannungswerten im Zugversuch. DIN Deutsches Institut für Normung. Berlin: Beuth-Vertriebs 1994.
- [DIN94-2] DIN 13343: Linear-viskoelastische Stoffe. Begriffe, Stoffgesetze Grundfunktionen. DIN Deutsches Institut für Normung. Berlin: Beuth-Vertriebs 1994.
- [ECE01] ECE Regulation No. 110: 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. ECE June 2001.
- [För71] Förster, R.; Knappe, W.: Experimentelle und theoretische Untersuchungen zur Reißbildungsgrenze an zweischichtigen Wickelrohren aus Glasfaser/Kunststoff unter Innendruck. Kunststoffe. 61, (1971), 8, 583-588.
- [Gae88] Gädke, M.: Hygrothermomechanisches Verhalten Kohlenstofffaserverstärkter Epoxidharze. Fortschritt-Berichte VDI Reihe 5 Nr. 136. Düsseldorf: VDI-Verlag 1988.
- [Gir54] Girkmann, K.: Flächentragwerke. 3. Auflage. Wien: Springer-Verlag 1954.
- [GRA07] Granta Design Limited: CES Selector Version 4.61. 2007.
- [Ger02] Gerl, B.: Innovative Automobilantriebe. Landsberg/Lech: Moderne Industrie 2002.
- [GRP03] Proposal for a new draft Regulation "Uniform Provisions Concerning the Approval of.....Vehicles Using Compressed Hydrogen...." of the GRPE Informal Group: Hydrogen/Fuel Cell Vehicles. TRANS/WP.29/GRPE/2004/3. 31st October 2003.
- [Hag03] Hagenbeek, M.; van Hengel, C.; et al.: Static Properties of Fibre Metal Laminates. Journal Applied Composite Materials. 10, (2003), 207-222.
- [Hai02] Haibach, E.: Betriebsfestigkeit: Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung. 2. Auflage. Berlin: Springer-Verlag 2002.
- [Har74] Harvey, J.F.: Theory and Design of Modern Pressure Vessels. New York: Van Nostrand Reinhold Company 1974.
- [Har05] Hartung J.; et al.: Statistik – Lehr- und Handbuch der angewandten Statistik. München: Oldenbourg Wissenschaftsverlag 2005.
- [Hei86] Heißler H.: Verstärkte Kunststoffe in der Luft- und Raumfahrttechnik. Stuttgart: Verlag W. Kohlhammer 1986.
- [Hin98] Hinton, M. J.; Soden, P. D.: Predicting failure in composite laminates: the background to the exercise. Composites Science and Technology. 58, (1998), 7, 1001-1010.

-
- [Hin02-1] Hinton, M. J.; Kaddour, A. S.; et al.: A comparison of the predictive capabilities of current failure theories for composite laminates, judged against experimental evidence. *Composites Science and Technology*. 62, (2002), 12-13, 1725-1797.
- [Hin02-2] Hinton, M. J.; Kaddour, A. S.; et al.: Evaluation of failure prediction in composite laminates: background to 'part B' of the exercise. *Composites Science and Technology*. 62, (2002), 12-13, 1481-1488.
- [Hin04] Hinton, M. J.; Kaddour, A. S.; et al.: Evaluation of failure prediction in composite laminates: background to 'part C' of the exercise. *Composites Science and Technology*. 64, (2004), 3-4, 321-327.
- [Hof87] Hoffmann, K.: Eine Einführung in die Technik des Messens mit Dehnungsmeßstreifen. Darmstadt: Baldwin Messtechnik GmbH (Hrsg.) 1987.
- [Hüt00] Czichos, H.: Hütte: Die Grundlagen der Ingenieurwissenschaften. 31. Auflage. Berlin: VDI Springer Verlag 2000.
- [IEA04] International Energy Agency: CO2 Emissions from Fuel Combustion 1971-2002. IEA 2004.
- [Ili94] Ilias, N.: Zur numerischen Behandlung gekoppelter thermoviskoelastischer Probleme. Fortschritt-Berichte VDI Reihe 18 Nr. 159. Düsseldorf: VDI-Verlag 1994.
- [ISO00] ISO 11439: Gasflaschen – Gasflaschen zur Mitführung von verdichtetem Erdgas als Treibstoff für Kraftfahrzeuge. Berlin: Beuth-Verlag September 2000.
- [Iss06] Issler, Lothar; et al.: Festigkeitslehre – Grundlagen. 2. Auflage (Nachdruck 2006). Berlin Heidelberg: Springer-Verlag 2006.
- [Jai89] Jain, A.K.: Fundamentals of digital image processing. Englewood Cliffs, NJ: Prentice-Hall 1989.
- [Jak87] Jakobi, R.: Zur Spannungs-, Verformungs- und Bruchanalyse an dickwandigen, rohrförmigen Bauteilen aus Faser-Kunststoff-Verbunden. Fortschritt-Berichte VDI Reihe 5 Nr. 126. Düsseldorf: VDI-Verlag 1987.
- [Jon75] Jones, R.M.: Mechanics of composite materials. Düsseldorf: McGraw-Hill 1975.
- [Joh01] Johnston, A.A.; Vaziri R.; Poursartip, A.: A Plane Strain Model for Process-Induced Deformation of Laminated Composite Structures. *Journal of Composite Materials*. 35, (2001), 16, 1435-1469.
- [Kal80] Kalb, M.; Noll, H.: Klimadaten von Europa – Teil I: Nord-, West- und Mitteleuropa. Offenbach am Main: Selbstverlag des Deutschen Wetterdienstes 1980.
- [Kar07] Kargarnovin, M. H.; Darijani, H.; Naghdabadi, R.: Evaluation of the optimum prestressing pressure and wall thickness determination of thick-walled spherical vessels under internal pressure. *Journal of the Franklin Institute*. 344, (2007), 439-451.
- [Kna89] Knaust, U.: Zur Analyse und Optimierung von Faserverbund-Leichtbauteilen. VDI-Fortschritt-Berichte Reihe 20 Nr. 11. Düsseldorf: VDI-Verlag 1989.
-

- [Kno99] Knothe, K.; Wessels, H.: Finite Elemente. 2. Auflage. Berlin Heidelberg New York: Springer-Verlag 1999.
- [Kno03] Knops, M.: Sukzessives Bruchgeschehen in Faserverbundlaminaten. IKV – Berichte aus der Kunststoffverarbeitung, Band 140. Verlag Mainz 2003.
- [Kob07] Kobayashi, S., et al.: Burst strength evaluation of the FW-CFRP hybrid composite pipes considering plastic deformation of the liner. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, Vol. 38, (2007), Issue 5, 1344-1353.
- [Kop00] Kopp, J.: Zur Spannungs- und Festigkeitsanalyse von unidirektionalen Faserverbundkunststoffen. IKV – Berichte aus der Kunststoffverarbeitung. Band 99. Mainz: Wissenschaftsverlag Mainz GmbH 2000.
- [Kos96] Kossira, H.: Grundlagen des Leichtbaus - Einführung in die Theorie dünnwandiger stabförmiger Tragwerke. Berlin Heidelberg New York: Springer-Verlag 1996.
- [Kri03] Krieger, J.: Auslegung und Berechnung von Hochdruckbehältern aus Faserverbundkunststoff. Aachen : Wissenschaftsverlag Mainz GmbH 2003.
- [Lam66] Lamé, G.: Lecons Sur La Theorie Mathematique De L'Elasticite Des Corps Solides. Paris: Deuxieme Edition 1866.
- [Laz97] Lazzarin, P.; Livieri, P.: Different solutions for stress and strain fields in autofrettaged thick-walled cylinders. International Journal of Pressure Vessels and Piping. Vol. 71, (1997), Issue 3, 231-238.
- [Lif95] Lifshitz, J.M.; Dayan, H.: Filament-wound pressure vessel with thick metal liner. Composite Structures. 32, (1995), 313-323.
- [Lub01] Lubarda, V.A.: Elastoplasticity Theory. Boca Raton (USA): CRC Press Inc 2001.
- [Man07] Mannigel, M.: Untersuchungen zum Einfluss von Schubspannungen auf das Faserbruchgeschehen in CFK. IKV – Berichte aus der Kunststoffverarbeitung. Mainz: Wissenschaftsverlag Mainz GmbH 2007.
- [MMP03] Metallic Materials Properties Development and Standardization (MMPDS). HIS 2003.
- [Maj03] Majzoubi, G. H.; Farrahi, G. H.; Mahmoudi, A. H.: A finite element simulation and an experimental study of autofrettage for strain hardened thick-walled cylinders. Materials Science and Engineering A. Vol. 359, (2003), Issue 1-2, 326-331.
- [Mah01] Mahieux, C. A.; Reifsnider, K.L.: Property modeling across transition temperatures in polymers: a robust stiffness–temperature model. Polymer, Vol. 42, (2001), Issue 7, 3281-3291.
- [Mil05] Miller, R. K.; Hill, E. vK.; Moore, P. O.: Acoustic Emission Testing. ASNT Handbook of Nondestructive Testing. Vol. 6. 3rd ed.. American Society for Nondestructive Testing 2005.

-
- [Mül96] Müller, M.J.: Handbuch ausgewählter Klimastationen der Erde. 5. Auflage. Trier: Universität Trier 1996.
- [Nov05] Novak, P.: Special Aspects of Stress Analysis of 700 bar – Hydrogen Storage Cylinders (Poster Presentation). 2nd European Hydrogen Energy Conference (EHEC), Zaragoza, November, 2005.
- [Nov06] Novak, P.: Ein Beitrag zur Strukturoptimierung dickwandiger Hybrid-Hochdruckspeicher. Fortschritt-Berichte VDI Reihe 18 Nr. 306. Düsseldorf: VDI-Verlag 2006.
- [Pre04] Pregassame, P.; Barral, K.; et al.: Operation feedback of hydrogen filling station. Hydrogen and Fuel Cells 2004 Conference and Trade Show, Toronto, September 2004.
- [Puc67] Puck, A.: Zur Beanspruchung und Verformung von GFK-Mehrschichtenverbund-Bauelementen. Teil1. Grundlagen der Spannungs- und Verformungsanalyse. Kunststoffe. 57, (1967), 4, 284-293.
- [Puc69] Puck A.: Festigkeitsberechnung an Glasfaser/Kunststoff-Laminaten bei zusammengesetzter Beanspruchung. Bruchhypothese und schichtenweise Bruchanalyse. Kunststoffe. 59, (1969), 780-787.
- [Puc92] Puck A.: Faser-Kunststoff-Verbunde mit Dehnungs- oder Spannungs-Kriterien auslegen?. Kunststoffe. 82, (1992), 431-434.
- [Puc96] Puck, A.: Festigkeitsanalyse von Faser-Matrix-Laminaten. Modelle für die Parxis. München, Wien: Carl Hanser Verlag 1996.
- [Puc98] Puck, A., Schürmann, H.: Failuar Analysis of FRP Laminates by Means of Physically Based Phenomenological Models – Part A. Composites Science and Technology. 58 (7), (1998), 1045-1067.
- [Puc02] Puck, A; Schürmann, H.: Failure Analysis of FRP Laminates by means of Physically Based Phenomenological Models – Part B. Composites Science and Technology. 62, (2002), 1633-1662.
- [Puc02b] Puck, A.; Kopp, J.; Knops, M.: Guidelines for the determination of the parameters in Puck's action plane strength criterion. Composites Science and Technology. 62 (3), (2002), 371-378.
- [Puc07] Puck, A.; Mannigel, M.: Physically based non-linear stress-strain relations for the inter-fibre fracture analysis of FRP laminates. Composites Science and Technology. 67 (9), (2007), 1955-1964.
- [Ram43] Ramberg, W.; Osgood, W. R.: Description of stress-strain curves by three parameters. Technical Notes National Advisory Committee For Aeronautics. No. 902, (1943), NASA Technical Reports Server.
-

[Ras95] Rasche C: Umgebungs- und verarbeitungsbedingte Einflüsse auf die Eigenschaften kontinuierlich faserverstärkter Thermoplaste. Egelsbach, Frankfurt, Washington: Hänsel Hohenhausen 1995.

[Ric05] Richeton, J.; Schlatter, G.; et al.: A unified model for stiffness modulus of amorphous polymers across transition temperatures and strain rates. *Polymer*. Vol. 46, (2005), Issue 19, 8194-8201.

[Rob07] Robelius, F.: Giant Oil Fields - The Highway to Oil: Giant Oil Fields and their Importance for Future Oil Production. PhD Theses University of Uppsala, Physics, Department of Nuclear and Particle Physics. Uppsala: University of Uppsala 2007.

[Sch05] Schürmann, H.: Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden. Berlin: Springer-Verlag 2005.

[Sch89] Schürmann, H.: Zur Erhöhung der Belastbarkeit von Bauteilen aus Faser-Kunststoff-Verbunden durch gezielt eingebrachte Eigenspannungen. Fortschritt-Berichte VDI Reihe 1 Nr. 170. Düsseldorf: VDI-Verlag 1989.

[ScK92] Schulte, K.: Faserverbundwerkstoffe mit Polymermatrix – Aufbau und mechanische Eigenschaften. DLR-Forschungsbericht. 92-28, (1992).

[ScM95] Schön, M.; Seeger, T.: Dauerfestigkeitsberechnung und Bemessung autofrettierter innendruckbeanspruchter Bauteile. *Mat.-wiss. und Werkstofftechnik*. 26, (1995), 347-356.

[Scw24] Schwitters, K.: Märchen vom Paradies. Der Hahnepeter. Hanover: Apossvverlag 1924.

[SFB06] Busse, G., et al.: Damage and its Evolution in Fiber-Composite Materials: Simulation and Non-Destructive. Norderstedt: Books on Demand GmbH 2006.

[Sic05] Sicot, O.; et al.: Influence of residual stresses on the mechanical behaviour of composite laminate materials. *Adv. Composite Material*. Vol. 14, (2005), No. 4, International Science Publishers, 319-342.

[Sta00] Stark, W.; et al.: Vernetzen statt Verglasen. *KU Kunststoffe*. Jahrgang 90, (2000), 90-92.

[Ste96] Stellbrink, K.: *Mircomechanics of Composites*. München: Hanser Verlag 1996.

[Snd77] Schneider, W.: Thermische Ausdehnungskoeffizienten und Wärmespannungen faserverstärkter Kunststoffe, in Kohlenstoff- und aramidfaserverstärkten Kunststoffen. Düsseldorf : VDI-Verlag 1977.

[Sod98] Soden, P. D.; Hinton, M. J.; et al.: A comparison of the predictive capabilities of current failure theories for composite laminates. *Composites Science and Technology*. 58, (1998), (7), 1225-1254.

-
- [Sod04] Soden, P. D.; Kaddour, A. S.; et al.: Recommendations for designers and researchers resulting from the world-wide failure exercise. *Composites Science and Technology*. 64, (2004), (3-4), 589-604.
- [Sue81] Schueller, G.L.: Einführung in die Sicherheit und Zuverlässigkeit von Tragwerken. München: Wilhelm Ernst und Sohn Verlag 1981.
- [Sza56] Szabo, I.: Höhere Technische Mechanik. Berlin Göttingen Heidelberg: Springer-Verlag 1956.
- [Tep85] Teply, J.L.; Herbein, W.C.: Failure Modes for Filament Wound Aluminium Natural Gas Cylinders. Proceedings of the Fracture-Mechanism Program, Int. Con. and Exposition on Fatigue, Salt Lake City, December, 1985.
- [The07] Thesken, J.C.: Composite Overwrap Pressure Vessels: Mechanics and Stress Rupture Lifting Philosophy. 48th AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics, and Materials Conference, Honolulu, April, 2007.
- [Thu02] Thumser, R.; Bergmann, J. W.; et al.: Residual stress fields and fatigue analysis of autofrettaged parts. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*. 79, (2002), 2, 113-117.
- [Tim25] Timoshenko, S.P.: Analysis of bi-metal thermostats. *Journal Optical Society of America*. 11, (1925), 233–255.
- [Tom06] Tomioka, J.; et al.: Thermal Behavior in Hydrogen Storage Tank for Fuel Cell Vehicle on Fast Filling. 16th World Hydrogen Energy Conference (WHEC), Lyon, July, 2006.
- [Tra02] Trappe, V.: Beschreibung des intralaminaren Ermüdungsverhaltens von CFK mit Hilfe innerer Zustandsvariablen. Fortschritt-Berichte VDI Reihe 5 Nr. 646. Düsseldorf: VDI-Verlag 2002.
- [Tsa87] Tsai, S.W.: Composites Design. Third Edition. Dayton, Paris, Tokyo: Think Composites 1987.
- [VDI06] VDI Richtlinie 2014 – Blatt 3: Entwicklung von Bauteilen aus Faser-Kunststoff-Verbund - Berechnungen, Berlin: Beuth Verlag GmbH September 2006.
- [Ver95] Verolme, K.: The Development of a Design Tool for Fiber Metal Laminate Compression Pannels. Dissertation Delft University of Technology. Delft: 1995.
- [Vlo01] Vlot, A.; Gunnink, J.W.: Fibre Metal Laminates: An Introduction. Dordrecht: Kluwer Academic Publisher Technology & Industrial Arts 2001.
- [Voe91] Völzke, H.: Tragverhalten und Dimensionierung faserverstärkter Druckbehälter. Dissertation an der TU Berlin. Berlin: Eigenverlag 1991.
- [Vri99] de Vries, T. J.; et al.: Delamination behavior of spliced Fiber Metal Laminates. Part 1. Experimental results. *Composite Structures*. Vol. 46, (1999), 131-145.
-

[Wie96,1] Wiedemann, J.: Leichtbau. Band 1: Elemente. 2. Auflage. Berlin Heidelberg New York: Springer-Verlag 1996.

[Wie96,2] Wiedemann, J.: Leichtbau. Band 2: Konstruktion. 2. Auflage. Berlin Heidelberg New York: Springer-Verlag 1996.

[Wie81] Wiedemann J.: Elastizität und Festigkeit von Bauteilen aus GFK. Glasfaserverstärkte Kunststoffe, Expert-Verlag Grafenau, 1981.