

Toleranzmanagement für Bauteile aus kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff

Ursachen der geometrischen Streuung, präventive Vorhersagen
der Maßhaltigkeit und der Einsatz des Werkstoffes im Rohbau

Zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor der Ingenieurwissenschaften

der Fakultät für Maschinenbau

Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

genehmigte

Dissertation

von

Dipl.-Ing. Philipp Steinle

Tag der mündlichen Prüfung: 18.03.2015

Hauptreferent: Prof. Dr.-Ing. Frank Henning

Korreferent: Prof. Dr.-Ing. Peter Gust

Kurzfassung

Das Toleranzmanagement ist ein Prozess, der in der gesamten Produktentwicklung im Automobilbau verankert ist. Eine wichtige Größe bei der konzeptionellen Gestaltung und einer daraus abgeleiteten funktionalen Tolerierung ist die Kenntnis der geometrischen Streuung des Herstellprozesses.

Der Einsatz neuer Materialien im Karosseriebau wird durch eine Vielzahl unterschiedlicher Anforderungen vorangetrieben. Kohlenstofffaserverstärkte Bauteile kommen dabei unter der Prämisse Leichtbau, aber auch bei der Realisierung kleinerer Stückzahlen zur Anwendung. Die Herausforderung dabei liegt in dem Wissenstransfer der Luft- und Raumfahrt auf die spezifischen Bedürfnisse hinsichtlich verwendeter Materialien, Halbzeuge und Prozesse in der Automobilindustrie, wobei die Maßhaltigkeit der Bauteile ein Themengebiet darstellt.

In dieser Arbeit werden grundlegende Werkstoff-, Prozess- und Geometrieparameter identifiziert und deren Auswirkungen beim Resin-Transfer-Moulding auf die geometrische Streuung untersucht. Um die Erkenntnisse bereits in einem frühen Entwicklungsstadium zur Verfügung zu stellen, wird ein stochastisches Prozessmodell aufgebaut und an einzelnen Versuchspunkten mit den realen Versuchen verglichen.

Das Toleranzkonzept umfasst neben der geometrischen Streuung die Aufnahme und Ausrichtung der Bauteile beim Fügen. Inwiefern sich bestehende, auf Metalle ausgerichtete Systeme auf Faserverbundwerkstoffe übertragen lassen, wird anhand der Loch-Langloch-Aufnahme aufgezeigt.

Abstract

The tolerance management is a process, which is implemented in the entire product development in the automotive industry. Thereby basis for the conceptual design is the geometrical dispersion of the parts and assemblies and consequently the derivation of the acceptable functional tolerances.

The use of new materials in the vehicle body is driven by a large number of different requirements. Carbon fiber reinforced components are used under the premise lightweight, but also in the realization of smaller quantities. In this context the challenge is transfer of knowledge, which was mainly worked out in the aerospace industry, to the needs of the automotive industry regarding materials, semi-finished products and processes.

In this work basic material, process and geometry parameters are identified and their effects in resin-transfer-molding to the geometrical dispersion examined. To make the results available in an early stage of development to a stochastic process model is set up and compared to chosen samples.

The tolerance concept includes not only the geometrical dispersion but also the datum and positioning of the parts during the joining. How far the existing metal orientated processes meet the requirements of fiber reinforced plastic is subject of studies investigating the hole and slot datum system.

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung.....	i
Abstract.....	iii
Inhaltsverzeichnis	v
Glossar	ix
Vorwort.....	xiii
1 Einleitung.....	1
1.1 Neue Werkstoffe aus Sicht des Toleranzmanagements	1
1.2 Geometrische Maßhaltigkeit	3
1.3 Ziel der Arbeit und methodisches Vorgehen.....	4
2 Stand der Forschung.....	6
2.1 Toleranzmanagement.....	6
2.1.1 Aufgaben, Ergebnisse und Methodik des Toleranzmanagements	6
2.1.2 Grundlagen des Toleranzmanagements	8
2.2 Ermittlung der Fertigungsabweichungen bei Faserverbundbauteilen ..	12
2.2.1 Ausprägung der Formabweichungen	12
2.2.2 Ursachen der Formabweichung bei Faserverbundwerkstoffen ...	14
2.2.3 Analytische Beschreibung der Formabweichung bei einfachen Geometrien	19
2.2.4 Numerische Beschreibung der Formabweichung bei komplexen Geometrien	22
2.2.5 Abgrenzung gegenüber der Luft- und Raumfahrt	26
2.3 Versuchsplanung.....	28
2.3.1 Klassische Versuchsplanung	29
2.3.2 Stochastische Simulation	31

2.3.3	Unsicherheiten bei der Ermittlung der Streuung	34
3	Handlungsbedarf und Ziele der Arbeit aus Sicht des Toleranzmanagements....	37
3.1	Defizite des Forschungsstandes	37
3.2	Ermittlung der geometrischen Streuung von CFK-Bauteilen	38
3.3	Aufnahme und Ausrichtung von CFK-Bauteilen im Rohbau	40
4	Vorauswahl relevanter Parameter	42
4.1	Methodisches Vorgehen zur Ermittlung der Streuung	42
4.2	Auswahl der Probengeometrie	44
4.2.1	Zusammenhang zwischen der Steifigkeit und der Streuung	44
4.2.2	Geometrie der Probekörper	45
4.3	Analytische Ermittlung relevanter Parameter	47
4.3.1	Sensitivitätsanalyse	47
4.3.2	Ergebnisse der analytischen Vorab-Untersuchung	50
4.4	Identifikation der Werkstoff- und Prozessparameter	51
5	Experimentelle Untersuchung der Streuung an einer generischen Probe.....	54
5.1	Notwendige Anzahl an Versuchen	54
5.2	Versuchseinrichtung	57
5.2.1	Geometrie der Proben im Werkzeug	58
5.2.2	Drapieren der Proben	59
5.2.3	RTM-Werkzeug und Presse	60
5.2.4	Messsystem	61
5.3	Versuchsplanung und -durchführung	65
5.3.1	Vorversuche	65
5.3.2	Hauptversuche	70
5.4	Trennung von Spring-in und Torsion	71

5.5	V Versuchsergebnisse und Diskussion	73
5.5.1	Spring-in.....	74
5.5.2	Torsion	81
5.5.3	Zusammenfassung der Ergebnisse.....	88
6	Numerische Simulation der geometrischen Streuung im Herstellprozess	90
6.1	Material- und Prozesskennwerte	90
6.1.1	Eingangsparameter der Simulation.....	90
6.1.2	Ermittlung der Wärmedehnungskoeffizienten.....	93
6.2	FE-Simulation der Probengeometrie	98
6.2.1	Umfang der Simulation	98
6.2.2	Mechanische Randbedingungen	101
6.2.3	Thermische Randbedingungen.....	102
6.2.4	Vernetzung der Bauteile	104
6.2.5	Scherung des Grundmaterials	107
6.3	Bestimmung der Deformation.....	108
6.4	Vorversuche	109
6.4.1	Ermittlung signifikanter Parameter.....	109
6.4.2	Beeinflussung des Mittelwertes und der Streuung.....	111
6.4.3	Torsion der Probekörper.....	113
6.5	Stochastische Simulation	115
6.5.1	Methodisches Vorgehen.....	115
6.5.2	Umsetzung der Prozesskette.....	116
6.5.3	Einfluss des Werkzeuges.....	120
6.5.4	Abgleich FE-Simulation und Versuch	121
6.5.5	Analytische Beschreibung des Spring-in	122

6.5.6	Streuung des Spring-in.....	123
6.6	Bewertung der stochastischen Simulation	127
7	Aufnahme und Ausrichtung von CFK-Bauteilen	129
7.1	Positionierung der Bauteile	129
7.1.1	Anforderungen aus dem Rohbau	129
7.1.2	Krafteinleitung und Versagensarten bei Faserverbundwerkstoffen	130
7.2	Vorbereitung und Durchführung der Versuche	131
7.2.1	Bestehende Normen zur Lochleibung	131
7.2.2	Proben und Werkzeuggestaltung.....	132
7.2.3	Einspannung der Proben	135
7.2.4	Parameter.....	136
7.2.5	Versuchsdurchführung	136
7.3	Auswertung der Versuche	137
7.3.1	Bewertungskriterien	137
7.3.2	Kraft-Weg-Verlauf in Abhängigkeit des Materials.....	139
7.3.3	Beginn der plastischen Deformation	145
7.3.4	Diskussion der Ergebnisse	147
8	Faserverbundwerkstoffe im Zusammenbau.....	150
8.1	Größe und Aufteilung der Bauteile	150
8.2	Bauteilgestaltung in Abhängigkeit der Steifigkeit	151
8.3	Die Unterbrechung der Toleranzkette faserverstärkter Bauteile	153
9	Zusammenfassung und Ausblick.....	154
10	Literaturverzeichnis	157

Glossar

Abkürzungen

CAD	Computer Aided Design
CFK	Kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
csv	Dateityp: comma seperated values
DSC	Differential Scanning Calorimetry
FEM	Finite Elemente Methode
FKV	faserverstärkter Kunststoff
LHD	Latin Hypercube Design
LHS	Latin Hypercube Sampling
MCS	Monte Carlo Simulation
OTG	obere Toleranzgrenze
RTM	Resin Transfer Moulding
SMC	Sheet Moulding Compound
TECABS	Technologies for Carbon Automotive Body Structures
TMA	Thermisch-mechanische Analyse
TTT	Time-Temperature-Transition
UD	unidirektional
UTG	untere Toleranzgrenze

Formelzeichen

A	[-]	Anzahl der Lagen im Laminataufbau
b	[mm]	Breite
B	[-]	Kodierung des Beschleunigers im Versuchsplan
c	[-]	Regressionskoeffizient
C	[-]	Kodierung der Werkzeugtemperatur im Versuchsplan
c_p	[-]	Prozessfähigkeit (ohne Berücksichtigung der Lage im Toleranzfeld)
c_{pk}	[-]	Prozessfähigkeit (mit Berücksichtigung der Lage im Toleranzfeld)
E	[MPa]	Elastizitätsmodul
E_A	[J/mol]	Aktivierungsenergie
G	[MPa]	Schubmodul
n	[-]	Wiederholungen
P	[-]	Absoluter Fehler des Erwartungswertes
Q	[J]	Wärme
r	[m]	Radius
R	[J/(K mol)]	Allgemeine Gaskonstante
R^2	[-]	Bestimmtheitsmaß
S	[Nmm ²]	Steifigkeit
T	[K]	Temperatur
t	[m]	Wandstärke
t	[-]	Studentsche Verteilung
T_0	[K]	Raumtemperatur
T_C	[K]	Aushärtetemperatur (engl.: Curing-Temperature)
$T_{g,0}$	[K]	Glasübergangstemperatur im nicht ausgehärteten Zustand
$T_{g,\infty}$	[K]	Maximale Glasübergangstemperatur

$T_{g, \text{gel}}$	[K]	Glasübergangstemperatur am direkten Übergang von flüssigen in den festen Zustand
V	[m ³]	Volumen
x	[-]	Merkmalswert (Einheit abhängig vom Kennwert)
\bar{x}	[-]	Mittelwert der Merkmalsausprägung (Einheit abhängig vom Kennwert)
X	[-]	Aushärtegrad
X	[-]	Stützstellen
y	[-]	Antwort des Systems
α	[1/K]	Wärmedehnung
α	[-]	Reaktionsumsatz
β	[-]	Schwindung
ε	[-]	Dehnung
ε	[-]	Fehler
Θ	[°]	Winkel zwischen den Schenkeln des L-Profiles
λ	[-]	Materialspezifischer Parameter der diBenedetto-Gleichung
μ	[-]	Mittelwert der Grundgesamtheit (Einheit abhängig vom Kennwert)
ν	[-]	Querkontraktionszahl
σ	[-]	Streuung der Grundgesamtheit (Einheit abhängig vom Kennwert)
ϕ	[-]	Bogenmaß des Radius

Indizes (Tiefgestellt)

F	Faser
M	Matrix
i, j, k, l, m, n	Index
l	Eigenschaften in der Laminebene (Inplane)

T	Eigenschaften senkrecht zur Laminebene (Throughplane)
end	Endumsatz
D	Diffusion
1, 2, 3	Werte im lokalen Koordinatensystem
x, y, z	Werte im globalen Koordinatensystem

Indizes hochgestellt

'	Zustand nach dem Fertigungsprozess
g	glasartig (glassy)
r	gummielastisch (rubbery)

Zeichen

	Werte unter einer Belastung längs parallel zur Faserorientierung
⊥	Werte unter einer Belastung längs quer zur Faserorientierung
Δ	Differenz

Matrizen und Vektoren

[]	Matrix
{}	Vektor

Die Bedeutung mehrfach verwendeter Zeichen ergibt sich eindeutig aus dem Kontext.

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Anstellung als Doktorand im Toleranzmanagement bei der Daimler AG in Sindelfingen von April 2011 bis März 2014.

Herr Prof. Dr.-Ing. Frank Henning, Leiter des Lehrstuhls für Leichtbautechnologie am Institut für Fahrzeugsystemtechnik (FAST) am Karlsruher Institut für Technologie (KIT), danke ich sehr für die Betreuung der Arbeit und die stets damit einhergehende Unterstützung und Ermutigung auf dem Weg dorthin. Ebenso möchte ich mich herzlich bei Prof. Dr.-Ing. Peter Gust, Leiter des Lehrstuhls Konstruktion an der Bergischen Universität Wuppertal, für die Übernahme des Koreferates bedanken.

Innerhalb des Toleranzmanagements war insbesondere Dr. Martin Bohn ein wesentlicher Unterstützer der Arbeit, ebenso wie Andreas Pietsch, der mit seinen Anregungen die praktische Umsetzung der Ergebnisse vorantrieb. Außerdem bedanke ich mich bei allen Mitarbeitern des Toleranzmanagements, die immer für Fragen und Diskussionen offen waren. Im Zuge der stark bereichsübergreifenden Ausrichtung des Themas möchte ich mich stellvertretend für die Kollegen bei den Teamleitern Dr. Frank Hoecker, Dr. Oliver Kurz und Dr. Thomas Sommer-Dittrich, für große Unterstützung bedanken, ohne die die Arbeit hätte nicht durchgeführt werden können.

Für ihre Fragen und Anregungen, die zur Fokussierung auf die tatsächlichen Inhalte beitrugen, bedanke ich mich sehr bei Dr. Luise Kärger. Darüber hinaus möchte ich mich allen Studenten, welche durch Praktika und Abschlussarbeiten wertvolle Anregungen und Beiträge zum Gelingen der Arbeit leisteten, danken.

Besonders bedanken möchte ich mich bei meiner Frau Silvia und meiner Familie, deren Unterstützung wesentlich zur Anfertigung der Arbeit beigetragen hat.

Leonberg, März 2015

Philipp Steinle

1 Einleitung

Faserverbundwerkstoffe bieten aufgrund der hohen Kombinationsvielfalt der Ausgangsmaterialien vielfältige Möglichkeiten, den Werkstoffverbund auf den spezifischen Anwendungsfall hin zu optimieren. Das daraus resultierende Leichtbaupotential durch den Einsatz von kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen (CFK) kann in vielen Branchen zur Erhöhung der Wettbewerbsfähigkeit der Produkte angewendet werden, siehe z.B. [Wiedemann2009], [Loebert2012] oder [Ickert2012]. Die Luft- und Raumfahrt spielt in dieser Hinsicht, neben dem Maschinenbau, der Sportartikel- oder der Automobilindustrie die zentrale Rolle [Witten2014].

In der Automobilindustrie trägt nach Krüger [Krueger2010] Leichtbau u. a. zu verbesserten fahrdynamischen Eigenschaften bzw. einem geringeren Energieverbrauch im Fahrbetrieb bei. Neben den erwähnten Vorteilen eignen sich Faserverbundwerkstoffe jedoch auch, um, aufgrund der geringeren Werkzeugkosten, der steigenden Diversifizierung gerecht zu werden. Durch eine breite Auswahl an Fertigungstechnologien lassen sich unterschiedlichste Stückzahlenszenarien vom Einzelstück aus der Manufaktur bis hin zu mittleren Stückzahlen realisieren [Ferkel2010]. Das Resin-Transfer-Moulding (RTM) bietet dabei einen guten Kompromiss zwischen erreichbarer Komplexität der Bauteile und einer automatisierten, reproduzierbaren Fertigung.

1.1 Neue Werkstoffe aus Sicht des Toleranzmanagements

Die Einführung eines neuen Werkstoffsystems mit der entsprechenden Fertigungstechnologie stellt Unternehmen vor große Herausforderungen. Zum einen muss Wissen über die Möglichkeiten und Grenzen des Werkstoffsystems aufgebaut und innerhalb der Organisation verbreitet werden, um alle Anforderungen, die an das Produkt gestellt werden, erfüllen zu können. Zum anderen erfordert eine Verringerung der Entwicklungszeiten [Koenigs2012] eine zunehmend digitale Bewertung und Absicherung neuer Konzepte und Produkte.

Das Toleranzmanagement ist dabei ein Teil der digitalen Entwicklungskette, welche sich von den ersten Designmodellen über die Entwicklung bis in die Serienbetreuung erstreckt. Eine Abstimmung der zulässigen Toleranzen von Einzelteilen und Zusammenbauten leistet aus Sicht der Hersteller einen wichtigen Beitrag zur automatisierten und prozessfähigen Fertigung in Rohbau und Montage. Aus Sicht der Kunden trägt das Tole-

ranzmanagement durch die Einhaltung der Spezifikation von Fugen und Radien zu einer gesteigerten Wertigkeit der Produkte bei.

Jeder Fertigungsprozess, unabhängig von Art oder Umfang, ist stets mit Abweichungen von der Idealgestalt behaftet. Die industrielle Massenproduktion setzt jedoch, im Sinne einer Kostenreduzierung oder Reparaturfreundlichkeit, auf eine Austauschbarkeit der Teile. Wittmann [Wittmann2010] unterscheidet dabei die bedingte und die unbedingte Austauschbarkeit, wobei er die Bedeutung der unbedingten Austauschbarkeit im Zusammenhang mit einer automatisierten Fertigung, wie sie heute im Rohbau eingesetzt wird, betont.

Komplexe, den gesamten Prozess berücksichtigende Toleranzbetrachtungen gehören heute zu den grundlegenden Aufgaben im Entwicklungsprozess von Massenprodukten. Die Vergabe der Toleranzen, vor allem bei Änderungen zugrundeliegender Konzepte, kann durch numerische Simulation unterstützt und somit robust gegenüber Störgrößen dimensioniert werden. Die Grundlage dieser statistischen Betrachtung stellt die Kenntnis über die im Serieneinsatz erzielbare Streuungen, sowohl in ihrer Art als auch in ihrer Größe, dar.

Bei metallischen Werkstoffen, insbesondere beim Tiefziehen von Blechen, liegen dazu, in Form von Erfahrungswerten und stark fortgeschrittenen numerischen Analysemöglichkeiten, Kenntnisse der Streuung in Abhängigkeit verschiedener Umformschritte und Geometrien des Bauteils vor, sodass eine eindeutige Beschreibung des Bauteils unter Berücksichtigung wirtschaftlicher und funktionaler Aspekte möglich ist. Bei einem Wechsel von metallischen Werkstoffen auf lang- oder endlosfaserverstärkte Kunststoffe kann nicht auf Erfahrungen zurückgegriffen werden, da die bisherigen Erkenntnisse, primär aus dem Bereich der Luft- und Raumfahrt, nicht direkt auf den Automobilbau übertragen werden können. Dies liegt u.a. an den produzierten Stückzahlen, den daraus abgeleiteten Fertigungsverfahren und den eingesetzten Materialien.

Werden aufgrund mangelnder Kenntnis des Potentials von Werkstoff, Bauteil oder Anlage fehlerhafte Annahmen getroffen und in der Konstruktion umgesetzt, kann dies zu einem späteren Zeitpunkt des Produktentstehungsprozesses sehr hohe Kosten verursachen. Dong [Dong2009] nennt als Folge der geometrischen Streuung bei Faserverbundwerkstoffen Schwierigkeiten beim Montieren von Bauteilen, kostenintensive Nacharbeit, eine hohe Ausschussrate oder sogar das Versagen der Struktur.

1.2 Geometrische Maßhaltigkeit

Bauteile und Zusammenbauten, welche in der industriellen Massenproduktion zum Einsatz kommen unterliegen hohen Anforderungen an ihre geometrische Ausprägung. Unterschieden wird dabei zwischen systematischen Formabweichungen und Streuungen. Systematische Formabweichungen äußern sich zum einen in einer für das Fertigungsverfahren charakteristischen Deformation bei der Formgebung, beispielsweise dem Spring-back bei metallischen Werkstoffen. Zum anderen fällt die Mittelwertverschiebung, welche u.a. durch zeitlich nicht konstante Größen oder systematische Änderungen am System hervorgerufen wird, in diese Gruppe. Charakteristisch dabei ist, dass im Prozess auf diese reagiert werden kann [Bohn1998] und Korrekturmaßnahmen, beispielsweise durch eine Änderung des Werkzeuges [Grossenbacher2008] oder ein Nachjustieren der Anlage, eingeleitet werden können.

Die natürliche Streuung von Prozessen oder Materialien ist eine zufällige Abweichung des Ist-Wertes vom Soll-Wert, ist zeitlich konstant, stets vorhanden und kann nicht aktiv beeinflusst werden [Nowack2008]. Die Auswirkungen sind u.a. in der geometrischen Variation der Bauteile zu erkennen, welche in der automatisierten Fertigung von hoher Bedeutung ist. Chen et al. [Chen2008] zeigen für das im Rohbau bisher dominierende Umformen von Stahlblechen, dass viele Forschungsaktivitäten den Fokus auf die Betrachtung der Mittelwertverschiebung legen, während die geometrische Streuung deutlich seltener behandelt wird. Gleichzeitig betonen sie die Bedeutung des Themas vor dem Hintergrund hoch automatisierter Prozesse, um die Entwicklungszeiten und den Ausschuss zu verringern und eine effiziente Fertigung sicherzustellen. Bekar et al. [Bekar2011] zeigen in ihrer Arbeit die Bedeutung der Berechnung von Mittelwert und Streuung bei der Rückfederung von Stahlblechen. Über die Wahl der Optimierungsparameter können dann, je nach gefordertem Optimierungsziel, entweder der Mittelwert oder die Streuung reduziert oder beide zusammen beeinflusst werden.

Bei Faserverbundwerkstoffen sind bisher ebenfalls primär die Mechanismen der Formabweichung hinsichtlich einer Mittelwertverschiebung Gegenstand der Forschung. Die geometrische Streuung der Ergebnisse wurde jedoch meist nicht systematisch untersucht. Ohne Kenntnis der geometrischen Streuung kann jedoch keine realistische Vergabe der Toleranzen und somit auch keine zuverlässige Bewertung von CFK-Bauteilen in der frühen Entwicklungsphase erfolgen. Daher werden in der vorliegenden Arbeit grundlegende Einflussgrößen auf die Streuung von Faserverbund untersucht und eine Methode zur statistischen Ermittlung von Kenngrößen in der numerischen Simulation zur Aushärtung von Faserverbundwerkstoffen erarbeitet.

Darüber hinaus gehört zu einer vollständigen Beschreibung von Bauteilen die Aufnahme und Ausrichtung zur Messung der zulässigen Toleranzen [Bohn2013]. Von Praun [Praun2002] beschreibt für die Positionierung von Blechteilen die Kombinationen Stift-Loch, Stift-Langloch, Ebene-Ebene oder Ebene Kante. Insbesondere die ersten beiden Kombinationen stellen für Faserverbundwerkstoffe kritische Belastungsfälle dar und müssen, unter der Annahme, dass bestehende Rohbauanlagen weiterverwendet werden sollen, detaillierter betrachtet werden.

1.3 Ziel der Arbeit und methodisches Vorgehen

Die Tolerierung von Bauteilen, welche den zulässigen Bereich der Streuung definiert, erfolgt zu Beginn der Produktentwicklung unabhängig von der Art des verwendeten Werkstoffes. Im ersten Schritt stehen die Funktionen des Produktes im Mittelpunkt, siehe u.a. [Camelio2004]. Im zweiten Schritt werden die dabei zulässigen Toleranzen mit der Fähigkeit des geplanten Serienprozesses verglichen und daraus weitere Vorgaben für die Entwicklung abgeleitet. Dies ist jedoch nur dann sinnvoll, wenn fundiertes Wissen über den gesamten Prozess vorliegt.

Das Ziel der Arbeit ist daher die Bewertung von Bauteilen aus kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff, hergestellt im RTM-Verfahren, aus Sicht des Toleranzmanagements. Dabei gliedert sich die Arbeit prinzipiell in zwei Themenbereiche, welche entweder Themen des Bauteils oder des Zusammenbaus adressieren, siehe Abbildung 1.

Die Streuung von Faserverbundwerkstoffen hängt aufgrund einer Vielzahl an Kombinationsmöglichkeiten der Ausgangswerkstoffe von zahlreichen Parametern ab. Gemäß dem Pareto-Prinzip sind jedoch nur wenige Parameter für einen Großteil der Ergebnisse verantwortlich [Grote2007]. Daher werden in Kapitel 4 die relevanten Größen aufbauend auf den vorhandenen analytischen Gleichungen herausgearbeitet.

Anschließend (Kapitel 5) werden anhand von generischen Probekörpern die geometrische Streuung und ihre Ursachen im Versuch ermittelt. Dazu werden relevante Einflussgrößen entlang der gesamten Prozesskette dokumentiert und mit den gemessenen Werten in Verbindung gebracht. Die Prozesskette wird dabei auf die Bedürfnisse des Automobilbaus angepasst, was sich sowohl in der Auswahl der Materialien als auch des Prozesses widerspiegelt.

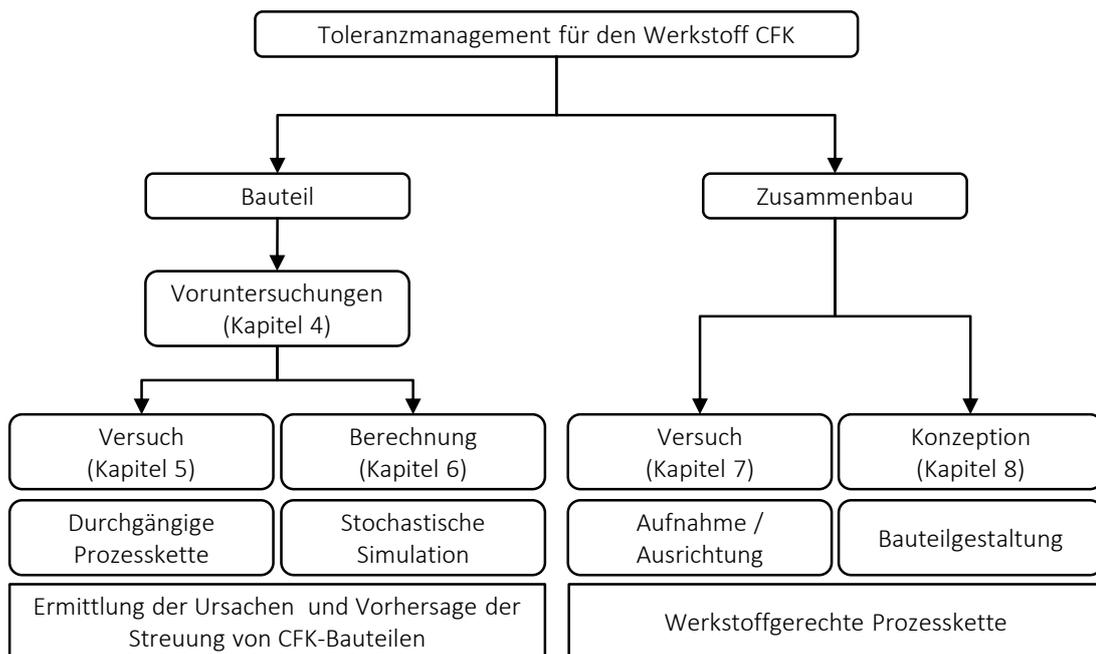


Abbildung 1: Aufbau der Arbeit

Die stochastische Simulation (Kapitel 6) dient zur Ermittlung der geometrischen Streuung bereits während der digitalen Produktentwicklung. Hierbei findet eine Konzentration auf die Aushärtung während des RTM-Prozess statt, welche aufgrund prozessinduzierter Spannungen eine Deformation der Probekörper hervorruft. Prinzipiell ist die Vorgehensweise jedoch dazu geeignet den Umfang der stochastischen Simulation auf weitere Prozessschritte auszulegen.

Das Toleranzkonzept wirkt über die Einzelteile hinaus und befasst sich auch mit der Erstellung von Zusammenbauten inklusive der Aufnahme und Ausrichtung beim Fügen. Häufig wird dabei die Positionierung über eine Kombination aus Loch und Langloch realisiert. In welcher Form sich dieses Konzept auf Faserverbundwerkstoffe übertragen lässt, wird in Kapitel 7 der Arbeit betrachtet. Dazu werden Vergleiche mit metallischen Proben angestellt, um die Konsequenzen des Werkstoffwechsels im Vergleich zur aktuellen Fertigung darzustellen.

Den inhaltlichen Abschluss der Arbeit (Kapitel 8), vor der Zusammenfassung und dem Ausblick, bilden theoretische Überlegungen zum Einsatz von CFK im Automobilbau, bewertet aus Sicht des Toleranzmanagements, als Grundlage einer werkstoffgerechten Prozesskette.

2 Stand der Forschung

Die Ermittlung der Maßhaltigkeit von CFK-Bauteilen setzt Kenntnisse unterschiedlicher Themenfelder voraus. Im ersten Teil dieses Kapitels werden mit dem Toleranzmanagement die Grundlagen der Arbeit gelegt. Anschließend werden die Formänderungen von Faserverbundbauteilen behandelt. Den Abschluss bildet ein Überblick über die Versuchsplanung realer Experimente und die stochastische Simulation.

2.1 Toleranzmanagement

In [Bohn2013] wird das Toleranzmanagement als ganzheitlicher Prozess beschrieben, an dessen Ende sowohl die Einzelteile als auch die Zusammenbauten in ihren zulässigen Abweichungen von der Nominalgestalt vollständig beschrieben und aufeinander abgestimmt sind. Ziel dieser, den gesamten Produktentstehungsprozess begleitenden Koordinierung der einzelnen Disziplinen ist es, unter Berücksichtigung der funktionalen Anforderungen die Auswirkung der Streuung zu minimieren bzw. die optimale Aufteilung der zulässigen Toleranzen auf die unterschiedlichen Teilbereiche zu erzielen. Dadurch werden eine beliebige Kombinationsmöglichkeit in der Fertigung sowie eine Austauschbarkeit einzelner Teile oder Baugruppen in der Nacharbeit oder Reparatur erreicht.

Toleranzen beschreiben die zulässigen Fertigungsabweichungen, welche für das Bauteil, eine Baugruppe oder das finale Produkt eingehalten werden müssen. Die Toleranzzone wird durch DIN ISO 21747 [DINISO21747] definiert als Differenz des oberen minus des unteren Grenzwertes. Die Einteilung der zulässigen Toleranzen erfolgt nach DIN EN ISO 1101 [DIN1101] in Form-, Richtung-, Orts- und Lauf toleranzen mit den jeweiligen Merkmalen, z. B. Profil einer beliebigen Fläche.

Im Karosseriebau werden aufgrund der zahlreich auftretenden Freiformflächen hauptsächlich die Profiltoleranzen für Linien und Flächen jeweils mit und ohne Bezug sowie die Positionstoleranz für Löcher oder Bolzen verwendet [Bohn2013].

2.1.1 Aufgaben, Ergebnisse und Methodik des Toleranzmanagements

Zentrale Aufgabe des Toleranzmanagements ist die Einhaltung der im Lastenheft verankerten Funktionen des Bauteils bzw. der Baugruppe unter Berücksichtigung streuender Eingangsparameter. Als Funktion kann dabei jeder eindeutig beschriebene Zusammenhang zwischen Eingangs- und Ausgangsparametern definiert werden.

Zur Sicherstellung der Funktionen sind nach Bohn und Hetsch [Bohn2013] folgende Aufgaben des Toleranzmanagements notwendig:

- Konzepte erstellen
- Prozesse definieren
- Umsetzungen beschließen
- Umsetzungen koordinieren
- Qualität prüfen

Die Ergebnisse dieses Prozesses zeigen sich im Automobilbau in folgenden Vorgaben für Einzelteile und Zusammenbauten:

- Toleranzspezifikation inklusive Ausrichtkonzept
- Fugen- und Radienpläne für sichtbare Bauteilübergänge
- Funktionsmaßkatalog zur Beschreibung von funktionsrelevanten Maßen

Stockinger [Stockinger2010] gibt einen Überblick über die unterschiedlichen Ausprägungen der verschiedenen Ansätze des Toleranzmanagements und zeigt deren Schnittstellen und Unterschiede auf. Exemplarisch ist in Abbildung 2 der Prozess des Toleranzmanagements gemäß VDA [VDA2006] zu sehen, welcher von der Informationsbeschaffung zur Definition der Funktionen über die eigentliche Tolerierung der Bauteile bis zur Serienbetreuung reicht.

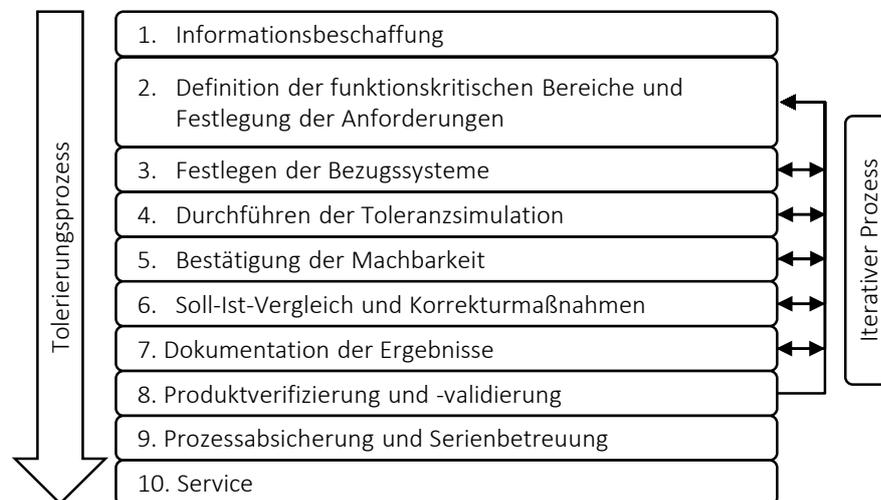


Abbildung 2: Prozessablauf des Toleranzmanagements gemäß VDA [VDA2006] ergänzt um die Rücksprungmöglichkeiten während der Entwicklung

2.1.2 Grundlagen des Toleranzmanagements

Im Folgenden werden ausgewählte Begriffe des Toleranzmanagements vorgestellt.

2.1.2.1 Aufnahme und Ausrichtung von Bauteilen

Eine wichtige Grundlage des Toleranzmanagements stellt die Wahl der Aufnahme und Ausrichtung der Bauteile und Zusammenbauten an ihren Bezugsstellen dar. Diese sind in der Norm DIN EN ISO 5459 [DIN5459] beschrieben und geben eine eindeutige Lagerung zu Ermittlung der Maßhaltigkeit vor. Statisch bestimmte Aufnahmen schränken bei formstabilen Bauteilen genau sechs Freiheitsgrade ein. Das bekannteste Prinzip ist das 3-2-1-Verfahren, bei dem drei aufeinander senkrecht stehende Ebenen aufgespannt werden. Die ersten drei Punkte spannen die Primär-, die Zweiten die Sekundär- und der Dritte die Tertiärebene auf. Der Abstand der Punkte untereinander besitzt dabei einen entscheidenden Einfluss auf das Streuungsverhalten des Bauteils und muss daher maximiert werden [Steinle2011]. Die Primärebene in Abbildung 3 wird durch punktförmige Auflagen gebildet. Sekundär- und Tertiärebene werden über eine im Automobilbau häufige eingesetzte Kombination aus Loch und Langloch gebildet, wobei das Loch zwei und das Langloch einen Freiheitsgrad sperren.

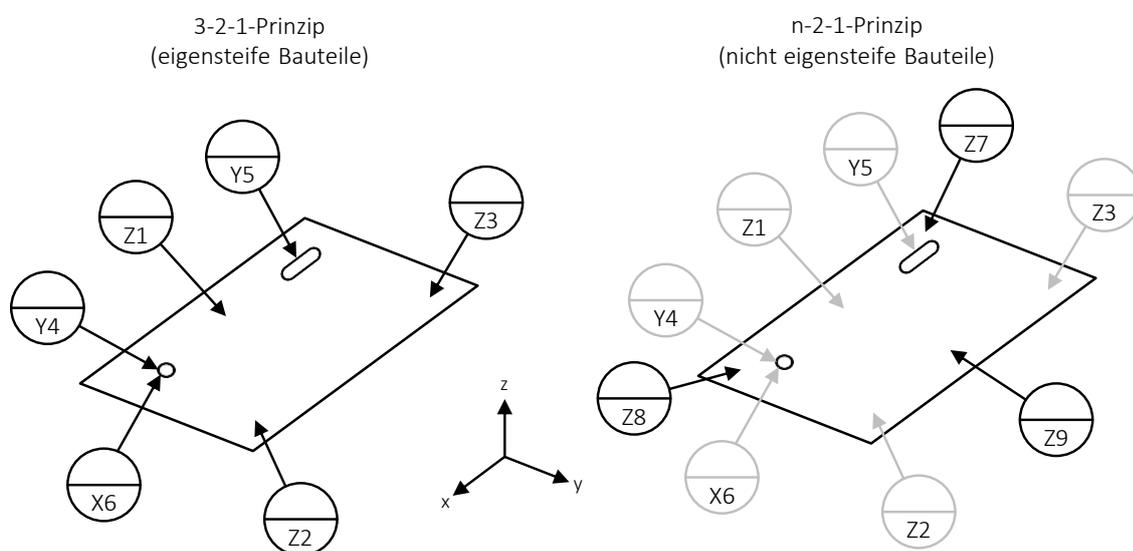


Abbildung 3: Vergleich 3-2-1-Aufnahme und n-2-1 Aufnahme mit hervorgehobenen zusätzlichen Bezugsstellen (Primärebene: Z1, Z2, Z3; Sekundärebene: Y4, Y5; Tertiärebene X6)

Nicht eigensteife Bauteile, welche sich gemäß DIN EN ISO 10579 [DIN10579] unter ihrem Eigengewicht in einem größeren Maße als die Toleranzvorgaben verformen, benötigen zusätzliche Stützpunkte. Das Vorgehen ist z. B. nach Cai et al. [Cai1996] als

n-2-1-Prinzip bekannt (Abbildung 3, rechts). Die Anzahl der zusätzlichen Stützstellen richtet sich u.a. nach der Größe des Bauteils und dessen Steifigkeit. Es muss jedoch aufgrund der überbestimmten Aufnahme darauf geachtet werden, dass eine ungewollte Deformation und ein damit einhergehender Fehler bei der Ermittlung geometrischer Abweichungen vermieden werden.

2.1.2.2 Durchgängigkeit der Bezugsstellen

Die Funktion des Bauteils an seinen Schnittstellen beeinflusst die Vergabe der Bezugsstellen, um zum einen die Anzahl der Terme in der Toleranzkette zu reduzieren und zum anderen Verspannungen der Einzelteile und Zusammenbauten zu vermeiden. Dazu wird eine durchgängige Vergabe der Bezugsstellen über mehrere Bauteile hinweg angestrebt, bei der die Bauteile über die Bezugsstellen miteinander gefügt werden, siehe. Abbildung 4, vgl. [Bohn1998], [Bohn2013].

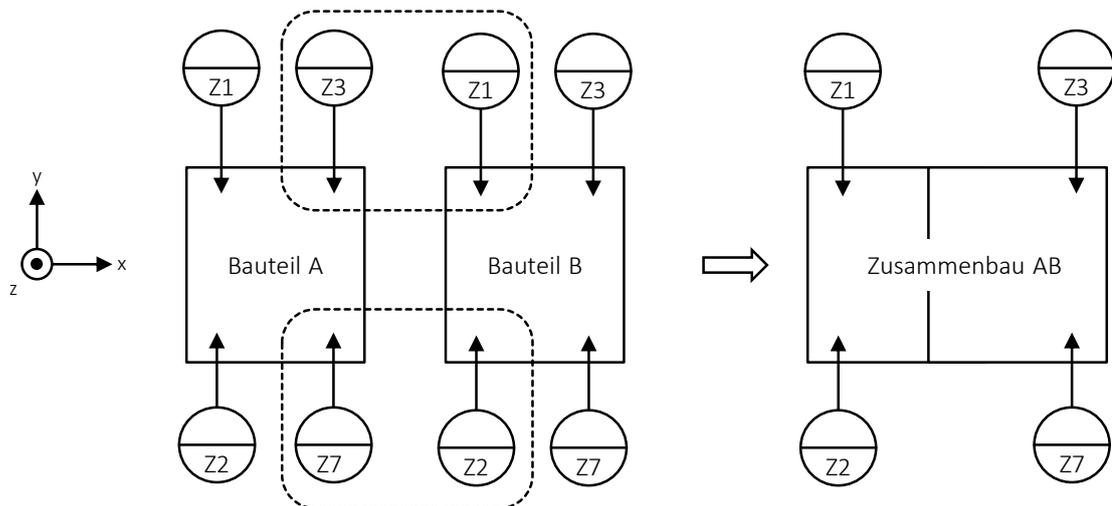


Abbildung 4: Durchgängigkeit der Bezugsstellen beim Fügen zweier Bauteile am Beispiel der Z-Richtung (Fügen der Bezugsstellen Z3 und Z7 von Bauteil A mit den Bezugsstellen Z1 und Z2 von Bauteil B)

Von Aufbaustufe zu Aufbaustufe fallen somit Bezugsstellen, welche beim Fügen zueinander positioniert werden, weg. Gleichzeitig werden bestimmte Bezugsstellen mehrmals verwendet und müssen daher ausgehend vom Einzelteil so dimensioniert werden, dass sie den höheren Kräften des größten Zusammenbaus standhalten.

2.1.2.3 Prozessfähigkeit

Bei laufenden Prozessen gibt die Prozessfähigkeit c_p Aufschluss über das Verhalten der Messwerte über einen zuvor definierten Zeitraum hinweg. Unterschieden wird dabei zwischen Kurzzeitfähigkeit, vorläufiger Prozessfähigkeit und Langzeitfähigkeit, wobei

sich die ersten beiden i.d.R. auf die Abnahme von Bauteilen oder Maschinen vor Serienanlauf beziehen und somit nur ein bestimmtes Los an Bauteilen abbilden. Die Langzeitfähigkeit wird hingegen zur Überwachung und Steuerung laufender Serienproduktionen verwendet, vgl. [Dietrich2009] Die Berechnung der Werte basiert jeweils auf den gleichen Formeln, lediglich die Höhe der geforderten Fähigkeit unterscheidet sich je nach Ziel der Untersuchung [Beck2010].

Berechnet wird die Prozessfähigkeit aus der Differenz zwischen oberer und unterer Toleranzgrenze (OTG , UTG) sowie der Streuung σ des Prozesses.

$$c_p = \frac{OTG - UTG}{6 \cdot \sigma} \quad (1)$$

Der c_p -Wert gibt an, wie hoch die Streuung der einzelnen Messwerte um den Mittelwert ausfällt. Er liefert jedoch keine Aussage darüber, wo sich die einzelnen Werte innerhalb des zulässigen Toleranzbereiches befinden. Diese Aussage liefert der c_{pk} -Wert, welcher neben der Streubreite die Lage des Mittelwertes μ einbezieht. Beide setzen eine Normalverteilung der zugrundeliegenden Daten voraus.

$$c_{pk} = \min\left(\frac{OTG - \mu}{3 \cdot \sigma}; \frac{UTG - \mu}{3 \cdot \sigma}\right) \quad (2)$$

Die Prozessfähigkeit hängt zum einen von der natürlich auftretenden Streuung des Prozesses ab. Zum anderen werden die Werte maßgeblich durch die Toleranzvergabe beeinflusst, welche sich ihrerseits wiederum an der Funktion der Bauteile oder Baugruppen orientiert und dem Risiko, welches bei einem Überschreiten der Toleranzgrenzen auftritt. Typische Werte für die Langzeitprozessfähigkeit liegen bei $c_p = c_{pk} = 1,33$ [Grossenbacher2008].

Sprachlich unterschieden werden können nach Grossenbacher [Grossenbacher2008] die einzelnen Zustände, indem von fähigen / nicht fähigen und beherrschten / nicht beherrschten Prozessen gesprochen wird, vgl. Abbildung 5, wobei DIN ISO 21747 [DINISO21747] weitere Zustände unterscheidet. Beherrschte Prozesse können dabei in der Lage des Mittelwertes kontrolliert werden; sind die Prozesse darüber hinaus fähig, bedeutet dies, dass die Streuung innerhalb der definierten Grenzen liegt. Ebenfalls in der Norm hinterlegt, hier jedoch nicht weiter ausgeführt, ist der Umgang mit Daten, wenn diese nicht einer Normalverteilung entsprechen.

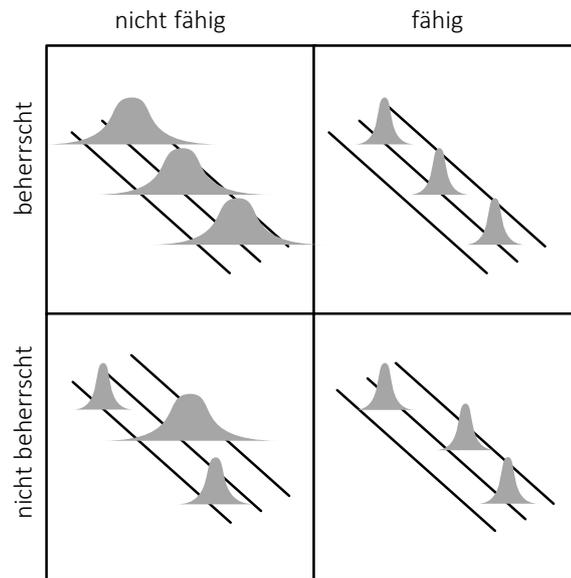


Abbildung 5: Beurteilung der Fähigkeit und Beherrschbarkeit von Prozessen, vgl. [Grossenbacher2008]

Nach Grossenbacher [Grossenbacher2008] oder in Anlehnung an Wuttke [Wuttke2012] wird der fähige und beherrschte Prozess im Rahmen der Arbeit als robust definiert. Das bedeutet, dass der Prozess bzw. das System die Varianz der Ausgangsparameter nicht verstärkt und diese kleiner oder gleich der Varianz der Eingangsparameter ist.

2.1.2.4 Verteilungsform der Streuung

Jeder abweichungsbehaftete Fertigungsschritt erzeugt eine charakteristische Verteilung der Ergebnisse, welche als Eingangsgröße der statistischen Simulation im Allgemeinen, jedoch insbesondere der Toleranzsimulation dient. Typische Verteilungstypen für die im Karosseriebau hauptsächlich verwendeten Form- und Lagetoleranzen sind die Normalverteilung, die Betragsnormalverteilung und die logarithmische Normalverteilung, vgl. Abbildung 6. Liegen keine expliziten Untersuchungen über die Art der Verteilung vor, so wird im ersten Schritt häufig die Normalverteilung der Streuung angenommen, die nach Klein prinzipiell für viele industrielle Prozesse zutrifft [Klein2006].

2.2 Ermittlung der Fertigungsabweichungen bei Faserverbundbauteilen

Merkmal nach DIN ISO 1101		
Formtoleranzen		
Tolerierte Eigenschaft	Symbol	Verteilungstyp
Profil einer beliebigen Linie		LNV, BNV1
Profil einer beliebigen Fläche		LNV, BNV1
Lagetoleranzen		
Tolerierte Eigenschaft	Symbol	Verteilungstyp
Position		NV

Legende:

BNV1: Betragsnormalverteilung 1.Art
LNV: Logarithmische Normalverteilung
NV: Normalverteilung

Abbildung 6: Verteilungsformen ausgewählter Form- und Lagetoleranzen nach [Klein1999]

Desweiteren führt Stockinger [Stockinger2010] für die Positionstoleranz die Betragsnormalverteilung 2. Art als mögliche Verteilungsform auf.

2.2 Ermittlung der Fertigungsabweichungen bei Faserverbundbauteilen

Um die charakteristischen Formabweichungen von Faserverbundbauteilen sowohl analytisch als auch numerisch beschreiben zu können, müssen die Grundlagen der Deformation intensiv betrachtet und die Ursachen herausgearbeitet werden. Erst anschließend lassen sich die für das Toleranzmanagement wichtigen statistischen Kenngrößen ableiten. Die grundlegenden Zusammenhänge gelten dabei unabhängig vom verwendeten Herstellverfahren, wobei der Fokus der Arbeit auf dem RTM-Prozess liegt, wie er u.a. in [Ehrenstein2006] oder in verschiedenen Varianten in [Kleineberg2008] beschrieben ist.

Aufbau und Verhalten, insbesondere die anisotropen Materialeigenschaften, des Verbundwerkstoffes CFK werden hier nicht explizit aufgeführt, sondern auf die Standardliteratur wie z. B. [Ehrenstein2006] oder [Schuermann2005] verwiesen.

2.2.1 Ausprägung der Formabweichungen

Abhängig vom Fertigungsverfahren weisen Bauteile stets charakteristische Abweichung von der Nominalgestalt auf. Die insbesondere bei hochfesten Stahlwerkstoffen ausgeprägte Rückfederung angrenzender Flächen führt dazu, dass die Bauteile bei der Entnahme aus dem Werkzeug elastisch zurückfedern und damit in ihrer Form von der

Geometrie des Werkzeuges abweichen. Faserverbundwerkstoffe zeigen ein im Gegensatz zu metallischen Werkstoffen gegenläufiges Verformungsverhalten beim Aushärten der Matrix. Der als „Spring-In“ bezeichnete Effekt führt zu einer Verringerung des Winkels von aneinandergrenzenden Flächen, siehe Abbildung 7, was dem Toleranzmerkmal „Profil einer Fläche“ entspricht.

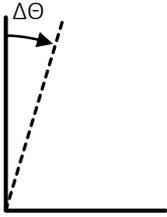
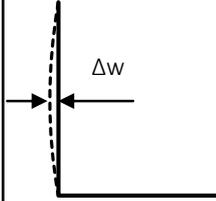
Profil einer Fläche		Profil einer Linie	Position
Spring-In 	Wölbung (Warpage) 	Beschnitt 	Beschnitt 

Abbildung 7: Charakterisierung der Formabweichung von Faserverbundwerkstoffen entsprechend DIN EN ISO 1101

Als weitere charakteristische Formabweichung wird in der Literatur die Wölbung von Flächen in sich (engl. Warpage) genannt [Johnston2001], deren Ursprung in Asymmetrien sowohl im Aufbau des Bauteils als auch auf Prozesseinflüsse zurückzuführen sind [Zhu2001], [Fernlund2003]. Ein Teilbereich des Spring-in, welcher in der Literatur kaum explizit beschrieben wird, ist die Torsion des gesamten Bauteils oder von dessen Teilbereichen, siehe Kapitel 5.4.

Darüber hinaus gibt es bei Open-Mould-Verfahren, d.h. Verfahren mit nur einer starren Werkzeughälfte, den Effekt des Corner Thinning (engl. für Ausdünnen der Ecken) [Fernlund1999]. Svanberg et al. [Svanberg2009] beschreibt ebenfalls den Effekt, zeigt dabei jedoch noch eine weitere Unterscheidung auf. Liegt bei einem 90°-Winkel das Halbzeug an der Innenseite an, dann nimmt die Wandstärke im Radius ab. Im umgekehrten Fall nimmt die Wandstärke im Radius zu. In den Experimenten von Fernlund [Fernlund1999] stellte sich der Effekt jedoch als nicht signifikant heraus, insbesondere gegenüber dem dominierenden Spring-in.

Laut Grossenbacher [Grossenbacher2008] trägt hauptsächlich die Rückfederung metallischer Werkstoffe beim Tiefziehen zur Formabweichung bei. Analog übertrifft bei Faserverbundwerkstoffen die Deformation des Spring-in die weiteren Effekte der Formabweichung eines Profils, vgl. z. B. [Johnston1996], [Dong2003], [Albert2002].

2.2 Ermittlung der Fertigungsabweichungen bei Faserverbundbauteilen

Die äußere Kontur der Bauteile bzw. die Position von Geometrieelementen zur Aufnahme und Ausrichtung wird durch das Besäumen nach dem RTM-Prozess erreicht. Die Abweichungen werden dabei primär durch die Genauigkeit der Anlagentechnik und des verwendeten Trennverfahrens bestimmt.

2.2.2 Ursachen der Formabweichung bei Faserverbundwerkstoffen

Die Formabweichung von Faserverbundbauteilen kann auf die Entstehung und die teilweise Auflösung von Eigenspannungen während des Herstellprozesses zurückgeführt werden. Bei diesen Untersuchungen wurden hauptsächlich L- bzw. C-Profile verwendet. Alternative Profile wie sie beispielsweise in der Arbeit von Dong [Dong2003] zu sehen sind, lassen sich, zumindest bei der Betrachtung von Schnitten auf gewinkelte Strukturen zurückführen, berücksichtigen jedoch teilweise die dreidimensionale Gestalt der Bauteile, siehe Abbildung 8.

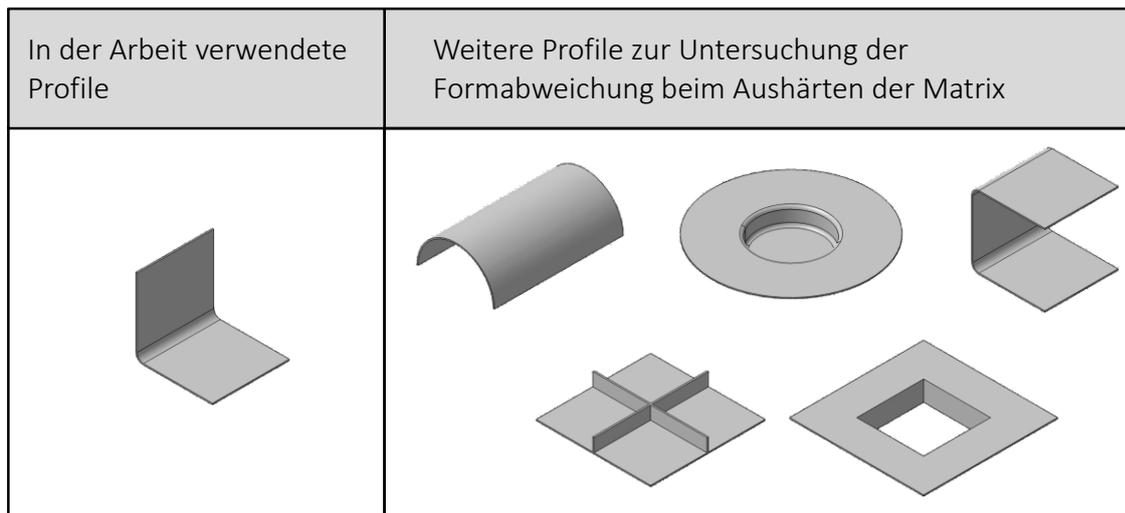


Abbildung 8: Typische Profile zur Untersuchung des Spring-in, z. B. nach [Arafath2009], [Dong2003] oder [Fernlund2003]; links: in der weiteren Arbeit verwendetes Grundprofil (siehe auch Kapitel 4.2.2); rechts: weitere Probekörper zur Untersuchung der Deformation bei der Aushärtung der Matrix

Die Ursachen der Formabweichung lassen sich nach Albert und Fernlund [Albert2002], Fernlund [Fernlund2003] bzw. Wijskamp [Wijskamp2005] in intrinsische und extrinsische Faktoren gliedern. Zu den intrinsischen Faktoren zählen die verwendeten Ausgangsmaterialien, der Lagenaufbau des Bauteiles sowie dessen Geometrie. Die extrinsischen Faktoren werden hauptsächlich durch prozessrelevante Größen gebildet. Verbunden sind beide Ursachen durch zahlreiche Wechselwirkungen, sodass eine eindeutige Zuordnung nur schwer möglich ist. Daher wird an dieser Stelle die starke Interaktion zwischen der Geometrie des Bauteils, des Fertigungsverfahrens und des

Materials hervorgehoben, wie sie u.a. von Dong [Dong2003] beschrieben wird, vgl. Abbildung 9. Aufgrund des Zusammenspiels der drei Faktoren treten sowohl reversible (thermische) als auch irreversible (chemische) Schwindungen bei der Herstellung von Faserverbundbauteilen auf, wodurch Eigenspannungen im Bauteil entstehen. Nach Fernlund [Fernlund2003], der zwischen mikro- und makromechanischen Spannungen unterscheidet, zeigt sich vor allem bei dünnwandigen Bauteilen eine Deformation aufgrund der Freisetzung makromechanischer Spannungen, wenn die Zwangsbedingungen des Werkzeuges aufgehoben werden.

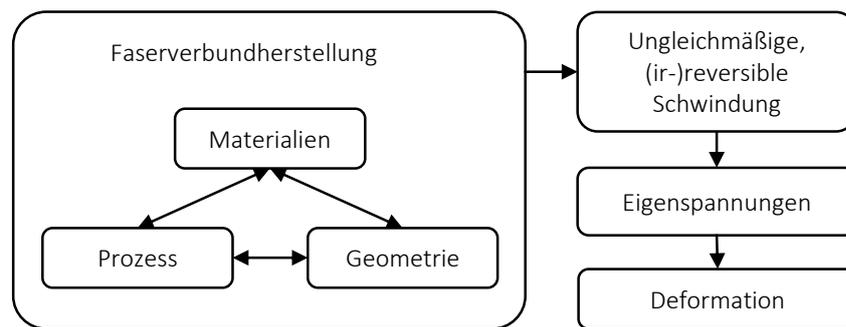


Abbildung 9: Wirkzusammenhang bei der Entstehung von Deformationen bei der Faserverbundherstellung

Kleineberg [Kleineberg2008] gliedert, abweichend zur bisherigen Einteilung in intrinsische und extrinsische Faktoren, zur besseren Beschreibung die Ursachen des Spring-in in folgende Gruppen:

- thermische Dehnung
- chemische Dehnung
- feuchtigkeitsbedingte Dehnung
- geometrischer Einfluss
- fertigungsbedingte Aspekte

2.2.2.1 Thermische Dehnung

Die Unterschiede in der thermischen Dehnung zwischen Faser und Matrix sind einer der Hauptgründe für den Spring-in [Albert2002]. In der thermischen Dehnung werden nicht nur die Ausgangsmaterialien mit dem jeweiligen Wärmeausdehnungskoeffizienten berücksichtigt, sondern auch deren Zusammenwirken in der Einzelschicht und dem gesamten Laminat. Besonders hervorgehoben werden muss dabei die unterschiedliche Dehnung in der Laminebene und senkrecht dazu, siehe Kapitel 2.2.3. In der Ebene sind Spannungen und damit Deformationen primär von den Fasern und deren Orientierung abhängig. Senkrecht zur Ebene beeinflusst hauptsächlich die Matrix das Verhalten des Laminates und damit den Spring-in. Spannungen im Laminat entstehen, da die

Kohlenstofffaser mit ihrer anisotropen Wärmedehnung in Längs- und Querrichtung die Dehnung der Matrix beeinflusst bzw. behindert. Fernlund et al. [Fernlund2002] konnten in diesem Zusammenhang nachweisen, dass Fasern, welche entlang der Bauteilkontur im Radius verlaufen (der Krümmung folgenden; 0°), gegenüber anderen Lagenausrichtungen ($\pm 45^\circ$, 90°) die Deformation im Hinblick auf den Spring-in dominieren.

Über den Faservolumengehalt, der maßgeblich die thermischen und mechanischen Kennwerte bestimmt, kann u.a. nach Dong [Dong2010] der Spring-in beeinflusst werden, insbesondere wenn dieser lokal unterschiedlich ausfällt. Je höher dabei der Faservolumengehalt ist, desto geringer sind die Auswirkungen auf die Deformation der Bauteile [Kleineberg2008].

Die thermische Dehnung in Dickenrichtung hängt nach Garstka et al. [Garstka2007] von der Art des Halbzeuges ab, sodass für die verschiedenen Halbzeuge unterschiedliche Dehnungswerte ermittelt werden müssen. Bei der Verwendung desselben Halbzeugs in unterschiedlichen Lagenaufbauten hingegen ist nach Schürmann [Schuermann2005] die Wärmedehnung α_3 des Laminates in erster Näherung unabhängig von der Orientierung der Fasern.

2.2.2.2 Chemische Dehnung

Spannungen entstehen nach Harsch [Harsch2008] durch die chemische Vernetzung des Harzes und durch eine verhinderte Volumenreduktion im Prozess. Die verhinderte Volumenreduktion wird zum einen durch die Haftung der Matrix am Werkzeug und zum anderen durch die Fasern bestimmt. Die Auswirkungen sind dabei mit denen der thermischen Dehnung vergleichbar.

Das Harz durchläuft während des Prozesses verschiedene Stadien unterschiedlicher Dichte, vgl. Abbildung 10. Aufgetragen ist dabei das spezifische Volumen über der Temperatur des Aushärtezyklus unter der idealisierten Annahme, dass die chemische Reaktion (B-C) nicht während des Aufheizens (A-B) oder Abkühlens (C-E), sondern bei jeweils einer festen Temperatur stattfindet.

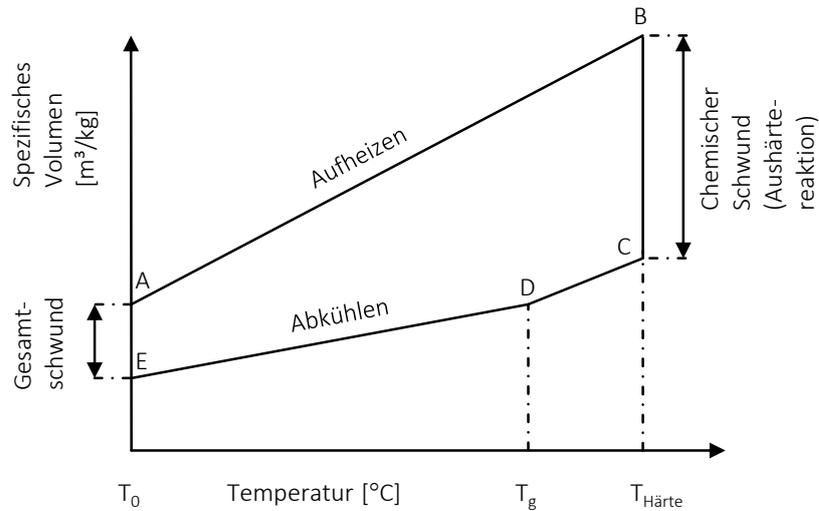


Abbildung 10: Schwindungsverhalten von Epoxidharzen beim Aushärten nach [Harsch2008]

Vom Punkt A mit der Prozesseingangstemperatur T_0 ausgehend dehnt sich das Material mit zunehmender Erwärmung aus, um im Punkt B das größte spezifische Volumen einzunehmen. Die chemische Vernetzung bei der Aushärtetemperatur $T_{\text{Härte}}$ des Harzes führt anschließend zu einer Reduzierung des spezifischen Volumens (B-C). Die Abkühlung des ausgehärteten Materials kann in zwei Bereiche geteilt werden. Oberhalb der Glasübergangstemperatur T_g (C-D) tritt aufgrund des höheren thermischen Ausdehnungskoeffizienten eine größere Dichteänderung auf als im daran anschließenden Bereich (D-E). Die Differenz des spezifischen Volumens vor und nach dem Prozess (A-E) stellt den Gesamtschwind des Harzes dar.

Zur Reduzierung der Reaktionsschwindung gibt es mehrere Ansätze, da in den unterschiedlichsten Industriezweigen von der Elektrotechnik bis hin zu medizinischen Anwendungen versucht wird, die chemisch induzierten Spannungen zu reduzieren. Dazu zählen beispielsweise im Bereich der Materialauswahl große Monomere, bei der Reaktion expandierende Monomere, Additive, welche über die Temperaturdehnung die Schwindung kompensieren oder anorganische Füllstoffe [Holst2001].

2.2.2.3 Feuchtigkeitsbedingte Dehnung

Die Feuchtigkeitsaufnahme führt durch Quellen der Matrix zu einem im Vergleich zur thermischen und chemischen Dehnung gegenläufigen Effekt. Dieser Zustand kann jedoch erst nach längerer Lagerung oder dem Einsatz unter entsprechenden Umweltbedingungen beobachtet werden und stellt daher in der Arbeit keinen relevanten Parameter dar und ist stark von der Art des Polymers abhängig. Darüber hinaus konnten Albert und Fernlund [Albert2002] zeigen, dass der Effekt, gemessen an den weiteren Faktoren

nur gering ausfällt. Die größte absolute Änderung beträgt dabei $0,16^\circ$ was einer prozentualen Änderung von 12,5 % entspricht.

2.2.2.4 Geometrische Aspekte

Geometrische Effekte ergeben sich hauptsächlich infolge veränderter Wandstärke und der Größe des Radius. Interaktionen mit dem Lagenaufbau bzw. dem Faservolumenanteil sind über die Wärmedehnung bereits bei der thermischen Dehnung berücksichtigt.

Zum Einfluss der Wandstärke als auch beim Einfluss des Radius sind widersprüchliche Aussagen in der Literatur zu finden. Zhu et al. [Zhu2001] sowie Albert und Fernlund [Albert2002] zeigten in ihren Untersuchungen, dass der Spring-in mit zunehmender Wandstärke abnimmt. Erklärt werden kann dies durch den höheren Widerstand der Struktur gegenüber prozessinduzierten Kräften. Daneben gibt es jedoch Studien, die einen sehr geringen Zusammenhang mit der Wandstärke sehen [Akkerman1998].

In den Untersuchungen von Dong [Dong2010] zeigte sich ein linearer Zusammenhang zwischen Radius r und Wandstärke t . Das heißt, dass mit steigendem Verhältnis r/t der Spring-in zunimmt. Zu einem vergleichbaren Ergebnis kommen auch Kim et al. [Kim1989]. Akkerman et al. [Akkerman1998] hingegen sehen bei einem rein thermisch-elastischen Modell erst ab sehr großen Werten von r/t einen Zusammenhang der beiden Parameter.

2.2.2.5 Fertigungsbedingte Aspekte

Fertigungsbedingte Aspekte umfassen sowohl das Werkzeug als auch die Prozessführung. Darüber hinaus sind der Poren- und Faservolumengehalt nach Kleineberg [Kleineberg2008] ebenfalls Bestandteil dieser Untergruppe.

Für Faserverbundbauteile, insbesondere in kleinen Stückzahlen und für die Aushärtung im Autoklav mit einseitigem Werkzeug und einer Prozessführung bei geringem Druck werden andere Anforderungen an das Werkzeug gestellt als im RTM-Prozess (zweiseitiges Werkzeug, hoher Druck). Viele Literaturangaben beziehen sich jedoch meist auf den erstgenannten Prozess, sodass sich nicht alle dabei gewonnenen Ergebnisse uneingeschränkt auf den RTM-Prozess übertragen lassen. Aufgrund des Closed-Mould-Konzeptes mit seinen allseits massiven Werkzeugflächen tritt das Corner-Thinning bzw. Thickening, wie es u.a. von Fernlund [Fernlund1999] und Svanberg et al. [Svanberg2009] beschrieben wird, beim RTM-Verfahren nicht auf.

2.2.3 Analytische Beschreibung der Formabweichung bei einfachen Geometrien

Bei der analytischen Beschreibung der Formabweichung bilden zwei Aspekte den Kern der Ansätze. Der erste ist die Berücksichtigung thermischer Effekte bei der Abkühlung der Bauteile. Der zweite ist die Berücksichtigung chemischer Effekte, insbesondere die Änderung der Dichte bei der Aushärtung von duroplastischen Systemen. Darüber hinaus gibt es weitere Ansätze, welche u.a. die Entstehung von Spannungen vor der Vitrifikation mit einbeziehen oder den Einfluss der Feuchtigkeitsaufnahme von Laminaten berücksichtigen.

Die analytischen Beschreibungen der Formabweichung bei einfach gekrümmten Bauteilen werden anhand eines Kreisausschnittes ermittelt, wobei die Beschreibung von den thermischen Effekten ausging und anschließend die chemische Schwindung berücksichtigt wurde. Vor der Aushärtung der Matrix wird die Geometrie des Kreisabschnittes durch den Radius r , die Wandstärke t sowie den Winkel Θ beschrieben, siehe Abbildung 11. Aufgrund der unterschiedlichen Wärmedehnungen und Schwindung des Laminates, hervorgerufen durch die faserdominierten Eigenschaften in der Ebene α_l und die matrixdominierten Eigenschaften senkrecht dazu α_T , stellen sich nach dem Aushärten und der zugrundeliegenden Temperaturdifferenz ΔT neue geometrische Verhältnisse ein.

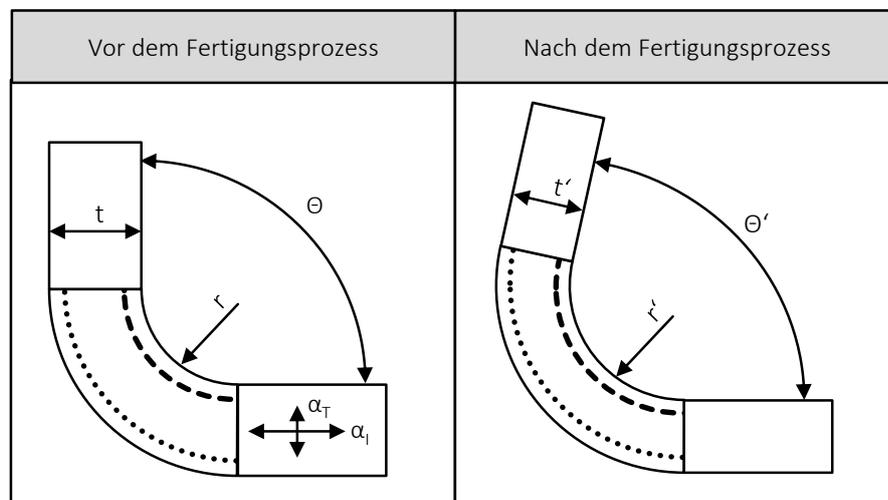


Abbildung 11: Schnitt der spring-in-relevanten Geometrie vor und nach der Aushärtung

Die Abkühlung bewirkt eine Reduzierung der ursprünglichen Wandstärke von t auf t' . Die Fasern im Laminat werden dadurch aus ihrer ursprünglichen Position herausverschoben. In der Laminebene ergeben sich jedoch kaum Längenänderungen der Fasern, weil ein deutlicher Unterschied in der Steifigkeit der Fasern in Längsrichtung und der Matrix besteht. An der Innenseite des Radius entstehen daher Zugspannungen,

2.2 Ermittlung der Fertigungsabweichungen bei Faserverbundbauteilen

während im äußeren Bereich des Radius Druckspannungen vorherrschen, was zu einer Verringerung des einschließenden Winkels führt.

Der Ansatz von Radford und Diefendorf [Radford1993], Radford [Radford1995] bzw. Radford und Rennick [Radford1997], basiert auf thermischen Eigenspannungen, hervorgerufen durch die prozessbedingte Temperaturdifferenz zwischen Aushärten der Matrix und Einsatz des Bauteils. Die Winkeländerung berechnet sich zu [Radford1993]:

$$\Delta\theta = \theta \left[\frac{(\alpha_I - \alpha_T)\Delta T}{1 + \alpha_T\Delta T} \right] \quad (3)$$

Die Faserorientierung des Aufbaus wird über die klassische Laminattheorie in den Wärmedehnungskoeffizienten berücksichtigt. Für die beiden theoretischen Laminataufbauten von 0° und 90° ergeben sich somit aufgrund von Gleichung (3) die theoretischen Grenzwerte für den Spring-in, vgl. Abbildung 12.

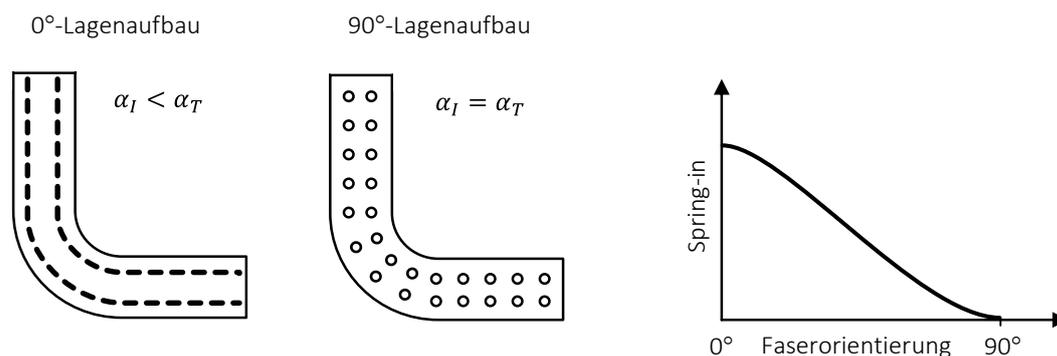


Abbildung 12: Qualitative Darstellung der Grenzwerte des Spring-in (schematische Darstellung)

Erweitert werden kann dieser einfache Ansatz, indem, wie von Spröwitz [Spröwitz2008] gezeigt, die chemische Schwindung in Form modifizierter Wärmedehnungen berücksichtigt wird. Dabei wird neben der Temperaturänderung im Prozess auch die Änderung des Volumens ΔV , hervorgerufen durch die Schwindung β , berücksichtigt.

$$\alpha_{\text{modifiziert}} = \alpha_{\text{thermisch}} + \beta_{\text{chemisch}} = \alpha_{\text{thermisch}} + \frac{\Delta V}{3 \cdot \Delta T} \quad (4)$$

Eine Erweiterung des Ansatzes aus Gleichung (3) liefern Radford und Diefendorf [Radford1993], welche neben dem thermischen Ansatz α die Feuchtigkeitsaufnahme δ und allgemeine Fertigungsbedingungen ζ , worunter auch die chemische Schwindung fällt, berücksichtigen.

$$\Delta\Theta = \Theta \left[\frac{(\alpha_I - \alpha_T)\Delta T}{1 + \alpha_T\Delta T} + \frac{(\delta_I - \delta_T)}{1 + \delta_T} + \frac{(\zeta_I - \zeta_T)}{1 + \zeta_T} \right] \quad (5)$$

Einen ähnlichen Ansatz, der jedoch nur die thermischen und chemischen Eigenschaften in der Laminebene und senkrecht dazu berücksichtigt, liefern Huang und Yang [Huang1997], [Huang1997a].

Der Ansatz von Wisnom und Potter [Wisnom2007] schließt die Entstehung von Deformationen vor der Vitrifikation mit ein. Der Spring-in-Winkel errechnet sich aus einem Anteil vor der Vitrifikation und einem thermo-elastischen Anteil der Wärmedehnung α bei der Abkühlung der Bauteile sowie der Berücksichtigung der chemischen Schwindung β . Neben der Temperaturdifferenz ΔT wird in Gleichung (6) darüber hinaus der Radius r , das Bogenmaß des Radius ϕ , die Wandstärke t , die Dehnung in Dickenrichtung ε_z , der interlaminae Schermodul im gummielastischen Zustand $G_{\theta r}$ sowie den E-Modul in der Ebene $E_{\theta r}$, ebenfalls im gummielastischen Zustand, berücksichtigt.

$$\Theta = \left\{ -\varepsilon_z \left[\phi - \frac{e^{ar\phi} + e^{-ar\phi}}{ra(e^{ar\phi} + e^{-ar\phi})} \right] \right\} + \left\{ \phi [(\alpha_I^g - \alpha_T^g)\Delta T + (\beta_I^g - \beta_T^g)] \right\} \quad (6)$$

Mit:

$$a = \sqrt{\frac{10G_{\theta r}}{E_{\theta r}t^2}} \quad (7)$$

Der Ansatz führt nach Wisnom und Potter [Wisnom2007] insbesondere bei Dicken Laminaten zu einer besseren Anpassung der analytischen Ergebnisse an die Messdaten der Untersuchung.

Dong [Dong2003] liefert für spezifische Geometrien analytischen Ansätze zur Berechnung der Formabweichungen von Einzelteil und Zusammenbau mit Hilfe eines Regressionsverfahrens. Bei der Dimensionierung von Zusammenbauten wird allerdings davon ausgegangen, dass die Bauteile ideal miteinander verbunden sind und kein zusätzlicher Term in Abhängigkeit des Fügeverfahrens ergänzt werden muss. Für komplexe Bauteile und Zusammenbauten schlägt Dong in seinen Arbeiten [Dong2003] und [Dong2009] vor, diese aus einfachen analytischen Teilstücken aufzubauen, um die Berechnungszeit zu verringern. In seinen Beispielen erzielte er dabei nach eigenen Angaben eine gute Übereinstimmung mit den numerischen Ergebnissen.

2.2.4 Numerische Beschreibung der Formabweichung bei komplexen Geometrien

Die analytischen Berechnungsverfahren stoßen an ihre Grenzen, wenn komplexere dreidimensionale Strukturen untersucht werden sollen. Dazu existieren unterschiedliche Herangehensweisen, um die physikalischen Zusammenhänge numerisch zu beschreiben. Wille et al. [Wille2012] gliedert diese Verfahren neben der empirischen Betrachtung, auf die hier nicht weiter eingegangen wird, in die grundlegenden Methoden der semi-analytischen Verfahren und der simulationsbasierten Verfahren, siehe Abbildung 13.

Semi-analytische Verfahren ermöglichen die Beschränkung der experimentellen Untersuchung auf charakteristische Merkmale des jeweiligen Bauteils in Kombination mit dem für den späteren Einsatz vorgesehenen Werkstoff und Herstellverfahren. Dazu werden vereinfachte Proben hergestellt und anschließend mit dem Berechnungsmodell abgeglichen, um die spezifischen Simulationsparameter zu erhalten. Die gewonnenen Daten fließen dann in die Simulation des eigentlichen Bauteils ein und ermöglichen die Vorhersage der Deformation während des Herstellprozesses.

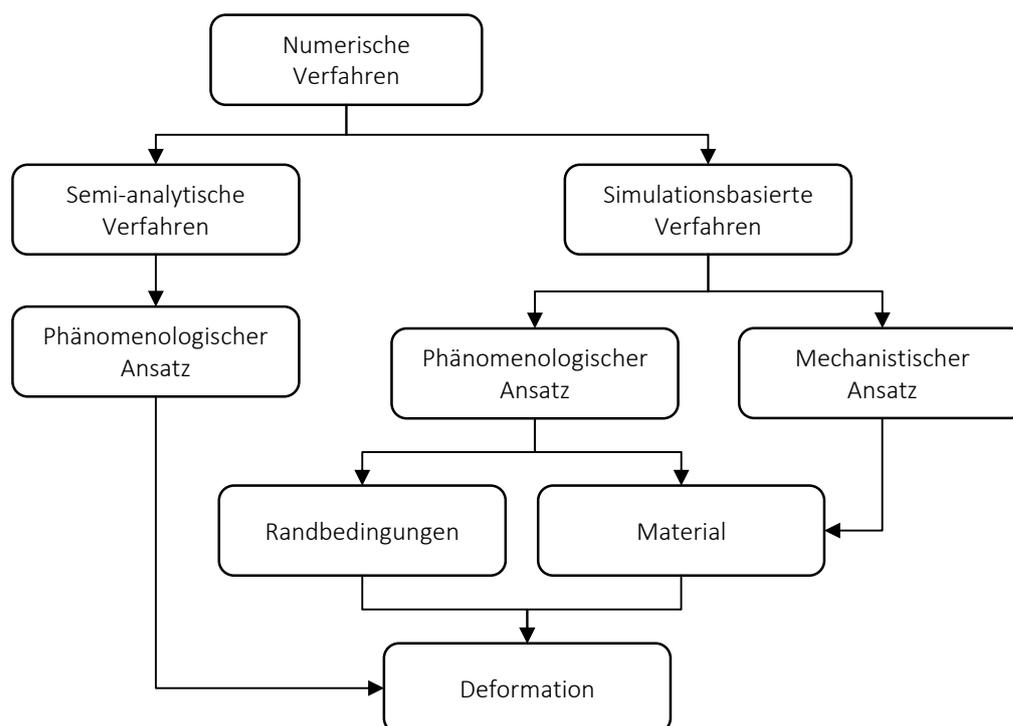


Abbildung 13: Einteilung der Simulationsverfahren nach [Wille2012], (vereinfacht)

Die simulationsbasierten Verfahren beziehen sich entweder auf einen mechanistischen oder auf einen phänomenologischen Ansatz und sind im Gegensatz zum semi-analytischen Verfahren auf beliebige Problemstellungen anwendbar. Der Unterschied

zwischen dem phänomenologischen Ansatz und dem mechanistischen Ansatz liegt primär darin, dass erstgenannter die Umsetzung des Harzes bei der Reaktion beschreibt, während der zweitgenannte das globale Materialverhalten berücksichtigt.

2.2.4.1 Reaktionskinetik

Die Reaktionskinetik gibt Auskunft über den zeitlichen Verlauf der Vernetzung in Abhängigkeit der Temperatur. Nach Harsch [Harsch2008] lautet dabei der allgemeine Zusammenhang:

$$\frac{d\alpha}{dt} = k(T) \cdot f(\alpha) \quad (8)$$

Der Fortschritt des Aushärtegrades α in Abhängigkeit des zugrundeliegenden Mechanismus wird in Gleichung (8) durch den Term $f(\alpha)$ beschrieben, während der Term $k(T)$ eine temperaturabhängige Geschwindigkeitskonstante in Form eines Arrhenius-Ansatzes

$$k(T) = k_0 \cdot e^{-\frac{E_A}{RT}} \quad (9)$$

darstellt. In diese fließen eine Konstante k_0 , die Aktivierungsenergie E_A , die allgemeine Gaskonstante R sowie die Temperatur T ein.

Harsch [Harsch2008] unterscheidet im Wesentlichen zwei verschiedene Ansätze der Aushärtung, wobei sie die Bedeutung des isothermen Kinetikmodells von Kamal und Sourour [Kamal1973], [Sourour1976] für die Anwendung im Bereich der Epoxidharze herausstellt. Die allgemeine Form dieser autokatalytischen Reaktion lautet:

$$\frac{d\alpha}{dt} = (k_1 + k_2 \cdot \alpha^m) \cdot (1 - \alpha)^n \quad (10)$$

Die autokatalytische Reaktionsordnung wird durch den Exponenten m bestimmt, während n die Ordnung der katalytischen Reaktion darstellt. k_1 und k_2 sind zusätzliche Geschwindigkeitskonstanten für die Aushärtung.

Nicht bei allen Aushärtevorgängen wird eine vollständige Umsetzung des Harzes erzielt. Dies liegt darin begründet, dass die zu Beginn chemisch dominierte Reaktion zunehmend durch diffusionsgesteuerte Prozesse abgelöst wird [Wenzel2005].

Fournier et al. [Fournier1996] erweitern daher Gleichung (10) um einen semiempirischen Diffusionsanteil $f_D(\alpha)$;

$$\frac{d\alpha}{dt} = (k_1 + k_2 \cdot \alpha^m) \cdot (1 - \alpha)^n \cdot f_D(\alpha) \quad (11)$$

mit:

$$f_D(\alpha) = \left[\frac{2}{1 + e^{\left(\frac{\alpha - \alpha_{end}}{b}\right)^{-1}}} \right] \quad (12)$$

In Gleichung (12) fließt dabei der maximal erreichbare Endumsatz α_{end} sowie eine materialspezifische Konstante b mit ein.

Wille et al. [Wille2012] nutzen ein von der Temperatur abhängiges Modell zur Berücksichtigung der maximal erreichbaren Aushärtung, welches auch in dieser Arbeit, siehe Kapitel 6.2.3, verwendet wird.

$$\frac{d\alpha}{dt} = k_1 \cdot (\alpha_{max} - \alpha)^l + k_2 \alpha^m \cdot (\alpha_{max} - \alpha)^n \quad (13)$$

mit:

$$\alpha_{max} = \left\{ \begin{array}{ll} 1; & T > T_{g\infty} \\ -x_1(T - x_2)^2 + 1; & T < T_{g\infty} \end{array} \right\} \quad (14)$$

Anhand der Parameter x_1 , x_2 , k_1 , k_2 , l , m und n kann das Modell an das tatsächliche Materialverhalten angepasst werden. $T_{g\infty}$ entspricht dabei der maximal möglichen Glasübergangstemperatur, siehe auch Kapitel 6.2.1.

Die aktuelle Glasübergangstemperatur $T_g(\alpha)$, die während der Reaktion durch eine fortschreitende Vernetzung ansteigt, definiert den Übergang vom gelartigen Zustand in den glasartigen Zustand. Diese temperaturabhängige Änderung der mechanischen Kennwerte kann für Epoxidharze durch die DiBenedetto-Gleichung beschrieben werden, vgl. [Wenzel2005].

$$T_g(\alpha) = T_{g,0} + \frac{(T_{g,\infty} - T_{g,0})\lambda\alpha}{1 - (1 - \lambda)\alpha} \quad (15)$$

$T_{g,0}$ entspricht der Temperatur, unterhalb der keine chemische Reaktion stattfindet. Die vollständig ausgehärtete Matrix wird durch den Term $T_{g,\infty}$ berücksichtigt. An das jeweilige Matrixsystem wird die Gleichung mit Hilfe der materialspezifischen Konstante λ angepasst.

2.2.4.2 Aushärten der Matrix

Die Berechnung des Spring-in und der Wölbung gliedert sich u.a. nach [Bebamzadeh2009] und [Wille2012] in einen thermischen und einen mechanischen Teil, welche durch die schwache thermisch-mechanische Kopplung sequentiell ermittelt werden dürfen. Der thermische Anteil liefert Informationen über die Temperatur im jeweiligen Volumenelement, den aktuellen Aushärtegrad der Matrix sowie die jeweilige Glasübergangstemperatur. Diese Informationen dienen in der mechanischen Analyse unter Berücksichtigung weiterer Randbedingungen zur Berechnung der Spannungen im Bauteil aufgrund der anisotropen Werkstoffzusammensetzung, welche sich letztendlich in Form von Deformationen zeigen.

Die Aushärtésimulation wird bereits in kommerziell erhältlicher Software zur Verfügung gestellt. Beispiele dafür sind das Programm PAM-RTM von ESI [Chabin2013] oder die Software COMPRO der Firma CONVERGENT [Johnston1997].

Svanberg [Svanberg2002] entwickelte zur Beschreibung des Aushärtevorgangs ein Materialmodell mit einer vereinfachten Sprungfunktion vom glasartigen in den gummielastischen Zustand bei der vom Aushärtegrad abhängigen Glasübergangstemperatur T_g , siehe Abbildung 14.

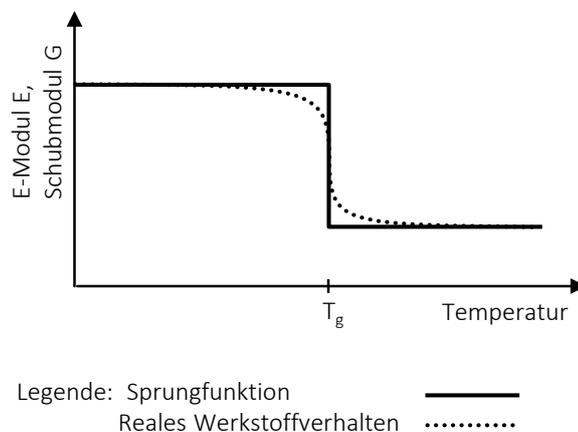


Abbildung 14: Digitales Umschalten des Materialverhaltens bei der Glasübergangstemperatur T_g nach Svanberg und Holmberg [Svanberg2003]

Die systemrelevanten Materialgleichungen sowie eine interne Statusvariable, welche die Möglichkeit der Relaxation beinhaltet, liegen dabei jeweils in zwei Stufen - ober- und unterhalb der aktuellen Glasübergangstemperatur - vor.

Die Vorteile des pfadbasierten, reduziert viskoelastischen Modells gegenüber Modellen mit vollständiger Berücksichtigung des viskoelastischen Materialverhaltens sind eine [Svanberg2002]:

- geringere Berechnungszeit
- geringere Speicheranforderungen
- geringere Kosten zur Materialcharakterisierung

Svanberg [Svanberg2002] zeigt die Wirkung unterschiedlicher Modellierungstechniken bei der Aushärtung von Faserverbundbauteilen auf. Die Bandbreite reicht von der freien Aushärtung, bei der nur die Starrkörperbewegungen des Bauteils unterbunden werden, einer vollständigen Fixierung der Bauteiloberfläche während des Aushärtens bis zur Modellierung eines vereinfachten Werkzeuges. Aufgrund der dem eigentlichen Aushärten im Werkzeug nachgelagerten Aushärtezyklen (Tempern), bei denen das Bauteil als frei gelagert angenommen werden darf, kommt Svanberg zu dem Schluss, dass die Einspannung bei mehr als einem Aushärtezyklus keinen Einfluss auf den Spring-In besitzt. Für Prozesse, bei denen nur ein Aushärtezyklus vorgesehen ist, liefert das Modell, bei dem die beiden Werkzeughälften in die Simulation mit einbezogen werden, im unteren Temperaturbereich die beste Übereinstimmung mit der Realität. Ab ca. 80°C zeigt das Modell, bei dem nur die Starrkörperbewegungen unterbunden sind, die realistischen Ergebnisse, siehe [Svanberg2003].

2.2.5 Abgrenzung gegenüber der Luft- und Raumfahrt

Faserverbundwerkstoffe werden in der Luft- und Raumfahrt bereits seit vielen Jahren erfolgreich eingesetzt. In der Luftfahrt steigt der Anteil an CFK-Strukturen insbesondere in den letzten Jahren deutlich an, vgl. Abbildung 15. Aktuell wird bei bestimmten Flugzeugtypen ein Anteil von mehr als 50 % an CFK erreicht [Wiedemann2009]. Die Senkung des Energieverbrauchs stellt das primäre Ziel dar, um die Reichweite der Flugzeuge bei gleichzeitig geringeren Betriebskosten zu erhöhen. Im Bereich der Raumfahrt gelten prinzipiell dieselben Anforderungen, allerdings sind die zulässigen Kosten pro eingesparter Masse nochmals um ein Vielfaches höher als in der Luftfahrt.

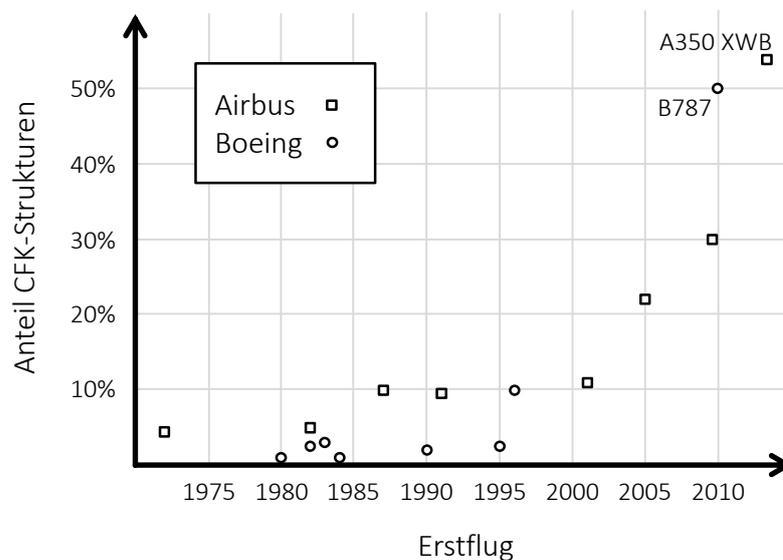


Abbildung 15: Anteil der CFK-Strukturen in der Luftfahrt, vgl. [Wiedemann2009], [Ehrenstein2006]

Die Anforderungen der Luftfahrt unterscheiden sich jedoch zum Teil deutlich von denen des Automobilbaus. Die Stückzahl, aus der sich weitere spezifische Randbedingungen für den industriellen Einsatz ableiten lassen, stellt den größten Unterschied dar. Gemessen an automobilen Maßstäben liegen die Stückzahlen in der Luftfahrtindustrie im Bereich der Kleinst- bzw. Kleinserienfertigung.

Im Gegensatz zum Automobilbau unterliegen die Hersteller der Luft- und Raumfahrt deutlich strengeren Auflagen bezüglich zulässiger Werkstoffe und Fertigungsverfahren, welche in Deutschland beispielsweise vom Luftfahrtbundesamt erteilt werden [Schmidt2012]. Darüber hinaus existieren, analog der Automobilindustrie, interne Spezifikationen für die Herstellung der Bauteile.

Das dominierende Fertigungsverfahren in der Luft- und Raumfahrt ist die Aushärtung vorimprägnierter Bauteile im Autoklav, welches sich über mehrere Stunden erstrecken kann [Ehrenstein2006]. Dabei ist der gesamte Prozessablauf auf diese langen Taktzeiten ausgelegt. Nach Kleineberg [Kleineberg2008] kann allerdings durch den Einsatz von Gleichteilen die Stückzahl bestimmter Bauteile, in diesem Fall von Spanten, je Flugzeug deutlich erhöht und somit die Taktzeit der Bauteilherstellung reduziert werden. Damit geht die Umstellung des Fertigungsverfahrens vom Autoklav hin in Richtung RTM-Prozess einher. Allerdings sind in der Luft- und Raumfahrt auch beim RTM-Verfahren Aushärtezyklen von mehreren Stunden üblich, sodass sich kein direkter Vergleich mit der Automobilindustrie herstellen lässt, zumal Harzsysteme mit deutlich unterschiedlicher Topfzeit zum Einsatz kommen. Purol [Purol2011] zeigt ebenfalls am Beispiel variab-

ler, einfach geformter Spantgeometrien, wie sich kontinuierliche Preformverfahren zur Herstellung hoher Stückzahlen (100.000 Einheiten / Jahr) eignen.

Die Herstellung der Fahrzeugkarosserie zeichnet sich im Rohbau, in dem die einzelnen Bauteile miteinander gefügt werden, durch einen sehr hohen Automatisierungsgrad aus. Dabei werden Werte von über 90% erreicht [Kiefer2007]. Voraussetzung dafür ist u.a. die Kenntnis der Streuung einzelner Bauteile, auf welche die jeweiligen Anlagen ausgelegt sein müssen. Wird diese überschritten, kann dies z. B. zu geometrischen Abweichungen des Gesamtsystems führen bzw. einen Stillstand der Anlagen nach sich ziehen. Eine Nacharbeit oder die individuelle Anpassung größerer Bauteilumfänge ist im Automobilbau nicht vorgesehen und kann bei hohen Produktionsraten nicht geleistet werden. Die deutlich geringeren Stückzahlen in der Luftfahrt, in Kombination mit den sehr strengen Vorgaben hinsichtlich der Prüfung und der Dokumentation bestimmter Fügestellen, führen hingegen dazu, dass verschiedene Methoden entwickelt wurden, toleranzbehaftete Bauteile aneinander anzupassen. Kim [Kim2005] und Meiners [Meiners2007] unterscheiden dabei bestimmte Vorgehensweisen in Abhängigkeit der Größe des Spaltes zwischen den Bauteilen. Bis zu einem bestimmten Abstand zweier Bauteile können Klebstoffe als sog. Flüssig-Shim verwendet werden. Dies trifft sowohl auf Systeme zu, bei denen der Füllstoff keine mechanischen Aufgaben übernimmt, als auch bei hoch belasteten Strukturverklebungen. Werden an die Verbindung höhere Anforderungen gestellt, kommt ein mechanisch bearbeiteter und damit teurer Fest-Shim zum Einsatz. Middendorf [Middendorf2011] zeigt auf, wie in der Qualitätssicherung bei Hubschraubern die Einzelteile und der Zusammenbau vermessen werden, um die für diesen speziellen Fall benötigte Klebstoffmenge bzw. die Shim-Menge ableiten zu können.

Ein weiteres Kriterium, in dem sich die Industriezweige unterscheiden, ist die geometrische Ausprägung einzelner Bauteile. Flugzeuge zeichnen sich durch eine hohe Anzahl von großflächigen Bauteilen aus [Puro12011]. Dabei sind aufgrund der Form des Rumpfes zweidimensional gekrümmte bzw. z. B. an den Tragflächen leicht dreidimensionale Strukturen vorhanden. Diese Art der Geometrie eignet sich, auch in Kombination mit lokalen Verstärkungen, sehr gut für ein automatisiertes Ablegen der Fasern mit Hilfe von Robotern [Meiners2007]. Automobile Strukturen weisen hingegen eine ausgeprägtere dreidimensionale Gestalt auf, sodass hierfür spezielle Maßnahmen notwendig sind.

2.3 Versuchsplanung

Bei der Versuchsplanung muss grundsätzlich zwischen realen Versuchen und numerischer Berechnung unterschieden werden. Der Hauptunterschied lässt sich dabei auf

den zufälligen Charakter von Experimenten bzw. das deterministische Verhalten von Simulationsläufen zurückführen.

Die Motivation der systematischen Versuchsplanung liegt in der Reduzierung der notwendigen Versuchspunkte bei einer gleichzeitigen Maximierung der gesicherten Aussagen über das Systemverhalten.

2.3.1 Klassische Versuchsplanung

Ein oft hoher zeitlicher und finanzieller Aufwand bei der Durchführung der Versuche erfordert eine systematische Vorgehensweise bei der Versuchsplanung. Dies beinhaltet das Herausfiltern relevanter Parameter, das Aufstellen eines geeigneten Versuchsplans, die eigentliche Versuchsdurchführung sowie die abschließende Auswertung der Daten.

Für eine zielgerichtete Untersuchung ist die Expertenschätzung („best-guess“) sowie die schrittweise Variation eines Parameters („one-factor-at-a-time“), ohne dabei den gesamten Versuchsraum abzudecken, nur bedingt geeignet [Hofmann2011]. Systematische Untersuchungen dienen dazu, optimale Prozessparameter zu identifizieren und Wissen über die Zusammenhänge zwischen Eingangs- und Ausgangsgrößen aufzubauen.

Auf das Gesamtsystem der Untersuchung wirken neben den Steuergrößen auch Störgrößen ein. Steuergrößen sind dabei Faktoren, welche gezielt über mehrere Parameterstufen hinweg variiert werden. Störgrößen hingegen sind planmäßig nicht als Faktoren im Versuchsplan enthalten, können sich jedoch ebenfalls auf die Zielgröße auswirken. Ebenfalls berücksichtigt werden müssen Verlustgrößen wie z. B. Abwärme oder Verschleiß vgl. Abbildung 16.

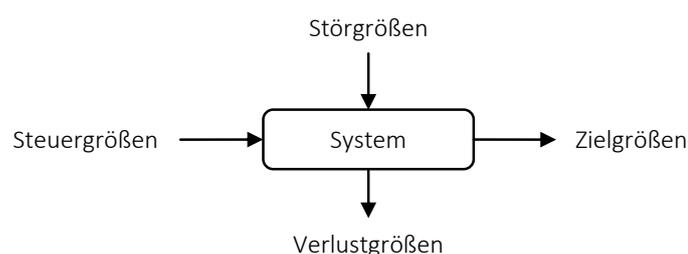


Abbildung 16: Vereinfachter Zusammenhang zwischen Steuer-, Stör- und Zielgrößen ergänzt um Verlustgrößen in Anlehnung an [Kleppmann2006]

Die grundlegenden Überlegungen in der statistischen Versuchsplanung, um zwischen dem Einfluss von Steuer- und Störgrößen unterscheiden und die Zielgröße herausarbeiten zu können, sind Wiederholungen der Versuchspunkte, die Randomisierung der Reihenfolge der Versuche sowie die Blockbildung und die Vermengung der Faktoren [Hofmann2011]:

- Die dem Zufall und der Streuung unterworfenen Einstellungen der Parameter erfordern Wiederholungen, um die Varianz des jeweiligen Versuchspunktes oder des gesamten Modells zu ermitteln.
- Die Randomisierung trägt dazu bei Einstellvorgänge, welche ebenfalls streuungsbehaftet sind, im Prozess mit abbilden zu können. Darüber hinaus wirken sich durch die Randomisierung Störgrößen gleichmäßig auf die Versuche aus. Vom Prinzip der Randomisierung sollte daher nur abgewichen werden, wenn ein hoher Aufwand zum Einrichten der Parametereinstellung erforderlich ist.
- Blockbildung kann genutzt werden, um Störgrößen, welche nicht beseitigt werden können, auf bestimmte Bereiche der Versuche zu beschränken, bzw. diese bei der Auswertung zu berücksichtigen. Typisches Beispiel dazu sind Änderung der Charge oder Versuche an mehreren Tagen.
- Vermengung gibt den Grad der unabhängigen und eindeutig rückführbaren Faktoren auf das Ergebnis wieder. Je nach Versuchsplan können u.U. Faktoren mit Wechselwirkungen höherer Ordnung vermengt sein. Durch Vermengung werden Wechselwirkungen zugunsten weiterer Faktoren vernachlässigt.

Als Ergebnis der Versuchsplanung kann jedem Versuchspunkt je nach anfänglicher Fragestellung mindestens eine Ergebnisgröße zugeordnet werden. Zur weiteren Bearbeitung müssen die einzelnen Werte in eine mathematische Beschreibung überführt werden. Je nach zugrundeliegendem Versuchsplan und Systemantwort kann dabei die mathematische Beschreibung teils deutlich variieren. Im einfachsten Fall liegt ein linearer Zusammenhang zwischen den einzelnen Faktorstufen vor; insbesondere bei der stochastischen Simulation, siehe Kapitel 2.3.2, können jedoch auch Modelle für stark nichtlineare Zusammenhänge notwendig sein, vgl. [WatrIn2011].

Reicht ein lineares Modell aus, lässt sich dieses durch folgende Gleichung (16) darstellen [Siebertz2010]:

$$\{y\} = [X]\{c\} + \{\varepsilon\} \quad (16)$$

Der Vektor der Messergebnisse y setzt sich aus einer Linearkombination der Matrix der Stützstellen X und den zugehörigen Regressionskoeffizienten c zusammen [Siebertz2010]. Die Regressionskoeffizienten werden durch Minimierung der Fehlerquadrate aus den Messergebnissen y und den Schätzwerten \hat{y} bestimmt [Kleppmann2006].

$$Q_{Rest} = \min \sum_{i=1}^n (y_i - \hat{y}_i)^2 \quad (17)$$

Darüber hinaus ist in Gleichung (16) der Fehlerterm ε enthalten, der die Abweichung des Modells in Form von nicht berücksichtigten Parametern oder zufälligen Messfehlern beinhaltet.

Eine Bewertungsgröße zur Güte des Modells ist das Bestimmtheitsmaß R^2 . Dieses drückt das Maß der Streuung im Ergebnis aus, welches durch die streuenden Eingangsparameter erklärt werden kann. Das Bestimmtheitsmaß ist definiert als Quotient aus der Streuung, welche durch das Modell erklärt werden kann, und der Streuung des gesamten Modells [Kleppmann2006].

$$R^2 = \frac{Q_{Regression}}{Q_{Gesamt}} \quad (18)$$

Die Streuung des Gesamtmodells setzt sich aus der Streuung des Regressionsmodells und der Reststreuung zusammen [Kleppmann2006].

$$Q_{Gesamt} = Q_{Regression} + Q_{Rest} \quad (19)$$

Unter der Annahme eines linearen Zusammenhangs kann Gleichung (19) folgendermaßen ausgedrückt werden [Kleppmann2006]:

$$\sum_{i=1}^n (y_i - \bar{y})^2 = \sum_{i=1}^n (\hat{y}_i - \bar{y})^2 + \sum_{i=1}^n (y_i - \hat{y}_i)^2 \quad (20)$$

mit y_i als jeweiliges Messergebnis, \bar{y} als Mittelwert der Systemantworten und \hat{y}_i als Schätzwert des jeweiligen Punktes.

2.3.2 Stochastische Simulation

Zufällige, nicht exakt vorhersehbare Ereignisse sind Gegenstand stochastischer Betrachtungen [Huebner2009], wie sie bei der Simulation von Fertigungsprozessen meist sinnvoll sind. Der bei deterministischen Simulationen eindeutige Zusammenhang zwischen Eingangs- und Ausgangsparametern entspricht nur bedingt den realen Gegebenheiten. Simulationsverfahren müssen daher, um das Risiko einer Fehlinterpretation der Ergebnisse zu reduzieren, zunehmend in der Lage sein streuende Eingangsparameter zu berücksichtigen. Dies trifft insbesondere dann zu, wenn zunehmend reale Versuche durch numerische Simulationen ersetzt werden [Will2003].

Neben Unsicherheiten in der Modellierung, siehe Kapitel 2.3.3, existieren jedoch weitere Unterschiede zwischen realen Versuchen und computergestützten Testverfahren, welche eine Auswirkung auf die Wahl des Versuchsplans bewirken. Die Vorteile numerischer Versuche zeichnen sich nach Siebertz et al. [Siebertz2010] durch folgende Punkte aus:

2.3 Versuchsplanung

- keine Messfehler
- hohe Faktoranzahlen
- flexible Stufenwahl
- einfache Änderung der Parameter

Zur Anwendung kommen stochastische Verfahren beispielsweise bei technischen Fragestellungen der Massivumformung. Völkl [Voelkl2008] nutzte statistische Methoden, um Unsicherheiten und Streuungen vom Bauteil über das Werkzeug bis hin zum eigentlichen Herstellprozess aufzuzeigen. Daraus leitete er Rückschlüsse auf die Lebensdauer des Werkzeuges und der Präzisionsfertigung der Bauteile ab.

Zwingende Voraussetzung zur Durchführung stochastischer Analysen ist die Abbildung der realen Zusammenhänge in einer mathematischen Formulierung. Darüber hinaus muss die statistische Verteilung der Eingangsparameter bekannt sein bzw. eine Schätzung dieser vorliegen und Grundwissen über mögliche Korrelationen der Eingangsparameter bestehen. Grossenbacher [Grossenbacher2008] zeigte, dass Korrelationen der Eingangsparameter die Ergebnisse deutlich beeinflussen können und bei Aussagen über die Verteilung der Ausgangsparameter berücksichtigt werden müssen. Bei der von ihr durchgeführten Tiefziehsimulation führt die Annahme unkorrelierter Werte zu einem höheren Ausschuss.

2.3.2.1 Metamodelle

Um in der stochastischen Simulation nicht zwingend jedes Mal rechenintensive Simulationen mit geänderten Parametersätzen durchführen zu müssen, wurden Methoden entwickelt, welche über die Verwendung von Metamodellen die Ergebnisse der FEM-Simulation in analytischer Form zur Verfügung stellen. Simpson et al. [Simpson2001] bezeichnen diese Vorgehensweise daher als die Erstellung eines „*Modell eines Modells*“.

Im Vergleich zur direkten FEM-Simulation aller Parameterkombinationen liegt der Vorteil der Metamodelle in der schnellen Auswertung der analytischen Beschreibungen. Reh et al. [Reh2005] zeigen am Beispiel einer abstrahierten Fahrzeugkarosserie den deutlichen zeitlichen Vorteil sowie die gute Übereinstimmung der Ergebnisse der Antwortflächenverfahren gegenüber der direkten FEM-Simulation.

Bekar et al. [Bekar2011] wandten die Antwortflächen in Kombination mit der Monte-Carlo-Simulation (MCS) an, um bei der Umformung von Stahlblech, bei der sowohl der Mittelwert als auch die Streuung des Spring-Back betrachtet wurden, die Rechenzeit zu reduzieren. Gleichzeitig untersuchten sie unterschiedliche Arten von Metamodellen, um das für die vorliegende Fragestellung am besten angepasste Modell auszuwählen, in diesem Fall eine Antwortfläche beschrieben durch ein Polynom 2. Grades. Die Kriterien dabei waren die Minimierung der Abweichungen zwischen Modell und Antwortfläche

sowie eine möglichst einfache mathematische Beschreibung, um sowohl das Erstellen der Fläche als auch deren Interpretation zu erleichtern.

2.3.2.2 Samplingmethoden

Im Folgenden werden zwei Samplingmethoden, die Monte-Carlo-Simulation und das Latin-Hypercube-Sampling, beschrieben, welche für den Aufbau einer Prozesskette zur Ermittlung der Streuung notwendig sind. Die Monte-Carlo-Simulation zeichnet sich vor allem durch die einfache Anwendbarkeit auf zahlreiche statistische Problemstellungen aus. Das Latin-Hypercube-Sampling hingegen ermöglicht eine deutliche Reduktion der Rechenläufe bei gleichzeitig hoher Aussagegüte, siehe z. B. Arbeiten von Stockinger [Stockinger2010] oder Völkl [Voelkl2008]. Beide Verfahren sind dabei sowohl für die direkte numerische Simulation als auch für die Erstellung von Metamodellen geeignet.

Monte-Carlo-Simulation

Die Monte-Carlo-Simulation bietet, unabhängig von der Art der Problemstellung und dem Fachgebiet, eine Methode zur näherungsweise Ermittlung von Antworten des Systems unter Berücksichtigung streuender Eingangsparameter [Sahlin2003]. Das deterministische Simulationsmodell, welches einen mathematischen Zusammenhang zwischen Eingang und Ausgang darstellt, wird um stochastische Informationen und damit um pseudo zufällige Ereignisse ergänzt [Binder2005].

Das Grundprinzip beruht auf der zufälligen Kombination unterschiedlicher Eingangsparameter mit ihrer zugrundeliegenden statistischen Verteilung. Die jeweiligen diskreten Wertekombinationen bilden die Datenbasis für einen Rechenlauf. Durch häufige Wiederholung der Rechenläufe mit jeweils unterschiedlichen Parameterkombinationen werden statistisch verteilte Ergebnisse erzielt.

Die Güte des Ergebnisses hängt stark von der Anzahl der Wiederholungen ab. Da bei technischen Systemen, in der Simulation wie auch im realen Versuch, nicht beliebig viele Wiederholungen durchgeführt werden können, müssen Fehler in Abhängigkeit der geforderten Genauigkeit und durchgeführten Wiederholungen berücksichtigt werden [VDI4008].

Die Monte-Carlo-Simulation bietet nach Völkl [Voelkl2008] Vorteile aufgrund der einfachen Implementierung und der universellen Einsatzmöglichkeiten in zahlreichen Einsatzgebieten. Das Verfahren an sich kann eine große Zahl an Faktoren verarbeiten und ist, bei entsprechend vorhandener IT-Infrastruktur, gut parallelisierbar. In der Regel können beliebige Programme zur Erzeugung der Eingangsparameter, der eigentlichen Simulation sowie der statistischen Auswertung miteinander kombiniert werden.

Der hohe Rechenaufwand stellt laut Stockinger [Stockinger2010] den Hauptnachteil der Monte-Carlo-Simulation dar, insbesondere dann, wenn die Randbereiche der Verteilung hinreichend berücksichtigt werden sollen [Voelkl2008].

Der absolute Fehler des Erwartungswertes P konvergiert bei der Monte-Carlo-Simulation mit steigender Anzahl an Wiederholungen n asymptotisch gegen Null, siehe Gleichung (21) [Siebertz2010].

$$P \sim \frac{1}{\sqrt{n}} \quad (21)$$

Die direkte Anwendung der MCS findet daher vorrangig in Bereichen statt, in denen die eigentliche Simulation nur eine kurze Rechenzeit beansprucht. Ein typischer Vertreter aus diesem Bereich ist die 3D-Toleranzsimulation beispielsweise im Karosseriebau.

Latin-Hyper-Cube-Sampling

Das auf McKay [McKay1979] basierende Latin-Hyper-Cube-Sampling (LHS) ermöglicht die Ermittlung statistischer Kennwerte des Systems, unter Berücksichtigung unterschiedlicher Verteilungen der Faktoren, mit einer deutlich reduzierten Anzahl an Versuchspunkten. Somit wird sichergestellt, dass für alle Faktoren der gesamte Streubereich bei der Erstellung des Versuchsplans bei gleichzeitig minimaler Anzahl an Rechenläufen berücksichtigt wird, siehe u.a. [Voelkl2008].

Aufbauend auf dem Prinzip des Latin-Hypercube-Design (LHD), welches sich vom LHS insofern unterscheidet, dass dieses mit festen Werten und nicht mit Zufallszahlen innerhalb der Bereiche arbeitet, gibt es Methoden zur Berechnung von Stützstellen für Metamodelle. Die Vorgehensweise zur Erstellung solcher Versuchspläne ist beispielsweise in [Watrinn2011] dargestellt. Ein Ziel der Optimierung ist das Maxi-Min-Kriterium, bei dem der minimale Abstand der Punkte untereinander maximiert wird.

Der Vorteil des LHD gegenüber der MCS liegt in der deutlichen Reduzierung notwendiger Simulationsläufe [Will2006], wobei der Aufwand zur Verteilung der Punkte im Raum ansteigt. Anwendung findet dieses Verfahren beispielsweise bei Analysen des Materialverhaltens bezüglich Schwindung und Kriechen [Xi1989] oder in der Berechnung dynamischer Strukturlastfälle [Will2008].

2.3.3 Unsicherheiten bei der Ermittlung der Streuung

Unsicherheiten bei der Vorhersage der Formabweichung entstehen sowohl bei den realen Versuchen als auch in der numerischen Simulation. Der Begriff Unsicherheit wird

dabei in verschiedenen Bereichen und von unterschiedlichen Autoren jeweils anders definiert.

Der klassische Ansatz Unsicherheiten zu begegnen ist der Einsatz von Sicherheitsbeiwerten. Eine Reduzierung der Unsicherheiten kann sowohl zur Vergrößerung des Einsatzbereiches, zu einer Erhöhung des Gewinns oder beidem führen [Anderl2009].

Im ingenieurwissenschaftlichen Umfeld kann eine systematische Einteilung in aleatorische und epistemische Unsicherheiten vorgenommen werden [Wuttke2012]. Die erste Gruppe umfasst Streuungen, welche auf zufällige, grundlegende physikalische oder mechanische Eigenschaften von Stoffen und Prozessen zurückzuführen sind. Im Toleranzmanagement sind dies beispielsweise die geometrischen Streuungen der einzelnen Bauteile. Von epistemischer Unsicherheit wird gesprochen, wenn die Unsicherheit von einem beschränkten Wissen hervorgerufen wird. Im Laufe der Entwicklung wird diese Form der Unsicherheit durch eine stetig ansteigende Informationsdichte über das System reduziert [Helton1996]. Dies trifft unter anderem auf die Auswirkung geometrischer Streuung der Bauteile auf die Maßhaltigkeit des Zusammenbaus zu, wenn im Laufe der Produktentwicklung die Ausrichtung der Bauteile zueinander sowie die dazugehörige Anlagentechnik genauer spezifiziert und die Einhaltung der zulässigen Toleranzen bestätigt wird. Der Unterschied zwischen den beiden Ausprägungen liegt demzufolge darin, ob die Unsicherheit durch eine steigende Anzahl an Versuchen bzw. einen Fortschritt in der Produktentwicklung reduziert werden kann [Yao2011].

Knetsch [Knetsch2003] arbeitet für die Berechnungen die Begriffe der Modellunsicherheit, Datenunsicherheit und Unsicherheiten bezüglich zukünftiger Systemzustände heraus. Die Modellunsicherheit umfasst die Punkte:

- mangelhafte Abbildung der Realität
- mathematische Vereinfachungen
- numerische Ungenauigkeiten

Komplexere Modelle führen nicht zwingend zu sichereren Ergebnissen, da mit jeder Komponente und den damit verbundenen Annahmen die Unsicherheit im System zunimmt [Knetsch2003].

Die stochastische Simulation trägt zu einer besseren Erfassung von Unsicherheiten bei. Gleichzeitig sind die stochastischen Größen, zumindest teilweise, selbst Schätzwerte und tragen somit wiederum zur Unsicherheit des Gesamtmodells bei. Reh et al. [Reh2005] bezeichnen daher die Untersuchung streuender Eingangsgrößen und deren Effekt auf die Antworten des Systems als Unsicherheitsanalyse.

2.3 Versuchsplanung

Die Verbindung der realen Versuche mit der Simulation wird durch die Datenunsicherheit wiedergegeben. Für die Modellierung bedeutet diese Fragestellung, wie vertrauenswürdig die Eingangsparameter der Simulation aufgrund der zugrundeliegenden Untersuchungen sind. Unsicherheiten entstehen demnach u.a. durch:

- Zufällige und systematische Messfehler
- Übertragungsfehler
- Zufällige Streuungen des Systems
- Störgrößen
- Für die Simulation unzureichend / falsch ermittelte Daten

Ausgedrückt wird die Datenunsicherheit in statistischen Kenngrößen, wobei hier auf die Verlässlichkeit und Aussagekraft der Daten geachtet werden muss.

3 Handlungsbedarf und Ziele der Arbeit aus Sicht des Toleranzmanagements

Änderungen des Werkstoffsystems erfordern eine werkstoffgerechte Anpassung der Entwicklungsschritte im Produktentstehungsprozess. Dies ist umso schwieriger, wenn kaum Erfahrungen im Umgang mit dem Werkstoff und dem dazugehörigen Prozess vorliegen bzw. nicht auf diese zugegriffen werden kann und die Übertragbarkeit der Erkenntnisse aus anderen Industriezweigen nur bedingt zulässig ist.

3.1 Defizite des Forschungsstandes

Die Methoden des Toleranzmanagements bieten eine wichtige Grundlage zur Bewertung der Streuung von Produkten. Programme zur stochastischen Simulation komplexer Wirkzusammenhänge sind heute Stand der Technik und in den Produktentwicklungsprozess integriert, wobei in vielen praktischen Anwendungsfällen die Bauteile nach wie vor als Starrkörper betrachtet werden, obwohl bestimmte Softwareprodukte bereits die Möglichkeit einer nachgiebigen Modellierung von Bauteilen erlauben.

Die toleranzgerechte Gestaltung kann jedoch nur dann in vollem Umfang eingesetzt werden, wenn nachvollziehbare und realistische Toleranzvorgaben bereits in einer frühen Phase des Produktentwicklungsprozesses zur Verfügung stehen. Für Faserverbundwerkstoffe liegen dabei u.a. Arbeiten zur Beschreibung einzelner Aspekte der Fertigung von der Herstellung der Halbzeuge [Finckh2012], dem Drapieren [Leutz2011], der Infiltration [George2011] oder der Aushärtung [Kleineberg2008] vor. Die annähernd durchgehende Prozesskette beschreiben z. B. [Louis2004] oder das Projekt „Integrated Tool for Simulation of Textile Composites“ [ITOOL2008]. Der Fokus dieser oder vergleichbarer Arbeiten liegt jedoch meist auf der Ermittlung mechanischer Eigenschaften.

Für die Vergabe zulässiger Toleranzen ist die durchgehende Untersuchung der Einflüsse auf die Maßhaltigkeit, hier insbesondere der Streuung, notwendig. Die zugrundeliegende Prozesskette ist dabei vergleichbar mit der Prozesskette zur Untersuchung mechanischer Kennwerte, es müssen jedoch andere bzw. weitere Kennwerte ermittelt und die deterministische Simulation in Richtung stochastischer Größen erweitert werden.

3.2 Ermittlung der geometrischen Streuung von CFK-Bauteilen

In der Automobilindustrie ist die Entwicklung in mehrere Abschnitte gegliedert. Das Fahrzeug wird, ausgehend vom Konzept, zuerst in rein digitaler Form dargestellt, über Teilaufbauten und Entwicklungsfahrzeuge steigt der Reifegrad stetig an. Die Teilaufbauten und Entwicklungsfahrzeuge werden im Rohbau zur Absicherung gesetzlicher Auflagen oder neuer Technologien herangezogen, um die Ergebnisse der digitalen Prototypen abzusichern und zu bestätigen, siehe [Wuttke2012].

Da es sich bei Fahrzeug(teil)aufbauten während des Entwicklungsprozesses in der Regel um prototypisch erstellte Bauteile und Zusammenbauten handelt, können diese nur bedingt zur Ermittlung von Streuungen herangezogen werden. Liegen keine Erfahrungswerte von Vorgängern oder vergleichbaren Bauteilen vor, müssen Maßnahmen ergriffen werden, welche bereits in einer sehr frühen Phase des Entwicklungsprozesses verlässliche Aussagen zur geometrischen Streuung von Bauteilen liefern.

Aus diesem Grund muss dem eigentlichen Toleranzmanagementprozess in Phase II, welcher als zentraler Bestandteil die Entwicklung des Toleranzkonzeptes über ein iteratives Vorgehen anstrebt, eine Systemvorstudie (Phase I) gemäß [VDI2221] vorangestellt werden, vgl. Abbildung 17. Phase I beinhaltet eine prinzipielle Erfassung und Bewertung des technischen Systems mit seinen geforderten Funktionen, die Aufnahme und Ausrichtung der Bauteile, sowie eine Abschätzung zur Fähigkeit und Beherrschbarkeit des gewählten Herstellprozesses. Ziel dieser Vorgehensweise ist die frühzeitige Beschränkung auf technisch umsetzbare Lösungen, die Schaffung eines Bewusstseins für die Ursachen geometrischer Streuung und die Vermeidung einer Neukonzeption von Bauteilen in einer späten Entwicklungsphase aufgrund nicht erfüllbarer Funktionsvorgaben.

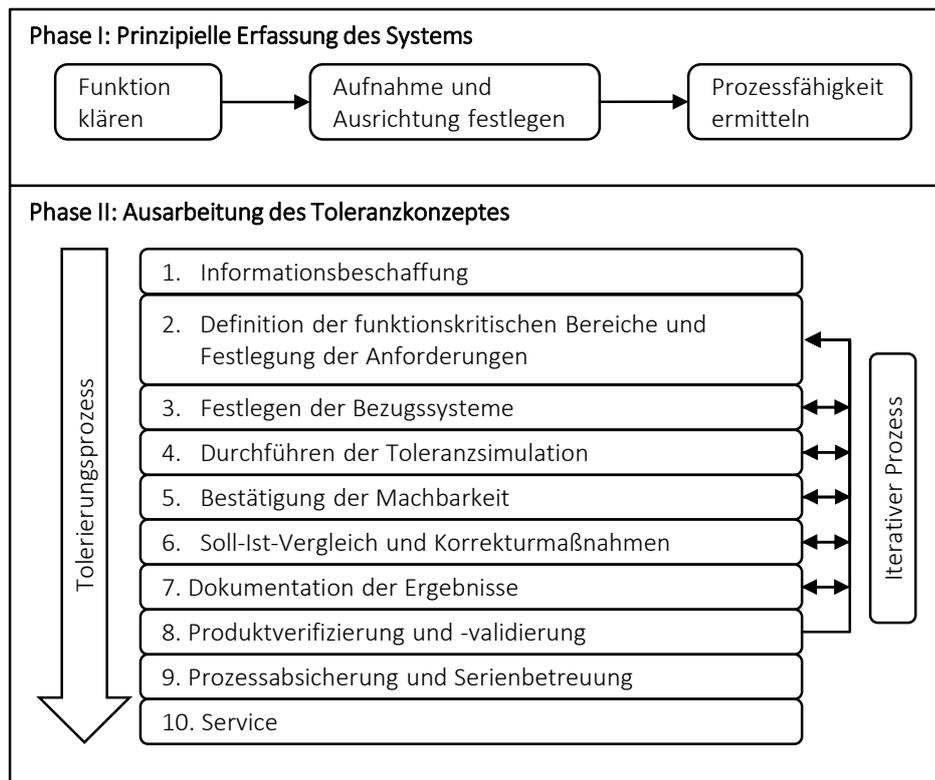


Abbildung 17: Ergänzung des Toleranzmanagementprozesses um eine vorgelagerte Phase zur Ermittlung der Prozessfähigkeit, vgl. [Wille2013]

Die Auswahl eines Systems in Phase I kann aus der Erfahrung heraus getroffen werden, wenn eine evolutionäre Weiterentwicklung bestehender Lösungen vorliegt. Kommen jedoch neue Werkstoffe oder Herstellverfahren zum Einsatz, müssen grundlegende Untersuchungen zur Maßhaltigkeit und der geometrischen Streuung bzw. deren Verteilung angestellt werden, um mit realistischen Werten den Prozess des Toleranzmanagements (Phase II) zu starten. Dabei ist es jedoch zwingend erforderlich den gesamten Herstellungsprozess zu betrachten, um die für den Prozess relevanten Parameter herauszuarbeiten. Somit lassen sich die Unsicherheiten bei der Auslegung von Fahrzeugstrukturen reduzieren, was einen positiven Einfluss auf Zeit und Kosten des Produktentwicklungsprozesses ausübt.

Das finale Produkt stellt die höchste Abstraktionsebene, auf der Toleranzen vergeben werden, dar. Die nächst tiefere Abstraktionsebene, die Ebene der Einzelteile, muss daher die Fähigkeiten des Werkstoffes und des Prozesses aufnehmen und in die Bewertung einbeziehen. Bäuerle et al. [Baeuerle2005] zeigen am Beispiel der Blechumformung, dass streuende Eingangsparameter der Halbzeuge für die Maßhaltigkeit entscheidend sind. Die Unsicherheiten des erweiterten Toleranzmanagementprozesses (Phase I) lassen sich somit über mehrere Abstraktionsebenen vom Bauteil bis hin zur

3.3 Aufnahme und Ausrichtung von CFK-Bauteilen im Rohbau

Streuung der mechanischen Kennwerte der Ausgangsstoffe verlagern, vgl. Abbildung 18. Dieses Vorgehen führt anfangs zu einem hohen Aufwand bei der Planung und bei der Umsetzung der Versuche sowie der Beschreibung numerischer Zusammenhänge, liefert jedoch anschließend ein umfassendes Verständnis über den Werkstoff und das Herstellverfahren. Dieses allgemeingültige Wissen wiederum kann auf beliebige Bauteile angewendet werden, sodass sich der anfängliche Aufwand bei einer mittel- bis langfristigen Kosten-Nutzen-Betrachtung als vorteilhaft erweist.

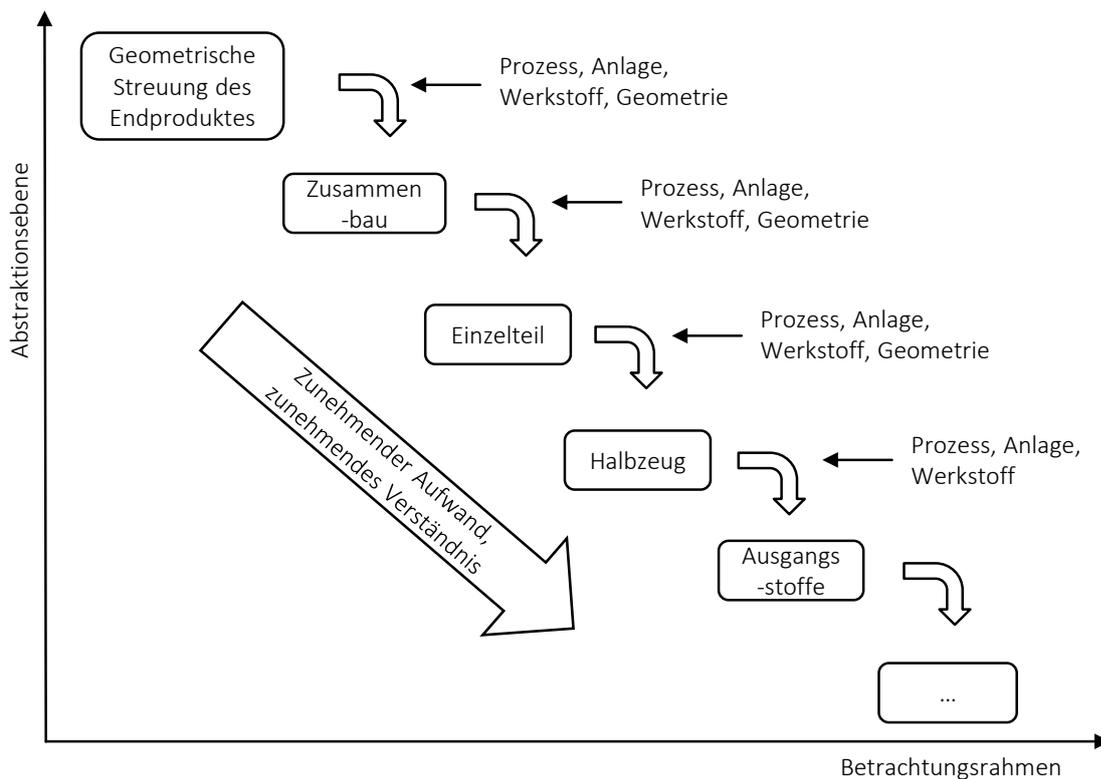


Abbildung 18: Ebenen-Modell der Unsicherheiten von der Baugruppe bis zu den Ausgangsstoffen

Die Verlagerung der Unsicherheiten wird in dieser Arbeit bis auf die Ebene der Halbzeuge verfolgt. Dadurch können bereits generelle Aussagen über das Verhalten von Bauteilen getroffen und wichtige Parameter identifiziert werden.

3.3 Aufnahme und Ausrichtung von CFK-Bauteilen im Rohbau

Arbeiten, beispielsweise von [Hammett1999] oder [Eckert2012], zeigen, dass neben den geometrischen Abweichungen im Einzelteil der Rohbau einen signifikanten Einfluss auf die Maßhaltigkeit besitzt. Im Automobilbau sind die bestehenden Rohbauanlagen für

die Karosserie primär auf metallische Werkstoffe und deren mechanisches Verhalten ausgelegt. Ausnahmen davon finden sich hauptsächlich an Türen und Klappen. Beispiele dafür sind die Kunststoffbeplankung für den Heckdeckel des Mercedes-Benz SL (Baureihe 231) oder die Beplankung der Türen des Smart (z. B. Baureihe 451).

Die Aufnahme der Bauteile und Baugruppen über eine Loch-Langloch-Kombination für die sekundäre und die tertiäre Ebene hat sich im metallischen Rohbau aufgrund der einfachen und prozesssicheren Anwendung als Standard etabliert. Die Lochleibung bzw. die Hertzsche Pressung stellen dabei die vorherrschende lokale Belastung von Loch und Langloch dar. Die Kräfte die dabei übertragen werden, hängen von unterschiedlichen Faktoren ab. Die Ausrichtung der Bauteile gegenüber dem Schwerfeld spielt dabei ebenso eine Rolle wie die Maßhaltigkeit der Rohbauanlage, welche beim Schließen der Spannzangen die Aufnahmen zusätzlich belasten kann. Erschwert wird die Situation dadurch, dass aufgrund der geforderten durchgängigen Tolerierung bestimmte Aufnahmen mehrmals im Prozess genutzt werden.

4 Vorauswahl relevanter Parameter

Die Ermittlung der geometrischen Streuung ist nicht allein durch den hohen Aufwand bei der Planung der Versuche, sondern auch bei deren Auswertung auf eine systematische Vorgehensweise angewiesen. Darüber hinaus gelten, zumindest eingeschränkt, sowohl für die realen Versuche als auch für die numerische Simulation dieselben Grundlagen bezüglich der Probengeometrie und der grundlegenden physikalischen Zusammenhänge im Herstellprozess, welche in diesem Kapitel zusammengefasst thematisiert werden.

4.1 Methodisches Vorgehen zur Ermittlung der Streuung

Untersuchungen zur Ermittlung der geometrischen Streuung von Herstellprozessen im Rohbau der Automobilindustrie beschränken sich hauptsächlich auf die Umformtechnik, wobei ein Großteil der Studien stets die Vorhersage des Mittelwertes als zentrale Forschungsfrage sieht [Chen2007].

Der Begriff neuer Materialien findet im Automobilbau nicht nur für den Wechsel des Werkstoffsystems Verwendung, sondern auch bei der Einführung neuer Legierungen. Die systematische Vorgehensweise zur Ermittlung der geometrischen Streuung, welche allgemein sowohl auf neue Materialien als auch auf Prozesse angewendet werden kann, stellt sich wie folgt dar, siehe Abbildung 19.

Der erste Schritt zur Ermittlung der geometrischen Streuung unabhängig von einem konkreten Bauteil liegt in der exakten Ausarbeitung des Zieles der Untersuchung. In der vorliegenden Arbeit wird analysiert, welche grundlegenden Parameter und Einstellungen im RTM-Prozess dazu genutzt werden können, die Streuung von Strukturbauteilen aktiv zu beeinflussen. Der Rahmen wird dabei in der Art festgelegt, dass nur Faktoren untersucht werden, welche sich aktiv in der Entwicklung der Bauteile beeinflussen lassen, wie z. B. die Zusammensetzung der Matrix. Liegen keine Erfahrungswerte im Umgang mit dem Werkstoff vor, muss auf Literaturangaben zurückgegriffen werden. Der Fokus der Arbeit ist dabei die Ermittlung der für den Werkstoff und den Prozess charakteristischen Deformationen. Existieren keine oder nur unzureichende Informationen, muss mittels Vorversuchen ein grundlegendes Verständnis für das System erarbeitet werden. Ergebnisse der Vorversuche sind sowohl eine Auswahl relevanter Parameter, siehe Kapitel 4.4, als auch einer geeigneten Probengeometrie, welche die geometrische Streuung nicht bzw. in einem definierten Maß beeinflusst, siehe Kapitel 4.2.

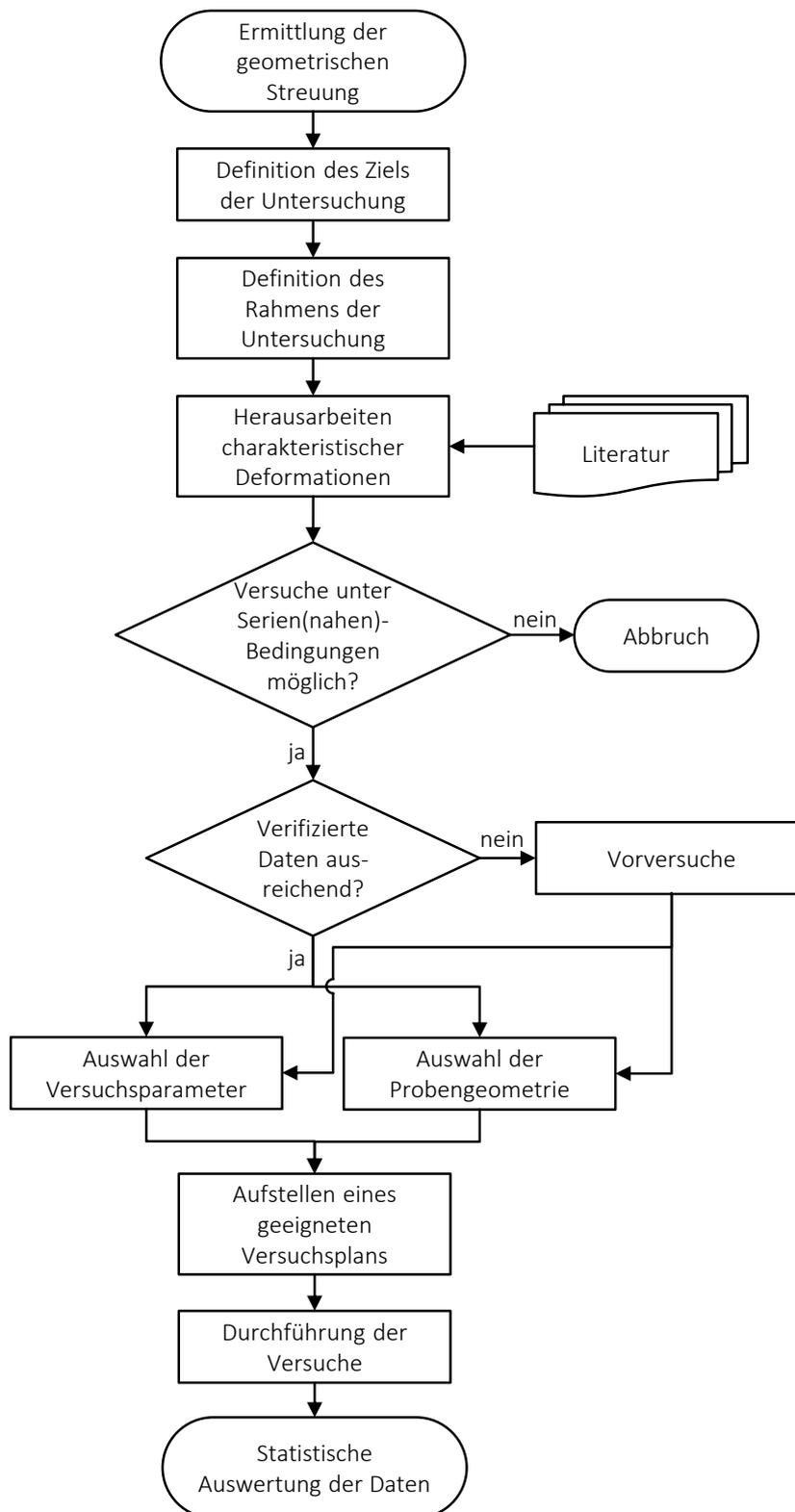


Abbildung 19: Methode zur Ermittlung der geometrischen Streuung von Bauteilen

Die Art und die Anzahl der relevanten Parameter wirken sich dabei direkt auf die Planung der Versuche aus. Die eigentliche Durchführung der Versuche setzt einen seriennahen Prozess voraus, da nur auf diese Art von der Stichprobe auf die Serienfertigung geschlossen werden darf.

Die geometrische Streuung sowohl im realen Versuch als auch in der numerischen Simulation zu betrachten, ermöglicht unterschiedliche Schwerpunkte in den Teilbereichen. Die realen Versuche, welche die Basis der Arbeit bilden, liefern einen Aufschluss über die globalen Werkstoff- und Prozessparameter. Einzelne Werkstoffparameter, welche hingegen in den realen Versuchen nur bedingt als Steuergrößen beeinflusst werden können, lassen sich in der numerischen Simulation untersuchen, wie z. B. die Wärmedehnung des Laminates in die unterschiedlichen Raumrichtungen.

4.2 Auswahl der Probengeometrie

Die Geometrie der Proben bestimmt maßgeblich die erkennbaren Formänderungen. Neben den mechanischen Eigenschaften, welche über die Geometrie sowie die Wandstärke festgelegt werden, fließen bei der Auswahl der Probengeometrie auch Aspekte der Vergleichbarkeit mit bestehenden Forschungsarbeiten ein.

4.2.1 Zusammenhang zwischen der Steifigkeit und der Streuung

Bohn [Bohn1998] konnte in seiner Arbeit nachweisen, dass die Streuung von Karosseriebauteilen in Abhängigkeit der Steifigkeit betrachtet werden muss. Er kam zu dem Schluss, dass mit steigender Steifigkeit die Streuung reduziert werden kann. Für einen einfachen Biegebalken wird die Steifigkeit S durch das Produkt aus dem E-Modul E des jeweiligen Materials unter Berücksichtigung der Anisotropie und des Flächenträgheitsmoments I der Bauteile bestimmt.

$$S = E \cdot I \quad (22)$$

Vor dem Öffnen des Werkzeuges und der Entnahme des Bauteils geben die Werkzeughälften, aufgrund ihrer im Vergleich zum Bauteil deutlich höheren Steifigkeit, die Randbedingungen vor. Nach der Entnahme stellt sich durch das Entfernen der äußeren Zwangsbedingung und den durch den Prozess vorgegebenen inneren Spannungszustand ein neues Kräftegleichgewicht ein, was eine Deformation des Bauteils nach sich zieht.

Die proportionale Änderung der Verformung Δu ist umso stärker, je größer das innere Biegemoment M , ausgelöst durch Zug- bzw. Druckspannungen (siehe Kapitel 2.2.3), ausfällt. Umgekehrt proportional verhält sich das System hingegen zur Biegesteifigkeit S .

Darüber hinaus beeinflusst die wirksame Länge l die Deformation. Die Biegesteifigkeit S setzt sich ihrerseits aus dem E-Modul E und dem Flächenträgheitsmoment I , welche sich bei Faserverbundwerkstoffen in gewissen Grenzen unabhängig voneinander variieren lassen, zusammen.

$$\Delta u \sim \frac{M}{S} \cdot l^2 = \frac{M}{E \cdot I} \cdot l^2 \quad (23)$$

Übertragen auf die Verformung des Bauteils nach der Aushärtung bedeutet dies, dass sich Änderungen im Spannungszustand bei einer größeren Steifigkeit der Bauteile geringer auswirken, da das Widerstandsmoment des Probekörpers gegenüber einer Verschiebung größer ist, vgl. Abbildung 20.

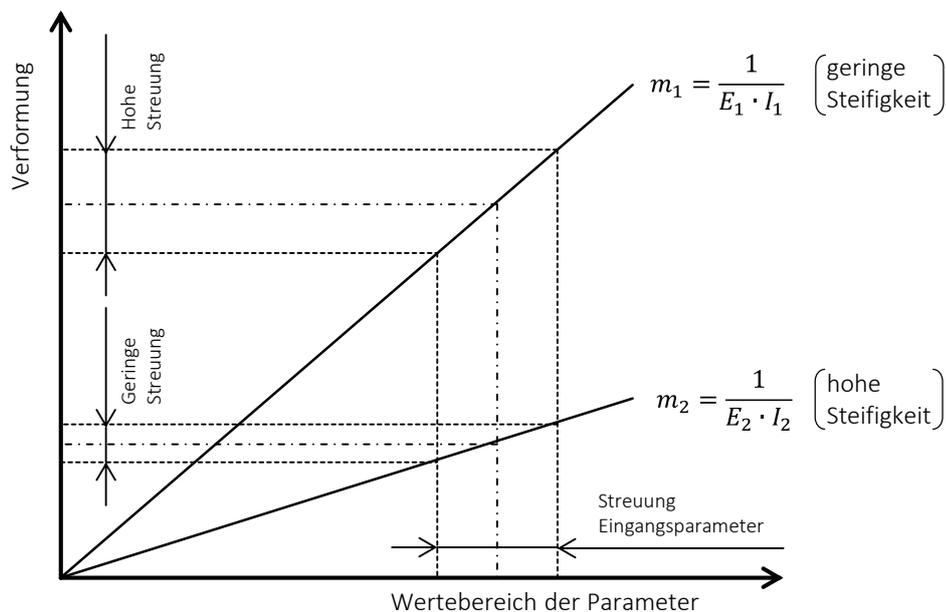


Abbildung 20: Zusammenhang zwischen der Streuung der Eingangsgrößen, dem Produkt aus E-Modul und Flächenträgheitsmoment sowie der Deformation der Bauteile

4.2.2 Geometrie der Probekörper

Die gewählte Geometrie der Probe sowie deren Ausrichtung beim Messen beeinflussen maßgeblich die Ergebnisse. Die aus der Literatur zu erwartende maßgebliche Deformation eines Bauteils, der Spring-in, entsteht im Radius von Bauteilen. Die Probengeometrie muss demnach so gestaltet sein, dass sie, um die Effekte möglichst einfach voneinander unterscheiden zu können, einen geringen Widerstand gegen Deformation entlang der Längsachse des Radius aufweist. Zum Einsatz kommen bei Faserverbundwerk-

4.2 Auswahl der Probengeometrie

stoffen daher Profile in L- bzw. C-Form, vgl. z. B. [Albert2002], [Bebamzadeh2009], [Dong2003], [Johnston2001].

Bauteile in der Fahrzeugkarosserie werden häufig in Richtung maximaler Steifigkeit optimiert. Inwiefern dabei der bei metallischen Werkstoffen beschriebene Effekt, dass sich steifere Bauteile weniger stark deformieren, vgl. u.a. [Stockinger2010], bei Faserverbundbauteilen ebenfalls auftritt, wird in dieser Arbeit durch Proben unterschiedlicher Geometrie ermittelt. Im Gegensatz zu metallischen Werkstoffen werden Faserverbundbauteile in der Regel dadurch versteift, indem lokal zusätzliche Lagen, sog. Patches, auf die Struktur aufgebracht werden. Um im Werkzeug eine unterschiedliche Anzahl an Lagen und damit eine deutliche Beeinflussung der Fließfront zu vermeiden, wird jedoch, analog den metallischen Bauteilen, zur Versteifung eine Sicke in das Bauteil eingebracht, siehe Abbildung 21.

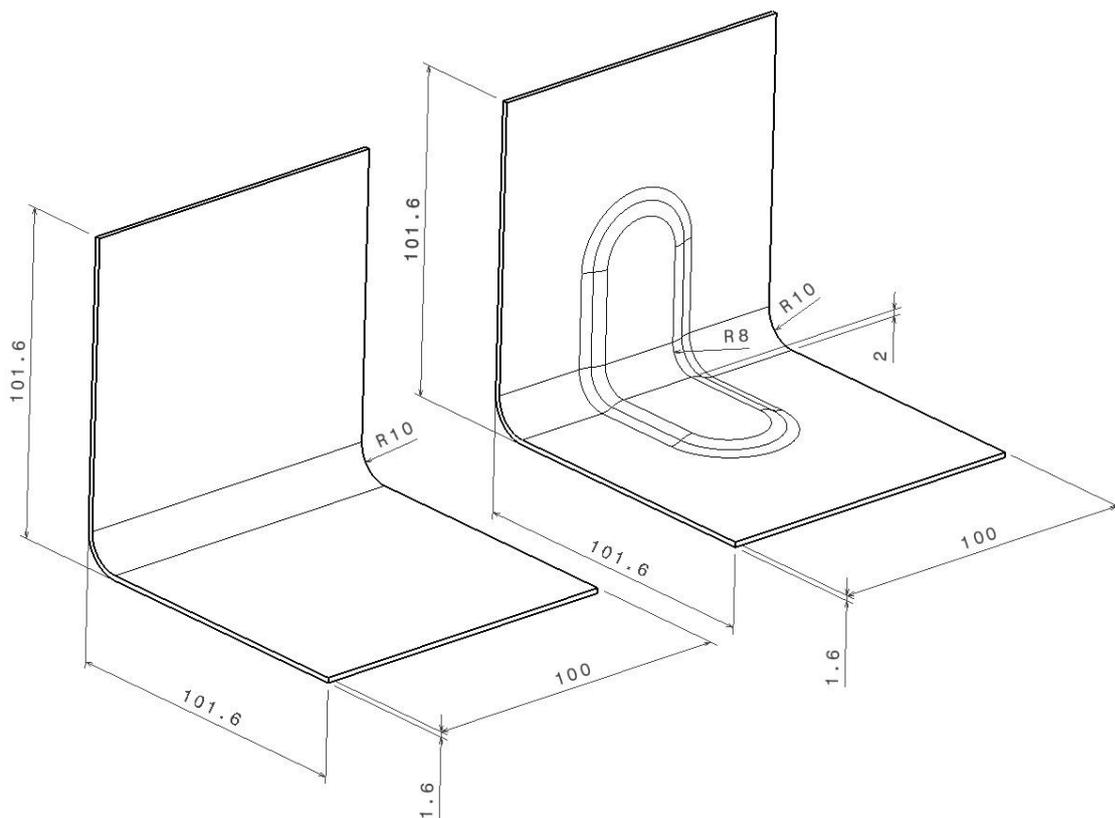


Abbildung 21: Unterschiedliche, in der Untersuchung verwendete Probengeometrien

Für die Untersuchungen wird die Wandstärke des L-Profils, in Anlehnung an im Unternehmen vergleichbare Bauteile, mit 1,6 mm festgesetzt. Die geometrische Versteifung hat dabei gegenüber der Grundfläche einen Offset von 2 mm. Der innere Radius beträgt 10 mm respektive 8 mm in der Versteifung.

4.3 Analytische Ermittlung relevanter Parameter

Die analytischen Gleichungen zur Berechnung des Spring-in können prinzipiell auch zur Ermittlung von statistischen Kenngrößen genutzt werden. Das Ziel dabei ist die Identifikation der Faktoren, welche einen signifikanten Einfluss auf das System ausüben. Dabei kommen vergleichbare Ansätze wie bei der stochastischen Simulation, siehe Kapitel 6.5, zum Tragen.

4.3.1 Sensitivitätsanalyse

Die analytischen Gleichungen, welche sich mit dem Spring-in befassen, geben bereits einen Auszug der wichtigsten Faktoren für die Mittelwertverschiebung wieder. Zur Quantifizierung des Einflusses der jeweiligen Faktoren sowie als Ansatzpunkt für die weiteren Versuche zur Ermittlung der geometrischen Streuung wird eine Sensitivitätsanalyse der analytischen Beschreibung des Spring-in durchgeführt.

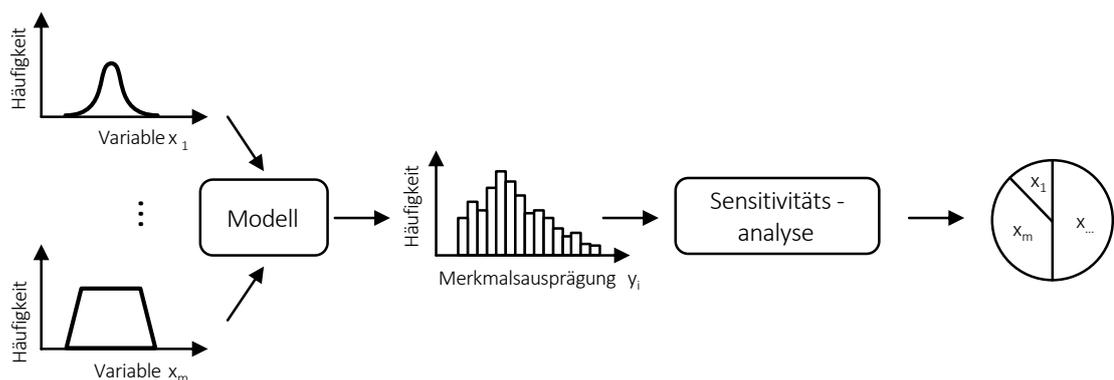


Abbildung 22: Ablauf der Sensitivitätsanalyse nach [Siebertz2010]

Nach Siebertz et al. [Siebertz2010] liefert die Sensitivitätsanalyse einen Zusammenhang zwischen der Varianz der Eingangsgrößen auf die Varianz der Ergebnisvariablen, bzw. den Anteil des Eingangsgrößen am Ergebnis, siehe Abbildung 22.

Aufbauend auf den Berechnungen von Dong [Dong2003], [Dong2009a] wird mit Hilfe der analytischen Ansätze zur Berechnung des Spring-in und der klassischen Laminattheorie die Streuung untersucht. Die eigentliche Spring-in-Berechnung beruht dabei auf dem Modell von Radford und Rennick, siehe Kapitel 2.2.3.

Als Eingangsgrößen dienen die Werkstoffkennwerte aus Tabelle 1, welche ein typisches in der Luftfahrt verwendetes Harzsystem darstellen. Neben den Mittelwerten werden, da keine Ergebnisse zu den tatsächlichen Streuungswerten vorliegen, fiktive Werte der Standardabweichung von einem Prozent des Mittelwertes für die Sensitivitätsanalyse

4.3 Analytische Ermittlung relevanter Parameter

angenommen. Nur die Standardabweichung der Prozess- sowie der Raumtemperatur, welche beide in engen Grenzen eingestellt werden können, werden mit einem geringeren normalverteilten Wert angenommen. Die maximale Aushärtetemperatur kann im RTM-Prozess über die Temperierung deutlich präziser eingestellt werden und für die Messung liegen Normbedingungen für die Temperatur vor.

Tabelle 1: Materialkennwerte für die Sensitivitätsanalyse (die Quellenangabe bezieht sich jeweils auf den Nominalwert)

Kennwert	Formelzeichen	Mittelwert	Standardabweichung	Quelle
E-Modul der Faser	$E_{F }$	238.000 MPa	1 %	[Holmberg1997]
Querkontraktionszahl der Faser	$\nu_{F }$	0,2	1 %	[Hull1988]
Wärmeausdehnungskoeffizient der Faser	$\alpha_{F }$	-3,80E-06 1/K	1 %	[TorayT700]
E-Modul der Matrix	E_M	2890 MPa	1 %	[HexFlowRTM6]
Querkontraktionszahl der Matrix	ν_M	0,35	1 %	[Darrow2002]
Wärmeausdehnungskoeffizient der Matrix	α_M	6,50E-05 1/K	1 %	[Holmberg1997]
Prozesstemperatur	T_C	180 °C	±2 K	[HexFlowRTM6]
Raumtemperatur	T_0	20 °C	±2 K	-
Faservolumengehalt	ϕ_F	55 %	1 %	-

Für die weiteren Betrachtungen wird als Beispiel ein 1,6 mm starker, symmetrisch ausgeglichener Laminataufbau ($[0/90]_{ss}$) herangezogen. Die zugrundeliegende Geometrie ist ein Kreisbogensegment ohne zusätzliche Versteifung.

Die einzelnen Schritte zur Berechnung der Formänderung laufen nach dem Schema in Abbildung 23 ab. Ausgehend von den Eigenschaften der Materialien werden die mechanischen Kennwerte der unidirektionalen Schicht ermittelt. Dabei werden die Kennwerte der Ausgangsstoffe über den Faservolumengehalt verrechnet, um zu den Materialkennwerten der Laminatschicht zu gelangen. Daraus werden parallel die Struktursteifigkeiten und die Wärmedehnungen der Einzelschicht berechnet. Anschließend werden die Kennwerte durch eine Koordinatentransformation in das globale Koordinatensystem überführt.

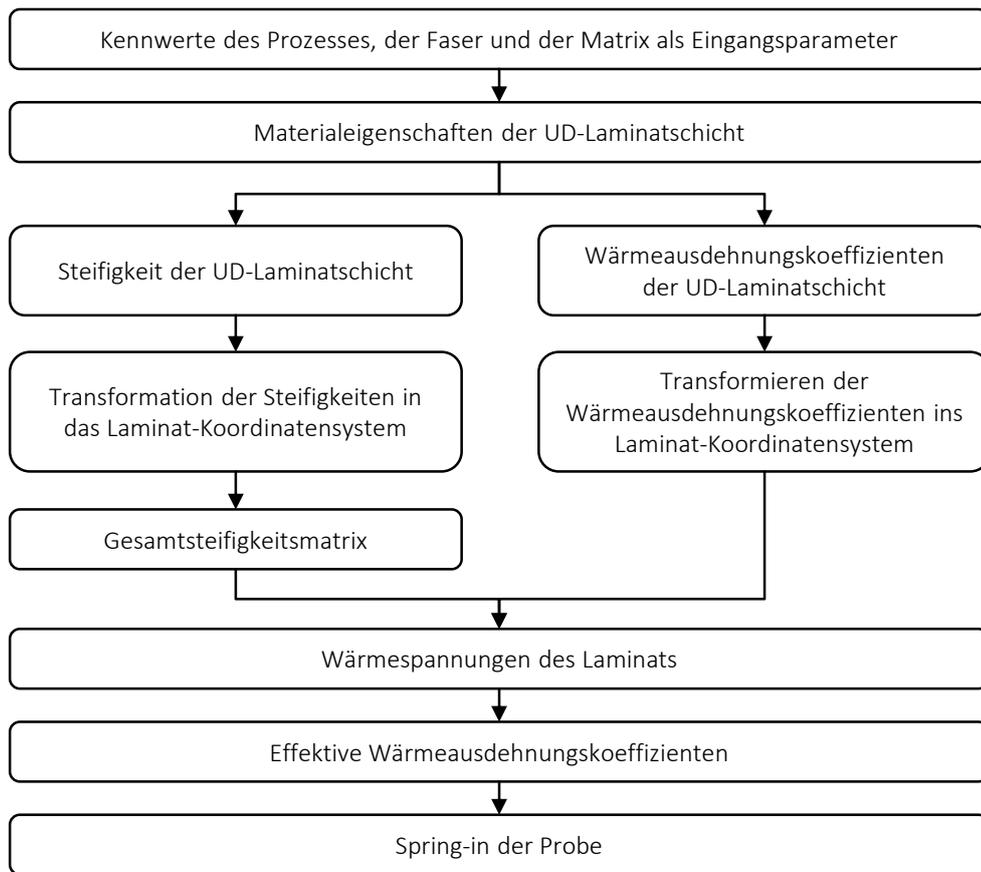


Abbildung 23: Ablauf zur Berechnung des Spring-in anhand des analytischen Ansatzes

Die Ausarbeitung von Dong [Dong2003] zeigt zwei verschiedene Wege auf, an denen die Wärmeausdehnungskoeffizienten quer zur Faserrichtung α_2 in die Berechnung einfließen. Die Auswirkungen der unterschiedlichen Berechnungsvorschriften führen zu verschieden großen Wärmedehnungskoeffizienten. Analog ergeben sich Unterschiede bei der Berücksichtigung der chemischen Schwindung. Für die Ermittlung der Streuung stellen die jeweiligen Vorgehensweisen nur einen Verstärkungsfaktor dar. In der vorliegenden Arbeit wird die Berechnung mit den kleineren Wärmedehnungskoeffizienten sowie ohne Berücksichtigung der chemischen Schwindung durchgeführt, da die Ergebnisse den realen Versuchen, siehe Kapitel 5.5.1, am nächsten kommen.

Aus den transformierten Werten der UD-Einzelschicht kann die Gesamtsteifigkeitsmatrix des Laminates berechnet werden, aus der dann die Wärmespannungen sowie die effektiven Wärmedehnungskoeffizienten hervorgehen, welche letztendlich die Ursache des Spring-in-Winkels sind. Eine detaillierte Beschreibung der Rechenschritte ist in der entsprechenden Literatur zu finden, siehe u.a. Schürmann [Schuermann2005], Chou [Chou1992].

4.3.2 Ergebnisse der analytischen Vorab-Untersuchung

Analog der statistischen Toleranzsimulation wird die Spring-in-Berechnung wiederholt mit zufällig kombinierten Werten durchgeführt. Der Wert von 100 % bei der Auswertung der Sensitivitätsanalyse entspricht dem Fall, dass alle Werte aus Tabelle 1 als streuende Parameter in die Berechnung eingehen, siehe Abbildung 24.

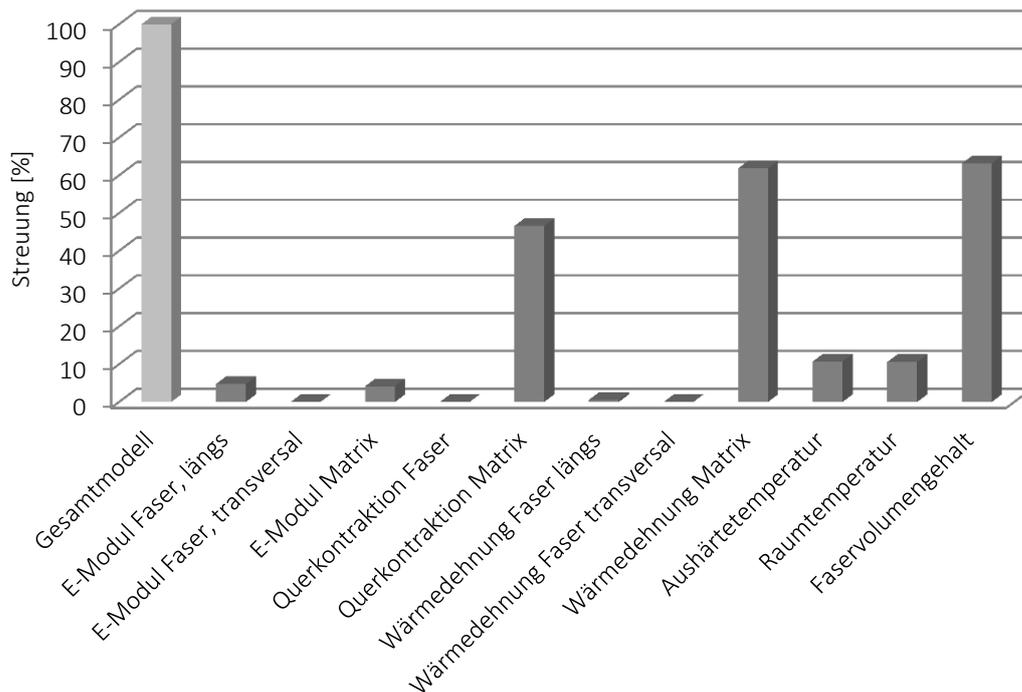


Abbildung 24: Streuung des Spring-in in Abhängigkeit der Werkstoff- und Prozessparameter [Steinle2013]

Die weiteren Werte zeigen den Einfluss des jeweiligen Parameters auf das System, wenn nur dieser eine Wert variiert wird. Die einzelnen Werte dürfen nicht arithmetisch summiert werden, sondern müssen, analog einfachen Toleranzberechnungen, beispielsweise über die Wurzel der Quadratsumme miteinander verrechnet werden, um auf die Gesamtstreuung zu kommen.

Die normierten Ergebnisse zeigen eine deutliche Abhängigkeit der Streuung des Spring-in von den Eigenschaften der Matrix, welche die Materialkennwerte in Dickenrichtung beeinflussen. Der Faservolumengehalt, welcher bei steigendem Wert die Eigenschaften der Matrix verstärkt, steht somit in engem Zusammenhang mit der Querkontraktion und der Wärmedehnung der Matrix. Bei Closed-Mould-Verfahren, siehe z.B. Kleineberg [Kleineberg2009], ergeben sich durch die beiden starren Werkzeughälften jedoch nur

dann Änderungen im Faservolumengehalt, wenn die Flächengewichte der Halbzeuge schwanken.

Die zentrale Bedeutung der Wärmedehnung kann auch daran festgemacht werden, dass Sprowitz [Sproewitz2008a] diese als Haupteinflussfaktor identifizierte. Dieser Ansatz wird ebenfalls von Kleineberg [Kleineberg2008] in seinem semi-analytischen Verfahren verwendet, um sein Simulationsmodell unter Variation der Wärmedehnung an die realen Versuche anzupassen. Bapanapalli und Smith [Bapanapalli2005] können in ihren Untersuchungen ebenfalls den hohen Einfluss der Wärmedehnung in Dickenrichtung nachweisen, der bei den Experimenten für ca. 75% des Spring-in verantwortlich ist, siehe Kapitel 2.2.2.1.

4.4 Identifikation der Werkstoff- und Prozessparameter

Engel [Engel1996] teilt die im Fertigungsprozess vorhandenen Streuungen in statische und dynamische Größen ein. Zu den statischen Größen zählen die Parameter, deren exakte Lage im Toleranzfeld nicht eindeutig beschrieben werden kann, die sich jedoch während des Prozesses und damit von Bauteil zu Bauteil nicht verändern. Darunter fällt z. B. die Steifigkeit des Werkzeugs, welche von der Geometrie und dem Material des Werkzeuges abhängt. Abgesehen vom Verschleiß oder einem Werkzeugwechsel bleibt dieser Parameter während des Prozesses konstant. Dynamische Größen variieren hingegen bei jedem Fertigungsschritt und beeinflussen damit direkt die Streuung der Bauteilgeometrie. Darunter fallen u. a. die exakte Ausgangsgeometrie der Halbzeuge oder das genaue Mischungsverhältnis der Matrix. Für die relative Betrachtung der Streuung kann daher das Werkzeug als statischer Parameter ausgeklammert werden, da selbst bei einer hohen Anzahl an Versuchen die verwendeten Werkzeuge für das Erstellen der Preform und den RTM-Prozess weder überarbeitet noch getauscht werden müssen.

Nach Grossenbacher [Grossenbacher2008] lassen sich die Maßnahmen, welche im Prozess zur Optimierung der Ergebnisse und damit einhergehend zu einer Reduzierung der Streuung getroffen werden, in die drei Bereiche Prozess, Material und Geometrie einteilen. Durch die starke Interaktion der drei Bereiche bei Faserverbundwerkstoffen ist eine eindeutige Zuordnung zu jeweils einer Gruppe kaum möglich. Daher müssen die gefundenen Zusammenhänge immer vor dem Hintergrund der Interaktion der Parameter gesehen werden. Geometrie- und Prozessparameter können darüber hinaus direkt über die Konstruktion und die Fertigung beeinflusst werden. Einschränkungen der Streubreiten der verwendeten Materialien können hingegen nur mit einem deutlich höheren Aufwand beeinflusst werden und sollten daher vermieden werden.

Prozess

Ein auch unter wirtschaftlichen Aspekten wichtiger Faktor bei der Herstellung von Faserverbundbauteilen ist die Prozesszeit. Diese kann über die Wahl der Temperatur beeinflusst werden und wirkt sich somit direkt auf die Deformation der Bauteile aus. Trotz des geringeren Einflusses der Temperatur auf die Streuung des Spring-in wird die maximale Prozesstemperatur als Parameter sowohl für die Versuche als auch für die Simulation berücksichtigt, da sie den Spring-in (Mittelwert) entscheidend beeinflusst. Das Ziel ist es erkennen zu können, ob eine Verringerung der Prozesszeit zu Lasten der Reproduzierbarkeit geht oder ob der theoretisch geringe Einfluss bestätigt werden kann.

Die Probekörper werden dazu in einem isothermen RTM-Prozess hergestellt. Das Bauteil verbleibt bis zum Erreichen eines definierten Aushärtegrades im Werkzeug und kühlt anschließend außerhalb des Werkzeugs ab.

Werkstoff

Es existiert eine Vielzahl an unterschiedlichen Halbzeugen, welche sich prinzipiell für die Verarbeitung im RTM-Prozess eignen. Kriterien für die Auswahl des Halbzeuges sind u.a.:

- einfache Handhabung vom Zuschnitt bis zum Einlegen ins Werkzeug
- gute Infiltrationseigenschaften
- Vergleichbarkeit mit bestehenden Bauteilen

Bei Faserverbundbauteilen kann die Orientierung der Fasern gezielt an die Belastung angepasst werden. Die Möglichkeiten hängen dabei jedoch von der Art des Halbzeuges ab. Durch ausschließliche Verwendung von Gewebe in Leinwandbindung reduziert sich die Zahl möglicher Varianten deutlich. Darüber hinaus werden in technischen Anwendungen wenn möglich symmetrisch ausgeglichene Lagenaufbauten gewählt, um den prozessinduzierten Verzug der Bauteile zu minimieren und Spannungsspitzen an Löchern zu reduzieren.

Aufgrund des geringen Einflusses der mechanischen Eigenschaften der Fasern auf die Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse sowie unternehmensinterner Vorgaben wird dieser Aspekt nicht weiter betrachtet. Für die Untersuchungen der Probengeometrie kommt das Halbzeug HexForce® PrimeTex™ 48331 C1500 von (Hexcel Corporation) mit den Fasern T700SC 12K 50C der Firma Toray Industries in Leinwandbindung mit 330 g/m² und einer Dicke von 0,33 mm zum Einsatz.

Die Kavität des Werkzeuges bietet die Möglichkeit technisch sinnvolle Lamine mit vier und fünf Lagen herzustellen, welche sich deutlich in ihren mechanischen Eigenschaften unterscheiden. Mit der Wandstärke des L-Profils von 1,6 mm ergeben sich somit rechnerische Faservolumenanteile von ca. 46 % sowie ca. 57 %.

Bei Forderung eines symmetrisch ausgeglichenen Lagenaufbaus sowie einer direkten Vergleichbarkeit der Ergebnisse muss auf einen in der praktischen Anwendung kaum genutzten Lagenaufbau zurückgegriffen werden. In Frage kommen dabei:

- $[(0/90)]_4$
- $[(0/90)]_5$

Das Matrixsystem zeigt, insbesondere über die Wärmedehnung, einen deutlichen Einfluss auf die Streuung. In der Studie werden zwei verschiedene Matrixmischungen betrachtet, welche sich in ihrer Aushärtekinetik und damit in den erforderlichen Prozesszeiten unterscheiden. Durch die Zugabe eines Beschleunigers zum Matrixsystem auf Basis von Bisphenol A und Epichlorhydrin sowie eines Härters auf Aminbasis stehen zwei verschiedene Systeme mit vergleichbaren mechanischen Eigenschaften zur Verfügung.

Geometrie

Die Geometrieparameter werden durch die beiden unterschiedlich steifen L-Profile berücksichtigt, wobei eine zusätzliche Interaktion zwischen Werkstoff und Lagenaufbau vorliegt, da diese für die Lastfälle Biegung und Torsion die mechanischen Kennwerte mit beeinflussen, siehe Kapitel 4.2.2.

Nicht berücksichtigte Parameter

Neben den bewusst variierten Parametern gibt es bei der Herstellung von Faserverbundwerkstoffen eine Vielzahl an weiteren Einflussgrößen, welche bei den Versuchen nicht als Steuergröße untersucht werden. Dazu zählen insbesondere Prozessgrößen, welche direkt oder indirekt mit der Injektion verbunden sind wie z. B. Injektionsgeschwindigkeit, der Druck beim Mischen und Injizieren der Komponenten oder Variationen im Mischungsverhältnis. In den Bereich des Materials fallen hierbei u.a. das verwendete Trennmittel oder weitere Additive zur Beeinflussung der Materialeigenschaften.

5 Experimentelle Untersuchung der Streuung an einer generischen Probe

Reale Untersuchungen der Streuung sind notwendig, um die Fähigkeit des Prozesses zu beurteilen, signifikante Einflussgrößen herauszufiltern und die Güte der Simulation zu bewerten.

Um Streuungen in Form zufälliger Abweichungen vom Material, dem Prozess und der Geometrie untersuchen zu können, ist eine durchgehende Prozesskette, welche dem späteren Serieneinsatz entspricht, zwingend erforderlich. Dabei muss die Herstellung der Proben, vom Zuschnitt der Einzellagen bis zur abschließenden Vermessung, strikt eingehalten und dokumentiert werden. Des Weiteren muss eine Mindestanzahl an Versuchen durchgeführt werden, um Fehler bei der Ermittlung der Streuung gering zu halten.

5.1 Notwendige Anzahl an Versuchen

Die im Versuch ermittelten Kennwerte schwanken innerhalb eines vom Ziel der Untersuchung abgeleiteten Konfidenzintervalls um die wahren, aber unbekanntenen Werte. Das heißt, dass die gewonnenen Werte für Mittelwert und Standardabweichung nur Näherungslösungen der tatsächlichen Größen darstellen und von diesen abweichen können.

Die Statistik unterscheidet ein- und zweiseitige Vertrauensbereiche. Zweiseitige Vertrauensbereiche werden u.a. bei der Bestimmung des Konfidenzintervalls des Mittelwertes einer Stichprobe verwendet, da sowohl die untere als auch die obere maximale Abweichung des Messergebnisses vom Mittelwert von Bedeutung ist. Im Fall der Streuung liegt das Interesse primär in der maximalen oberen Abweichung, einer wichtigen Kenngröße für nachfolgende Prozesse.

Das zweiseitige Vertrauensintervall für den Mittelwert der Grundgesamtheit μ berechnet sich nach Kleppmann [Kleppmann2006] mit Hilfe der Studentischen-Verteilung t aus dem gemessenen Mittelwert \bar{x} unter der Annahme einer unbekanntenen Standardabweichung s sowie der Anzahl der Versuche n zu:

$$\bar{x} - t_{n-1, 1-\frac{\alpha}{2}} \cdot \frac{s}{\sqrt{n}} \leq \mu \leq \bar{x} + t_{n-1, 1-\frac{\alpha}{2}} \cdot \frac{s}{\sqrt{n}} \quad (24)$$

Da die Standardabweichung s aus der Stichprobe berechnet werden muss, hängt diese selbst von einer zufälligen Streuung ab und wird in Gleichung (24) über den reduzierten

Freiheitsgrad $(n-1)$ berücksichtigt. Die Irrtumswahrscheinlichkeit α wird dabei je zur Hälfte der oberen und unteren Grenze zugewiesen.

Das zweiseitige Vertrauensintervall der Streuung der Grundgesamtheit σ wird nach Bosch [Bosch2012] unter Verwendung der Chi-Quadrat-Verteilung bestimmt zu:

$$\sqrt{\frac{(n-1)}{\chi_{n-1, 1-\frac{\alpha}{2}}} \cdot s^2} \leq \sigma \leq \sqrt{\frac{(n-1)}{\chi_{n-1, \frac{\alpha}{2}}} \cdot s^2} \quad (25)$$

Gleichung (25) kann in der Form für das einseitige Konfidenzintervall so umgeschrieben werden, dass der relative Fehler zwischen wahrer und gemessener Standardabweichung bestimmt werden kann, siehe Gleichung (26).

$$\sqrt{\frac{(n-1)}{\chi_{n-1, 1-\alpha}}} \leq \frac{\sigma}{s} \quad (26)$$

In Abbildung 25 ist für unterschiedliche Fehler erster Art der Zusammenhang des relativen Fehlers von wahrer und ermittelter Standardabweichung in Abhängigkeit der Größe der Stichprobe dargestellt. Um die obere Grenze der Standardabweichung bei einem zulässigen Fehler $\alpha = 0,05$ (5%) auf eine maximale Abweichung von 10% zu bestimmen, sind beispielsweise mehr als 167 Versuche pro Versuchspunkt notwendig.

Die beiden Grenzwerte für α von 5 % bzw. 1 % haben sich als Irrtumswahrscheinlichkeiten in der wissenschaftlichen Praxis bewährt. Eine Irrtumswahrscheinlichkeit von bis zu 5 % wird als signifikant, eine Irrtumswahrscheinlichkeit von bis zu 1 % als hoch signifikant eingestuft, vgl. [Genuit2010].

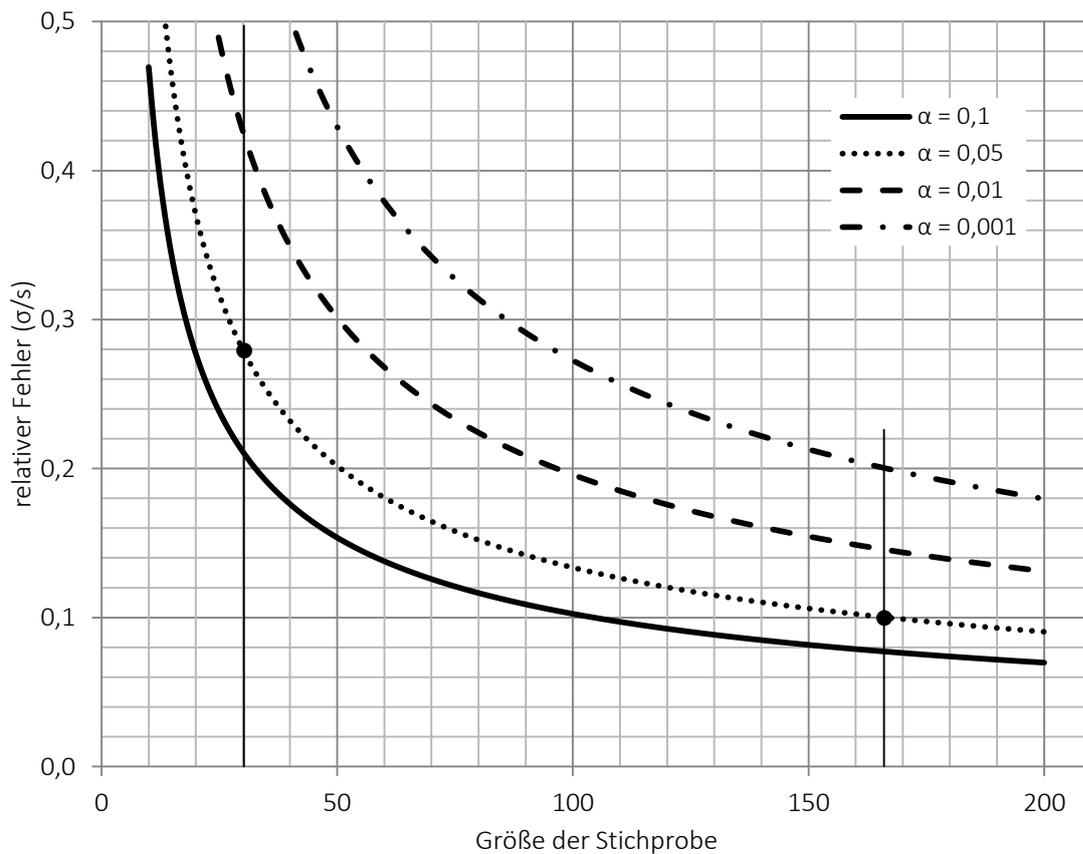


Abbildung 25: Relativer Fehler des einseitigen Konfidenzintervalls zwischen wahrer und gemessener Streuung in Abhängigkeit des Fehlers erster Art und der Größe der Stichprobe

Durch das asymptotische Verhalten der Kurve, kann die Präzision der Aussage nur durch eine deutliche Steigerung an Versuchen erzielt werden. Als typischer Kompromiss aus relativem Fehler und Versuchsaufwand wird daher ein Wert von 30 Stichproben je Versuchspunkt angestrebt, um die Streuung und damit die Streubreite mit einer maximalen Abweichung von unter 30 % bestimmen zu können.

In der Versuchsplanung werden für jeden Punkt die entsprechende(n) Zielgröße(n) bestimmt. Dient die Streuung als Zielgröße, dann muss die Anzahl der Versuche in Abhängigkeit des zulässigen Fehlers für jeden dieser Punkte ermittelt werden, womit der Aufwand für die Versuche sehr schnell ansteigt, vgl. Abbildung 26.

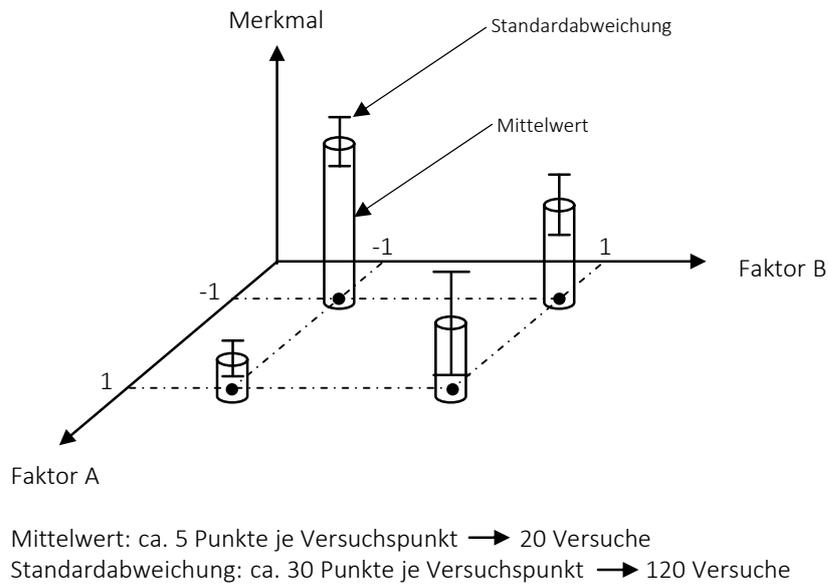


Abbildung 26: Unterschiedliche Anzahl an Versuchen bei der Ermittlung des Mittelwertes und der Standardabweichung an jedem Versuchspunkt; dargestellt an einem zweistufigen vollfaktoriellen Versuchsplan

5.2 Versuchseinrichtung

Haman [Haman2004] zeigt, wie mit einer bauteilbezogenen Prozesssteuerung die Qualität verbessert werden kann. Daraus darf die Schlussfolgerung gezogen werden, dass mit steigender Automatisierung die auftretende Streuung gegen die für den Prozess charakteristische Streuung konvergiert, vgl. Abbildung 27.

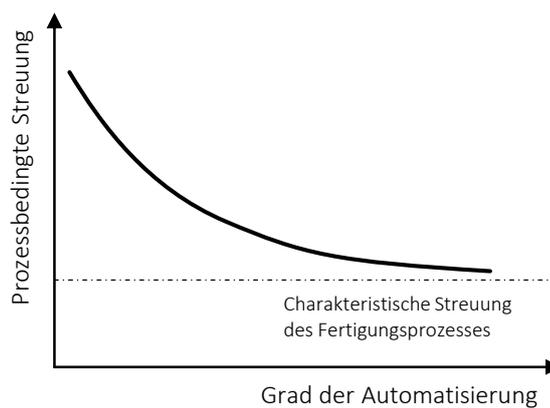


Abbildung 27: Qualitativer Zusammenhang der Automatisierung und der prozessbedingten Streuung

Ist in den Versuchen nicht derselbe Automatisierungsgrad wie in der späteren Fertigung erreichbar, d.h. der manuelle Anteil deutlich höher, dann stellt die gemessene Streuung eine konservative Schätzung der tatsächlichen Streuung dar. Daraus lässt sich ableiten, dass Werkzeug, Material und Prozess so weit als möglich dem Serienprozess entsprechen müssen, um realistische Ergebnisse zu erhalten.

5.2.1 Geometrie der Proben im Werkzeug

Fernlund et al. [Fernlund2003] zeigen, wie die Form des Bauteils durch eine Unterdrückung der lokalen Verschiebung den Spring-in beeinflusst. Werden aus der gesamten Struktur jedoch einzelne Segmente herausgeschnitten, dann führen die prozessinduzierten Spannungen zu einer gleichmäßigen Verformung unabhängig von der ursprünglichen Lage des Segmentes im Bauteil. Diesen Effekt nutzt auch Kleineberg für die Untersuchung der Mittelwertverschiebung [Kleineberg2008], der vier einzelne Proben in einem zusammenhängenden Bauteil, allerdings mit unterschiedlichen Wandstärken, in einem RTM-Prozess herstellt, diese anschließend trennt und einzeln auf die Effekte des Spring-in untersucht.

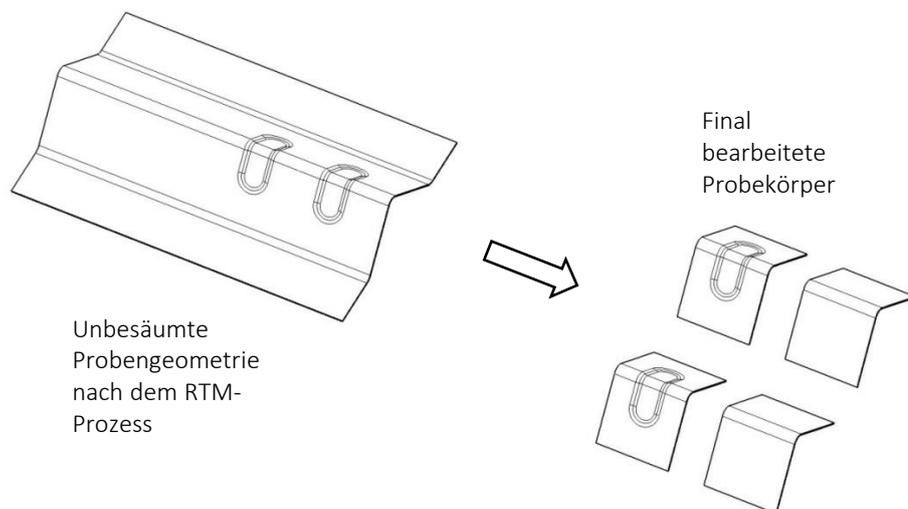


Abbildung 28: Darstellung der Probengeometrie nach dem RTM-Prozess und bei der Vermessung

Um die Anzahl der einzelnen Fertigungsversuche bei einer gleichzeitig hohen Anzahl an Versuchskörpern zu reduzieren, werden in dieser Arbeit vier L-Profile mit je zwei Geometrievarianten ebenfalls in einem Werkzeug gefertigt, siehe Abbildung 28.

5.2.2 Drapieren der Proben

Das Drapieren ist der erste Schritt zum Erzeugen der bauteilspezifischen Geometrie und beginnt mit dem automatisierten Zuschnitt der benötigten Halbzeuge. Eindeutig positioniert und ausgerichtet bzw. zum gesamten Lagenpaket gestapelt werden die Zuschnitte in der ersten Station. Die Halbzeuge werden dabei in einen Rahmen eingespannt, welcher als Träger für die weiteren Prozessschritte dient. Rahmen und Halbzeuge werden anschließend unter einem Heizstrahler positioniert, der den Binder aufschmilzt bzw. aktiviert. Direkt im Anschluss befinden sich in der dritten Station zum eigentlichen Drapieren der Halbzeuge die beiden ungekühlten Formwerkzeughälften aus Aluminium, welche die eingetragene Wärmemenge aus dem Halbzeug über Konvektion an die Umgebung abgeben. In der letzten Drapierstation wird die Preform vom Spannrahmen gelöst und auf die Kontur des RTM-Werkzeuges zugeschnitten.

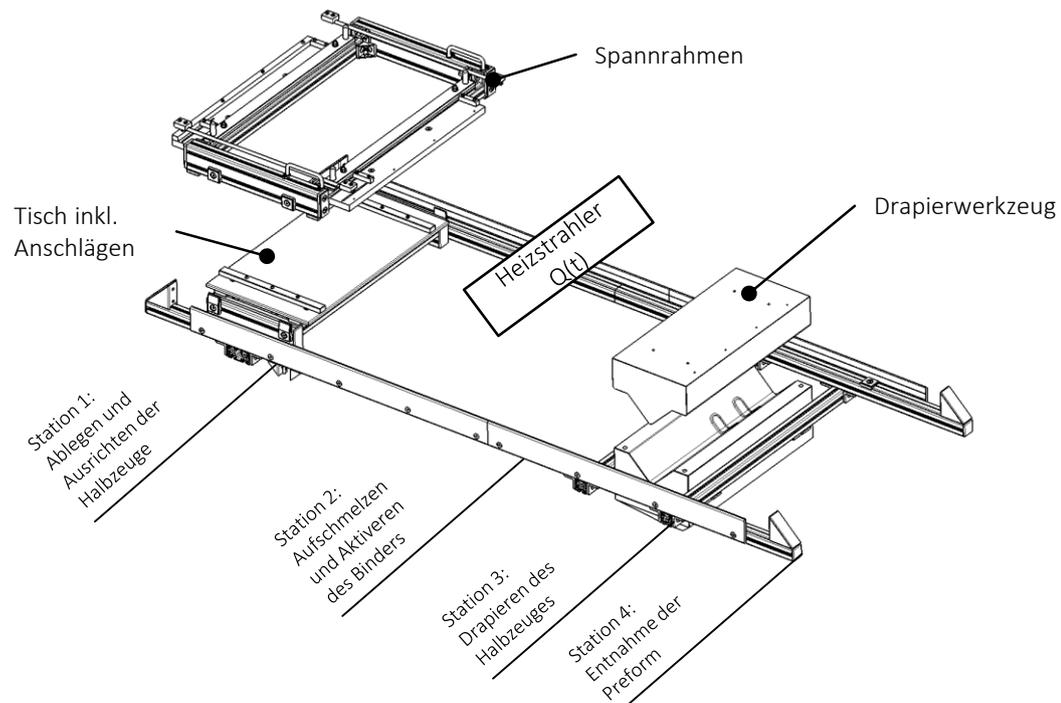


Abbildung 29: Dapiervorrichtung mit den verschiedenen Stationen zur Herstellung der Preform

Zur eindeutigen Zuordnung der geometrischen Streuungen aus dem Halbzeug sind zwei Kamerasysteme am Anfang und Ende der Prozesskette installiert, mit denen die Faserorientierung erfasst werden kann, siehe Kapitel 5.3.1.1. Dadurch kann zwischen dem Einfluss aus dem Halbzeug und dem Umformvorgang unterschieden werden.

5.2.3 RTM-Werkzeug und Presse

Die beiden Formhälften des RTM-Werkzeuges bestehen aus Stahl. In der Matrize ist die Tauchkante integriert. Im Stempel befinden sich die Quetschkante zur Fixierung der Lagen während der Infiltration sowie eine umlaufende Dichtung. Beheizt werden die beiden Werkzeughälften über eine externe Temperiereinheit mit je einem separaten Öl-Kreislauf für Stempel und Matrize, siehe Abbildung 30.

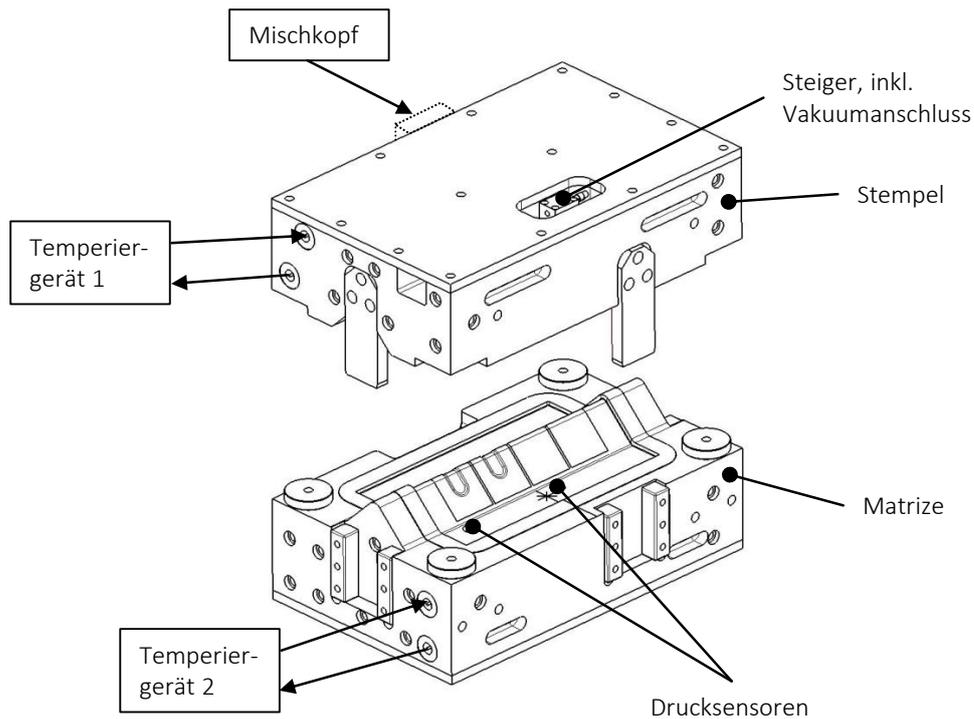


Abbildung 30: RTM-Werkzeug

Das Werkzeug wird isotherm betrieben, sodass Inkompatibilitäten aufgrund unterschiedlicher Wärmeausdehnungen zwischen Werkzeug und Bauteil bzw. Halbzeug, wie sie bei Prozessen aus der Luft- und Raumfahrt bekannt sind, nicht betrachtet werden müssen. Aufgrund der Prozessvorgabe findet sowohl das Beschicken der Anlage mit den Preformen als auch die Entformung stets bei der gewählten Aushärtetemperatur der Matrix statt.

Für die Regelung der Injektion sind zwei Drucksensoren in die Matrize integriert. Das Einspritzen der einzelnen Komponenten findet über eine Hochdruckinjektionsanlage RIMStar 4K der Fa. KraussMaffei statt. Ausgehend von einem zentralen Anguss im Stempel wird die Matrix über einen Linienanguss über die gesamte Breite der Preform verteilt. Die Entlüftung des Werkzeugs erfolgt ebenfalls stempelseitig über einen Steiger.

Das Werkzeug wird in einer Presse der Fa. KraussMaffei + Fill mit einer maximalen Schließkraft von 450 Tonnen aufgespannt. Zur Herstellung der Proben wird die Anlage in einem vollautomatischen Modus betrieben, welcher das Werkzeug schließt, ein Vakuum in der Kavität aufbaut, die Injektion druckgesteuert regelt und nach Erreichen der Aushärtezeit die Presse auffährt.

5.2.4 Messsystem

Für die reproduzierbare Vermessung der Proben wird ein Messsystem mit zugrundeliegendem 3-2-1-Prinzip, siehe Kapitel 2.1.2.1, zur Vermessung der L-Profile aufgebaut. Über Lasersensoren findet an drei Stellen eine Linien-Abtastung der L-Profile entlang der z-Achse statt. Dadurch ist es möglich, neben dem Haupteffekt, dem Spring-in, auch die Wölbung sowie eine Torsion der L-Profile zu erkennen. Das Messsystem besteht aus Lasersensoren der Firma MicroEpsilon (ILD2300-50), welche auf einer senkrecht angeordneten Linearachse montiert sind, siehe Abbildung 31. Das Auslesen der Sensoren sowie die Steuerung der Achse erfolgt durch die Software TwinCAT der Fa. Beckhoff.

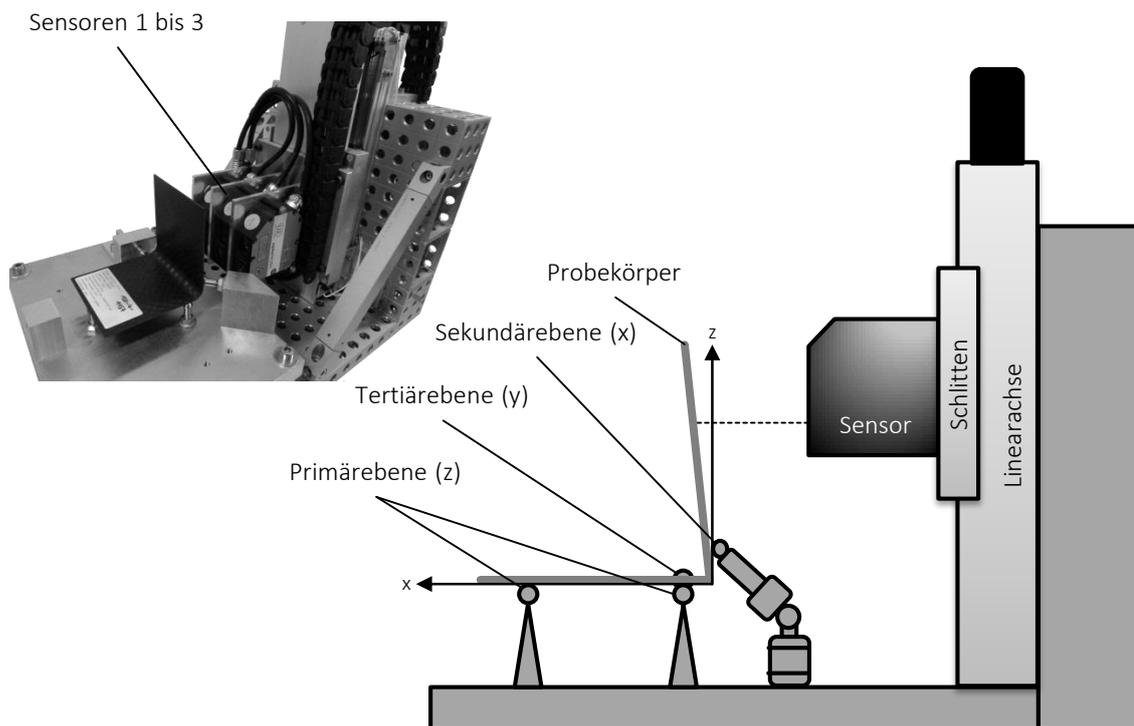


Abbildung 31: Schematische Darstellung und Umsetzung des Messsystems

Für die Bewertung der Proben ist neben der Definition der Messgröße, hier der Abstand zwischen Sensor und Bauteil, die Ausrichtung der Bauteile entscheidend. Die Punkte der Aufnahme sind daher so gewählt, dass zum einen eine möglichst große Basis als primäre Auflage erreicht wird und zum anderen die Deformation der Probekörper nicht beein-

5.2 Versuchseinrichtung

flusst wird. Aufgrund der Größe, des Eigengewichtes und der Steifigkeit der Bauteile genügen sechs Bezugsstellen (Z1 bis Y6), um den Probekörper eindeutig im Raum zu fixieren, vgl. Abbildung 32.

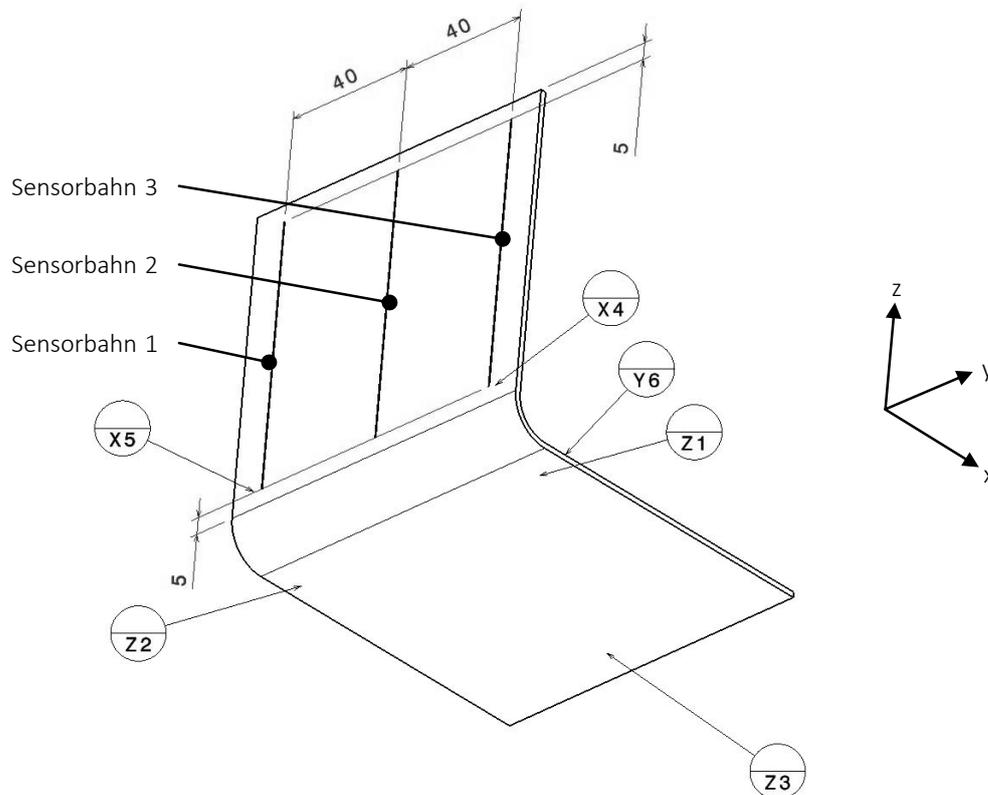


Abbildung 32: Bezüge zur Aufnahme des Bauteils und Messbereich der drei Sensoren

Um präventiv störende Effekte, welche u.a. beim Zerteilen der Proben entstehen können, zu vermeiden, wird der oberste Punkt der Messung 5 mm vom Rand angesetzt. Nach unten hin wird ein Mindestabstand von 5 mm gegenüber dem Radiusauslauf eingehalten.

CFK-Bauteile stellen hohe Anforderungen an das Messsystem, da die Reflexionseigenschaften, welche die Grundlage der Längenmessung über Triangulation darstellen, lokal stark unterschiedlich ausfallen. Ursache dafür ist die unterschiedliche Harzmenge zwischen Bauteiloberfläche und Halbzeug aufgrund der Ondulation des Gewebes. Dies bewirkt zum einen, dass je nach Transparenz der Matrix der Laserstrahl nicht die Bauteiloberfläche, sondern die darunterliegenden Fasern misst. Zum anderen bewirkt die unterschiedlich ausgeprägte oberflächennahe Harzschicht eine lokal variierende Schwindung und somit eine Welligkeit der Oberfläche, welche die Richtung der Reflexion gegenüber der Achse des Laserstrahls beeinflusst.

Durch die variable Lage der Rovings bezogen auf die äußeren Abmessungen des Bauteils kann ein einzelner Messwert nicht repräsentativ für die globale Deformation herangezogen werden. Der Verlauf unterschiedlicher Messwerte des Sensors 2 von fünf aufeinanderfolgenden Messungen eines Bauteils mit jeweils erneutem Einlegen in die Messvorrichtung zeigt zum einen den inhomogenen Verlauf entlang der z-Achse. Zum anderen wird jedoch auch die erreichbare Wiederholbarkeit der Messergebnisse deutlich, vgl. Abbildung 33.

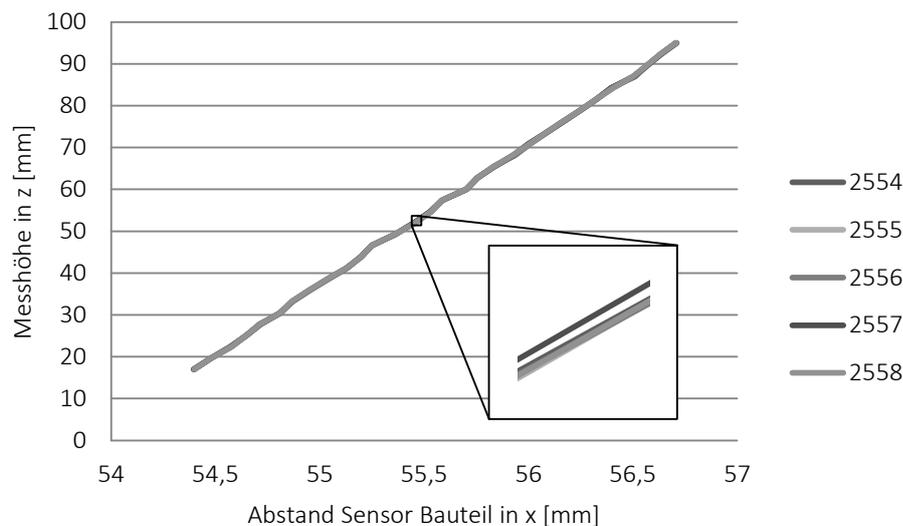


Abbildung 33: Auswertung der Wiederholbarkeit der Messvorrichtung am Beispiel von 5 Probekörpern (Sensor 2)

Als Kriterium zur Ermittlung der Winkeländerung zwischen den beiden Flanken dient die Steigung einer Ausgleichsgeraden durch die Messpunkte. In verschiedenen Messreihen konnte diese Vorgehensweise bestätigt werden, da die Deformation primär durch den Spring-in bzw. eine globale Torsion der L-Profile hervorgerufen wird und nicht durch eine Wölbung der Flächen in sich.

Mit zunehmender Anzahl an Messpunkten konvergiert das Messergebnis gegen die tatsächliche Deformation. Als Kompromiss zwischen der Qualität des Ergebnisses und dem Messaufwand werden die Profile mit je 30 äquidistanten Messpunkten je Sensor entlang der Flanke abgetastet.

5.2 Versuchseinrichtung

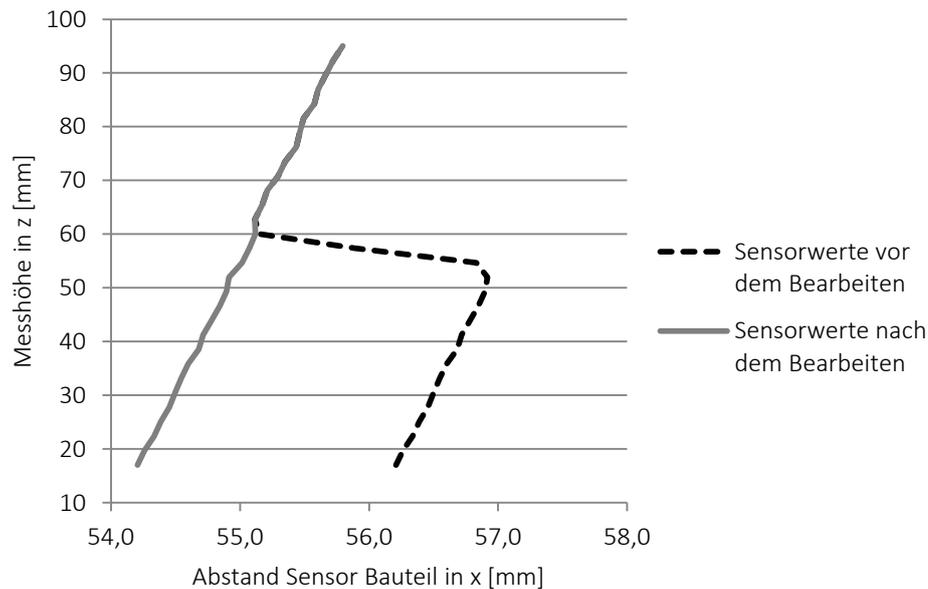


Abbildung 34: Vorgehensweise zur Ermittlung der Ausgleichsgeraden bei den L-Profilen mit Verprägung

Die Messpunkte von Sensor 2 müssen bei den Profilen mit Sicke vor der Auswertung aufbereitet werden, um den Verlauf über eine Ausgleichsgerade zu bestimmen, siehe Abbildung 34. Dazu wird der untere Teil der Messkurve entlang der x-Achse verschoben. Aufgrund der lokalen Interaktion von Verprägung und globaler Geometrie unterscheiden sich die beiden Ausgleichsgeraden innerhalb und außerhalb der Verprägung von Sensor 2 nur in einem Wertebereich von 0° bis $0,02^\circ$. Für die Auswertung der Ergebnisse wird daher ein Wert für den Sensor 2 ermittelt.

Die Eignung des Messsystems beruht auf Untersuchungen zur Bestimmung der Messmittelfähigkeit. Dabei wird zwischen der Streuung der Bauteile und der Streuung des Messsystems unterschieden, vgl. Abbildung 35

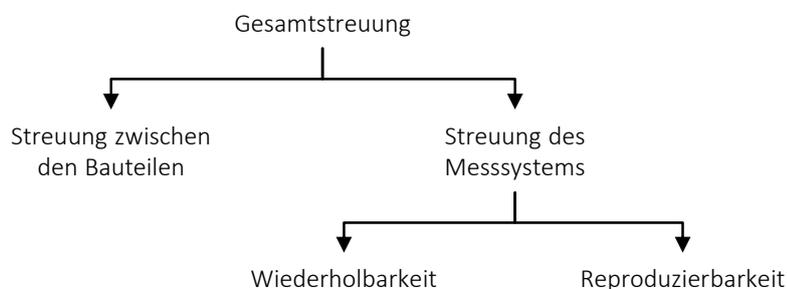


Abbildung 35: Aufteilung der Gesamtstreuung des Messsystems auf die Streuung der Teilsysteme [LF5]

Die Streuung des Messsystems muss gegenüber der Streuung der Bauteile in engen Grenzen bleiben. Bei der Ermittlung der Wiederholbarkeit wird der Fall nachgestellt, dass ein Bediener ein Bauteil mehrmals vermisst. Die Reproduzierbarkeit berücksichtigt den Einfluss mehrerer Prüfer auf das Ergebnis. Die Auswertung der Messmittelfähigkeit für den verwendeten Aufbau zeigt, dass sowohl die Wiederholbarkeit als auch die Reproduzierbarkeit für das Messsystem erfüllt sind und somit der goldenen Regel der Messtechnik entsprechen [Berndt1968]. Winkeländerungen können damit auf $0,01^\circ$ bestimmt werden.

5.3 Versuchsplanung und -durchführung

Die Planung und Durchführung der Versuche findet in zwei aufeinanderfolgenden Blöcken statt, den Vor- sowie den Hauptversuchen. Erstere geben die Rahmenbedingungen einer seriennahen Fertigung der Probengeometrie vor, um in den Hauptversuchen die Auswirkungen von Konstruktions- und Prozessparametern auf Mittelwerte und Streuungen zuverlässig ermitteln zu können. Diese Erkenntnisse fließen sowohl bei der Interpretation der Ergebnisse als auch bei der numerischen Beschreibung der Aufgabenstellung mit ein.

5.3.1 Vorversuche

Innerhalb der Vorversuche werden grundlegende Einflüsse auf die seriennahe Herstellung der Proben untersucht und deren Auswirkungen auf die Deformation aufgezeigt.

5.3.1.1 Einfluss des Drapierens

Das Drapieren der Fasern übt bei der vorliegenden Geometrie nur einen geringen Einfluss auf die späteren Bauteileigenschaften aus. Dies liegt daran, dass, mit Ausnahme der Sicke und deren unmittelbaren Umgebung, keine Scherung der Fasern im Bauteil aufgrund einer mehrfach gekrümmten Geometrie vorliegt. Die Hauptumformung stellt ein Falten des Halbzeuges um eine Achse parallel zum Radius dar.

Für die Untersuchung der geometrischen Streuung ist die Prozessfähigkeit ausschlaggebend, welche sich aus dem Einlegen des Halbzeuges in die Drapiervorrichtung und dem Umformvorgang zusammensetzt. Seitlich, in Richtung der Schussfäden, wird das Halbzeug über eine Kante ausgerichtet, da punktuelle Anschläge für Gewebe nicht ausreichen, obwohl das Leinwandgewebe in sich eine hohe Steifigkeit aufweist. Zur Ermittlung der Wiederholbarkeit wurde dazu dasselbe Halbzeug 30-mal in die Vorrichtung eingelegt und der Winkel eines zuvor definierten Rovings gegenüber der Vorrichtung gemes-

sen. Dies erfolgt anhand von Fotos jeder Gewebelage und der Software ImageJ¹. Die Standardabweichung für das Einlegen der Fasern beträgt $\pm 0,07^\circ$.

Die Streuung des Umformvorgangs ergibt sich aus der Differenz der Messungen vor und nach der Formgebung. Über verschiedene Messreihen hinweg kann die Standardabweichung des Differenzwinkels zu kleiner $\pm 0,1^\circ$ bestimmt werden. Die Standardabweichung ist dabei ein Resultat der globalen Verdrehung des Halbzeuges aufgrund einer unterschiedlichen Rückhaltekraft über die Breite der Zuschnitte sowie des Materialeinzugs für die Sicken. Damit ergibt sich für den gesamten Prozess eine Standardabweichung, berechnet nach der analytisch statistischen Methode, von kleiner $\pm 0,12^\circ$.

Die Versuche belegen, dass der eigentliche Umformprozess nur geringe Streuungen zeigt. Die Abweichung der Schussfäden des verwendeten Halbzeuges von der Sollvorgabe ist verglichen dazu deutlich größer und nicht konstant über die Breite des Halbzeuges. So weisen Zuschnitte aus dem mittleren Bereich des Halbzeuges, verglichen mit den beiden Seiten, die größten Abweichungen auf, vgl. Kapitel 5.5.2. Mit einer Abweichung von unter 3° liegen die Werte jedoch innerhalb der in DIN 65147-2 [DIN65147] spezifizierten Grenzen. Durch die Orientierung der Schussfäden weichen die mechanischen Eigenschaften von denen des orthotropen Kreuzverbundes ab. Der globale Verzug der Schussfäden sowie deren Streuungen führen dazu, dass die Lagenaufbauten nicht mehr ausgeglichen sind. Dies wiederum führt zu Termen der Koppelsteifigkeitsmatrix, welche ungleich Null sind. Somit wird dem Spring-in eine zusätzliche Deformation (Torsion) überlagert.

5.3.1.2 Einfluss von Lagenaufbau und Kompaktierung

Die Orientierung der Fasern beim Einlegen in das offene Werkzeug erfolgt durch einen Formschluss zwischen Werkzeug und Bauteil. Durch die eindeutige Ausrichtung findet in diesem Arbeitsschritt keine globale Beeinflussung des Halbzeuges statt, sodass dieser Teilschritt im weiteren Verlauf der Arbeit nicht näher betrachtet wird.

In Dickenrichtung findet jedoch durch die Art des Drapierens und das Schließen der beiden Werkzeughälften eine Beeinflussung der lokalen Lage der Preform im Bereich des Radius und der Versteifung statt. Die Lage der Schnitte zur Darstellung der Effekte ist in Abbildung 36 zu sehen. Die Seite der Matrize befindet sich für die daran anschließenden Abbildungen jeweils unten.

¹ Software zur Bildbearbeitung des National Institutes of Health (Image Processing and Analysis in Java)

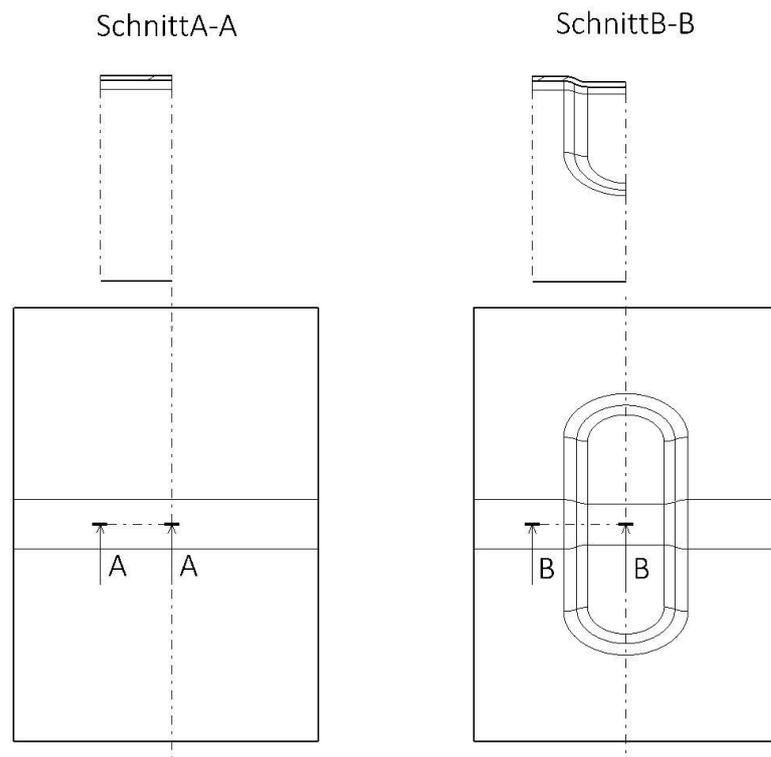


Abbildung 36: Lage der Schnitte durch die Profile (unten: Draufsicht, oben Schnittdarstellung)

Bei den ebenen Proben liegen die Fasern sowohl bei einem Lagenaufbau mit vier als auch fünf Gewebelagen an der Matrize an, siehe Abbildung 37 und Abbildung 38.

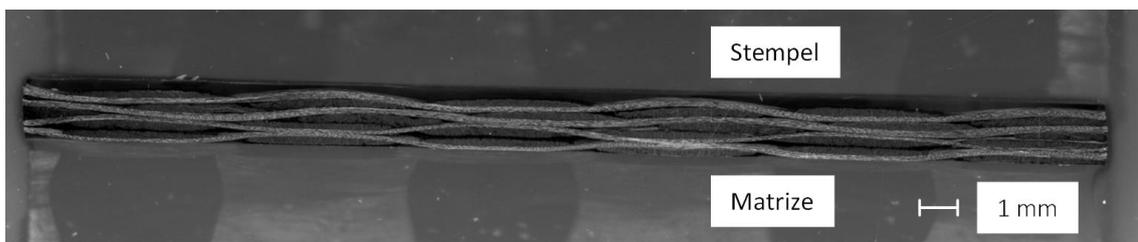


Abbildung 37: Anlage des gesamten Lagenpaketes im Radius an der Matrize (4 Lagen)

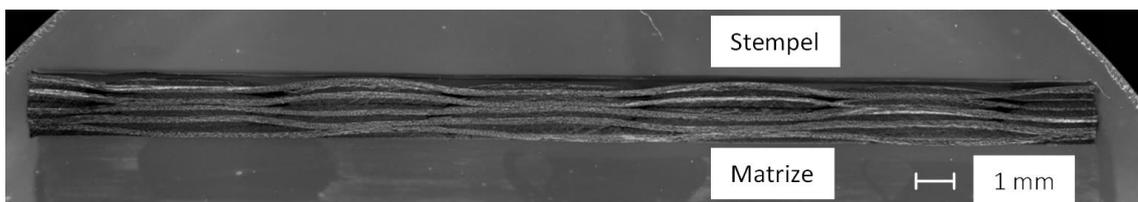


Abbildung 38: Anlage des gesamten Lagenpaketes im Radius an der Matrize (5 Lagen)

5.3 Versuchsplanung und -durchführung

Bei vier Lagen bildet sich ein wesentlich größerer Reinharzbereich an der Stempelseite im Vergleich zum Aufbau mit fünf Lagen, obwohl letztgenannter mit einer Schichtstärke von 0,33 mm je Gewebelage die Kavität theoretisch vollständig ausfüllen sollte. Im Radiusbereich wird allerdings der Effekt des Drapierens und der zufälligen Positionierung der Lagen zueinander im Bereich von wenigen Zehntelmillimetern sichtbar. Durch das Drapieren finden ein Verstrecken sowie ein damit einhergehendes Ausdünnen des Gewebes statt. Überlagert wird dieser Effekt zusätzlich durch die Positionierung der Einzellagen. Dadurch treffen zufällig Kreuzungspunkte der Rovings bzw. die Stellen dazwischen aufeinander und senken bzw. erhöhen die Dicke des Reinharzbereiches.

Bei den Proben mit Sicke zeigt sich prinzipiell ein ähnliches Verhalten. Je nach Beanspruchung beim Drapieren bzw. Schließen des RTM-Werkzeuges liegt die Preform an einer der beiden Kavitätsoberflächen an. Über die Breite des gesamten Bauteils stellt sich somit ein alternierender Verlauf der Anlagefläche ein. Dabei zeigt sich, dass mit geringerem Faservolumengehalt des Bauteils die Freiheitsgrade für die Beweglichkeit des Faserpaketes zunehmen und sich somit im Werkzeug eine gestrecktere Form des Lagenpaketes ergibt, siehe Abbildung 39 und Abbildung 40.

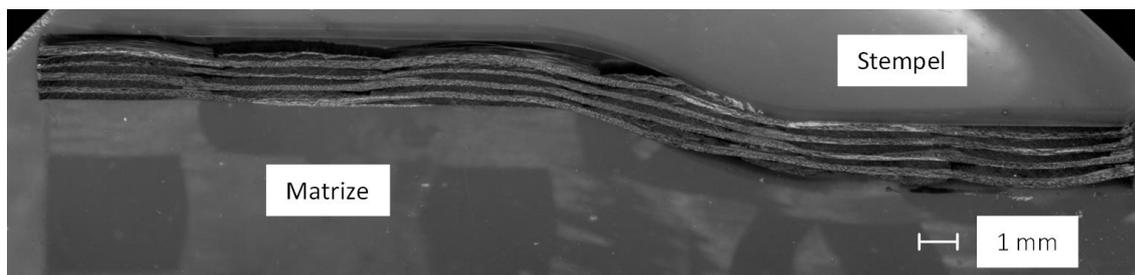


Abbildung 39: Alternierende Anlage des Faserpaketes im Radius an Stempel (oben) und Matrize (unten), (4 Lagen)

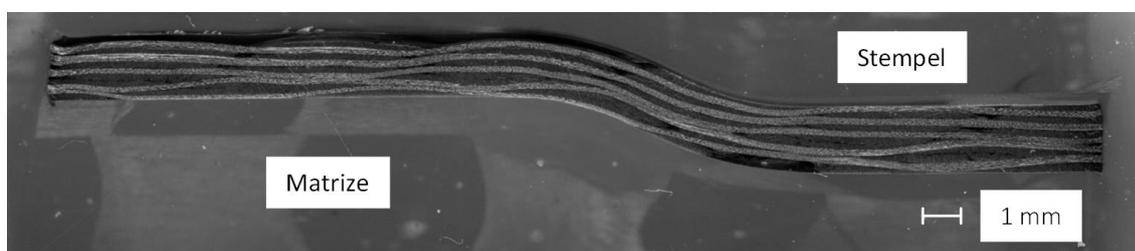


Abbildung 40: Alternierende Anlage des Faserpaketes im Radius an Stempel (oben) und Matrize (unten), (5 Lagen)

Die Auswirkungen der Harznester beeinflusst die Größe des Spring-in-Effektes signifikant. Der Reinharzbereich am äußeren Radius der ebenen Proben wirkt aufgrund der hohen Wärmedehnung der Matrix verglichen mit der Wärmedehnung des Verbund-

werkstoffes durch den Aufbau von Zugspannungen dem Spring-in entgegen. Bei den verprägten L-Profilen gleicht sich dieser Effekt durch die alternierende Anlage der Fasern an Stempel und Matrize annähernd aus. Bei höherem Faservolumengehalt und damit kleineren Reinharzbereichen tritt der rückstellende Effekt in abgeschwächter Form auf, siehe Kapitel 5.5.1.

Als Resultat der ungleichmäßigen Verteilung des Faservolumengehaltes liegt eine von der Theorie des Spring-in abweichende Mittelwertverschiebung für die beiden Probengeometrien vor. Das ebene Profil erfährt dadurch eine teils geringere Deformation, verglichen mit dem verprägten Profil.

5.3.1.3 Lokaler Faservolumengehalt

Die analytischen Betrachtungen, siehe Kapitel 4.3, zeigen die hohe Bedeutung des Faservolumengehaltes für die Deformation der Probekörper. Ursachen für einen global streuenden Faservolumengehalt können das Halbzeug oder Prozessparameter, welche eine Deformation des Werkzeugs bewirken, sein.

Die Geometrie des Werkzeugs muss bei der Streuung nicht betrachtet werden, da sie nach Engel [Engel1996], siehe auch Kapitel 4.4, eine statische Größe darstellt, das Werkzeug bei den Versuchen nicht gewechselt wird und von seiner Konzeption her deutlich von der Verschleißgrenze entfernt ist. Fertigungstechnische Abweichungen von der Nominalgestalt können über das Bauteil hinweg lokal unterschiedliche Faservolumengehalte ergeben. Die Messergebnisse zeigen jedoch, dass die Wandstärken der Bauteile sehr gut mit den nominalen CAD-Daten des Werkzeugs übereinstimmen.

Prozessbedingte Änderungen des lokalen Faservolumengehaltes entstehen, wenn beim Drapieren große Scherwinkel auftreten. Dieses Phänomen kann aufgrund der Wahl der Probengeometrie, auch im Bereich der Sicke, vernachlässigt werden.

Änderungen im Faservolumengehalt können demnach bei dem vorliegenden Prozess mit allseitig geschlossener Werkzeugkavität nur durch streuende Flächengewichte der Halbzeuge entstehen. Bei der Bewertung des Flächengewichts muss jedoch berücksichtigt werden, dass sich das Flächengewicht sowohl aus den Rovings, welche mit 2,05 Rovings pro Zentimeter spezifiziert sind, als auch aus der Menge des Binders (8 g/m²) zusammensetzt. Somit können Schwankungen nicht eindeutig einer Änderung des Faservolumengehaltes zugerechnet werden.

Das Flächengewicht, ermittelt aus fünf Proben, beträgt $329,2 \pm 1,2$ g/m². Mithilfe der Norm ISO 14127 [ISO14127] und der Dickenmessung der Bauteile ergeben sich für die Standardabweichung des Faservolumengehaltes die in Tabelle 2 aufgeführten Werte für die Schenkel und Radien der L-Profile.

5.3 Versuchsplanung und -durchführung

Tabelle 2: Vermessung der Halbzeuge

	Flächengewicht [g/m ²]	Lagenanzahl [-]	Faservolumengehalt [Vol. %] bezogen auf die nominale Dicke der Bauteile
Schenkel	329,2 ± 1,2	4	45,6 – 46,5
	329,2 ± 1,2	5	56,2 – 57,4
Radius	329,2 ± 1,2	4	45,0 – 45,9
	329,2 ± 1,2	5	55,6 – 56,7

Die Werte decken sich mit den Anforderungen einer automatisierten Fertigung im RTM-Verfahren, bei der Kleineberg [Kleineberg2008] einen Zielkorridor von ± 2 % für den Faservolumengehalt fordert. Über mehrere Rollen hinweg ergibt sich ein vergleichbares Bild, bei dem sich der Faservolumengehalt in engen Grenzen bewegt.

Eine detaillierte Betrachtung der Rollen zeigt jedoch einen Unterschied des Faservolumengehaltes in Abhängigkeit der Position des Halbzeuges. Dabei ergeben sich, unter der Annahme einer konstanten Bindermenge über die Breite der Geweberolle, Abweichungen von ca. 2,5 %, wobei die Proben in der Rollenmitte ein höheres Flächengewicht aufweisen als an den beiden Rändern.

5.3.2 Hauptversuche

Als Steuergrößen zur Herstellung der Probekörper werden die Werkzeugtemperatur, der Faservolumengehalt und die Modifikation des Harzsystems über einen Beschleuniger gewählt, siehe Tabelle 3. Jeweils einer der Werte wird dabei prinzipiell stärker durch Belange der Konstruktion bzw. der Fertigung beeinflusst. Die Werkzeugtemperatur wirkt sich als Fertigungsparameter auf die Prozesszeit aus und besitzt über konstruktive Vorgaben einen Einfluss auf die Materialeigenschaften des Bauteils.

Tabelle 3: Parameter der Hauptversuche zur Ermittlung des Spring-in

Parameter	Einstellung 1	Einstellung2	Beeinflussung
Werkzeugtemperatur	140 °C	150 °C	Fertigung, Konstruktion
Faservolumengehalt	45,8 %	57,3 %	Konstruktion
Beschleuniger	mit	ohne	Fertigung

Für die Kombination aus Werkzeugtemperatur und Beschleuniger ergeben sich für die Herstellung der Probekörper jeweils unterschiedliche Aushärtezeiten, welche einen vergleichbaren Aushärtezustand gewährleisten.

- Fall i: 140 °C ohne Beschleuniger → 25 min
- Fall ii: 140 °C mit Beschleuniger → 15 min
- Fall iii: 150 °C ohne Beschleuniger → 15 min
- Fall iv: 150 °C mit Beschleuniger → 10 min

Um die Vergleichbarkeit der Ergebnisse sicherzustellen, werden die Versuche jeweils mit der gleichen Faserorientierung durchgeführt, siehe auch Kapitel 4.4. Die Schussrichtung liegt dabei immer parallel zum Radius, sodass sich die folgenden Lagenaufbauten ergeben:

- $[(0/90)]_4$
- $[(0/90)]_5$

Die geringe Anzahl an Parametern bzw. der Mangel an Erkenntnissen ermöglicht bzw. erfordert einen vollfaktoriellen Versuchsplan, bei dem alle Haupt- und Nebeneffekte ermittelt werden können, vgl. Abbildung 41. Darüber hinaus ist zusätzlich die Geometrie der L-Profile als Steuergröße in den Versuchsplan integriert. Für die Auswertung stehen daher zwei identische 2^3 -Versuchspläne zur Verfügung.

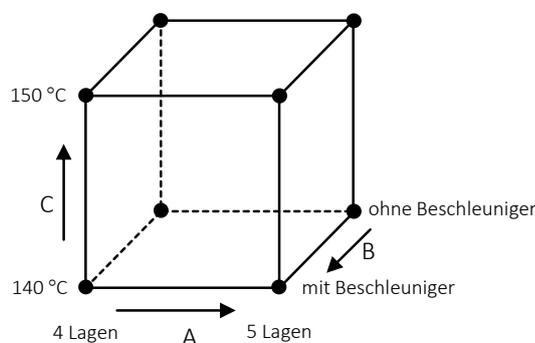


Abbildung 41: Vollfaktorieller Versuchsplan zur Ermittlung der Standardabweichung

5.4 Trennung von Spring-in und Torsion

Die Abweichung der Schussfäden von ihrer Sollrichtung führt zu einem überlagerten Deformationszustand aus Spring-in und Torsion. Für die eindeutige Bewertung des Spring-in müssen daher die Effekte des Spring-in von denen der Torsion getrennt werden.

5.4 Trennung von Spring-in und Torsion

Die graphische Darstellung der Messergebnisse zeigt den deutlichen Einfluss der Torsion auf die Deformation der Probe, siehe Abbildung 42 (rechts). Je stärker sich die Steigungen der Sensoren unterscheiden, desto größer fällt die Torsion der L-Profile aus.

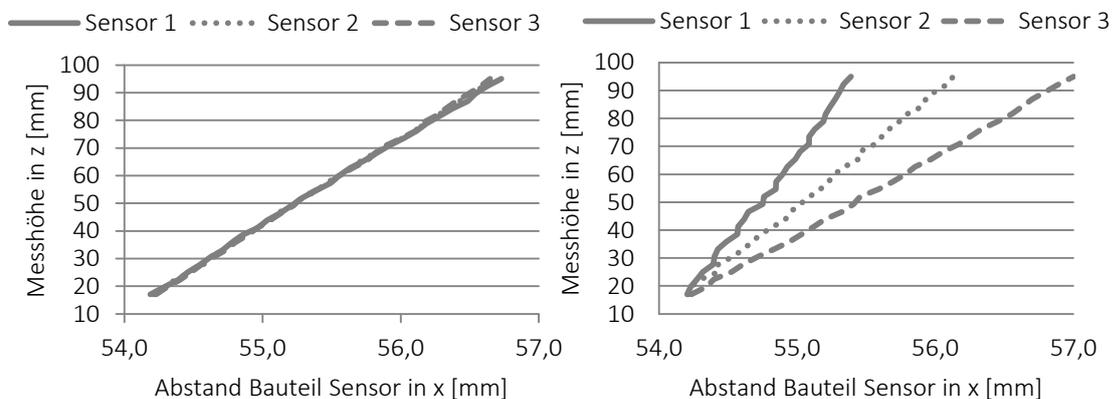
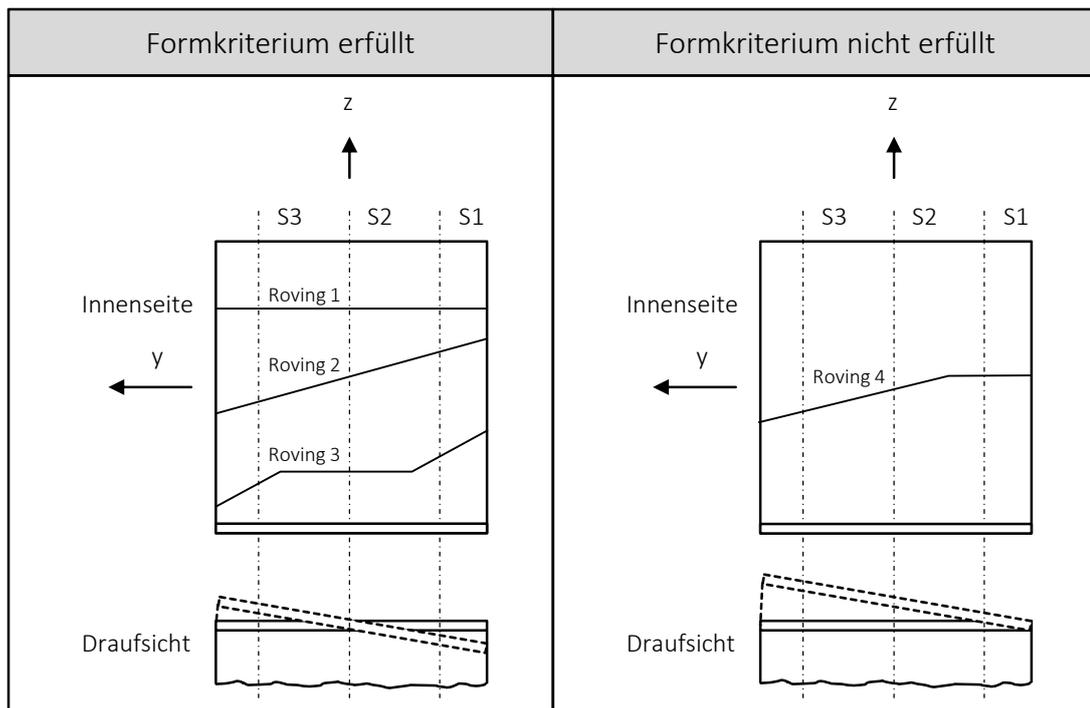


Abbildung 42: Darstellung der Messwerte für ein Profil ohne (links) und mit Torsion (rechts)

Zur Trennung von Spring-in und Torsion wird der Sensorwert 2 des Messsystems als tatsächlicher Spring-in-Winkel betrachtet, wenn das Kriterium $\theta_{prüfung}$ in Gleichung (27) kleiner $0,05^\circ$ ist. Wird dieses Kriterium nicht erfüllt, dann wird das L-Profil bei der Ermittlung des Spring-in aussortiert.

$$\theta_{prüfung} = \left| \theta_2 - \frac{\theta_1 + \theta_3}{2} \right| \quad (27)$$

Aufgrund der offenen torsionsweichen Geometrie der Probekörper wird der Torsionseffekt bei Faserwinkelabweichungen gut sichtbar. Der Effekt wird dabei maßgeblich über die äußeren beiden Lagen beeinflusst, da bei einer Biege- bzw. Torsionsbelastung die höchste Beanspruchung im äußeren Bereich des Bauteils auftritt. Eine Abschätzung der Größenordnung liefert die Betrachtung des Flächenträgheitsmoments in Kombination mit dem Satz von Steiner. Bei vier Lagen verteilt auf 1,6 mm Wandstärke ergibt sich, bei der für den Spring-in verantwortlichen Biegebelastung der Proben, ein Einfluss der äußeren beiden Lagen in Höhe von 87,5% des gesamten Flächenträgheitsmoments. Bei fünf Lagen reduziert sich der Einfluss, nimmt mit ungefähr 78% jedoch immer noch einen sehr hohen Anteil ein. Aus diesem Grund lässt sich bei den Probekörpern allein aus der Beurteilung der äußeren Lagen die Richtung der Torsion bestimmen und eine Abschätzung der Größenordnung treffen.



S1 bis S3: Bahnen der Linienabtastung der Sensoren 1 bis 3

Abbildung 43: Formkriterium für die Bewertung des Spring-in anhand der Orientierung der Rovings im Halbzeug

Je nach Verlauf der Schussfäden werden für das Kriterium $\Theta_{prüf}$ zwei Fälle der Torsion unterschieden, siehe Abbildung 43. Die Orientierung eines Schussfadens, bei dem keine Torsion, auftritt zeigt Roving 1, welcher senkrecht zur Kettrichtung steht. Ein stetiger (Roving 2) bzw. punktsymmetrischer Verlauf (Roving 3) gegenüber dem Schnittpunkt mit der Symmetrieebene xz ergibt eine gleichmäßige, um die Mitte des Profils ausgeprägte Torsion, womit das Formkriterium erfüllt wird. Eine ungleichmäßige Deformation entsteht, wenn der Schussfaden deutlich von der Punktsymmetrie oder einem stetigen Verlauf abweicht (Roving 4). In diesem Fall darf der Sensorwert 2 nicht als Spring-in-Wert interpretiert werden.

5.5 Versuchsergebnisse und Diskussion

Das Ziel der Messung ist die Ermittlung des Toleranzfeldes, vgl. DIN EN ISO 1101 [DIN1101], innerhalb dessen sich die fertigungsbedingte Formabweichung, hervorgerufen durch den Spring-in zwischen den beiden Schenkeln des L-Profiles sowie die Wölbung der Fläche in sich, abspielt.

5.5.1 Spring-in

Für die Untersuchungen mit den drei Parametern

- A: Faservolumengehalt (4 / 5 Lagen)
- B: Beschleuniger (mit / ohne)
- C: Temperatur (140 °C / 150 °C)

stellen sich die Ergebnisse des Spring-in, korrigiert um Ausreißer und Torsionseffekte, wie folgt dar, siehe Abbildung 44. Der linke Teil der Kugel an jedem Versuchspunkt zeigt die Mittelwertverschiebung, während der rechte Teil die Standardabweichung wiedergibt.

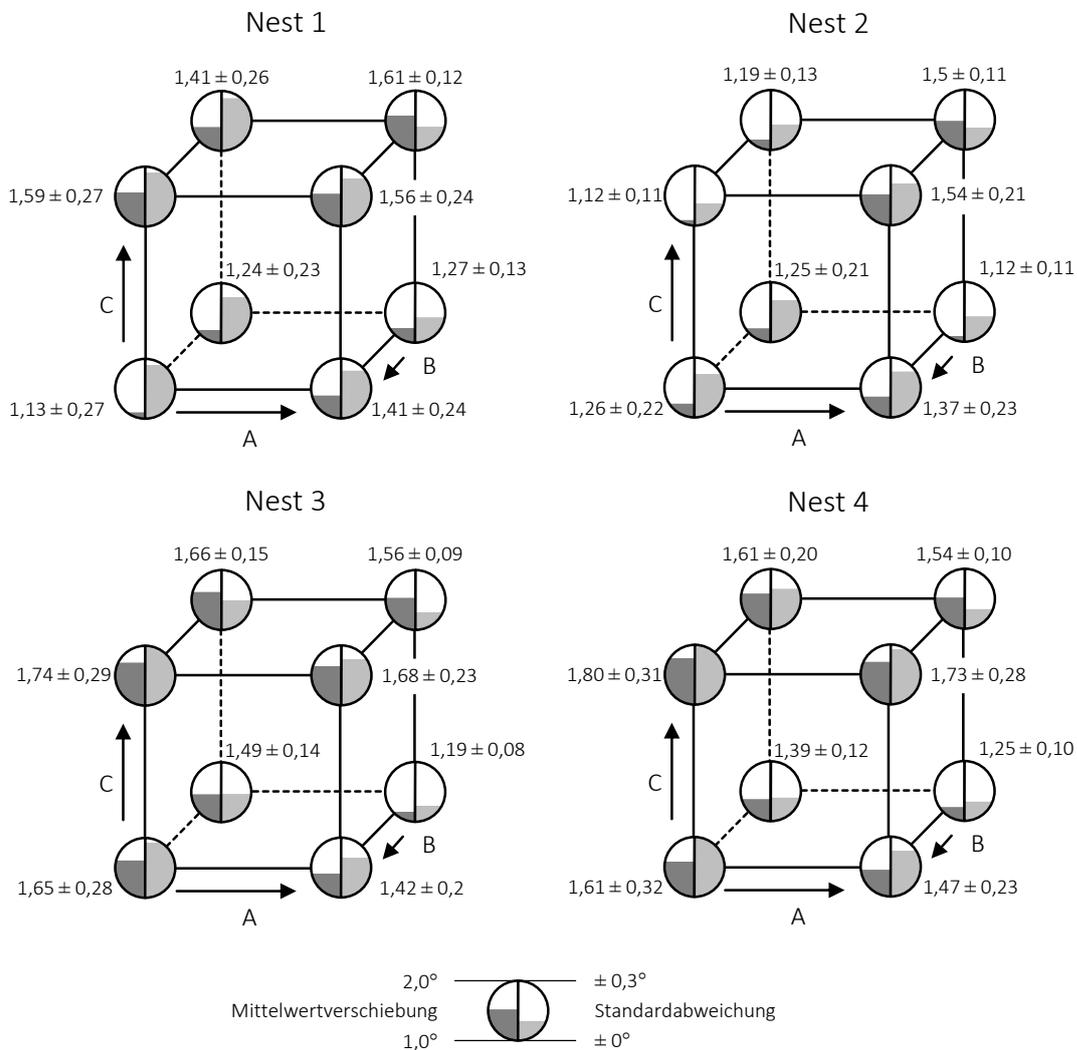


Abbildung 44: Mittelwert und Standardabweichung des Spring-in in Grad für die Nester 1 und 2 ohne Sicke und die Nester 3 und 4 mit Sicke

Um die Ergebnisse auf die Tolerierung in der Automobilindustrie übertragen zu können, müssen die Winkelangaben in Millimeter umgerechnet werden. Für eine angenommene Standardabweichung von $0,25^\circ$ und der Geometrie des L-Profiles mit einer Schenkellänge von ca. 100 mm darf die zulässige Toleranz der Flanke unter Vernachlässigung der Mittelwertverschiebung nicht kleiner als 2,1 mm sein, um einen c_p - bzw. c_{pk} -Wert (siehe Kapitel 2.1.2.3) von 1,0 zu erreichen, vgl. Abbildung 45. Bei einem geforderten c_p - bzw. c_{pk} -Wert von 1,33 steigt die zulässige Toleranz, welche unter den gegebenen Bedingungen vergeben werden kann, nochmals deutlich an.

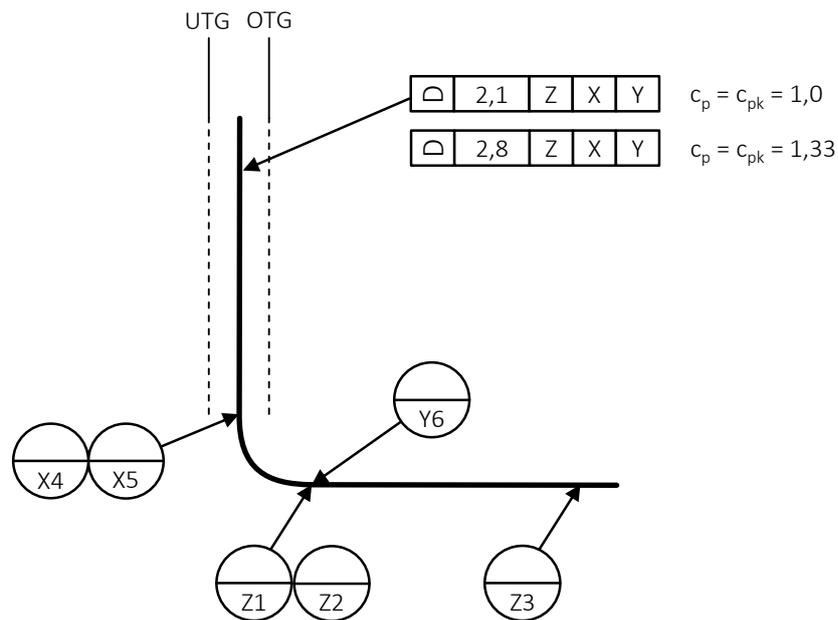


Abbildung 45: Auswirkungen der Standardabweichung (Annahme $s = 0,25^\circ$) auf die Tolerierung der Bauteile in Abhängigkeit gängiger Prozessfähigkeiten

Werden unter globaler Betrachtung für alle Versuchspunkte die Mittelwerte und Standardabweichungen für die Nester eins bis vier verglichen, dann zeigt sich, dass für die Mittelwerte von Nest 1 und Nest 2 ein signifikanter Unterschied vorliegt. Bei den Nestern 3 und 4 besteht hingegen, jeweils mit einer Irrtumswahrscheinlichkeit von $\alpha = 0,01$, kein statistisch signifikanter Unterschied, vgl. Abbildung 46. Ein analoges Verhalten äußert sich bei der Betrachtung der Standardabweichung. Der Unterschied der Nester 3 und 4 muss als zufällig bewertet werden. Zwischen den Nestern 1 und 2 liegt jedoch ein signifikanter Unterschied vor. Die Wahl der Irrtumswahrscheinlichkeit mit $\alpha = 0,05$ erfolgt in Anlehnung an [DINV65352].

Dieses Ergebnis deckt sich nur bedingt mit den Arbeiten von Fernlund [Fernlund2003] und [Kleineberg2008]. Fernlund zeigt in seiner Studie, dass sich der für den Prozess typische Spring-in auch dann einstellt, wenn der Probekörper an unterschiedlichen

5.5 Versuchsergebnisse und Diskussion

Stellen aus einer komplexeren Geometrie herausgetrennt wird. Kleineberg nutzte ebenfalls ein Mehrfachwerkzeug, nennt jedoch keine Unterschiede des Spring-in in Abhängigkeit der Lage des Bauteils im Werkzeug.

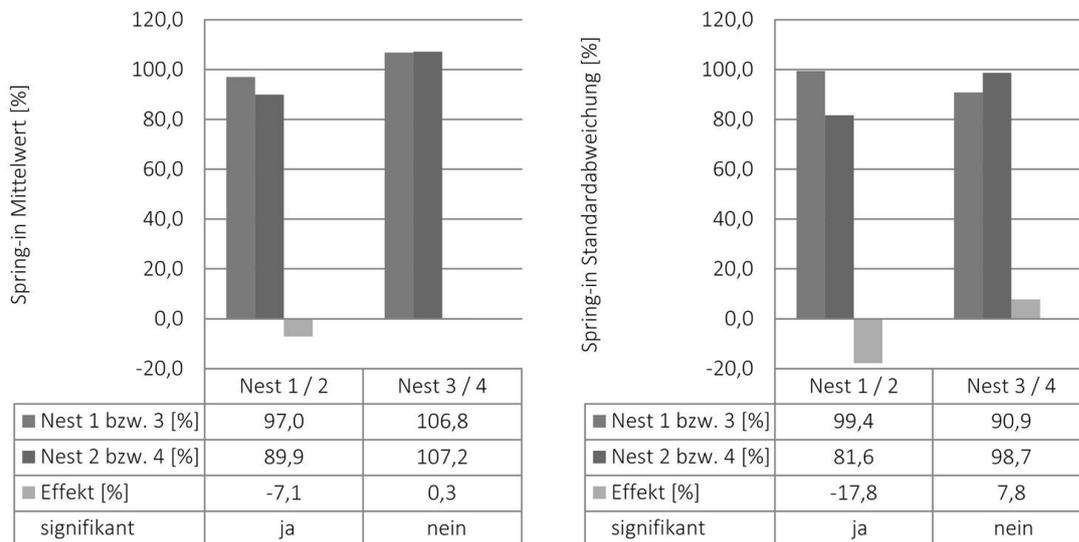


Abbildung 46: Mittelwert (links) und Standardabweichung (rechts) des Spring-in betrachtet für die unterschiedlichen Nester

Bei einem Vergleich der sich entsprechenden Versuchspunkte werden durch statistische Prüfverfahren einzelne signifikante Unterschiede festgestellt, weshalb in der folgenden Auswertung weiterhin zwischen den vier Nestern unterschieden wird.

Eine Erhöhung der Lagenanzahl führt zu einer Steigerung des Faservolumengehaltes um ca. 11 %. Die Effekte auf Mittelwert und Standardabweichung sind in Abbildung 47 zusammengefasst. Für die Nester 1 und 2 nimmt der Spring-in bei höherem Faservolumengehalt zu, während bei den Profilen mit Sicke der Spring-in, wie es die theoretischen Betrachtungen vorhersagen, abnimmt.

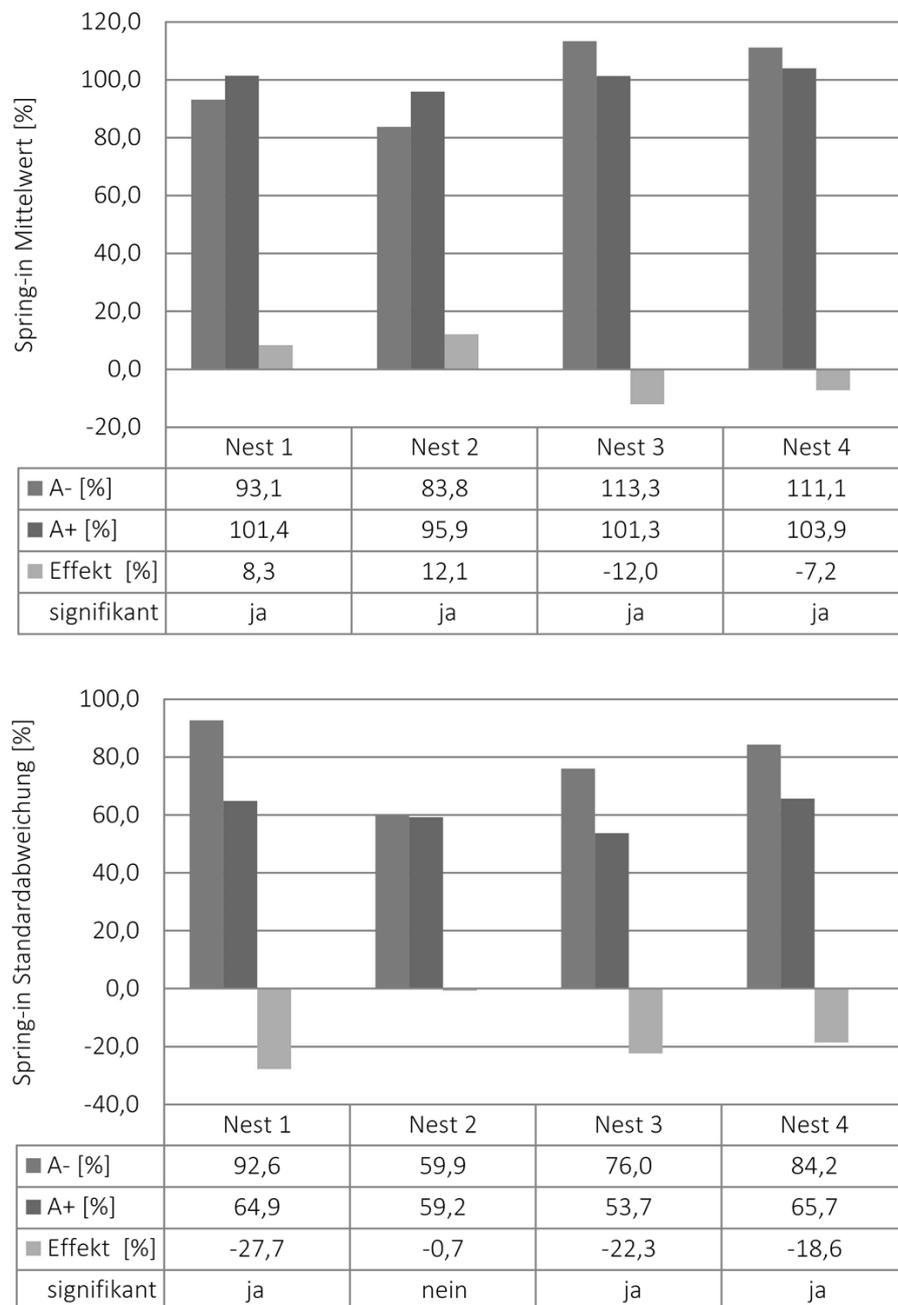


Abbildung 47: Effekt des Faservolumengehaltes auf Mittelwert (oben) und Standardabweichung (unten) des Spring-in betrachtet für die unterschiedlichen Nester

Dies lässt sich auf die Erkenntnisse zur lokalen Verteilung des Faservolumengehaltes aus Kapitel 5.3.1.3 zurückführen. Bei einem hohen Faservolumengehalt üben die kleineren Harznester nur einen geringen Einfluss auf die Maßhaltigkeit aus. Bei niedrigem Faservolumengehalt hingegen beeinflussen diese den Winkel zwischen den beiden Schenkeln des L-Profiles deutlich.

Bei den Streuungen wird bis auf Nest 2, welches bereits bei niedrigem Faservolumengehalt eine geringe Standardabweichung aufweist, ein signifikanter Unterschied erkannt. Der höhere Faservolumengehalt wirkt sich aufgrund der exakteren Positionierung des Halbzeuges stabilisierend aus.

Der Beschleuniger führt zu einem schnelleren Anstieg des Aushärtegrades und einer früher einsetzenden Gelierung der Matrix. Verschiebt sich die Gellinie im TTT-Diagramm stärker in Richtung kürzerer Prozesszeiten, dann können bereits zu einem früheren Zeitpunkt Spannungen im Verbund aufgebaut werden und damit Deformationen erzeugt werden, auch wenn diese durch die statistischen Testverfahren nur für die Nester 3 und 4 als signifikant eingestuft werden. Der Eingriff in die Reaktionskinetik führt hingegen bei allen Nestern zu einer signifikanten Steigerung der Standardabweichung, Abbildung 48.

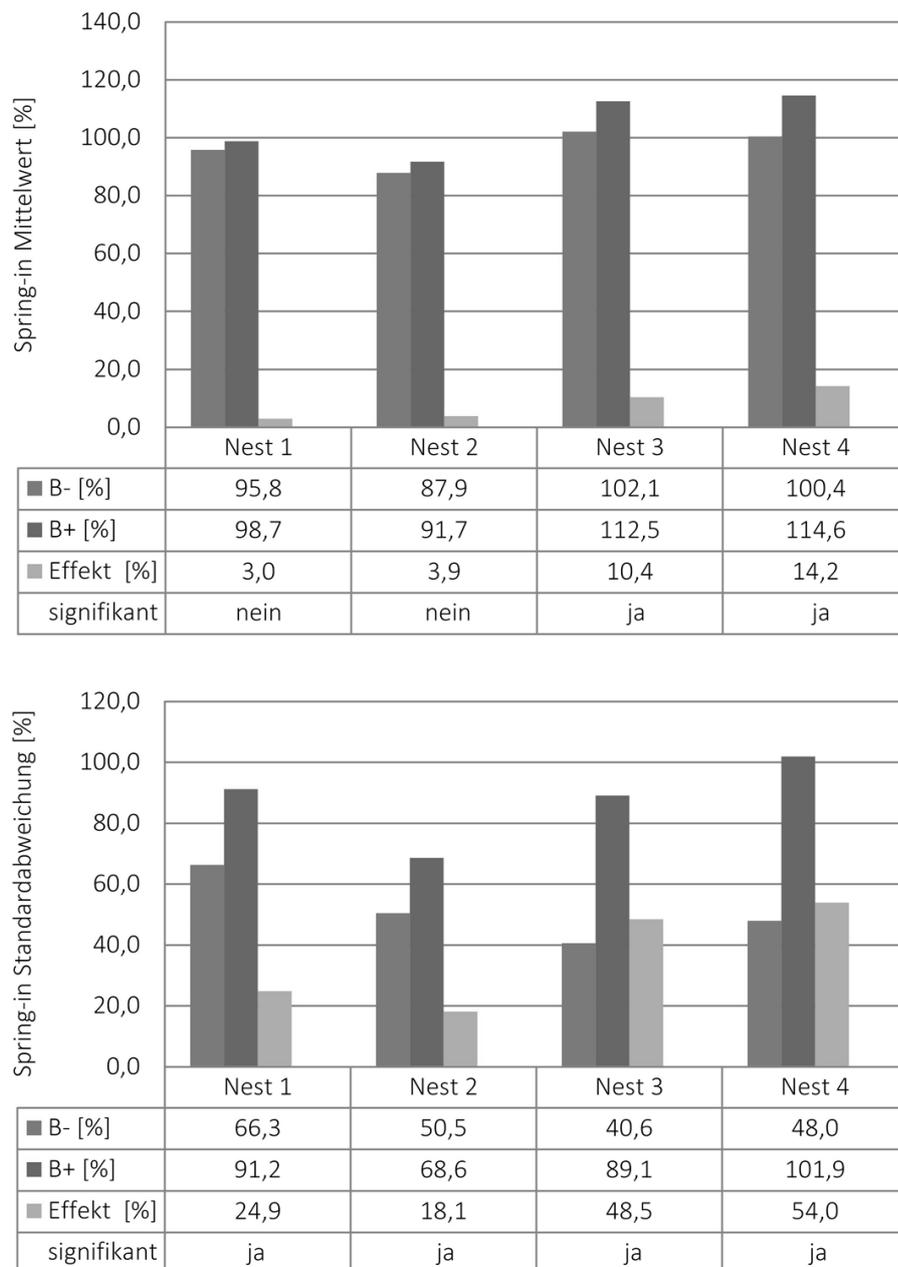


Abbildung 48: Effekt des Beschleunigers auf Mittelwert (oben) und Standardabweichung (unten) des Spring-in betrachtet für die unterschiedlichen Nester

Eine Erhöhung der Werkzeugtemperatur um 10 K bewirkt eine Verstärkung des Spring-in. Im Gegensatz zum Beschleuniger, der einen signifikanten Einfluss auf die Standardabweichung nimmt, ergeben sich bei einer Änderung der Temperatur nur bei zwei Nestern signifikante Effekte, siehe Abbildung 49. Diese zeigen in unterschiedliche Richtungen, sodass hier der Einfluss von Störgrößen nicht ausgeschlossen werden kann.

5.5 Versuchsergebnisse und Diskussion

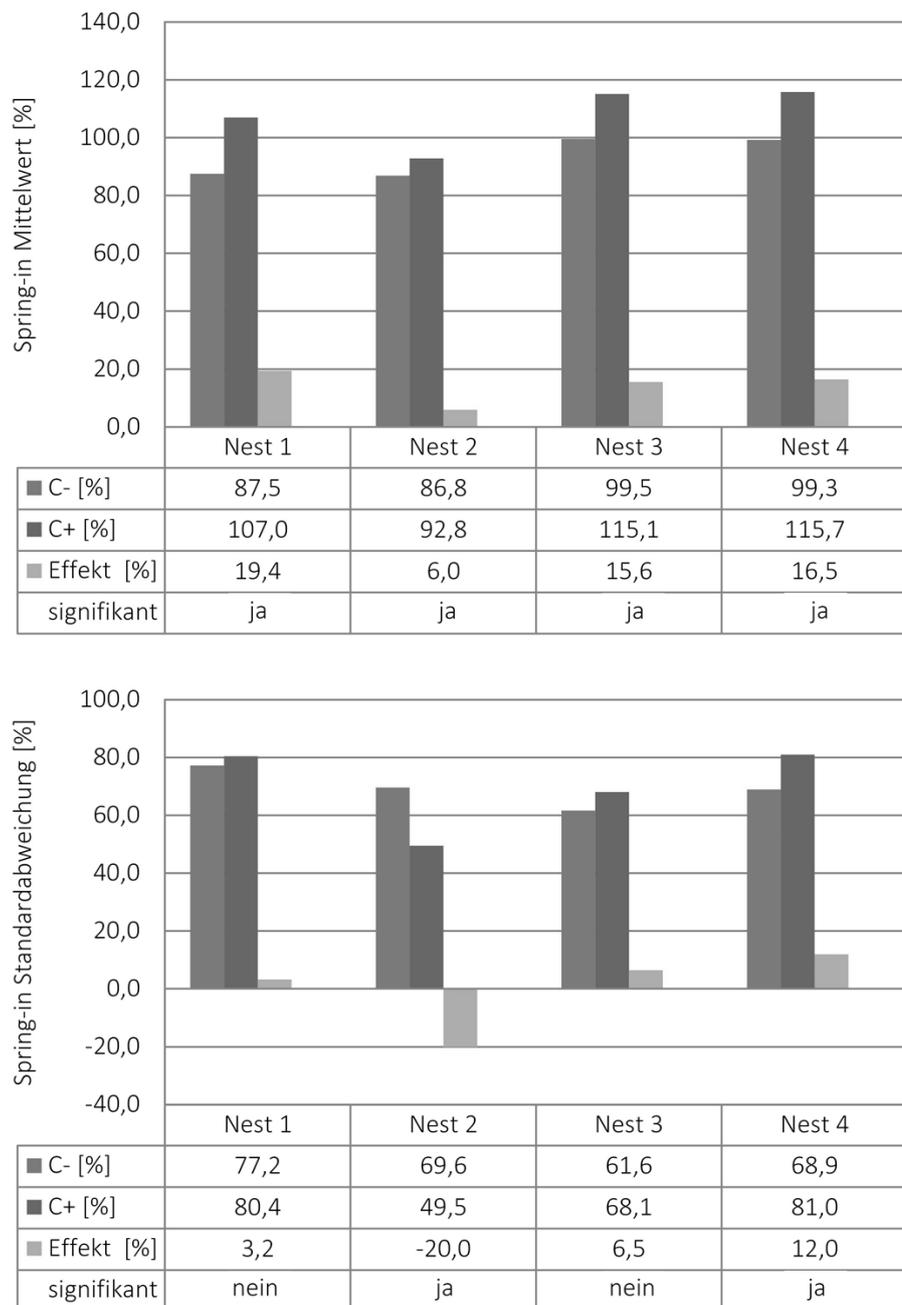


Abbildung 49: Effekt der Werkzeugtemperatur auf Mittelwert (oben) und Standardabweichung (unten) des Spring-in betrachtet für die unterschiedlichen Nester

Die Wechselwirkungen haben einen deutlich geringeren Effekt auf die Deformation verglichen mit den Haupteffekten. Zu nennen sind dabei die Zweifach-Wechselwirkungen in Kombination mit dem Faservolumengehalt, welche sowohl den Mittelwert als auch die Standardabweichung beeinflussen.

5.5.2 Torsion

Für die Untersuchungen der Torsion gelten dieselben Parameter wie für den Spring-in, wobei hier die Orientierung der Schussfäden bzw. die relative Lage der Zuschnitte auf der Rolle als Störgröße mit in die Betrachtung aufgenommen werden.

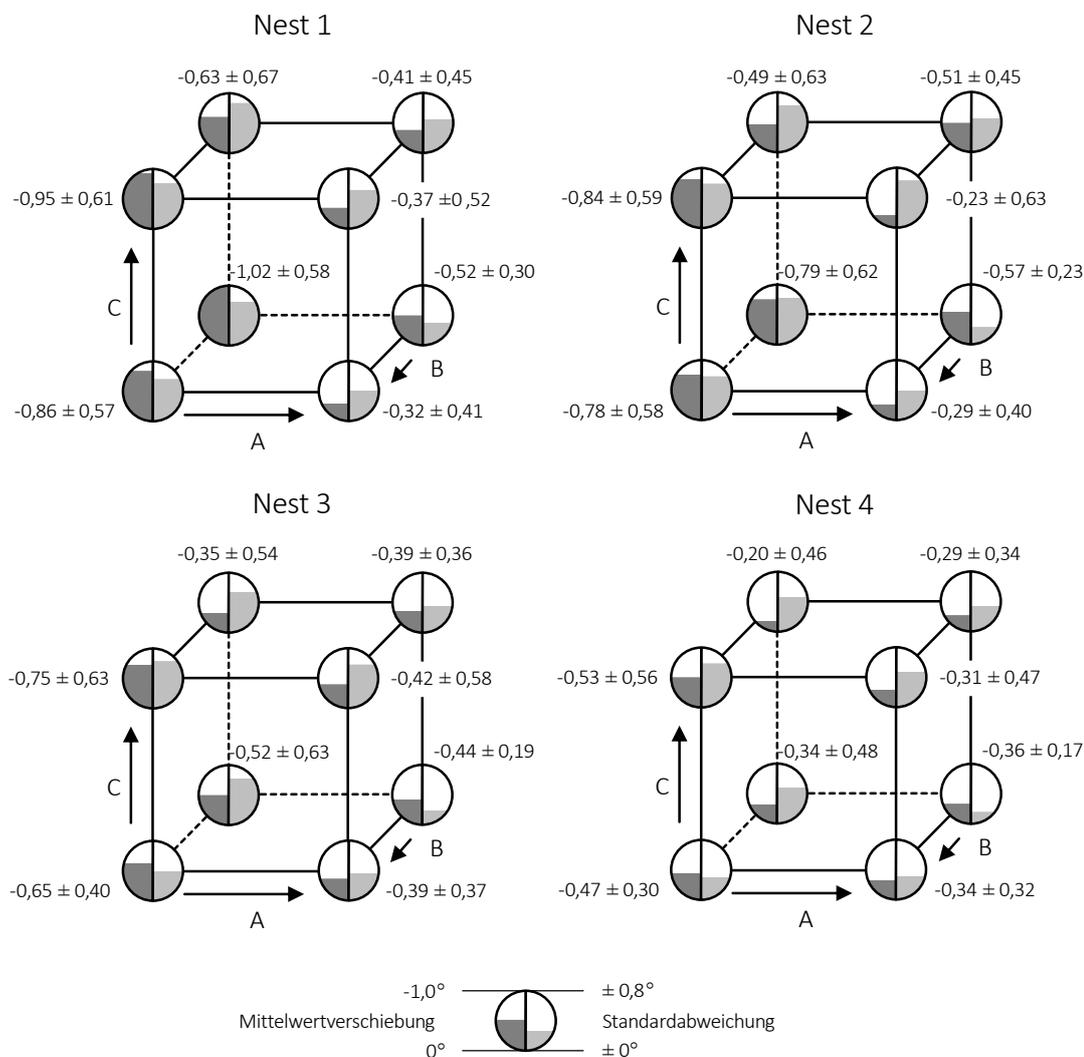


Abbildung 50: Mittelwert und Standardabweichung der Torsion in Grad für die Nester 1 und 2 ohne Sicke und die Nester 3 und 4 mit Sicke

Die Ergebnisse für den Mittelwert und die Standardabweichung der Torsion sind in Abbildung 50 dargestellt. Die Mittelwerte der Nester 1 und 2 zeigen keinen, die Mittelwerte der Nester 3 und 4 einen signifikanten Unterschied. Das gleiche Bild stellt sich bei der Betrachtung der Standardabweichung dar, vgl. Abbildung 51. Hier gibt es bei gesamtheitlicher Betrachtung nur zufällige Unterschiede zwischen den Nestern 1 und 2, während sich die Nester 3 und 4 signifikant unterscheiden. Allgemein zeigt sich in dieser

5.5 Versuchsergebnisse und Diskussion

Darstellung und den weiteren Diagrammen, dass das L-Profil mit Sicke eine tendenziell geringere Torsion aufweist, auch wenn sich der Unterschied nicht immer als signifikant herausstellt und von weiteren Störgrößen überlagert wird.

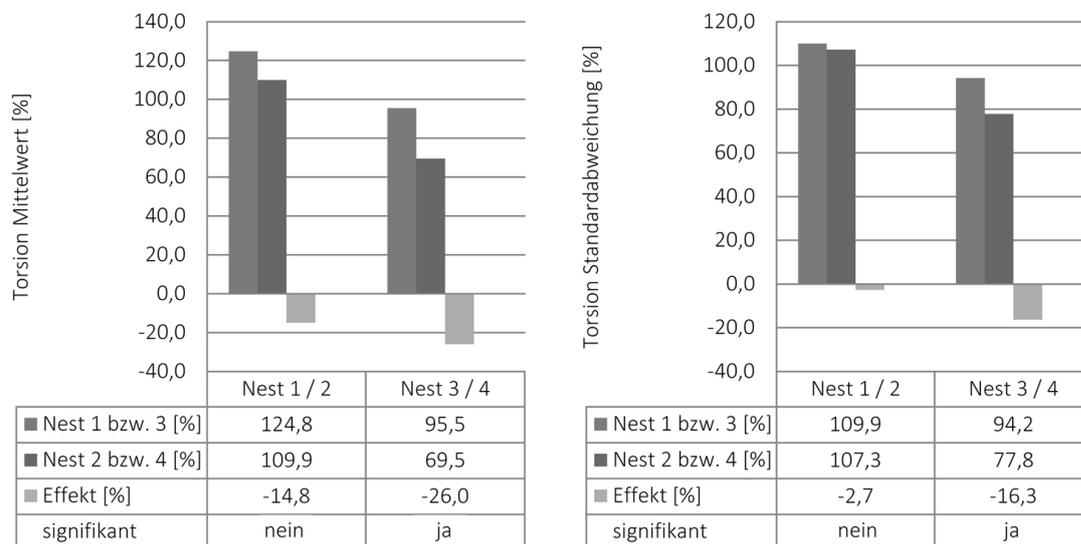


Abbildung 51: Mittelwert (links) und Standardabweichung (rechts) der Torsion betrachtet für die unterschiedlichen Nester

Eine der Störgrößen, welche die Unterschiede im Mittelwert und der Standardabweichung zwischen den Nestern hervorruft, zeigt sich, wenn die Lage des Zuschnittes auf der Geweberolle mit betrachtet wird, siehe Abbildung 52. Wie in Kapitel 5.3.1.1 erwähnt, gibt es Unterschiede in der Orientierung der Schussfäden über der Breite der Geweberolle. Die Profile aus dem linken Teil der Rolle weisen eine deutlich geringere Torsion auf als aus den beiden anderen Rollenabschnitten, wobei die Ausprägung der Torsion mit der Größe der Abweichung korreliert. Die Differenz zwischen den einzelnen Nestern ist dabei für alle Kombinationen des Mittelwertes signifikant.

Die Zuschnitte für die Versuche stammen aus mehreren Rollen, sodass ein singulärer Effekt einer einzelnen Rolle ausgeschlossen werden kann. Darüber hinaus werden, damit sich der Effekt gleichmäßig auf die Faktoren aufteilt, je 10 RTM-Bauteile mit 4 Probekörpern aus jedem Bereich (links / Mitte / rechts) gefertigt.

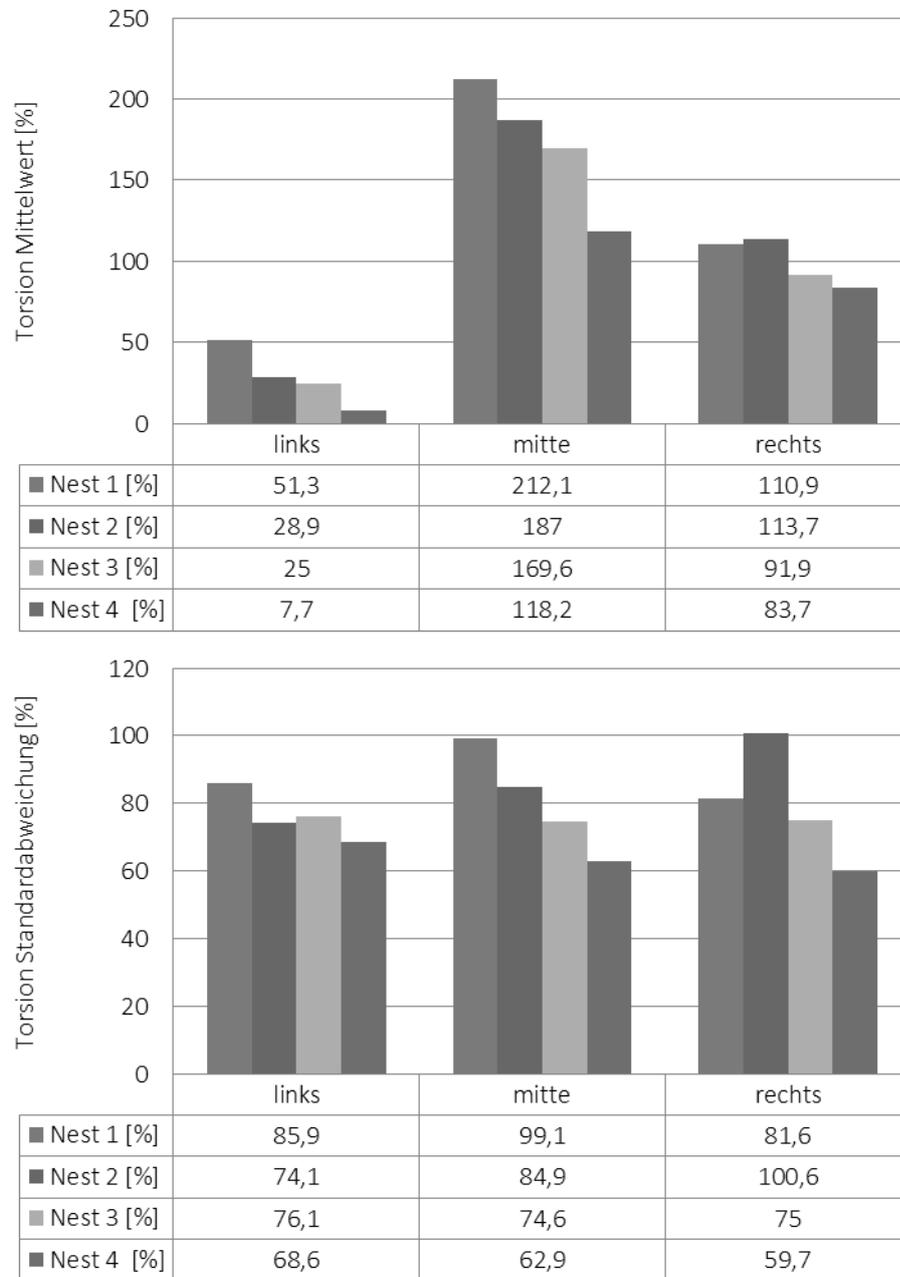


Abbildung 52: Mittelwert (oben) und Standardabweichung (unten) der Torsion betrachtet für die unterschiedlichen Rollenabschnitte

Der starke Effekt, den die Veränderung der Orientierung des Schussfadens auf den Mittelwert der Torsion des L-Profiles aufzeigt, wirkt sich auch auf die Standardabweichung aus. Da der Verlauf des Schussfadens selbst streut, überlagert sich diese Störgröße mit den bewusst variierten Parametern und muss bei der Interpretation der Ergebnisse berücksichtigt werden.

5.5 Versuchsergebnisse und Diskussion

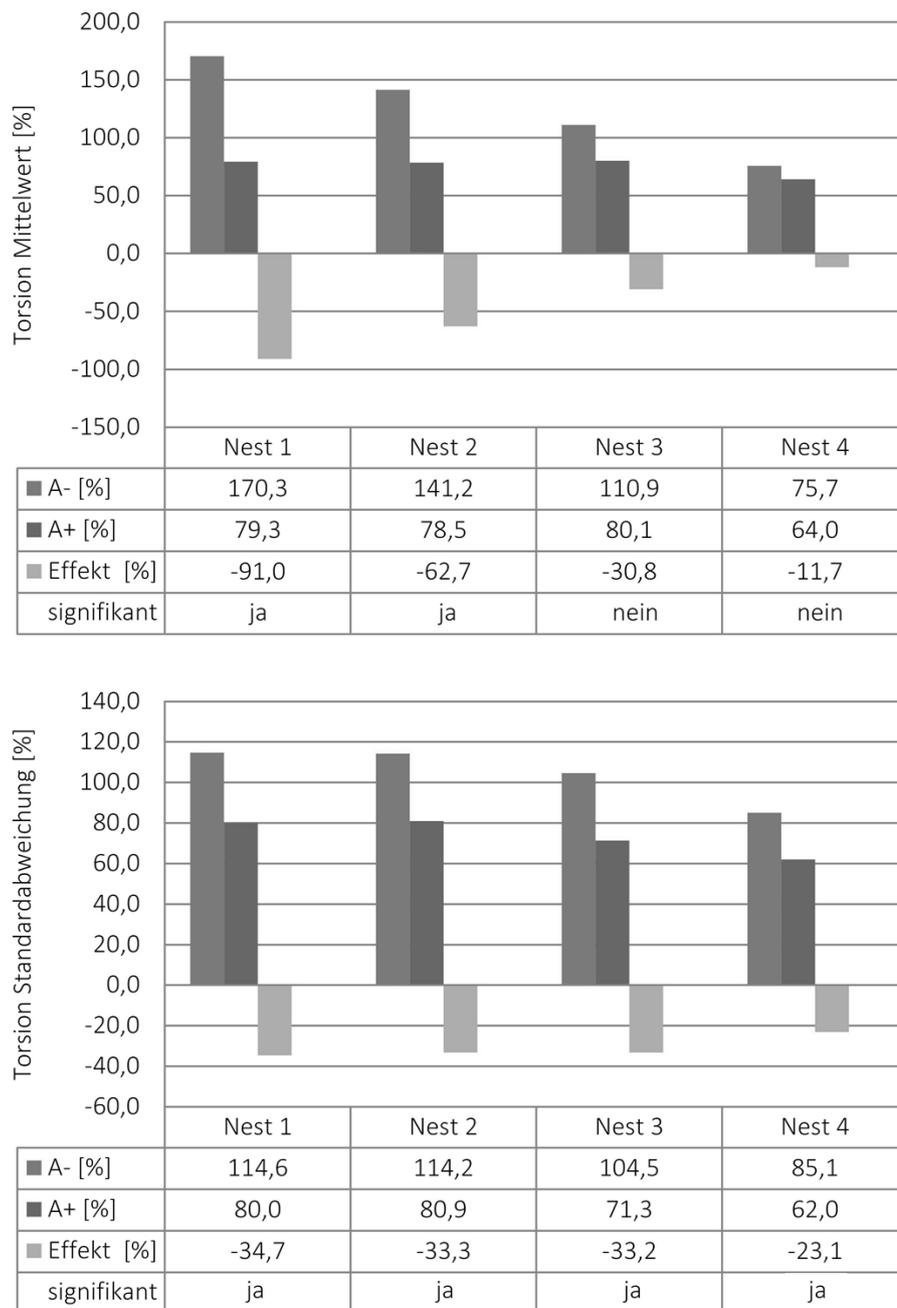


Abbildung 53: Effekt des Faservolumengehaltes auf Mittelwert (oben) und Standardabweichung (unten) der Torsion betrachtet für die unterschiedlichen Nester

Eine zusätzliche Gewebelage bewirkt in den Versuchen bei den Nestern ohne Sicke eine signifikante Reduzierung der Torsion, siehe Abbildung 53. Der Mittelwert der Nester 3 und 4 verringert sich ebenfalls, jedoch ist diese Änderung nicht signifikant. Dies lässt sich u.a. auf das höhere Widerstandsmoment der Geometrie gegenüber Torsion und eine, hervorgerufen durch die Sicke, eindeutige Position des Gewebes auch bei vier Lagen sowie den ungleichmäßigen Bogenschuss über die Breite der Geweberolle zu-

rückführen. Im Gegensatz dazu wirkt sich der höhere Faservolumengehalt bei allen Nestern positiv auf die Standardabweichung der Torsion aus. Die geringere Schwindung in Dickenrichtung, siehe Kapitel 6.1.2, bewirkt dabei eine schwächere Ausprägung der Kopplung von Dehnung und Verzerrung. Analog wirkt sich eine Temperaturerhöhung auf die Standardabweichung der Proben aus, vgl. Abbildung 54. Je höher die Temperaturdifferenz ausfällt, desto stärker kommen die dominierenden Effekte der Faserorientierung, ebenfalls über die Kopplung von Dehnung und Verzerrung, zum Tragen.

5.5 Versuchsergebnisse und Diskussion

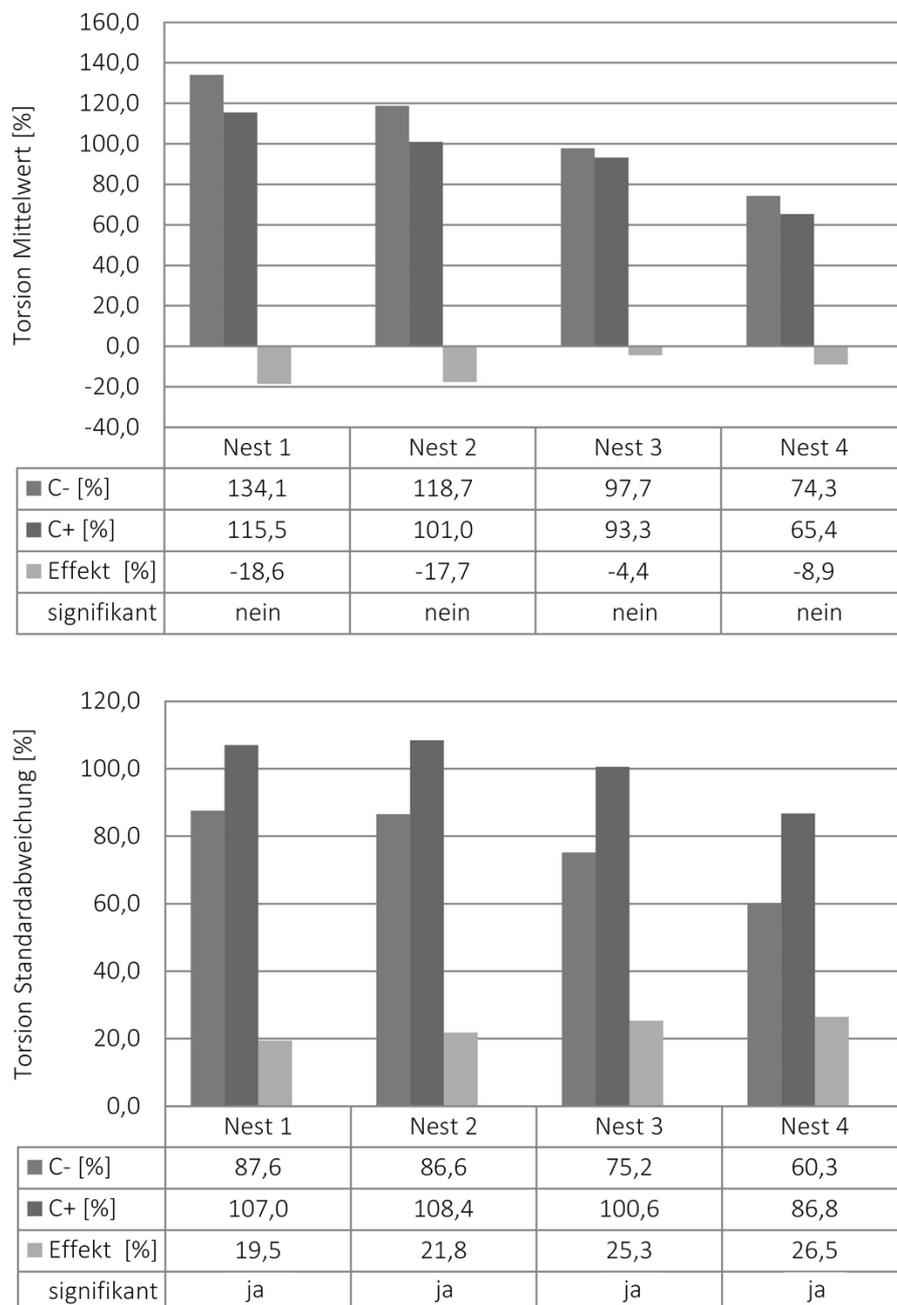


Abbildung 54: Effekt der Werkzeugtemperatur auf Mittelwert (oben) und Standardabweichung (unten) der Torsion betrachtet für die unterschiedlichen Nester

Die Auswirkungen des Beschleunigers sind sowohl für den Mittelwert als auch für die Standardabweichung bei allen Kombinationen rein zufällig, siehe Abbildung 55. Dies lässt sich auf die hohe Standardabweichung der Torsion zurückführen, welche die Grenze für signifikante Effekte anhebt. Dennoch zeigt sich, analog den Ergebnissen für den Spring-in, dass die Zugabe eines Beschleunigers die Standardabweichung tendenziell erhöht.

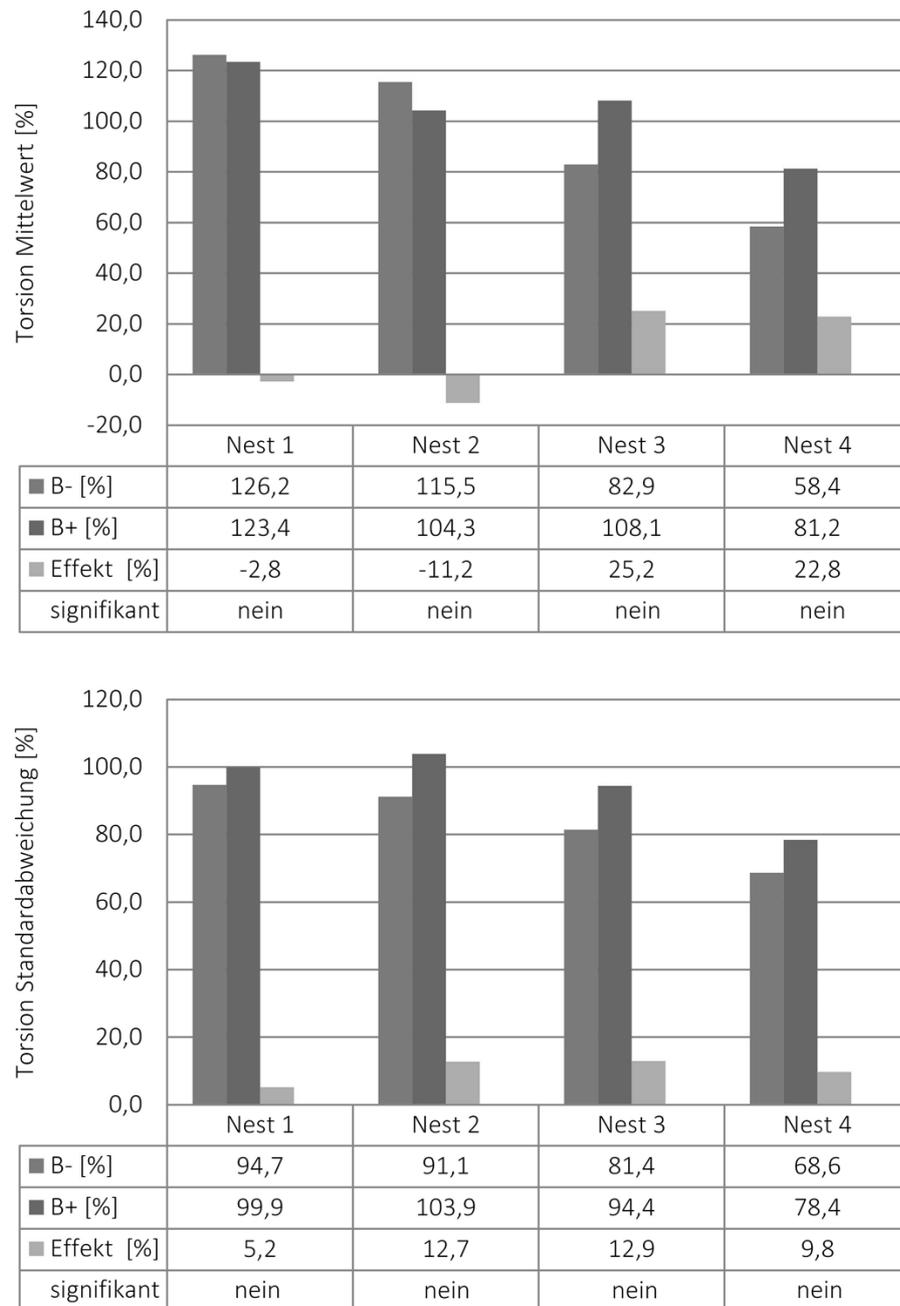


Abbildung 55: Effekt des Beschleunigers auf Mittelwert (oben) und Standardabweichung (unten) der Torsion betrachtet für die unterschiedlichen Nester

Einen weiteren signifikanten Einfluss auf die Standardabweichung besitzt nur noch die Wechselwirkung AB (Anzahl der Lagen, Beschleuniger), bei der drei von vier Nester deutlich unterschiedliche Werte aufweisen. Die weiteren Wechselwirkungen zeigen teilweise einen Trend über die verschiedenen Nester hinweg, werden jedoch aufgrund der gewählten Irrtumswahrscheinlichkeit als zufällig eingestuft.

5.5.3 Zusammenfassung der Ergebnisse

Aus den Ergebnissen der Spring-in-Betrachtung kann die Schlussfolgerung gezogen werden, dass Sicken innerhalb der Struktur nicht nur das Flächenträgheitsmoment positiv beeinflussen, sondern auch für eine definierte Anlage der Fasern im Werkzeug sorgen. Dadurch kommt der reine Spring-in Effekt im Vergleich zu den Harznestern stärker zum Tragen und kann von vornherein in der Konstruktion besser berücksichtigt werden. Konstruktiv kann der Faservolumengehalt erhöht bzw. können Harznester vermieden werden, wenn lokal der Abstand der beiden Werkzeughälften an den Stellen reduziert wird, an denen das Material gestreckt bzw. ausgedünnt vorliegt. Dies erfordert jedoch ein umfassendes Wissen über das Erstellen der Preform bei komplexen Strukturen sowie deren Interaktion im Werkzeug.

Eine Erhöhung des Faservolumengehaltes zielt in dieselbe Richtung, da die Lagen definierter im Werkzeug anliegen bzw. der Einfluss der Harznester geringer ist. Dies ist von den untersuchten Parametern die einzige Möglichkeit, aktiv die geometrische Streuung zu beeinflussen. Die Zugabe eines Beschleunigers wirkt sich verstärkend auf die Standardabweichung aus, während der Einfluss der Temperatur auf die Streuung kein eindeutiges Bild zeigt.

Allgemein muss bei der Betrachtung des korrigierten Bestimmtheitsmaßes (siehe Kapitel 2.3.1) jedoch festgehalten werden, dass das Modell nur einen Teil der Einflüsse auf die Maßhaltigkeit abbildet. Dies zeigt sich auch in der teils unterschiedlichen Bewertung der beiden vergleichbaren Nester im Werkzeug. Zurückgeführt werden kann dies u. a. auf eine undefinierte Lage der Halbzeuge, die Dosierung des Trennmittels oder die Entformung der Bauteile.

Bei der Torsion der Bauteile zeigen der Faservolumengehalt und die Temperatur gegenläufige Effekte, da ein höherer Faservolumengehalt die Standardabweichung reduziert, wohingegen eine Temperaturerhöhung mit einer höheren Standardabweichung einhergeht. Der Beschleuniger beeinflusst die Torsion hingegen in einer nicht signifikanten Größenordnung. Daraus lässt sich der Schluss ziehen, dass eine schonende Prozessführung mit hohem Faservolumengehalt unter Zugabe eines Beschleunigers für die Fertigung hinsichtlich der Torsion die beste Kombination darstellt. Allerdings sind diese Effekte immer im Zusammenhang mit der Orientierung der Schussfäden zu beurteilen. Hier wirken sich bereits kleine Änderungen über die Breite der Rolle signifikant auf die Standardabweichung der Torsion aus. Daher müssen bei offenen, torsionsweichen Bauteilen strengere Vorgaben an die Qualität des Ausgangsmaterials gestellt werden, bzw. muss bei komplexeren Geometrien das Drapieren so robust ausgelegt werden, dass sich Streuungen im Halbzeug nicht verstärken.

Tritt neben Spring-in auch eine Torsion der Bauteile auf, muss das realistische Toleranzfeld nochmals deutlich vergrößert werden. Eine Gegenmaßnahme, die unabhängig vom Werkstoff gilt, stellt die Erhöhung der geometrischen Steifigkeit des Bauteils dar.

Die Übertragbarkeit der gewonnenen Erkenntnisse auf weitere Bauteile ist insofern gegeben, als dass zahlreiche Teile oder Teilbereiche der Karosserie durch L-förmige Strukturen angenähert werden können. Selbst wenn lokale Versteifungen vorliegen, gibt es dennoch Bereiche, in denen der Spring-in bzw. die Torsion der Flächen einen deutlichen Einfluss auf die Funktionseigenschaften des Bauteils und damit des Zusammenbaus ausüben. Insbesondere die Gestaltung von Klebeflanschen fällt in diese Kategorie, da stark beanspruchbare Strukturen hohe Anforderungen an die Gleichmäßigkeit des Klebespaltes und somit die Geometrie der Fügepartner stellen.

6 Numerische Simulation der geometrischen Streuung im Herstellprozess

Im Produktentstehungsprozess ist es notwendig das spätere Verhalten des Bauteils bei der Herstellung und im Einsatz durch numerische Simulationen vorauszusagen. Für die Ermittlung der geometrischen Streuung müssen dazu statistische Material- und Prozesskennwerte berücksichtigt werden, um eine aussagekräftige Verbindung zwischen den Versuchen und der Simulation herzustellen. Die stochastische Simulation bietet dabei die Möglichkeit, die deterministische Aushärtensimulation, welche den Schwerpunkt in diesem Kapitel darstellt, um statistisch relevante Kenngrößen zu erweitern.

6.1 Material- und Prozesskennwerte

Die Güte der Datenbasis trägt direkt zur Unsicherheit der Simulationsergebnisse bei. Insbesondere bei der stochastischen Simulation kommt dieser Effekt zum Tragen, da die statistische Ermittlung der Kennwerte mit hinreichender Genauigkeit meist nur für den Mittelwert, nicht jedoch für die Streuung oder weitere Kennwerte vorliegt.

Ein weiterer Aspekt bei der Bereitstellung von Parametern für die Simulation sind Korrelationen zwischen einzelnen Kennwerten. Grossenbacher [Grossenbacher2008] zeigt, dass durch eine Berücksichtigung korrelierter Kennwerte in der Blechumformung die Grenzen der Fertigung weiter ausgedehnt werden konnten. Für Faserverbundwerkstoffe gibt es dazu keine ausreichende Datenbasis, sodass die Werte im Folgenden stets als unkorreliert angenommen werden.

6.1.1 Eingangsparmeter der Simulation

Das Modell nach Svanberg [Svanberg2002] setzt die Kenntnis der in Tabelle 4 angegebenen Materialparameter voraus:

Tabelle 4: Notwendige Materialkennwerte für das Modell nach Svanberg

Materialkennwert	Einheit	Beschreibung
E_1^g	[Pa]	E-Modul in Faserlängsrichtung, glasartiger Zustand
E_2^g	[Pa]	E-Modul quer zur Faserrichtung (2-Richtung), glasartiger Zustand
E_3^g	[Pa]	E-Modul quer zur Faserrichtung (3-Richtung), glasartiger Zustand

Materialkennwert	Einheit	Beschreibung
ν_{12}^g	[-]	Querkontraktion in der 12-Ebene, glasartiger Zustand
ν_{13}^g	[-]	Querkontraktion in der 13-Ebene, glasartiger Zustand
ν_{23}^g	[-]	Querkontraktion in der 23-Ebene, glasartiger Zustand
G_{12}^g	[Pa]	Schubmodul in der 12-Ebene, glasartiger Zustand
G_{13}^g	[Pa]	Schubmodul in der 13-Ebene, glasartiger Zustand
G_{23}^g	[Pa]	Schubmodul in der 23-Ebene, glasartiger Zustand
E_1^r	[Pa]	E-Modul in Faserrichtung, gummielastischer Zustand
E_2^r	[Pa]	E-Modul quer zur Faserrichtung (2-Richtung), gummielastischer Zustand
E_3^r	[Pa]	E-Modul quer zur Faserrichtung (3-Richtung), gummielastischer Zustand
ν_{12}^r	[-]	Querkontraktion in der 12-Ebene, gummielastischer Zustand
ν_{13}^r	[-]	Querkontraktion in der 13-Ebene, gummielastischer Zustand
ν_{23}^r	[-]	Querkontraktion in der 23-Ebene, gummielastischer Zustand
G_{12}^r	[Pa]	Schubmodul in der 12-Ebene, gummielastischer Zustand
G_{13}^r	[Pa]	Schubmodul in der 13-Ebene, gummielastischer Zustand
G_{23}^r	[Pa]	Schubmodul in der 23-Ebene, gummielastischer Zustand
α_1^g	[1/K]	Wärmeausdehnung in Faserrichtung, glasartiger Zustand
α_2^g	[1/K]	Wärmeausdehnung quer zur Faserrichtung (2-Richtung), glasartiger Zustand

Materialkennwert	Einheit	Beschreibung
α_3^g	[1/K]	Wärmeausdehnung quer zur Faserrichtung (3-Richtung), glasartiger Zustand
β_1^g	[-]	Schwindung in Faserrichtung, glasartiger Zustand
β_2^g	[-]	Schwindung quer zur Faserrichtung (2-Richtung), glasartiger Zustand
β_3^g	[-]	Schwindung quer zur Faserrichtung (3-Richtung), glasartiger Zustand
α_1^r	[1/K]	Wärmeausdehnung in Faserrichtung, gummielastischer Zustand
α_2^r	[1/K]	Wärmeausdehnung quer zur Faserrichtung (2-Richtung), gummielastischer Zustand
α_3^r	[1/K]	Wärmeausdehnung quer zur Faserrichtung (3-Richtung), gummielastischer Zustand
β_1^r	[-]	Schwindung in Faserrichtung, gummielastischer Zustand
β_2^r	[-]	Schwindung quer zur Faserrichtung (2-Richtung), gummielastischer Zustand
β_3^r	[-]	Schwindung quer zur Faserrichtung (3-Richtung), gummielastischer Zustand

Die Angabe der Richtungen im Laminat erfolgt dabei nach folgender Konvention:

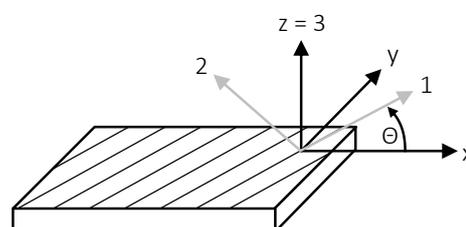


Abbildung 56: Richtungsangaben im lokalen und globalen Koordinatensystem

Die globalen Richtungen werden durch x, y und z wiedergegeben. Die lokale Ausrichtung der Einzellage erfolgt durch die Richtungen 1, 2 und 3, wobei die 3-Richtung mit der z-Achse übereinstimmt.

Die Messungen der Kennwerte werden entweder direkt in Form von Zugversuchen oder thermisch mechanische Analysen (TMA) durchgeführt, mit Hilfe von Gleichungen aus den direkten Messgrößen abgeleitet oder als Annahmen aus bisherigen Arbeiten zum Spring-in entnommen.

Neben den in Tabelle 4 aufgeführten Materialkennwerten müssen zur Simulation des Spring-in weitere materialspezifische Parameter, welche die Reaktionskinetik charakterisieren, dem Modell übergeben werden. Dazu zählen u. a. die aktuelle Glasübergangstemperatur in Abhängigkeit des Aushärtegrades, der maximale Aushärtegrad in Abhängigkeit der Temperatur oder der Gelpunkt.

6.1.2 Ermittlung der Wärmedehnungskoeffizienten

Die Vielzahl möglicher Parameterkombinationen sowie die Anzahl der Proben zur Absicherung statistischer Kenngrößen, siehe Kapitel 5.1, lässt eine vollständige Ermittlung der Kennwerte nicht mit vertretbarem Aufwand zu. Im Vergleich zu klassischen Karosseriewerkstoffen kann ebenfalls nicht auf bestehende Datenbanken zurückgegriffen werden. Die daraus entstehenden Unsicherheiten müssen daher bei der Bewertung der Ergebnisse berücksichtigt werden.

Die Ermittlung der Kennwerte kann nach unterschiedlichen Aspekten gegliedert werden. Dabei sind zum einen die Kennwerte bzw. die dazu erforderlichen Versuche zu nennen, welche entweder (sehr) genau oder mit hoher Unsicherheit ermitteln werden können. Zum anderen lassen sich die Kennwerte in Anlehnung an die Ergebnisse aus Kapitel 4.3.2 hinsichtlich ihrer grundlegenden Relevanz für den Spring-in einordnen.

Stellvertretend werden in dieser Arbeit die Ergebnisse der Streuung der Wärmedehnung als zentraler Parameter des Spring-in vorgestellt. Die TMA ermöglicht dabei die Bestimmung der Wärmedehnung α von Proben. In der vorliegenden Arbeit wird, wie auch in dem Materialmodell von Svanberg [Svanberg2002], angenommen, dass die Wärmedehnung keine Funktion des Aushärtegrades darstellt, sondern nur zwischen dem gummielastischen und glasartigen Zustand unterschieden wird.

Die Wärmedehnung α_3 des Laminates ist bei gleichem Halbzeug in erster Näherung unabhängig von der Orientierung des Halbzeuges [Schuermann2005], jedoch mit dem Faservolumengehalt verbunden. Senkrecht zur Bauteiloberfläche wird daher, für alle Versuche unabhängig von der Orientierung der Einzellage, die Streuung mit denselben statistischen Werten angenommen und nur zwischen dem vier- bzw. fünfflagigen Aufbau unterschieden. Des Weiteren wird für das vorliegende Gewebe die Annahme getroffen, dass die Wärmedehnungen α_1 und α_2 einer einzelnen Gewebelage identisch sind.

6.1 Material- und Prozesskennwerte

Die Messungen zur Ermittlung der Streuung der Wärmedehnung im glasartigen und gummielastischen Zustand stammen aus Versuchen an Proben der Kantenlänge 5 x 5 mm, die durch Wasserstrahlschneiden aus den L-Profilen herausgeschnitten wurden. Die Dicke der Proben beträgt 1,6 mm. Grundlage der Werte sind insgesamt 40 Proben für die 1 bzw. 3-Richtung und den 4 bzw. 5-lagigen Aufbau.

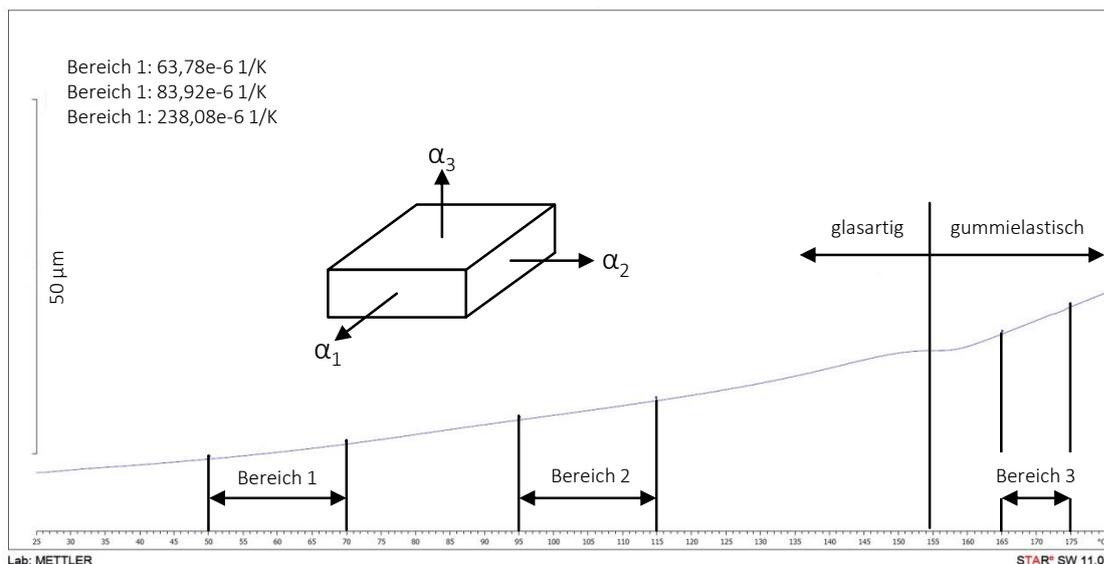


Abbildung 57: Prinzipieller nichtlinearer Verlauf der Wärmedehnung in 3-Richtung aufgetragen über der Temperatur sowie die Einteilung in die drei Temperaturbereiche (50°C bis 70°C; 95°C bis 115°C; 165°C bis 175°C)

Da sich die Werte der Wärmedehnung im glasartigen Zustand je nach Temperaturbereich teils deutlich voneinander unterscheiden werden zwei eindeutig gegeneinander abgrenzbare Bereiche gewählt, um dem realen Verlauf Rechnung zu tragen. Oberhalb der Glasübergangstemperatur ist aufgrund der Messwerte ein Bereich ausreichend, siehe Abbildung 57. Der Temperaturbereich 1 für die 1-Richtung unterscheidet sich darüber hinaus von der 3-Richtung, da somit eine bessere Anpassung der Steigung an die realen Daten erzielt werden kann. Die einzelnen Bereiche gliedern sich wie folgt:

- Bereich 1: 50°C bis 70°C für die 3-Richtung und 40°C bis 60°C für die 1-Richtung (glasartiger Zustand)
- Bereich 2: 95°C bis 115°C (glasartiger Zustand)
- Bereich 3: 165°C bis 175°C (gummielastischer Zustand)

In den nachfolgenden Diagrammen, Abbildung 58 und Abbildung 59, ist zu erkennen, dass für die 1-Richtung bereits im glasartigen Zustand eine deutliche Reduzierung der Wärmedehnung auftritt, während die Werte in 3-Richtung mit steigender Temperatur zunehmen.

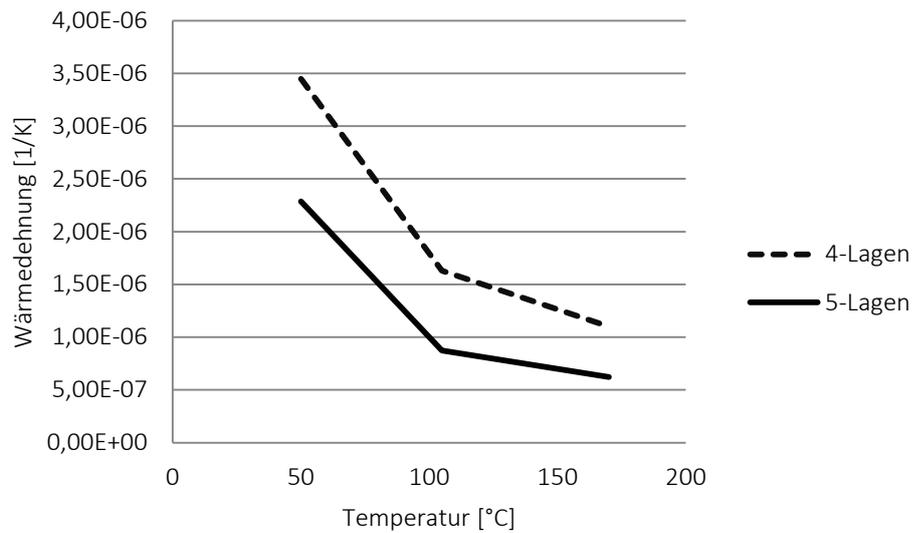


Abbildung 58: Wärmehdehnung (Mittelwerte) in 1-Richtung

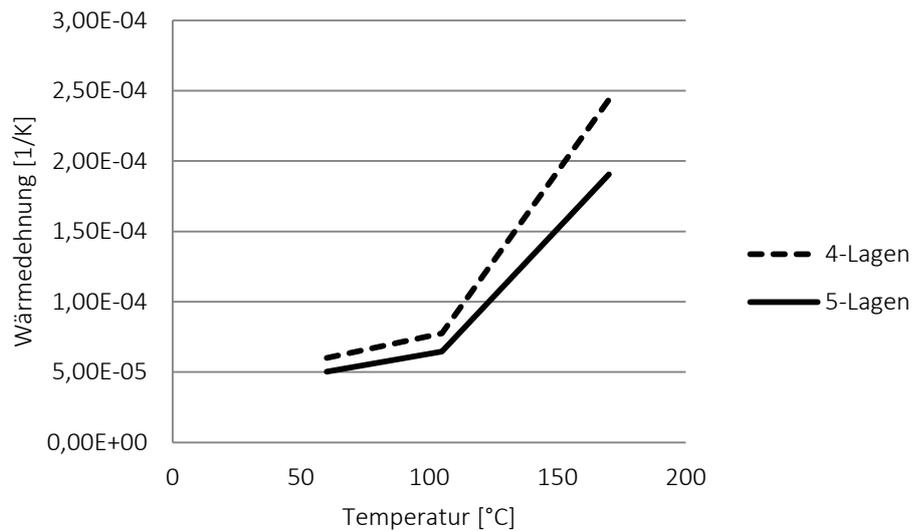


Abbildung 59: Wärmehdehnung (Mittelwerte) 3-Richtung

Die Wärmehdehnungen der Aufbauten mit 4 Lagen und einem rechnerischen Faservolumengehalt von 45,8 % liegen aufgrund des größeren Einflusses der Matrix über den Werten für die Aufbauten mit 5 Lagen und einem Faservolumengehalt von 57,3 %.

In Abbildung 60 ist exemplarisch die für die reproduzierbare Fertigung relevante Streuung der Wärmehdehnung für die Konfiguration mit 4 Lagen in 3-Richtung dargestellt. Die Fehlerbalken repräsentieren die 6-fache Standardabweichung und somit die Streubreite der Wärmehdehnung in der Simulation. Die weiteren Werte sind in Tabelle 5 und Tabelle 6 aufgeführt.

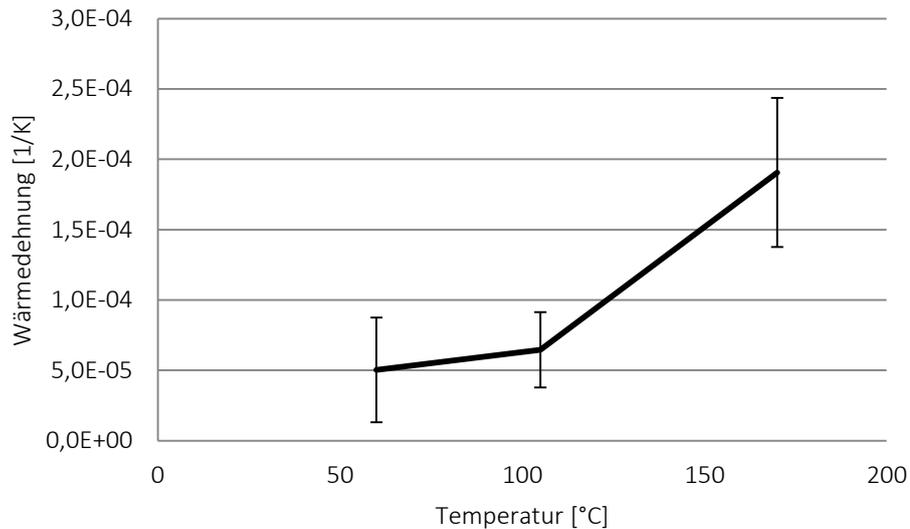


Abbildung 60: Wärmedehnung in 3-Richtung für 4-Lagen mit Fehlerbalken, welche die 6-fache Standardabweichung darstellen

Die starke Streuung der Werte lässt sich auf drei Punkte zurückführen:

- die Aufbereitung der Proben: Hier insbesondere die Ebenheit bzw. Parallelität der Schnittkanten gegenüber den werkzeuggebundenen Flächen des RTM-Werkzeuges.
- das Verhalten der Proben bei der Messung: In Abhängigkeit der Aufbereitung kann es an den Schnittkanten aufgrund der Temperaturbelastung zu lokalem ablösen bzw. abspreizen von Matrix bzw. Fasern kommen.
- das verwendete Halbzeug: siehe folgenden Absatz.

Die Ondulation der Einzelschicht führt zu lokal unterschiedlichen Faservolumengehalten, siehe Abbildung 61. Durch die Positionierung der einzelnen Gewebelagen zueinander werden die Bereiche mit hohem bzw. geringem Faservolumengehalt zufällig kombiniert, wodurch in Dickenrichtung lokal unterschiedliche Materialkennwerte entstehen. Aufgrund der Größe der Proben von nur 5x5 mm² ergibt sich in 1-Richtung ein vergleichbares Problem.

Tabelle 5: Wärmedehnung in 1- und 3- Richtung für den 4-lagigen Aufbau in [1/K]

1-Richtung	Wärmedehnung [1/K] Bereich 1 (glasartig)	Wärmedehnung [1/K] Bereich 2 (glasartig)	Wärmedehnung [1/K] Bereich 3 (gummielastisch)
Mittelwert	3,4e-6	1,6e-6	1,1e-6
Einfache Standardabweichung	8,6e-7	5,7e-6	1,5e-6
Range (6-fache Standardabweichung)	5,2e-6	3,4e-6	9,1e-6
3-Richtung			
Mittelwert	6,0e-5	7,7e-5	2,4e-4
Einfache Standardabweichung	1,4e-5	7,6e-6	2,1e-5
Range (6-fache Standardabweichung)	8,5e-5	4,6e-5	1,2e-4

Tabelle 6: Wärmedehnung in 1- und 3- Richtung für den 5-lagigen Aufbau in [1/K]

1-Richtung	Wärmedehnung [1/K] Bereich 1 (glasartig)	Wärmedehnung [1/K] Bereich 2 (glasartig)	Wärmedehnung [1/K] Bereich 3 (gummielastisch)
Mittelwert	2,3e-6	8,7e-7	6,2e-7
Einfache Standardabweichung	5,0e-7	1,0e-6	9,1e-7
Range (6-fache Standardabweichung)	3,0e-6	6,1e-6	5,5e-6
3-Richtung			
Mittelwert	5,0e-5	6,5e-5	1,9e-4
Einfache Standardabweichung	1,2e-5	8,9e-6	1,8e-5
Range (6-fache Standardabweichung)	7,5e-5	5,4e-5	1,1e-4

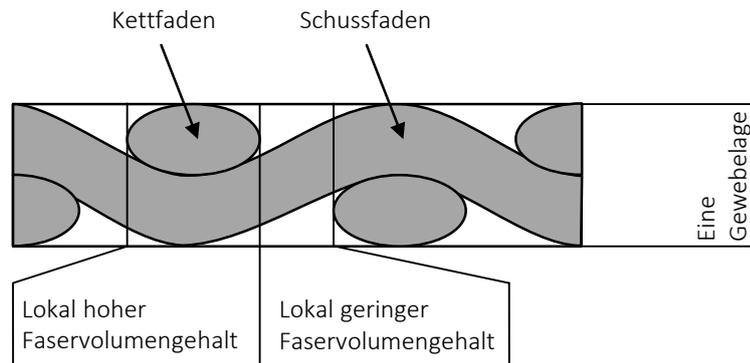


Abbildung 61: Schematische Darstellung der unterschiedlichen Faservolumenhalte bei einer Gewebelage

Bezogen auf die Ergebnisse aus Kapitel 5.1 kann die tatsächliche Streuung der Kennwerte aufgrund der begrenzten Anzahl an Proben (Versuchen) nochmals deutlich höher ausfallen.

6.2 FE-Simulation der Probengeometrie

Numerische Problemstellungen hängen nicht nur von der mathematischen Beschreibung physikalischer Zusammenhänge der eigentlichen Aufgabenstellung, sondern auch von der konkreten Modellierung des Umfangs der Simulation sowie den Randbedingungen im FE-Programm ab.

Aufgrund der schwachen thermisch-mechanischen Kopplung gibt es zwei Möglichkeiten der Simulation. Die erste ist die getrennte Berechnung des thermischen Problems mit dem Verlauf der Aushärtung und einer anschließenden mechanischen Berechnung der Deformation. Die zweite Möglichkeit besteht in einer gekoppelten Simulation des thermisch-mechanischen Problems, welche in der Arbeit verwendet wird.

6.2.1 Umfang der Simulation

Die Simulation der Prozesskette von Faserverbundwerkstoffen umfasst nach Louis [Louis2004] den Drapiervorgang, die Harzinjektion und die Aushärtung des Harzes. Den Abschluss der Prozesskette stellt das Besäumen bzw. Trennen der Probekörper dar.

Der Fokus dieser Arbeit liegt in dem für den Spring-in maßgebenden Prozess der Aushärtung. Dies hängt u.a. damit zusammen, dass Aspekte des Drapierens oder der Injektion bei der spezifischen Geometrie der Probekörper nur bedingt zum Tragen kommen.

Drapieren:

Die Drapierung der Fasern und damit die Änderung des Faserwinkels während der Verformung werden nicht betrachtet. Für die einfache generische Probe, welche bis auf die geometrische Versteifung als zweidimensional gekrümmtes Bauteil betrachtet werden kann, ergibt sich ein annähernd einfaches Umlegen der Fasern, was die Versuche bestätigen, siehe Kapitel 5.3.1.1. Das Einlegen des Halbzeuges in die Drapiervorrichtung sowie der Preform in das RTM-Werkzeug wird hingegen über eine global streuende Änderung der Faserorientierung der Lagen gegenüber dem globalen Koordinatensystem in der Simulation berücksichtigt. Die Auswirkungen der Positionierung sind bei der vorliegenden Geometrie und einer in der Simulation idealen Faserorientierung jedoch gegenüber dem Einfluss streuender Winkel zwischen Kett- und Schussrichtung, siehe Kapitel 5.5.2, zu vernachlässigen.

RTM-Prozess:

Der RTM-Prozess setzt sich aus zwei Teilbereichen, der Injektion und dem Aushärten des Harzes, zusammen, welche unterschiedliche Modellierungsmethoden benötigen. In diesem Prozessschritt wird aufgrund der einfachen Geometrie der Einfluss der Injektion auf die geometrische Streuung vernachlässigt und der Fokus auf den Aushärtevorgang gelegt. Der Grund dafür ist, dass die Lage und Ausprägung des Angusses tragen dazu bei, dass der Radius, welcher für die Spring-in-Deformation verantwortlich ist, unabhängig vom Fortschritt der Reaktion annähernd denselben Aushärtegrad erfährt. Somit ist aufgrund der Gestaltung des Werkzeuges kein nennenswerter Unterschied im Aushärtegrad über die Breite des Bauteils im Radius zu erwarten und die Injektion wird bei dieser Geometrie nicht in die weitere Betrachtung eingeschlossen. In der Aushärtesimulation wird daher von einer beim Start der Reaktion vollständig gefüllten Kavität ausgegangen.

Die für CFK-Bauteile bevorzugt zum Einsatz kommenden Epoxidharze (EP) durchlaufen während des Verarbeitungsprozesses unterschiedliche Zustände von flüssig bei der Injektion über gummielastisch bis hin zum glasartigen, festen Matrixsystem. Die Matrix besteht dabei aus dem Harzsystem, dem Härter und gegebenenfalls weiteren Additiven, welche sich auf die mechanischen Eigenschaften der Bauteile oder deren Verarbeitung auswirken.

Das TTT-Diagramm (engl.: Time-Temperatur-Transformation), siehe Abbildung 62, zeigt die unterschiedlichen Aggregatzustände der Matrix während des Aushärteprozesses. Die Aushärtung ist dabei durch Überschreiten der Verglasungslinie gekennzeichnet. Bei isothermer Prozessführung können dabei unterschiedliche Zustände maßgeblich durch

die drei Temperaturen $T_{g,0}$, $T_{g, gel}$ und $T_{g, \infty}$ für die Glasübergangstemperatur der Matrix gegliedert werden.

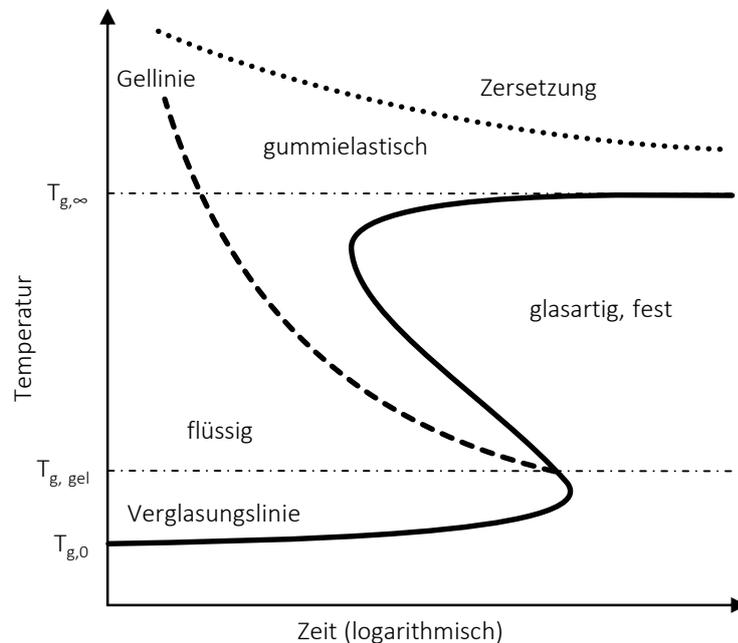


Abbildung 62: TTT-Diagramm eines Epoxidharzes nach [Harsch2008]

Unterhalb von T_{g0} tritt keine Vernetzung der Moleküle und damit auch keine Aushärtung auf. Am Punkt $T_{g, gel}$ findet ein direkter Übergang der flüssigen Matrix in den glasartigen Zustand statt, was jedoch mit sehr langen Prozesszeiten und einem geringen Aushärtegrad einhergeht. Die Matrix durchläuft bei weiterer Erhöhung der Aushärte-temperatur die gummielastische Phase, bevor sie den ausgehärteten Zustand erreicht. Dabei wird die Fließfähigkeit der Matrix durch eine weiträumige Vernetzung reduziert, wodurch ein Nachpressen der Matrix erschwert wird. $T_{g, \infty}$ stellt die maximal erforderliche Prozesstemperatur zur Aushärtung der Matrix dar. Oberhalb dieser Temperaturgrenze können thermische Beschädigungen der Matrix entstehen. Berücksichtigt werden muss dies bei der exothermen Vernetzungsreaktion, welche die Temperatur des Laminates über die Werkzeugtemperatur hinaus erhöhen kann.

Die jeweiligen Phasenumwandlungen sind jedoch nicht streng gegeneinander abgrenzbar, sondern gehen ineinander über [Harsch2008]. Die Aushärtung eines EP-Harzsystems lässt sich daher anhand folgender Phänomene charakterisieren:

- Erhöhung der Viskosität
- Wärmeentwicklung durch Exothermie
- Volumenschwund

Alle drei Faktoren bestimmen die Prozessführung und die Bauteilqualität. Die Erhöhung der Viskosität während des Prozesses wirkt sich in Form der maximal zulässigen Fließwege auf die Injizierbarkeit und die Verarbeitungsdauer der Matrix aus. Die Wärmeentwicklung und der Volumenschwund besitzen in Kombination mit den anisotropen Materialeigenschaften u.a. einen Einfluss auf die Maßhaltigkeit der Bauteile. Für die Simulation wird der Aushärteprozess im gummielastischen und glasartigen Bereich nach dem Modell von Svanberg, siehe Kapitel 2.2.4.2, auf jeweils einen Kennwert heruntergebrochen. Der flüssige Bereich wird, da in dieser Zeit keine Spannungen aufgebaut werden können, nicht berücksichtigt.

Zerteilen der Proben:

Von einer Berücksichtigung des Besäumens in der stochastischen Simulation wird im Weiteren abgesehen, da in der Praxis die Kontur meist hoch reproduzierbar durch Fräsen hergestellt wird und kleine Änderungen in der Größenordnung der Frästoleranz bei den vorliegenden Proben keinen signifikanten Einfluss auf die Ergebnisse ausüben.

6.2.2 Mechanische Randbedingungen

Die mechanischen Randbedingungen beim Aushärten der Matrix können in der Simulation auf unterschiedliche Arten realisiert werden. Wird die Simulation ohne Berücksichtigung des Werkzeugs durchgeführt, müssen nur die Starrkörperbewegungen im Raum unterbunden werden. Dabei wird für den gesamten Prozess auf das eindeutige 3-2-1-Prinzip zurückgegriffen. Diese Art der Lagerung führt dazu, dass alle prozessinduzierten Spannungen schon beim Aushärten direkt in der Deformation der Bauteile sichtbar werden.

Werden die beiden Werkzeughälften in die Simulation mit einbezogen, dann üben diese eine Zwangsbedingung auf das Bauteil aus und wirken während des Prozesses der Deformation entgegen. Spannungen resultierend aus den mechanischen Randbedingungen können aufgrund der Prozesstemperaturen teilweise relaxieren, sodass die letztendliche Deformation des L-Profils geringer ausfällt. Als Startbedingung für die Aushärtung im Werkzeug wird das Bauteil zwischen zwei starren Werkzeughälften, aufgebaut aus Schalenelementen, modelliert. Die zusätzlich notwendige Lagerung während des Aushärtens unterbindet bei den Profilen ohne Sicke ein seitliches Abgleiten des Bauteils. Alle weiteren Freiheitsgrade werden durch das Werkzeug eingeschränkt. Zwischen Bauteil und Werkzeug wird darüber hinaus, im Unterschied zu Fernlund et al. [Fernlund2002], eine Reibung definiert, was sich allerdings nur bedingt auf die Ergebnisse auswirkt. Nach der Aushärtung und vor der Abkühlung wird die Lagerung wieder auf das 3-2-1-Prinzip umgestellt, um eine vergleichbare Voraussetzung für die Vermessung zu erhalten.

Die Unterschiede in den Ergebnissen der beiden Varianten sind besonders dann ausschlaggebend, wenn in Dickenrichtung die mechanischen Eigenschaften im gummielastischen Zustand betragsmäßig hohe Werte annehmen. Das Werkzeug bewirkt in diesen Fällen, dass die Deformation des Bauteils weitestgehend unterbunden wird und nur ein geringerer Teil der chemischen Schwindung im Spring-in sichtbar wird, siehe Kapitel 6.5.

6.2.3 Thermische Randbedingungen

Die thermischen Randbedingungen beziehen sich hauptsächlich auf den Wärmeeintrag vom isotherm betriebenen Werkzeug auf die Probekörper. Bei der Simulation mit den beiden Werkzeughälften wird die Wärmeleitung vom Werkzeug auf das Bauteil modelliert, ohne Werkzeug findet eine direkte Beaufschlagung der äußeren Knoten mit der vorgegebenen Werkzeugtemperatur statt. Die Wärmequelle wird aufgrund der stark abweichenden Massenverhältnisse von Werkzeug und Bauteil als ideal angenommen.

In den Versuchen werden Harz und Härter mit unterschiedlicher Temperatur im Mischkopf zusammengeführt. Dabei stellt sich in Abhängigkeit der jeweiligen Ausgangstemperaturen und Wärmekapazitäten der einzelnen Stoffe eine Mischtemperatur ein, mit der die Matrix in das Werkzeug injiziert wird. Das Halbzeug, welches sich beim Einlegen und Schließen der Werkzeughälften erwärmt, beeinflusst ebenfalls die Anfangstemperatur der Reaktion. Der Einfluss bzw. Fehler beim Modellieren einer mittleren Temperatur für alle Komponenten liegt jedoch, selbst wenn die mittlere Temperatur in einem großen Bereich variiert wird, bei unter $0,03^\circ$ bezogen auf den Spring-in, siehe Abbildung 63. Der Zusammenhang zwischen Spring-in und gemittelter Anfangstemperatur scheint nur einer zufälligen, numerischen Streuung zu folgen.

Ebenso konnte in den Versuchen kein nennenswerter Unterschied bei der Variation des Wärmeübergangs vom Werkzeug auf das Bauteil beobachtet werden.

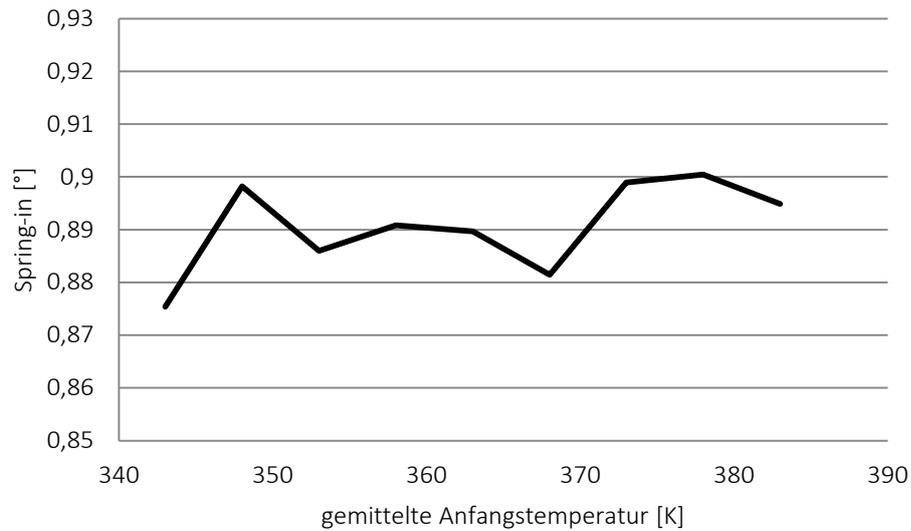


Abbildung 63: Exemplarische Darstellung des Einflusses der gemittelten Anfangstemperaturen von Faser und Matrix auf den Spring-in am Beispiel eines vierlagigen Aufbaus $[(0/90)]_{ss}$

Nach dem RTM-Prozess wird, um das Entformen und Abkühlen des Bauteils außerhalb des Werkzeugs nachzubilden, die Umgebungstemperatur anhand einer vorgegebenen aus den realen Versuchen abgeleiteten Temperaturkurve von der Werkzeugtemperatur auf die Raumtemperatur reduziert.

Die thermischen Ergebnisse der Simulation sind die Temperatur des Bauteils sowie wichtige Prozesskennwerte der Matrix, siehe Abbildung 64. Zu Beginn des Prozesses steigt die Temperatur des vorgeheizten Werkstoffsystems rasch auf die Temperatur des Werkzeuges, welche in diesem Beispiel 413 K beträgt. Das Überschwingen der Bauteiltemperatur stellt die exotherme Reaktion der Matrix dar. Mit fortschreitender Vernetzung des Matrixsystems wird der Gelpunkt erreicht, bei dem der Grad der Vernetzung ca. 60 % beträgt. Der Aushärtegrad nähert sich anschließend asymptotisch der maximalen Aushärtung, welche unter 100 % liegt. Nach ca. 920 s übersteigt die aktuelle Glasübergangstemperatur die Werkzeugtemperatur.

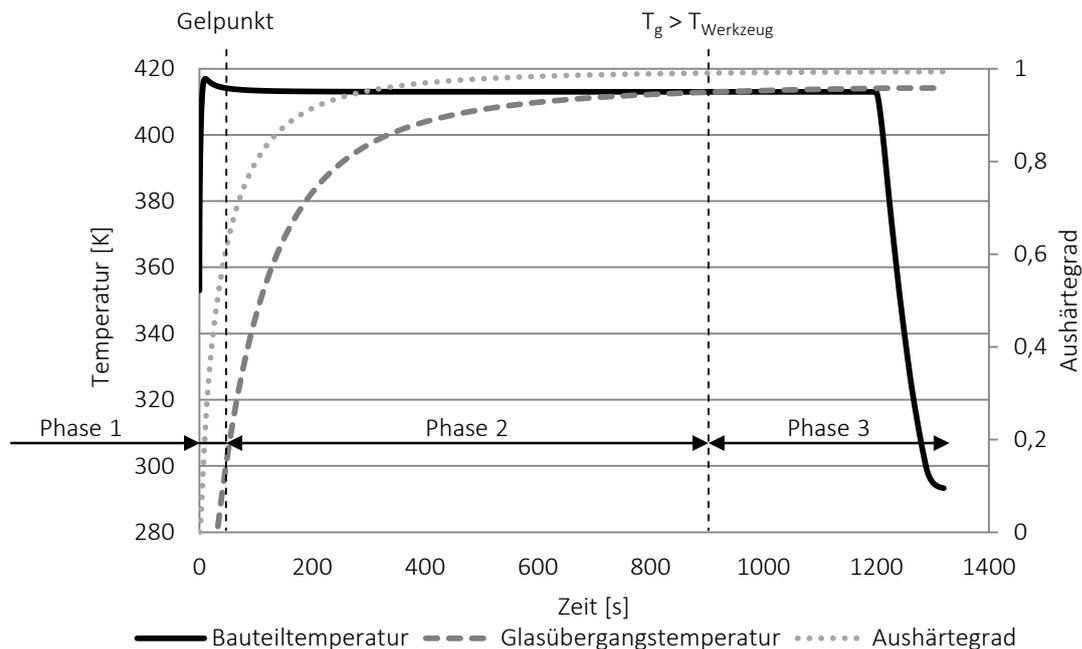


Abbildung 64: Beispielhafter Zusammenhang der Ergebnisgrößen für einen Knoten im Inneren des Probekörpers bei einer Werkzeugtemperatur von 413 K

Somit lassen sich drei Phasen unterscheiden:

- Phase 1: Vom Start der Rechnung bis zum Gelpunkt liegt das Matrixsystem in einem flüssigen Zustand vor, in dem keine Spannungen aufgebaut werden können.
- Phase 2: Vom Gelpunkt bis zu dem Punkt, an dem die Glasübergangstemperatur die Werkzeugtemperatur überschreitet, befindet sich das Bauteil im gummielastischen Bereich.
- Phase 3: Ab dem Zeitpunkt, an dem die Glasübergangstemperatur die Werkzeugtemperatur übersteigt, liegt das Bauteil im glasartigen Zustand vor, in dem sich der Aushärtegrad nur noch geringfügig ändert.

6.2.4 Vernetzung der Bauteile

Die Vernetzung übt einen maßgeblichen Einfluss auf die Ergebnisse aus. Nach Vajna et al. [Vajna2009] zeigt sich die Konvergenz des Modells, indem mit zunehmender Elementanzahl die Lösung gegen die Lösung der zugrundeliegenden Differentialgleichung konvergiert. Die Konvergenz kann dabei durch unterschiedliche Methoden herbeigeführt werden. Zum einen kann die Anzahl der Elemente bei gleichbleibender Elementformulierung erhöht werden. Zum anderen kann der Grad der Ansatzfunktion geändert werden, wodurch Elemente mit höherer Knotenanzahl entstehen.

Wie aus Kapitel 2.2.3 hervorgeht, findet die Deformation in Form des Spring-in im Radius der L-Profile statt. Für die Simulation der generischen Probe muss daher sichergestellt werden, dass dieser Bereich hinreichend fein diskretisiert wird.

Prinzipiell bieten sich dabei drei unterschiedlichen Ansatzpunkte an:

- Anzahl der Elemente pro Lage
- Anzahl der Elemente entlang des Radius
- Elementformulierung

Bisherige Veröffentlichungen liefern bei der Vernetzung ein indifferentes Bild. Kleineberg [Kleineberg2008] zeigt unterschiedliche Ansätze zur Modellierung von Bauteilen zur Berechnung des Spring-in am Beispiel von Spanten, wobei er eine hybride Variante mit Schalen- und Volumenelementen nutzt. Zur Simulation des Spring-in-Winkels wird der Bereich des Radius mit Volumenelementen vernetzt, während die Flanschbereiche als Schalen modelliert sind. In Dickenrichtung werden drei Elemente pro Faserlage verwendet.

Arafath et al. [Arafath2009] nutzen in ihrem Modell in Dickenrichtung hingegen nur ein Volumenelement über die Dicke des Bauteils. Da in diesem Modell der Radius sehr viel größer als die Dicke des Bauteils ist, können ebenso wie aus [Kleineberg2008] keine Schlüsse über die Elementanzahl entlang des Radius gezogen werden. Svanberg [Svanberg2002] kommt zu dem Schluss, dass der Unterschied zwischen 5 Volumenelementen entlang des Radius und einem Volumenelement in Dickenrichtung verglichen mit 16 Volumenelementen entlang des Radius und 5 Volumenelementen in Dickenrichtung weniger als 1% beträgt.

Die Möglichkeit einer thermisch-mechanisch gekoppelten Simulation schränkt die Auswahl der Elemente ein, sodass vier Formulierungen (8 Knoten (C3D8); 8 Knoten reduziert integriert (C3D8R); 20 Knoten (C3D20R); 20 Knoten reduziert integriert (C3D8R)) für die Untersuchungen herangezogen werden. Unabhängig von der Art der Elementformulierung konvergieren dabei alle Simulationen mit steigender Anzahl an Elementen im Radius, siehe Abbildung 65.

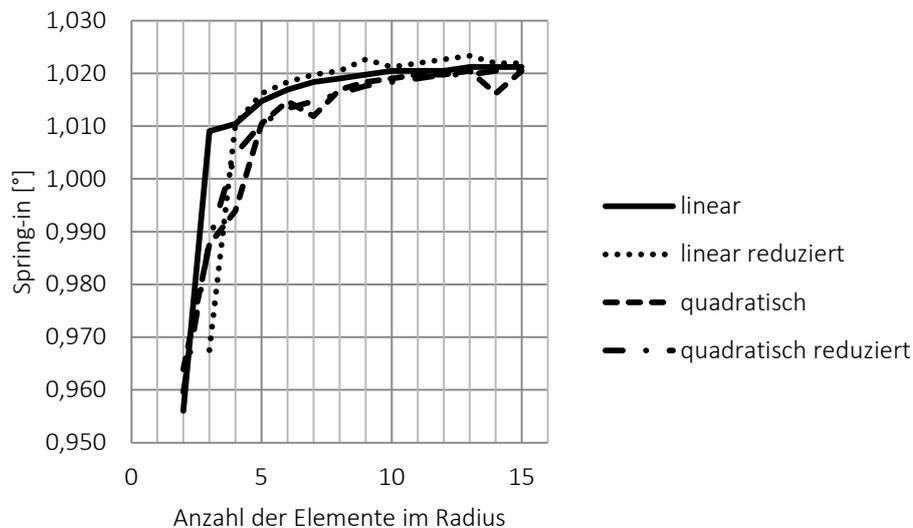


Abbildung 65: Konvergenz der Lösungen mit steigender Anzahl der Elemente im Radius, unterschiedlichen Elementformulierungen und einem Element je physischer Lage

Ab circa einem Element je 10° Winkeländerung kann keine relevante Verbesserung der Ergebnisse erreicht werden. Zu einem vergleichbaren Schluss kommt Berner [Berner2012], der sich mit dem Walzprofilieren metallischer Werkstoffe befasst. Für die Auslegung des Verfahrens verwendet er 8 Elemente entlang des Radius und 2 in Dickenrichtung.

Neben der Konvergenz der Ergebnisse spielt die Berechnungszeit eine wichtige Rolle bei der Wahl der Elemente. Bezogen auf die Modellierung mit C3D8-Elementen im Radius bringt eine Umstellung auf lineare reduzierte Elemente keinen zeitlichen Vorteil. Die Umstellung auf eine quadratische Elementformulierung führt hingegen zu einer Steigerung um mehr als das Dreifache, was zur Wahl der C3D8-Elemente für die weiteren Untersuchungen führt.

Die Diskretisierung der Wandstärke erfolgt idealerweise als Vielfaches der Lagenanzahl, um in der stochastischen Simulation jede Lage direkt im FEM-Programm ändern zu können.

Sowohl für die Simulation mit einer Lage je Element als auch mit zwei gleichartigen Lagen je Element konvergieren die Lösungen ab 9 Elementen im Radius. Der Unterschied zwischen den beiden Kurven im stabilen Prozess ist kleiner $0,1^\circ$. Aufgrund der geringen absoluten Elementanzahl der L-Profile und einer direkten Vergleichbarkeit mit Kapitel 6.2.5 werden die weiteren Berechnungen mit 2 Volumenelementen je physikalischer Lage durchgeführt.

Die globale Elementkantenlänge der Volumenelemente in den angrenzenden Flanschen spielt eine untergeordnete Rolle. Ebenso wirkt sich die Anzahl der Elemente quer zum Radius nicht auf die Ergebnisse aus.

6.2.5 Scherung des Grundmaterials

In Kapitel 5.4 konnte die starke Abhängigkeit der Ergebnisse von der Orientierung der Kett- und Schussfäden dargestellt werden. Abaqus 6.12.1 von Dassault Systems bietet jedoch ohne die Simulation des Drapiervorganges keine Möglichkeit die beiden Richtungen unabhängig voneinander festzulegen. Dazu kommt, dass die Abweichungen nicht nur eine einfache Änderung des Winkels darstellen, sondern komplexere Formen annehmen.

Um den Effekt der Torsion der Probekörper qualitativ nachzubilden und auf die Orientierung der Rovings zurückzuführen, wird eine physikalische Gewebelage in zwei UD-Lagen in der Simulation aufgeteilt, siehe Abbildung 66. In der Ebene kann mit diesem Ansatz dasselbe mechanische Verhalten wie für einen Gewebeaufbau erzielt werden. Auf Biegung ergibt sich jedoch in Abhängigkeit der 0° -UD-Lage gegenüber der Mittelebene ein unterschiedliches Bauteilverhalten. Liegt die 0° -Lage außen zeigt, sich ein deutlich höheres Widerstandsmoment gegen Biegung gegenüber dem Fall, dass die Lage jeweils innen modelliert wird. Bei den nachfolgenden Ergebnissen wird die 0° -Lage jeweils außen modelliert und die Änderung der Steifigkeiten vernachlässigt, da prinzipielle Aussagen zur Orientierung der Rovings getroffen werden sollen. Die Kennwerte für die 0° bzw. 90° -Ausrichtung werden über Mischungsregeln aus den Kennwerten der Gewebeuntersuchungen zurückgerechnet. Die Ergebnisse der Untersuchung sind in Kapitel 6.4.3 dargestellt.

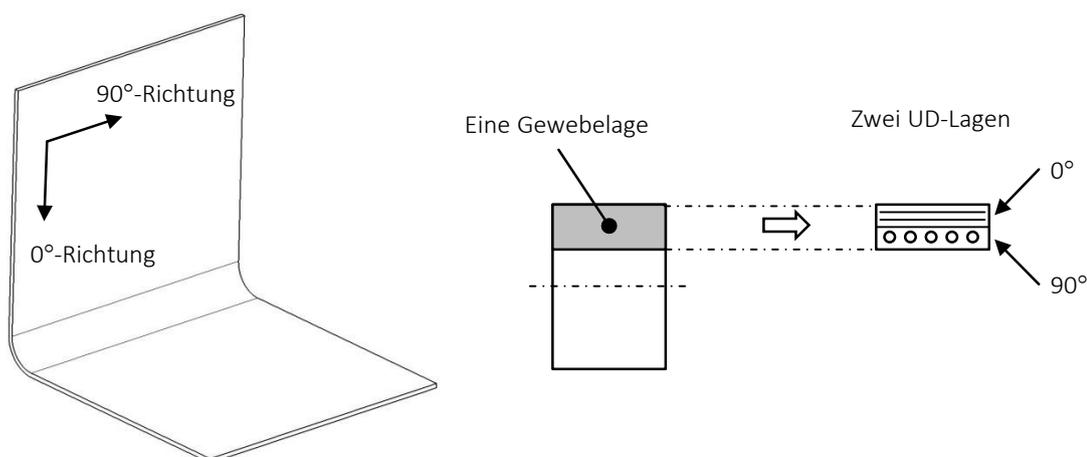


Abbildung 66: Orientierung der Fasern im Bauteil (links) und die Aufteilung einer Gewebelage in zwei UD-Lagen (rechts)

6.3 Bestimmung der Deformation

Die numerische Auswertung der Daten erfolgt analog der physikalischen Messung. Im letzten Schritt der Simulation wird, um die Vergleichbarkeit der Ergebnisse zu gewährleisten, das Bauteil an denselben Stellen gelagert wie bei den realen Vermessungen. Dazu werden die Verschiebungen in der jeweils wirksamen Bezugsstellenrichtung verhindert und somit wird das Bauteil numerisch in die Messposition eingelegt.

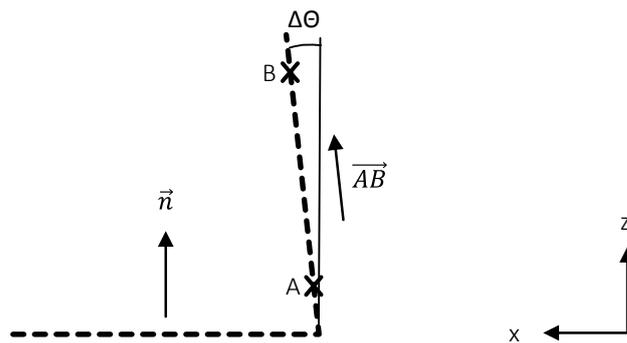


Abbildung 67: Messung des Spring-in Winkels $\Delta\theta$, vgl. Abbildung 31 und Abbildung 32

Der Vektor aus den Punkten A und B wird für die Messung des Spring-in-Winkels gegenüber der Primärebene mit dem Normalenvektor \vec{n} herangezogen. Punkt A liegt auf Höhe der sekundären Bezugsstellen X4 und X5, Punkt B ist ca. 5 mm von der oberen Kante der Proben entfernt, vgl. Abbildung 67. Zwischen den beiden Vektoren wird der Winkel durch das Skalarprodukt ermittelt.

$$\vec{n} \cdot \vec{AB} = |\vec{n}| \cdot |\vec{AB}| \cdot \cos\alpha \quad (28)$$

Der Spring-in Winkel $\Delta\theta$ ergibt sich damit zu:

$$\Delta\theta = 90 - \alpha \quad (29)$$

Die Ermittlung der Wölbung bei der Probengeometrie ohne Sicke ist nicht notwendig, da die Koordinaten der Knoten aufgrund der symmetrischen Randbedingungen auf einer Geraden liegen. Durch die Sicke ergeben sich bei der Probe mit Versteifung leicht abweichende Verhältnisse. Die Annahme, dass die Deformation, analog Chen und Koç [Chen2007], in erster Näherung die Form eines Kreissegmentes annimmt, trifft aufgrund der komplexeren Geometrie der Sicke nicht zu.

Nicht alle Punkte der Proben mit Sicke liegen daher auf der Geraden durch die Punkte A und B. Eine bessere Anpassung der Geraden an die deformierte Geometrie kann

dadurch erzielt werden, dass die Koordinaten der Knoten zwischen den Punkten *A* und *B* bei der Auswertung berücksichtigt werden, analog der Auswertung aus Kapitel 5.2.4. Die Ermittlung der Geraden aus zwei Punkten wird dann durch eine Ausgleichsgerade durch mehrere Punkte ersetzt. Der Unterschied zur Ermittlung der Ergebnisse des Spring-in ist jedoch bei dieser Probengeometrie zu vernachlässigen.

6.4 Vorversuche

Die Vorversuche dienen, analog dem Vorgehen aus Kapitel 5.3.1, zum einen der Reduzierung der Parameter. Zum anderen kann, verglichen mit den Ergebnissen der analytischen Berechnungen, das Modell auf seine Plausibilität hin überprüft werden. Abbildung 68 zeigt dazu beispielhaft die Deformation der verprägten Probengeometrie nach dem Aushärten und anschließenden Abkühlen auf Raumtemperatur. Dargestellt ist die Verschiebung der Knoten entlang der x-Achse, welche aufgrund des Spring-in und damit der Rotation um die y-Achse entsteht.

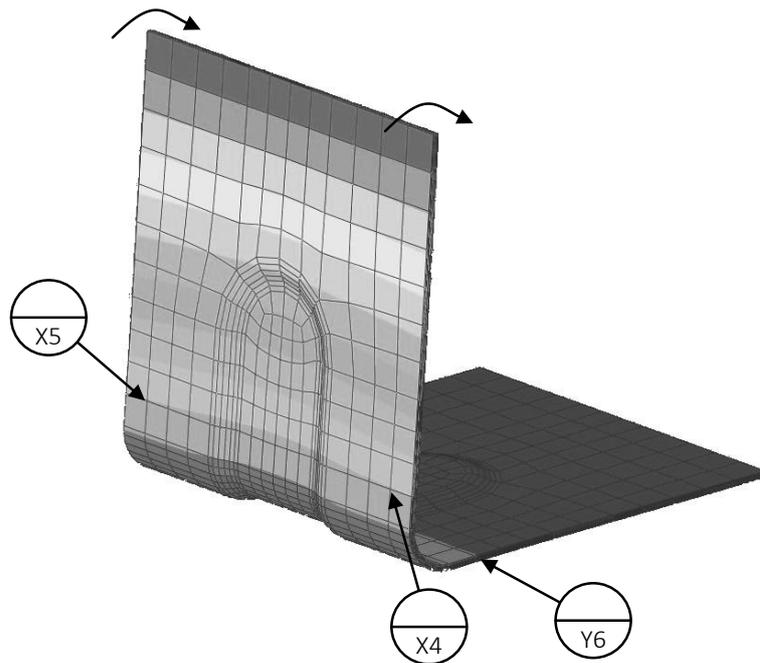


Abbildung 68: Beispielhafte Darstellung eines FEM-Ergebnisses zur Ermittlung der Deformation (siehe Kapitel 6.5.3; Darstellung ohne die Hauptbezugsstellen Z1, Z2 und Z3; Verschiebung nur in x-Richtung)

6.4.1 Ermittlung signifikanter Parameter

Der stochastischen Bewertung wird ein Parameterscreening vorangestellt. Alle direkt über die Modellierung beeinflussbaren Parameter werden dazu, ausgehend vom jeweiligen Mittelwert, auf zwei Stufen variiert. Ergebnis des Parameterscreenings ist nicht die

Streuung, sondern der Einfluss auf die Mittelwertverschiebung. Der Grundgedanke dabei ist, dass nur solche Parameter bei der Untersuchung der Streuung berücksichtigt werden müssen, die in der Lage sind den Mittelwert zu beeinflussen.

Das Parameterscreening wird sowohl für die ebene als auch die verprägte Geometrie und für unterschiedliche Lagenaufbauten durchgeführt. Im Sinne des Pareto-Prinzips bestätigt sich, dass nur eine begrenzte Anzahl an Parametern einen signifikanten Einfluss auf die Deformation der Probekörper ausübt. Diese wiederum decken sich mit den Parametern der analytischen Betrachtung, sofern der Term in den Gleichungen enthalten ist.

Simulationsläufe für unterschiedliche Lagenaufbauten sowie die beiden Geometrievarianten zeigen den großen Einfluss der Aushärtetemperatur und der Wärmedehnung in Dickenrichtung. Beide Effekte wirken sich positiv verstärkend auf das System aus, was bedeutet, dass mit einer Zunahme der jeweiligen Größe der Spring-in verstärkt wird.

Aufgrund der Vermengung im Versuchsplan und der nichtlinearen Interaktion der Parameter liefern die unterschiedlichen Lagenaufbauten und Geometrievarianten leicht unterschiedliche Ergebnisse am Übergang von signifikanten auf nicht signifikante Parameter. Die für den Spring-in relevanten Größen sind in Tabelle 7 entsprechend ihrer Wirkrichtung zusammengefasst.

Die weiteren Annahmen in der Modellierung der Problemstellung, wie beispielsweise die Reibung zwischen Bauteil und Werkzeug oder die Wärmeleitfähigkeit des Verbundes (Parameter, die auch in den Versuchen nicht beeinflusst werden konnten), üben keinen signifikanten Einfluss auf das System aus.

Tabelle 7: Signifikante Parameter und deren Wirkrichtung auf den Spring-in

Materialkennwert	Beschreibung	Einfluss auf das System
α_3^g	Wärmeausdehnung des Verbundes quer zur Faserrichtung (3-Richtung), glasartiger Zustand	positiv verstärkend
α_3^r	Wärmeausdehnung des Verbundes quer zur Faserrichtung (3-Richtung), gummielastischer Zustand	positiv verstärkend
β_3^r	Schwindung quer zur Faserrichtung (3-Richtung), gummielastischer Zustand	positiv verstärkend
T_{aus}	Aushärtetemperatur des Werkzeuges	positiv verstärkend
$\alpha_1^g = \alpha_2^g$	Wärmeausdehnung des Verbundes in Faserrichtung, glasartiger Zustand	negativ verstärkend
Gelpunkt		negativ verstärkend

6.4.2 Beeinflussung des Mittelwertes und der Streuung

Analog der Blechumformung [Bekar2011] können durch Optimierung der Parameter sowohl der Mittelwert als auch die Streuung beeinflusst werden. Je nach Ziel der Untersuchung und entsprechender Gewichtung der Parameter können die Extremwerte (Mittelwert bzw. Streuung) oder ein Kompromiss aus beiden gefunden werden.

Die Streuung lässt sich durch Parameter mit einem nichtlinearen Zusammenhang zwischen Ein- und Ausgang beeinflussen. Zur Reduzierung der Streuung müssen diese Parameter in den Bereich verschoben werden, in dem der kleinste Zusammenhang zwischen Eingangs- und Ausgangsgrößen besteht, vgl. Abbildung 69. Parameter mit primärer Beeinflussung des Mittelwertes weisen einen annähernd linearen Zusammenhang zwischen Ein- und Ausgang auf. Dadurch kann die Lage der Eingangsparameter innerhalb der Konstruktions-, Werkstoff- und Prozessgrenzen so gewählt werden, dass der Mittelwert in die gewünschte Richtung beeinflusst werden kann.

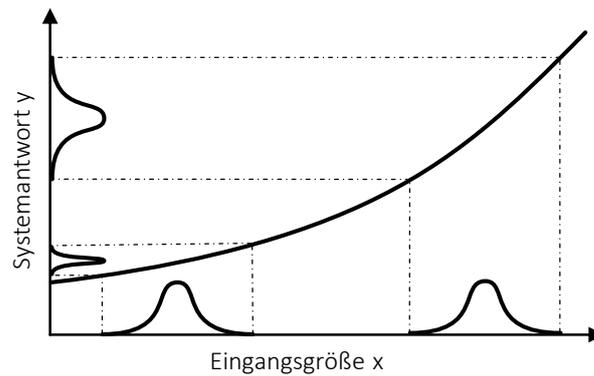


Abbildung 69: Zusammenhang zwischen streuenden Eingangsgrößen x und der Systemantwort y , vgl. [Taylor1991]

Die Parameter mit dem größten Einfluss zeigen in der Simulation bei einer schrittweisen Verschiebung der Eingangsgröße x nur einen linearen Zusammenhang. Dies wird auch bei der Auswertung des stochastischen Modells bestätigt, da die meisten Parameter aus Tabelle 7 als lineare Faktoren in die Berechnung des Metamodells eingehen. Exemplarisch sei an dieser Stelle auf den Zusammenhang zwischen Wärmedehnung und Spring-in-Winkel hingewiesen, vgl. Abbildung 70.

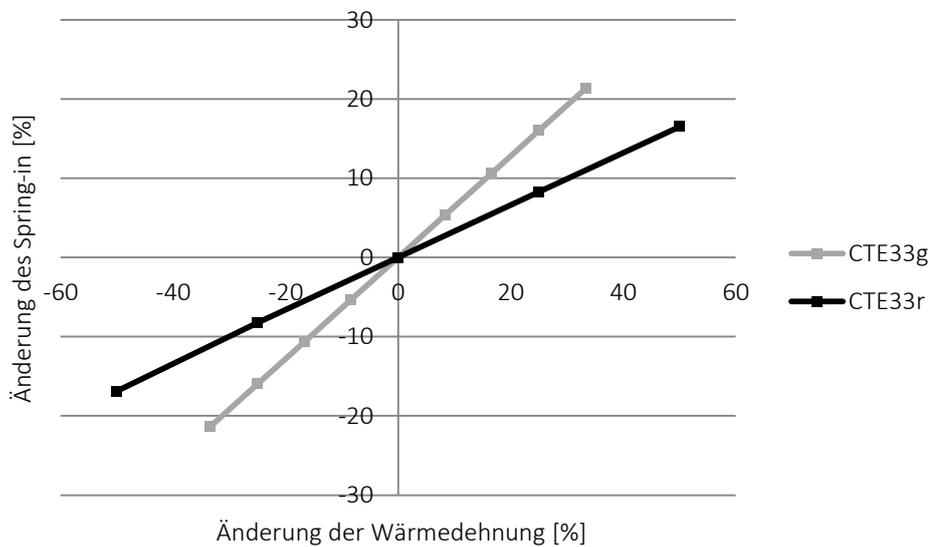


Abbildung 70: Linearer Zusammenhang mit unterschiedlicher Steigung zwischen der Wärmedehnung im gummielastischen (α_3^r) und glasartigen (α_3^g) Zustand in Dickenrichtung und der Änderung des Spring-in Winkels

6.4.3 Torsion der Probekörper

Bereits kleine Abweichungen der Schussrichtung von der Sollvorgabe führen zu einer Torsion der Winkel. Der Effekt stellt sich bereits ein, wenn nur eine 0°-UD-Lage geringfügig gegenüber den anderen Lagen gedreht wird. Die Messstellen entsprechen den Bahnen bei der Vermessung der Winkel aus Kapitel 5 und werden daher analog über die Sensorbahnen bezeichnet, siehe Abbildung 71.

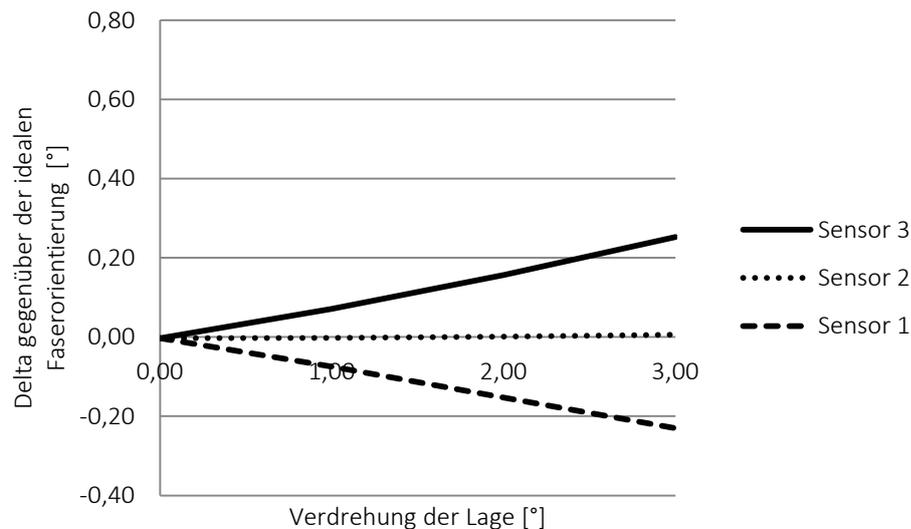


Abbildung 71: Auswirkung der Verdrehung der innersten 0°-Lage (Aufbau mit vier physischen Gewebelagen)

Dabei spielt es keine Rolle, ob die Faser an der Innenseite des Winkels oder der Außenseite des Winkels mit einer Abweichung von der Sollvorgabe modelliert wird. Die Differenz der beiden Messlinien, welche dem Abstand der Sensoren 1 und 2 entsprechen (siehe Kapitel 5.2.4), weisen in beiden Fällen annähernd dasselbe Delta auf. Der Unterschied der beiden Varianten liegt lediglich in der Richtung der Torsion.

Die beiden Grenzwerte, dass sich die 0°-Orientierung an der Innen- und Außenseite der Probekörper gleich bzw. gegensinnig gegenüber dem globalen Koordinatensystem des Bauteils verdrehen, wirken sich sehr unterschiedlich auf die Torsion aus. Eine gleichsinnige Verdrehung der Lagen bewirkt eine nicht wahrnehmbare Torsion des Winkels, während eine gegensinnige Verdrehung, vgl. Abbildung 72 und Kapitel 5.5.2, zu einer starken Torsion führt, wie sie auch in den Versuchen zu sehen ist. Das asymmetrische Verhalten der beiden Kurvenverläufe ist auf die Überlagerung von Spring-in und Torsion zurückzuführen. Ein Verdrehen der Flanke entgegen des Spring-in ist dabei nur begrenzt möglich (Sensor 1), während der Widerstand der Struktur gegenüber einer weiteren Eindrehung deutlich geringer ausfällt (Sensor 3).

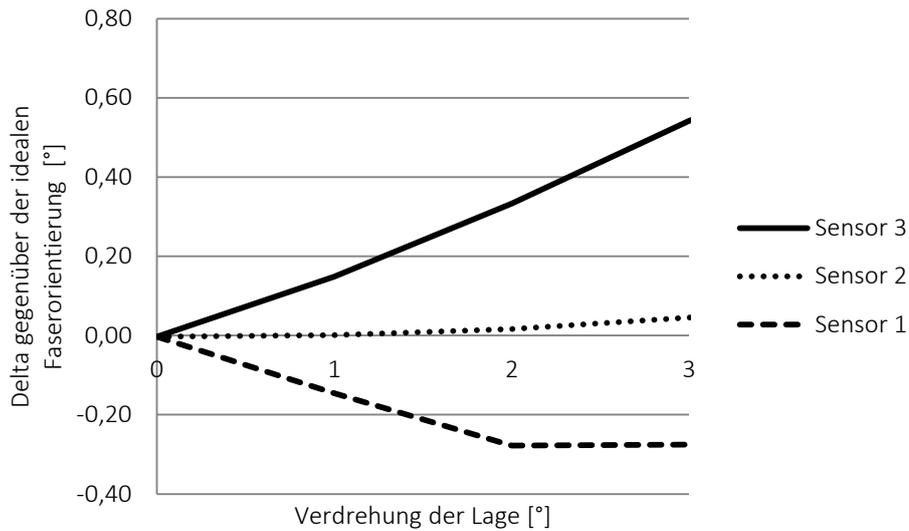


Abbildung 72: Gegensinnige Verdrehung der innersten und äußersten 0°-Lage (Aufbau mit vier physischen Gewebelagen)

Die beiden bzw. die drei inneren Lagen spielen für die Beurteilung der Torsion nur eine untergeordnete Rolle, da ihr Einfluss gegenüber den beiden äußeren Lagen deutlich geringer ausfällt, vgl. Abbildung 73. Somit ist bei torsionsweichen Bauteilen bereits vor dem RTM-Prozess eine optische Prüfung hinsichtlich der zu erwartenden Maßhaltigkeit möglich.

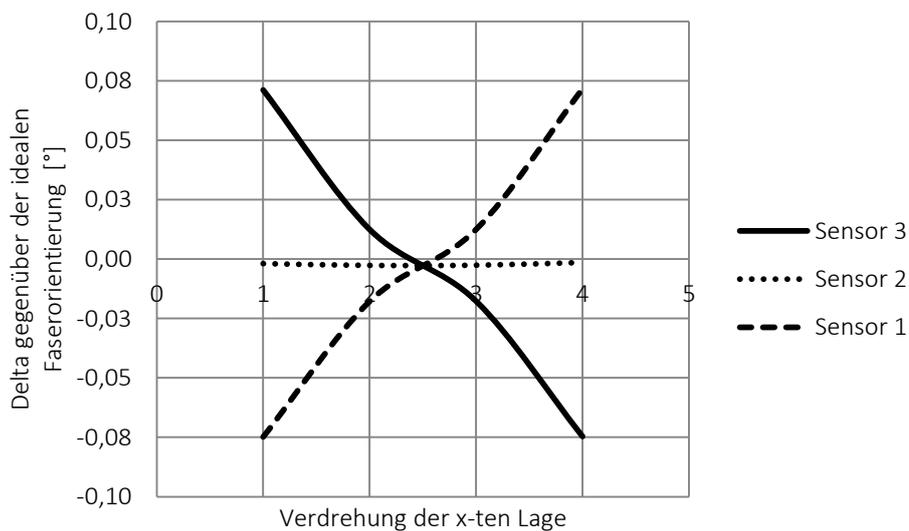


Abbildung 73: Einfluss der unterschiedlichen Lagen über die Dicke am Beispiel eines vierlagigen Aufbaus (Verdrehung jeweils 1°)

6.5 Stochastische Simulation

Mit Hilfe der stochastischen Simulation können die Auswirkungen zufälliger Streuungen der Eingangsgrößen auf die Antwort des Systems untersucht werden. Um den Einfluss eines Parameters auf das Modell korrekt abzubilden, ist es erforderlich Grenzen zu definieren, innerhalb derer der jeweilige Parameter variiert werden darf.

Stochastische Simulationen können prinzipiell durchgeführt werden, indem wiederholt ein zufälliger, in sich konsistenter Datensatz an das FEM-Programm übergeben wird. Jede Rechnung trägt damit zur direkten Ermittlung der statistischen Kennwerte bei. Mit steigender Komplexität und Rechenzeit wird dieser Ansatz jedoch zunehmend ineffizienter und scheidet zur Untersuchung des Spring-in aus. Als Alternative dazu bietet sich die stochastische Simulation an, bei der ein Teil der Berechnungen von der numerischen Simulation auf ein analytisches Modell übertragen wird.

6.5.1 Methodisches Vorgehen

Als Eingangsparameter der Simulation dienen die Geometrie des Bauteils, welche in Kombination mit den Materialkennwerten des Verbundes die elastischen Eigenschaften beschreibt, sowie Prozess- und Werkzeugrandbedingungen. Unter Berücksichtigung aller relevanter Parameter steht zu Beginn die Erstellung eines Versuchsplans (DoE), welcher den Versuchsraum bestmöglich füllt. Die jeweilige Parameterkombination eines Versuchspunktes wird für die Analyse der prozessbedingten Deformationen an das FEM-Programm übergeben. Aufbauend auf den numerischen Ergebnissen wird ein Metamodell des Systems erstellt, das den gesamten Parameterraum abdeckt und dessen Einfluss auf die Systemantwort erfasst. Daraus können die statistischen Kennwerte abgeleitet und im Rahmen einer Optimierung der Maßhaltigkeit dazu verwendet werden, den Produktentstehungsprozess zu beeinflussen, vgl. Abbildung 74.

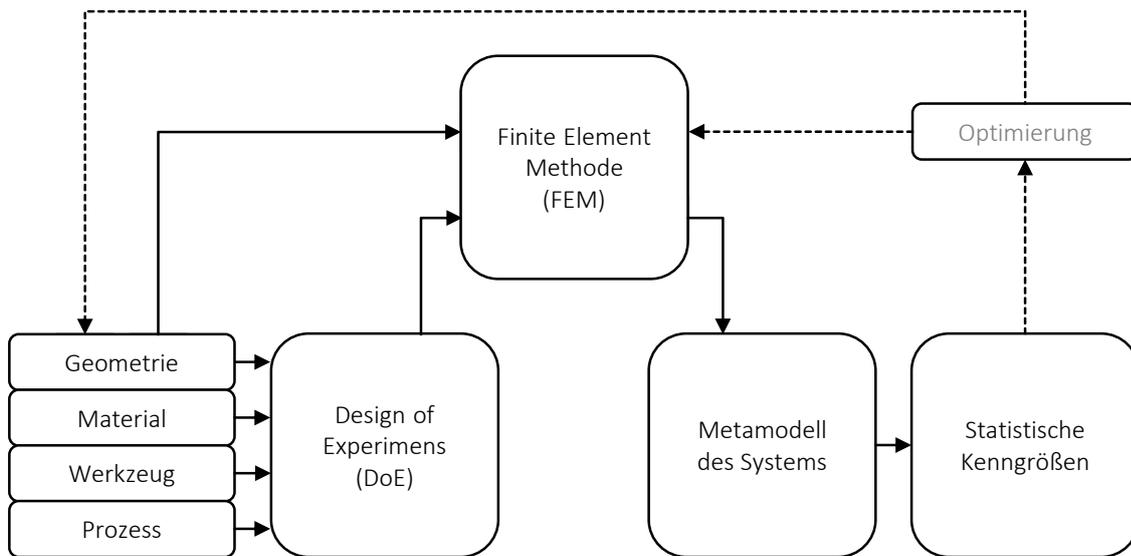


Abbildung 74: Ablauf der stochastischen Simulation mit möglicher Optimierung der Maßhaltigkeit bzw. der Vorhersage der Maßhaltigkeit, analog Watrin [Watrin2011]

Die Aussagekraft der stochastischen Simulation hängt nicht nur von verlässlichen Material- oder Prozesskennwerten ab, sondern auch von der Umsetzung der Berechnung entlang der gesamten Prozesskette des Modells, siehe Abbildung 75. Dabei muss jeweils ein Kompromiss zwischen Minimierung des Aufwands zur Reduzierung der Unsicherheiten und einer Verbesserung der Ergebnisgüte gefunden werden.

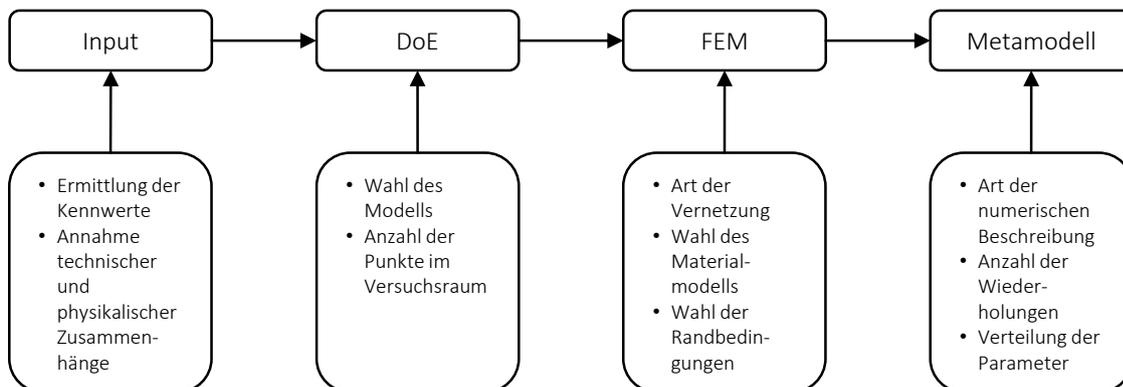


Abbildung 75: Überblick über die Unsicherheiten im Prozess der stochastischen Analyse

6.5.2 Umsetzung der Prozesskette

Nach Watrin [Watrin2011] und Völkl [Voelkl2008] spielt für die Auswahl der Software der universelle Einsatz eine bedeutende Rolle, da so systemübergreifende, allgemein anwendbare Lösungen sichergestellt werden können.

Die Berechnung des Spring-in nach dem Modell von Svanberg [Svanberg2002] erfolgt in Abaqus. Die Umsetzung der stochastischen Prozesskette erfolgt in Matlab R2013a der Firma MathWorks und kann durch die Definition eines einheitlichen Austauschformates über eine csv-Datei (comma separated values) mit beliebigen FEM-Programmen gekoppelt werden. Die stochastische Simulation ist so angelegt, dass sie prinzipiell auch auf weitere Aspekte der Prozesssimulation ausgedehnt werden kann.

Die Umsetzung der stochastischen Prozesskette ist, analog Abbildung 74, in separate Programmteile gegliedert, welche eine strukturierte und auf die jeweilige Aufgabe begrenzte Benutzeroberfläche bieten. Der Ablauf startet mit der Definition streuender Parameter und dem Erstellen eines Latin-Hypercube-Designs (LHD) als Eingangsgrößen für die FEM-Simulation. Für zwei bzw. drei Parameter kann zur Kontrolle des Samplings die Verteilung der Punkte im Raum angezeigt werden, vgl. Abbildung 76.

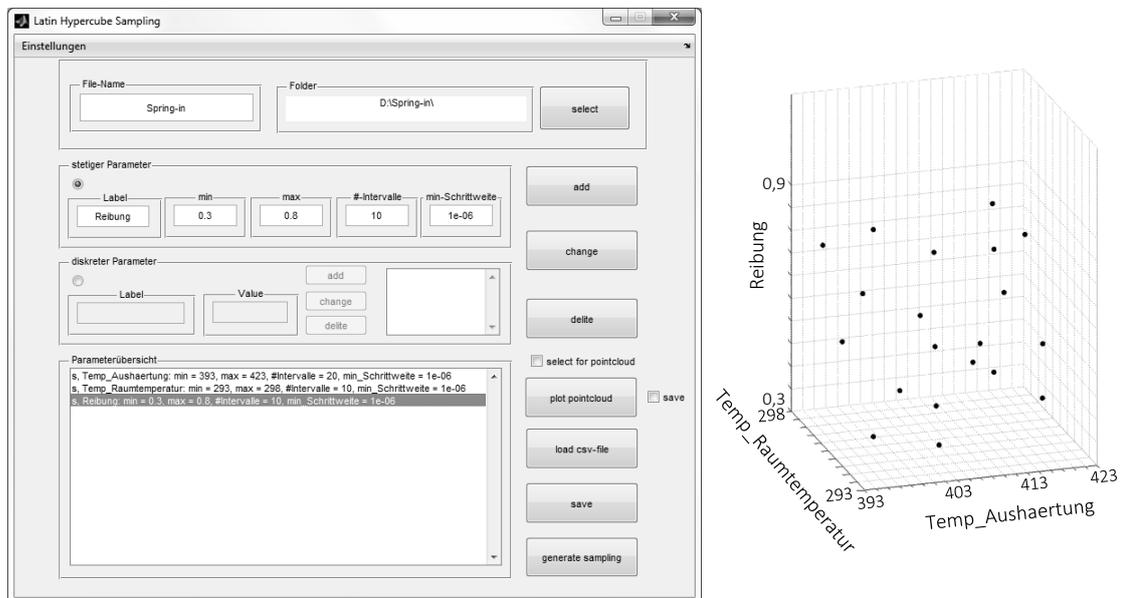


Abbildung 76: LHD-Oberfläche und exemplarische Darstellung der Punkte im dreidimensionalen Raum

In der Regel werden für die Erstellung des LHDs Grenzen gewählt, welche größer als die Streuung (sechsfache Standardabweichung) des jeweiligen Parameters sind. Nur so lässt sich die Auswirkung des Kennwertes in einem größeren Bereich untersuchen und die optimale Kombination der Parameter untereinander, wie sie bei einer Reduzierung der Streuung von Taylor [Taylor1991] vorgeschlagen wird, ableiten.

Die aus dem LHD gewonnenen Simulationsergebnisse können anschließend in das zweite Programmpaket zur Ermittlung des Metamodells eingelesen und für je zwei

Parameter kann die analytische Beschreibung gegenüber der Ergebnisgröße dargestellt werden, vgl. Abbildung 77.

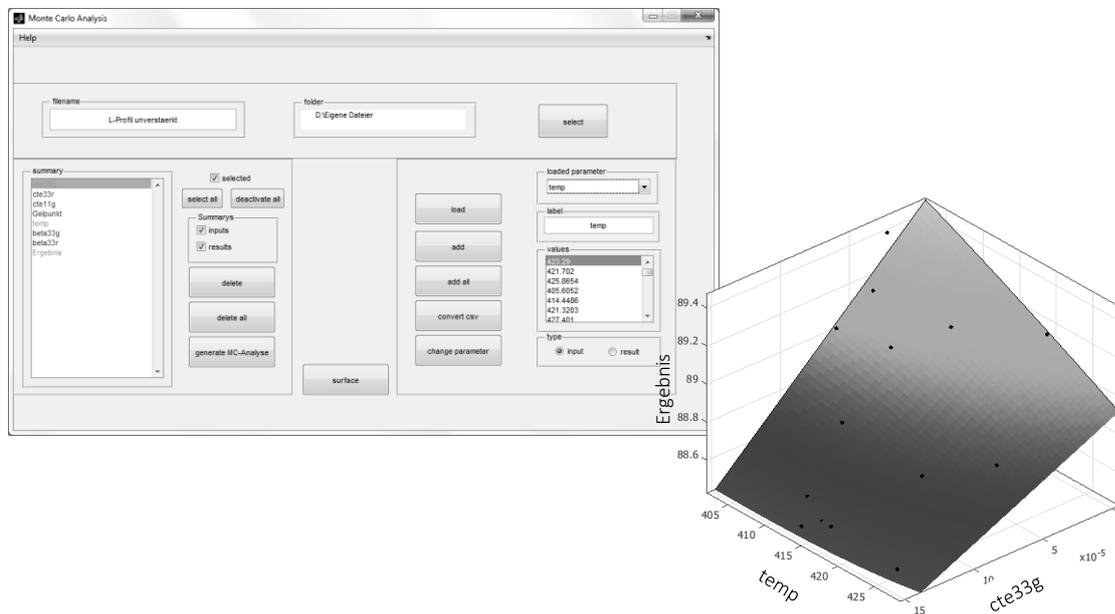


Abbildung 77: MCS-Oberfläche und exemplarische Darstellung einer Fläche im Raum bei zwei Parametern

Numerische Simulationen können aufgrund von Rundungsfehlern Unterschiede in den Ergebnissen aufweisen [Siebertz2010]. Darüber hinaus führt die Modellierung der Problemstellung zu teils starken Interaktionen der Parameter. Um daher die Beschreibung der n-dimensionalen Fläche zu erhalten, welche am besten an die Daten angepasst ist, wird in einem iterativen Prozess die optimale Parameterkombination für den Grad des Polynoms über eine multiple Regression ermittelt. Als Gütekriterien werden dabei verschiedene Maße herangezogen, welche die Anpassung des Modells an die berechneten Werte widerspiegeln. Die Suche nach der optimalen Fläche ist bis zum fünften Grad des Polynoms je Parameter zugelassen. Allerdings zeigt sich in den Untersuchungen, dass bereits eine Einschränkung der automatischen Suchfunktion auf den dritten bzw. zweiten Grad ausreicht, da höhere Zusammenhänge das Modell nicht zwingend besser abbilden. Aufgrund der starken Interaktion der Parameter, siehe Kapitel 6.5.4, muss über die dreidimensionale Darstellung zweier Parameter zusätzlich die Anpassung der Fläche an die Ergebnisse überprüft werden. Dies ist erforderlich, um mathematisch besser angepasste, jedoch physikalisch nicht erklärbare Kombinationen oder Bereiche der Flächen auszuschließen.

Der im LHD aufgespannte Versuchsraum kann am Ende des Prozesses hinsichtlich statistischer Kenngrößen untersucht werden. Dazu werden die Art und die Größe der Vertei-

lung der Eingangsparameter sowie deren Lage im Versuchsraum gewählt und diese Informationen an die Monte-Carlo-Simulation übergeben. Somit lassen sich in Kombination der Eingangsgrößen der einzelnen Parameter und der analytischen Beschreibung die Wirkzusammenhänge auf die Mittelwertverschiebungen oder geänderte Streubreiten der Eingangsparameter auf die Deformation der Struktur bewerten.

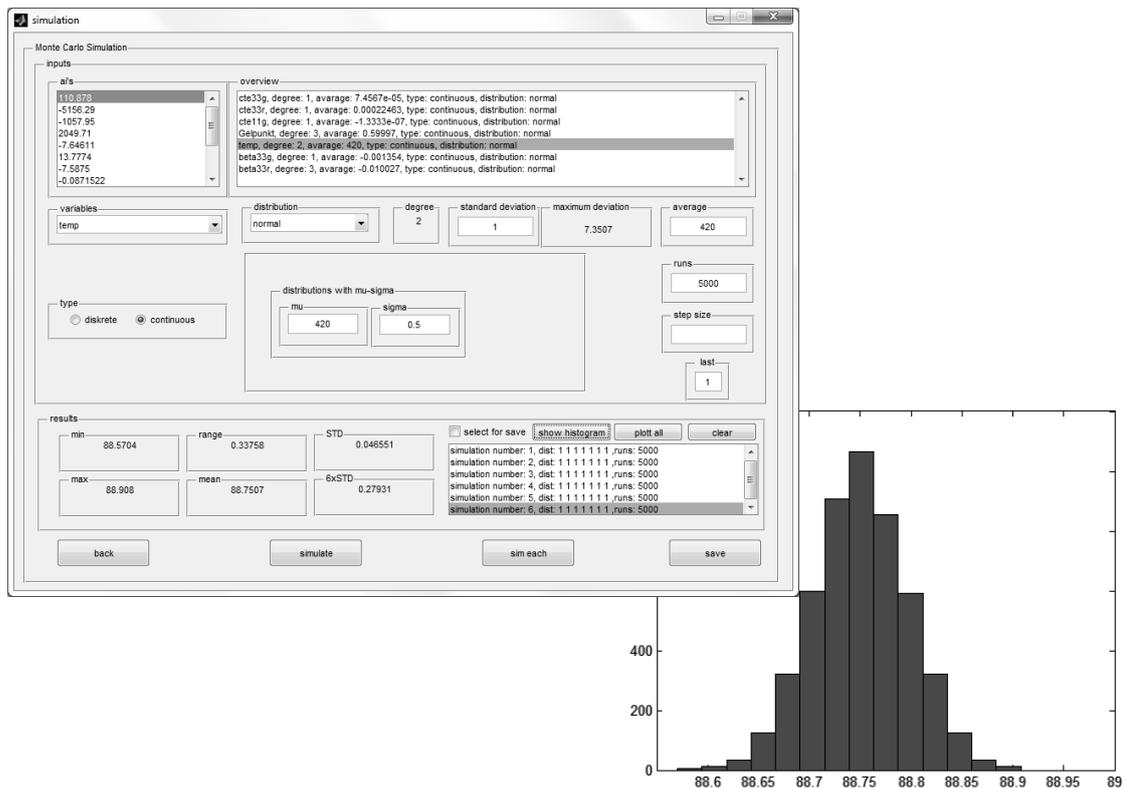


Abbildung 78: Auswahl unterschiedlicher Verteilungsformen zur Berechnung und Darstellung der statistischen Größen

In der stochastischen Simulation werden nur die signifikanten Parameter aus Kapitel 6.4.1 untersucht. Der Raum für die Untersuchungen wird durch die in Tabelle 8 gezeigten Grenzen erzeugt. Innerhalb des Raums können die einzelnen Parameter entsprechend ihrem Mittelwert und der statistischen Verteilung variiert werden.

Tabelle 8: Wertebereich der Parameter für die stochastische Simulation und dem jeweils gewählten Grad des Polynoms für die analytische Beschreibung der n-dimensionalen Fläche

Materialkennwert	Einheit	min.	max.	Verteilungsform
α_3^g	[1/K]	0	1,5e-4	normalverteilt
α_3^r	[1/K]	5e-5	4e-4	normalverteilt
T_{aus}	[K]	403	428	normalverteilt
β_3^r	[-]	-1,8e-2	-2,4e-4	normalverteilt
α_1^g	[1/K]	-1e-5	1e-5	normalverteilt
Gelpunkt	[-]	0,4	0,8	normalverteilt

Die Grenzen der Wärmedehnung wurden in Anlehnung an die Ergebnisse aus Kapitel 6.1.2 so gewählt, dass der reale Streubereich abgedeckt wird und der Mittelwert in realistischen Grenzen variiert werden kann. Die minimale und maximale Aushärtetemperatur ergibt sich aus dem zugrundeliegenden Matrixsystem und dessen Einsatzgrenzen. Die Werte der chemischen Schwindung sowie des Gelpunkts stammen aus der Literatur.

Grundsätzlich ergeben sich bei der Betrachtung unterschiedlicher Lagenaufbauten in der Simulation nur geringe Unterschiede bezüglich Spring-in. Die weiteren Untersuchungen werden daher exemplarisch an dem Lagenaufbau $([(0/90)]_{ss})$ durchgeführt, welcher auch für die Versuche in Kapitel 5 verwendet wurde.

6.5.3 Einfluss des Werkzeuges

Die realen Versuchsergebnisse zeigen je nach Parameterkombination Streubereiche bis ca. $1,9^\circ$. Simulationen mit Werkzeug begrenzen allerdings, wie in Kapitel 6.2.2 beschrieben, die maximale Deformation, siehe Abbildung 79 (links). Simulationen ohne Werkzeug führen hingegen bei Parameterkombinationen mit hoher Wärmedehnung und hoher chemischer Schwindung zu größeren Spring-in Werten (rechts). Bei den weiteren Parameterkombinationen, deren Ergebnisse unterhalb des Grenzwertes liegen, zeigen sich nur kleine Unterschiede. Damit ergibt sich für die Simulation ohne Werkzeug bei den gleichen Eingangsparametern eine größere Variabilität des Spring-in. Um der hohen Streuung der realen Versuche gerecht zu werden, wird für die stochastische Auswertung auf die Simulation des Werkzeugs verzichtet.

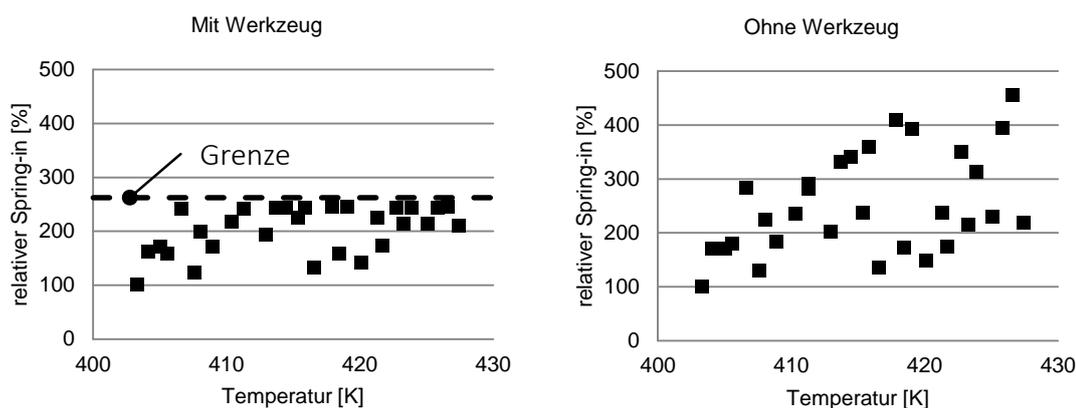


Abbildung 79: Beschränkung der maximalen Deformation durch das Werkzeug normiert auf den Punkt mit der niedrigsten Aushärtetemperatur des LHD jeweils aufgetragen über der Aushärtetemperatur

6.5.4 Abgleich FE-Simulation und Versuch

Der Einfluss der Geometrie entspricht den theoretischen Vorüberlegungen. Das verprägte Profil mit Sicke weist für die verschiedenen Parameterkombinationen eine im Schnitt 12% kleinere Deformation auf.

Fertigungsbedingte Aspekte in Form der Harznester und der Orientierung der Schussfäden stellen einen großen Störfaktor für die Maßhaltigkeit bei der Herstellung der Probekörper dar. Dabei ist der wichtigste Parameter für die Torsion das Halbzeug und damit die Orientierung der Rovings. Die Auswirkungen lassen sich allerdings nur bedingt nachbilden, da zum einen die unabhängige Definition der Koordinatenrichtung in Abaqus für die beiden Hauptrichtungen (abweichend von 90° zueinander) nicht vorgesehen ist. Zum anderen stellt die Abweichung der Schussfäden ein komplexeres geometrisches Muster dar, das selbst wiederum nur mit erhöhtem Aufwand und einer zuvor durchgeführten Erfassung des Halbzeuges als Ausgangsinformation abgebildet werden kann. Die Aufteilung einer Gewebelage in zwei UD-Lagen ist darüber hinaus eine unzureichende Annäherung, da je nach Aufbau der Lagen ein unterschiedliches Biegeverhalten der Probekörper erreicht wird. In den weiteren Untersuchungen wird daher mit den Gewebekennwerten gerechnet.

Prinzipiell besteht die Möglichkeit Reinharzbereiche in den Radien zu modellieren und damit dasselbe Verhalten der Bauteile wie in der Realität zu erreichen. In dem achtlagigen Modell zeigt sich, dass ein Matrix-Element am äußeren Rand des Radius in der Lage ist dem Spring-in deutlich entgegen zu wirken. Der modellierte Reinharzbereich entspricht im Mittel ungefähr der Dicke der Harzschicht, welche in den Schliffbildern der vierlagigen Proben zu sehen ist, vgl. Kapitel 5.3.1.3. Nachteilig an dieser Modellierung ist

der in der Elementebene stattfindende abrupte Wechsel der Materialeigenschaften zwischen den Kennwerten des Verbundes und denen des Reinharzbereichs. Ebenso muss bei einer Berücksichtigung der Harzester bereits im Vorfeld der Simulation deren Lage und Größe ermittelt werden. Darüber hinaus ergeben sich durch die Reinharzbereiche abweichende mechanische Kennwerte mit einem höheren Faservolumengehalt verglichen mit der restlichen Struktur, sodass weitere Materialprüfungen notwendig wären.

Der Fokus der Arbeit liegt jedoch nicht auf der Simulation der exakten Mittelwerte, sondern auf der Berechnung der geometrischen Streuung. Im Folgenden wird daher auf die Modellierung der Reinharzbereiche verzichtet und die Fasern werden als gleichverteilt über die Wandstärke angenommen.

6.5.5 Analytische Beschreibung des Spring-in

Die Grundlage der analytischen Modellierung des Spring-in stellt der Versuchsplan des LHD dar. Dabei werden im Gegensatz zu den Untersuchungen aus Kapitel 6.4.2, bei denen jeweils nur ein Faktor variiert und der Effekt auf das Gesamtsystem bewertet wird, gleichzeitig alle Faktoren variiert.

Zeigen die einzelnen Parameter bei einer One-Factor-at-a-time-Modellierung einen linearen Zusammenhang, siehe Abbildung 70, so zeigt sich bei einer Überlagerung der gleichen Parameter eine deutliche gegenseitige Interaktion. Wiederholungen der Simulationsläufe bestätigen jeweils das Ergebnis, sodass die Abweichungen eindeutig auf die Interaktion der Parameter und nicht auf numerisches Rauschen zurückgeführt werden können.

In Abbildung 80 sind die beiden Wärmedehnungen in Dickenrichtung für den glasartigen Zustand (x) sowie den gummielastischen Zustand (y) und deren Auswirkung auf den Spring-in (z) dargestellt.

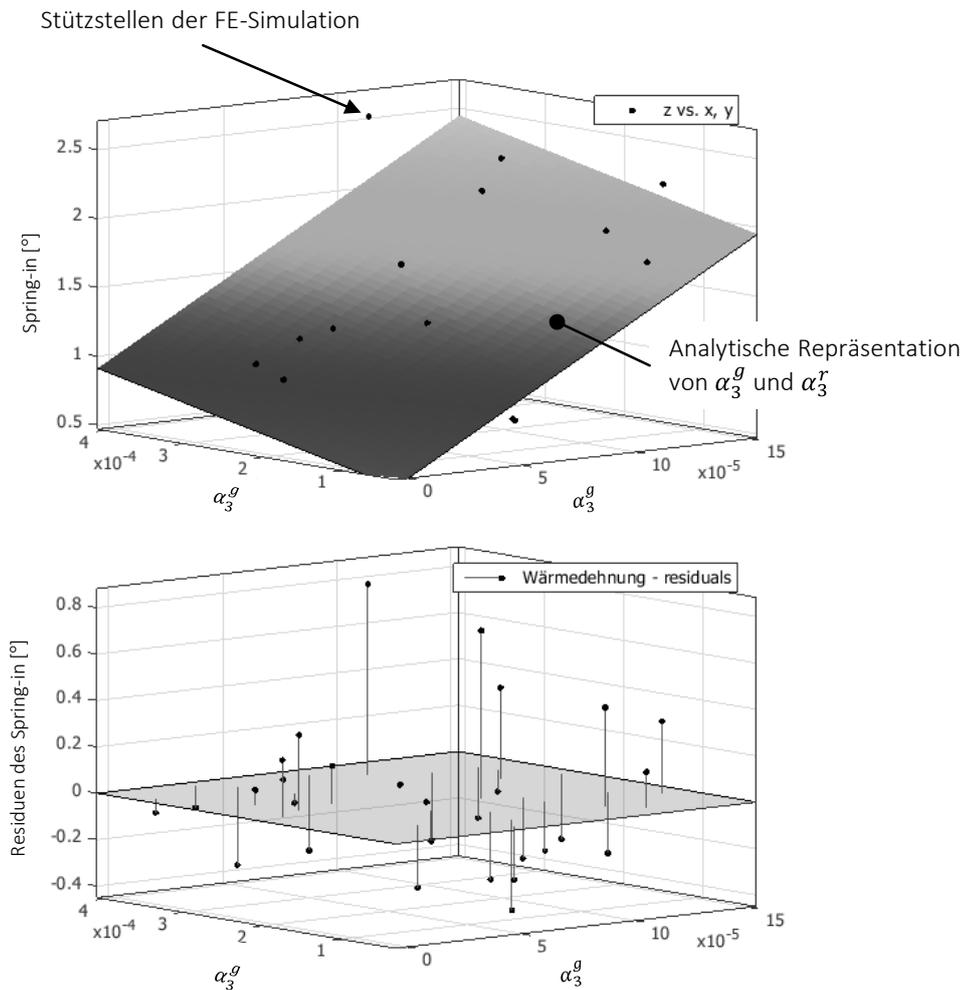


Abbildung 80: Spring-in (z) in Abhängigkeit der glasartigen (x) und gummielastischen (y) Wärmedehnungen in Dickenrichtung (oben); Residuen gegenüber der linearen analytischen Fläche (unten)

Der Spring-in in Abhängigkeit der Wärmedehnungen in Dickenrichtung zeigt, dass die einzelnen Versuchspunkte im Raum die Tendenz korrekt wiedergeben, dass mit höheren Werten der Wärmedehnung die Deformation zunimmt. Allerdings weisen die Versuchspunkte teils hohe Residuen gegenüber der analytischen Fläche auf, was u.a. an der gleichzeitigen Änderungen aller Parameter des jeweiligen Versuchspunktes liegt. Dies bestätigt, dass auf Regressionsverfahren zurückgegriffen werden muss, welche die Abweichungen der Ergebnisse von der analytischen Beschreibung minimieren und nicht jeden Versuchspunkt in die direkte Beschreibung der Flächen mit einbeziehen.

6.5.6 Streuung des Spring-in

Die vorwiegend linearen Zusammenhänge zwischen Ein- und Ausgang lassen nur geringe Änderungen in der Streuung im gesamten Versuchsraum bei einer Variation der

Parameter zu. Bei den beiden Parametern mit dem größten Einfluss auf die Streuung, der Wärmedehnung sowie der chemischen Schwindung im gummielastischen Zustand in 3-Richtung, muss jedoch ein Bereich genauer betrachtet werden. Die Kombination einer hohen Wärmedehnung mit einer geringen Schwindung zeigt am Rand des Versuchsraumes einen Anstieg der Fläche, welche auf die analytische Beschreibung und nicht auf physikalische Zusammenhänge zurückzuführen ist. Bei der Variation der Parameter muss daher dieser Bereich ausgeschlossen werden.

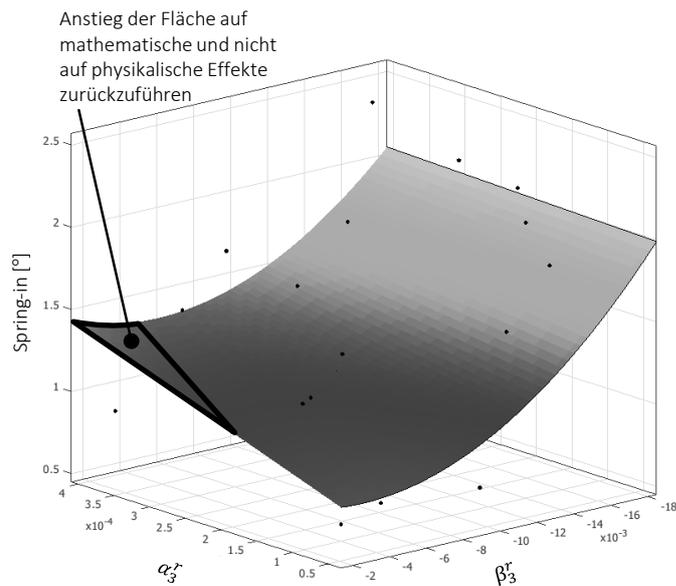


Abbildung 81: Anstieg der Fläche sowohl bei hohen als auch bei niedrigen Werten aufgrund des quadratischen Einflusses der chemischen Schwindung β im gummielastischen Zustand

Die Streuung des Gesamtsystems für die Parameterkombination:

- vier Lagen
- ohne Beschleuniger
- Werkzeugtemperatur 413 K (140°C)

ist in Abbildung 82 dargestellt.

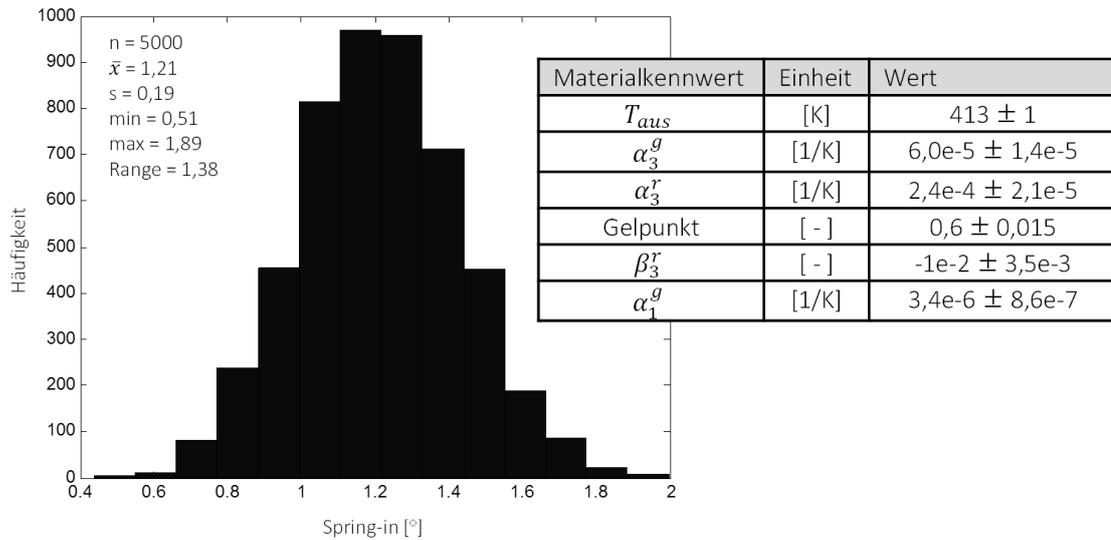


Abbildung 82: Gesamtstreuung des stochastischen Simulationsmodells für den ebenen Probekörper

Die Freiheitsgrade bei der Parametereinstellung der Wärmedehnung hinsichtlich Mittelwert und Streubreite sind durch die Versuche aus Kapitel 6.1.2 eingeschränkt. Schwankungen in der Temperatur sind aufgrund der Anlagentechnik nur in geringem Maße zu erwarten. Die Werte des Gelpunktes sind Annahmen, tragen jedoch, ebenso wie die Aushärtetemperatur, nur in einem geringen Maße zur Gesamtstreuung bei, Abbildung 83. Als Stellgröße, um sowohl Mittelwert als auch die Streubreite auf die experimentellen Werte, siehe Kapitel 5.5.1, anzupassen, bleibt im System nur die Schwindung in Dickenrichtung im gummielastischen Zustand. Der entsprechende Versuchspunkt weist einen Mittelwert von $1,25^\circ$ bzw. $1,24^\circ$ (Nest 1 bzw. Nest 2) und eine Standardabweichung von $0,23^\circ$ bzw. $0,21^\circ$ auf.

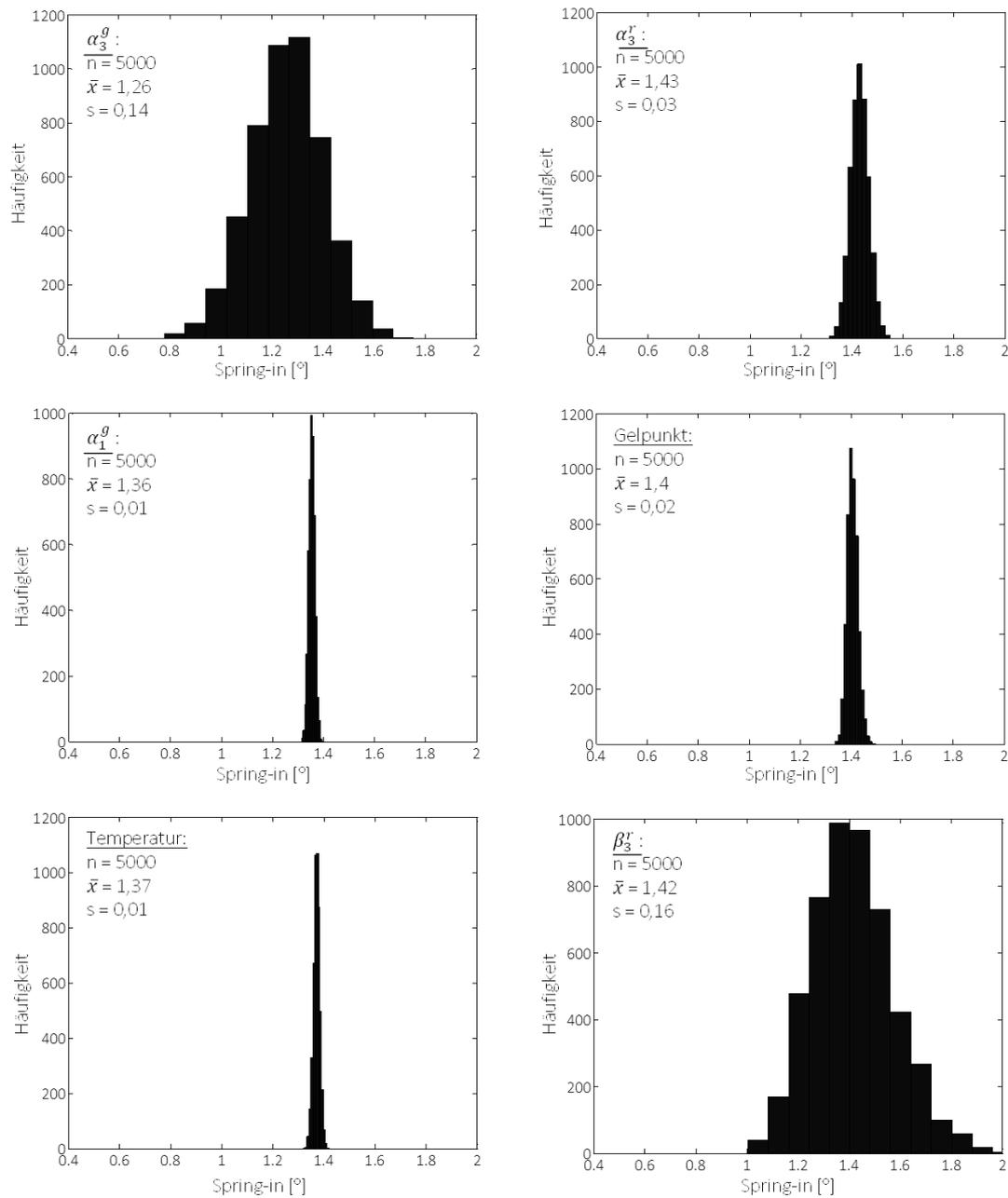


Abbildung 83: Einfluss der einzelnen Parameter auf die Gesamtstreuung aus Abbildung 82 bei jeweils konstanter Einstellung der anderen Parameter

Die Ergebnisse der Variante mit Sicke, welche aufgrund der vorhandenen Harznester und deren Beeinflussung des Spring-in die Versuchsergebnisse besser wiedergibt, siehe Kapitel 5.3.1.2, sind in Abbildung 84 zusammengefasst. Um Streuung und Mittelwert auf die Werte der realen Versuche anzupassen, müssen wie auch beim ebenen Profil die Werte der chemischen Schwindung variiert werden. Wird anschließend von diesem Versuchspunkt ausgehend die Aushärtetemperatur um 10 K erhöht, bildet das Modell

die Änderung des Mittelwertes gut ab. Die Streuung bleibt aufgrund des linearen Zusammenhangs der Temperatur im Modell dieselbe.

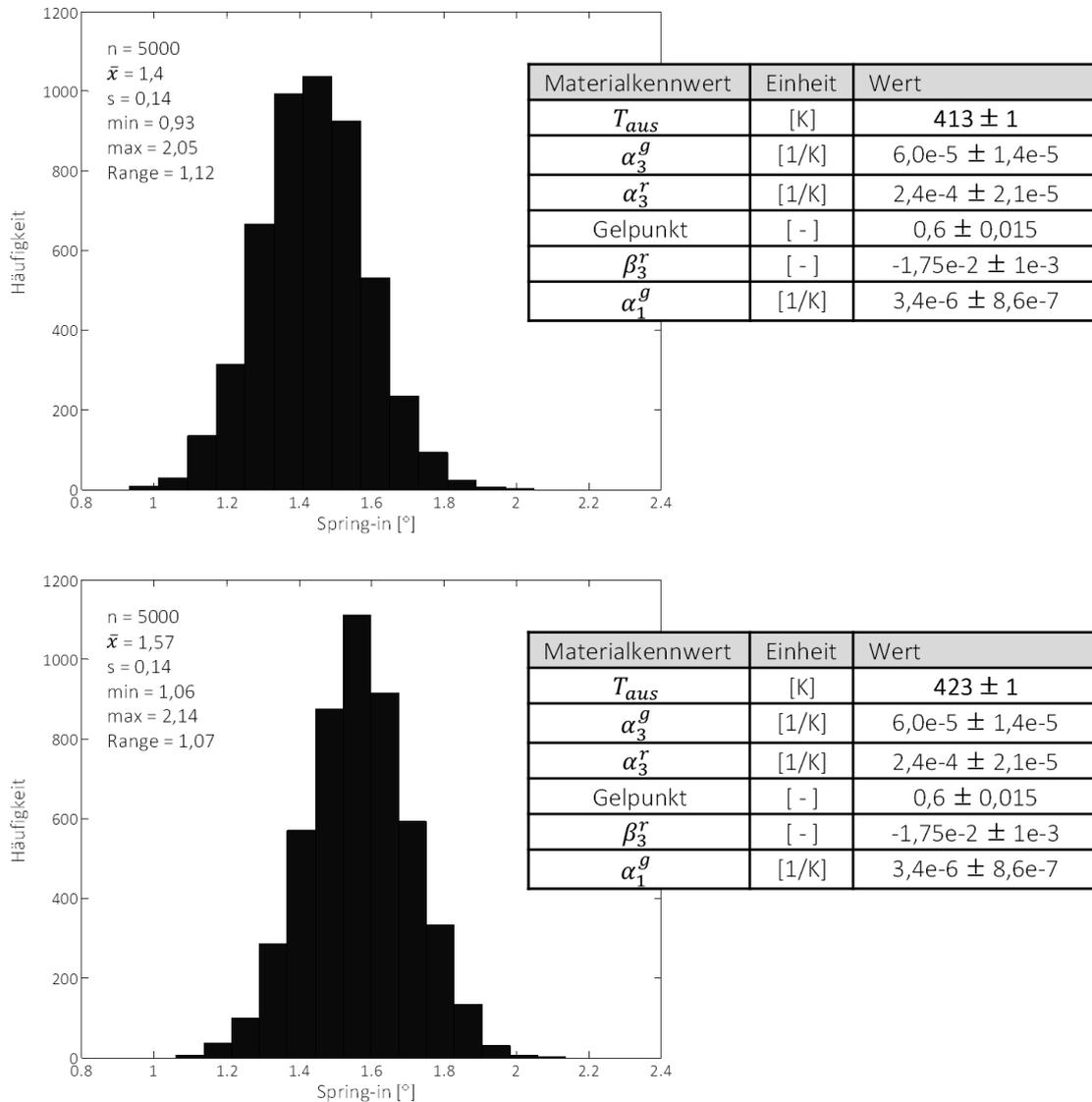


Abbildung 84: Gesamtstreuung des stochastischen Simulationsmodells bei einer Erhöhung der Aushärtetemperatur von 413 K (oben) auf 423 K (unten)

6.6 Bewertung der stochastischen Simulation

Die numerische Simulation von Faserverbundwerkstoffen entlang der gesamten Prozesskette stellt eine große Herausforderung und einen hohen Aufwand bei der Modellierung der Problemstellung über die verschiedenen Schnittstellen hinweg dar. Für den

Spring-in von Faserverbundwerkstoffen ist dabei die Aushärtung der Matrix der zentrale Schritt.

Aus Sicht des Toleranzmanagements ist der Schwerpunkt die Ermittlung geometrischer Streuung. Dazu muss die FEM-Simulation des Aushärtevorgangs in eine stochastische Prozesskette integriert werden, um mit vertretbarem Aufwand statistisch abgesicherte Aussagen über das System zu erhalten. Die Umsetzung der stochastischen Prozesskette in Matlab mit ihrer offenen Schnittstelle in Form einer csv-Datei kann dabei prinzipiell auch auf größere Umfänge der Prozesskette angewendet werden.

Die Aussagekraft der Ergebnisse hängt dabei jedoch von mehreren Faktoren ab. Durch die Modellierung der Problemstellung wird zum einen festgelegt, welche Parameter auf welche Art berücksichtigt werden müssen. Zum anderen wird durch die interne Umsetzung der numerischen Beschreibung die Güte der Ergebnisse beeinflusst. Insbesondere bei der gleichzeitigen Variation der Parameter, wie sie bei einem LHD vorgesehen ist, zeigen die Spring-in-Werte teils hohe Residuen gegenüber der analytischen Beschreibung. Die mit Hilfe von Approximationsverfahren abgeleitete n-dimensionale Fläche zeigt darüber hinaus einen primär linearen Zusammenhang zwischen Eingangs- und Ausgangsgrößen, hier den Material- und Prozesskennwerten auf der einen Seite und der Deformation der Probengeometrie auf der anderen Seite. Dadurch lassen sich Änderungen der Streuung, wie sie in den realen Versuchen auftreten, nur bedingt nachbilden, sodass eine Weiterentwicklung der Modelle, um nichtlineare Effekte besser zu erfassen, zwingend erforderlich ist.

Des Weiteren müssen Wege entwickelt werden, wie Fertigungsaspekte bereits zu einem frühen Zeitpunkt in die Simulation einfließen können, da diese nicht nur die Streuung, sondern auch den Mittelwert beeinflussen und so eine Korrektur der Werkzeuggeometrie erschweren, da beispielsweise die Lage der Harznester den Spring-in verringern, nicht beeinflussen oder verstärken kann. Die weitere Anwendung hängt ebenfalls von den zur Verfügung stehenden Materialparametern ab, welche insbesondere hinsichtlich der Streuung und darin eventuell enthaltener Korrelationen näher untersucht werden müssen. Dadurch kann der Parameterraum besser eingegrenzt und auf realistische Parameterkombinationen beschränkt werden.

Die stochastische Prozesskette kann aus diesem Grund bisher primär dazu verwendet werden, bei bekannten Material- und Prozessparametern die geometrische Streuung ohne Berücksichtigung der Fertigungseinflüsse zukünftiger Bauteile vorherzubestimmen. Darüber hinaus können Stellen hoher Streuung identifiziert werden, um konstruktive Optimierungen der Bauteilgestaltung z. B. hinsichtlich der Steifigkeit einzuleiten.

7 Aufnahme und Ausrichtung von CFK-Bauteilen

Die Aufnahme und Ausrichtung von Bauteilen und Zusammenbauten im Rohbau erfolgt neben Konturstücken oft über ein Loch-Langloch-Prinzip, was sich für metallische Bauteile bewährt hat. Offen ist dabei, inwiefern sich die für metallische Werkstoffe erarbeitete Lösung auf Faserverbundwerkstoffe übertragen lässt. Dazu wird anhand von Zugversuchen die grundlegende Belastung nachgestellt und mit zwei typischen metallischen Werkstoffen verglichen.

7.1 Positionierung der Bauteile

Die Aufnahme und Ausrichtung der Bauteile orientiert sich an der Toleranzspezifikation, welcher oft das 3-2-1-Prinzip bzw. das n-2-1-Prinzip zu Grunde liegt. Die Hauptaufnahme wird dabei über Formstücke, welche die Geometrie des Bauteils oder Zusammenbaus an der jeweiligen Stelle nachbilden, erreicht. Die weiteren Freiheitsgrade werden bei sehr vielen Bauteilen durch eine Kombination aus Loch und Langloch gesperrt, siehe u.a. [Bohn1998] oder [Praun2002].

7.1.1 Anforderungen aus dem Rohbau

Bezugsstellen im Rohbau unterliegen zahlreichen Anforderungen. Für das Bauteil bzw. den Zusammenbau sind neben Anforderungen der Anlagentechnik, wie z. B. Wirtschaftlichkeit oder Modularisierbarkeit, weitere Punkte relevant. Die im Automobilbau häufig verwendeten Bezugsstellen sind gemäß DIN 5459 als Punkte, Linien oder Flächen definiert. Die Kombination aus Loch- und Langloch stellt hierbei eine eindeutige einfach umzusetzende und prozesssichere Positionierung auch stark konturierter Bauteile dar.

Während der verschiedenen Prozessschritte vom Bauteil zur Karosserie werden Bezugsstellen aufgrund der angestrebten Durchgängigkeit, siehe Kapitel 2.1.2.2, mehrfach verwendet. Daher müssen diese robust gegenüber Verschleiß ausgelegt werden. Dazu zählt, dass die im Prozess auftretenden Kräfte keine oder nur sehr geringe bleibende Deformationen erzeugen.

Darüber hinaus muss die Verbindung so dimensioniert werden, dass ein prozesssicheres Ein- bzw. Ausfahren des Bolzens gewährleistet ist, um den automatisierten Betrieb der Anlagen sicherzustellen. Daraus lassen sich Anforderungen für die Durchmesser von Bolzen und Loch ableiten, welche sich von der typischen Bolzenverbindung unterscheiden.

7.1.2 Krafteinleitung und Versagensarten bei Faserverbundwerkstoffen

Die Krafteinleitung im Allgemeinen, insbesondere bei Faserbundbauteilen, stellt eine große Herausforderung dar [Ehrenstein2006], [Ferkel2010], [Schievenbusch2003]. Lösungen dabei sind u.a. die lokale Verstärkung der Bauteile, eine gezielte Orientierung des Faserverlaufs oder zusätzliche Fügeelemente, welche die Kraft über eine größere Fläche einleiten.

Für die Bezugsstellen der Hauptauflagefläche kann durch eine größere Auflagefläche der Konturstücke die lokale Beanspruchung reduziert werden, womit sich die aus dem metallischen Rohbau angewandte Technik direkt auf Faserverbundwerkstoffe übertragen lässt. Werden die weiteren Freiheitsgrade nicht über Formstücke, sondern über eine Loch-Langloch-Kombination gesperrt, dann liegt ein für Faserverbundwerkstoffe kritischer Lastfall vor. Ein Kragenloch, wie es bei metallischen Werkstoffen in hoch belasteten Bereichen verwendet wird, eignet sich nicht für Faserverbundwerkstoffe, da hierbei eine starke Umlenkung der Fasern erzeugt wird. Dabei reduziert sich zusätzlich der lokale Faservolumengehalt, womit eine höhere Belastung der Matrix einhergeht.

Prinzipiell können nach Wilmes et al. [Wilmes1999] bei einer Kombination von Loch und Bolzen verschiedene Versagensarten auftreten. Dabei wird zwischen Wangenbruch, Scherbruch, Zug-/Scherbruch sowie Lochleibungsversagen unterschieden, vgl. Abbildung 85

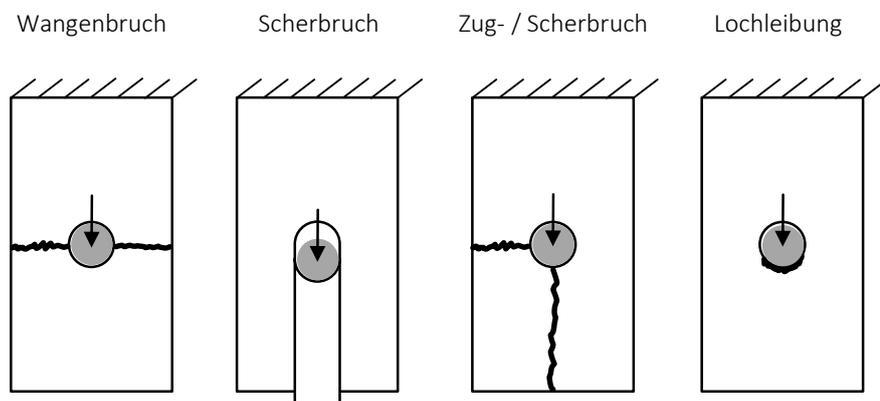


Abbildung 85: Mögliche Versagensformen bei einer Bolzenbelastung nach [Wilmes1999]

Der für den Rohbau relevante Fall ist das Lochleibungsversagen, welches sich auf die Maßhaltigkeit der Positionierung auswirkt. Beim Auftreten der anderen Schadensbilder ist das Bauteil bzw. die Baugruppe so weit geschädigt, dass diese aussortiert wird.

7.2 Vorbereitung und Durchführung der Versuche

Die Versuche zur Lochleibung sind so ausgelegt, dass ein Vergleich der Kraftniveaus zwischen metallischen Werkstoffen und Faserverbund möglich ist. Der Vergleich ist vor allem für die Kombination Langloch und Bolzen erforderlich, da dieser Lastfall von keiner Norm berücksichtigt wird.

7.2.1 Bestehende Normen zur Lochleibung

Der Lastfall im Rohbau ist eine formschlüssige Bolzenverbindung in Form einer Spielpassung ohne Querkraftüberlagerung. Normen mit einer teilweisen Übereinstimmung für das Loch sind:

- DIN 65562 [DIN65562]: Luft- und Raumfahrt; Faserverstärkte Kunststoffe; Prüfung von multidirektionalen Laminaten; Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit
- DIN EN 13706-2 [DINEN13706-2]: Verstärkte Kunststoffverbundwerkstoffe - Spezifikationen für pultrudierte Profile - Teil 2: Prüfverfahren und allgemeine Anforderungen
- ISO 12815 [ISO12815]: Fibre-reinforced plastic composites - Determination of plain-pin bearing strength (deutsch: Faserverstärkte Kunststoffverbunde – Bestimmung der Tragfähigkeit für glatte Bolzen)

Die DIN 65562 [DIN65562] aus dem Jahr 1991 bezieht sich, im Gegensatz zu den beiden anderen Normen, auf ein bestimmtes Halbzeug und einen damit verbundenen Lageraufbau. Die vorgeschriebene Dicke der zu prüfenden Laminat liegt bei 3 mm bzw. 3,6 mm.

Der Anhang E der DIN EN 13706-2 [DINEN13706-2] spezifiziert für thermo- und duroplastische Werkstoffe die Bestimmung der Bolzentragfähigkeit. Zwischen Bolzen und Loch sieht die Norm jedoch eine Presspassung vor, welche im Rohbau nicht umgesetzt werden kann. Der Versuchsablauf sieht eine Prüfung der Proben bis zum Versagen vor, welches durch Lochleibung erfolgen muss. Andere Schädigungsmechanismen werden bei der Auswertung nicht berücksichtigt. Die Bolzentragfähigkeit wird als Spannung σ_b ausgegeben, welche sich aus der maximalen Last F_{max} bezogen auf die beanspruchte Querschnittsfläche (Durchmesser des Bolzens d und Dicke des Laminates t) errechnet.

$$\sigma_b = \frac{F_{max}}{t \cdot d} \quad (30)$$

Die maximal ertragbare Kraft spielt allerdings nur eine untergeordnete Rolle bei der Auswertung der Proben. Wird diese Kraft erreicht, tritt eine deutliche Schädigung des Loches auf, sodass dieses im weiteren Prozess nicht mehr verwendet werden kann.

Die aktuellste Norm zur Ermittlung der Bolzentragfähigkeit ist die ISO 12815 [ISO12815], welche sich ebenfalls als Bewertungskriterium auf die Maximallast bezieht. Die hohen Anforderungen an die Passung zwischen Bolzen und Loch entsprechen ebenfalls nicht den im Rohbau verwendeten Systemen.

Allen Normen gemein ist die Prüfung einer zweiseitigen Bolzenverbindung, welche kein Biegemoment in der Prüfstelle zulässt. Ebenso entsprechen sich die Normen weitestgehend bei der Definition der Prüfkörper, welcher bei der DIN EN 13706-2 sowie ISO 12815 in Abhängigkeit des Lochdurchmessers definiert ist. Die beiden internationalen Normen eröffnen bei der Durchführung der Versuche die Möglichkeit auf den spezifischen Lagenaufbau einzugehen und geben Hinweise zur Bewertung der Qualität der Löcher.

Zum direkten Vergleich der Ergebnisse werden die metallischen Proben nach denselben Vorgaben, wie sie teilweise aus den zuvor genannten Normen für Faserverbundwerkstoffe hervorgehen, getestet.

7.2.2 Proben und Werkzeuggestaltung

Die Proben- und Werkzeuggestaltung orientiert sich an den Vorgaben der Normen, berücksichtigt jedoch spezifische Anforderungen des Rohbaus.

7.2.2.1 Geometrie der Probekörper

Für die Gestaltung der Probekörper ist insbesondere der Randabstand wichtig, um andere, von der Lochleibung abweichende Schadensbilder auszuschließen. Grundlage der Dimensionierung ist der Lochdurchmesser. Aufbauend auf den beiden Normen DIN EN 13706-2 und ISO 12815 wird für den Randabstand e zum Loch der sechsfache Lochdurchmesser berücksichtigt. Für die Gestaltung der Gesamtlänge L der Probe wird in die zweite Richtung ebenfalls der sechsfache Lochdurchmesser herangezogen plus einer Zugabe von 50 mm, um Einspanneffekte sicher auszuschließen.

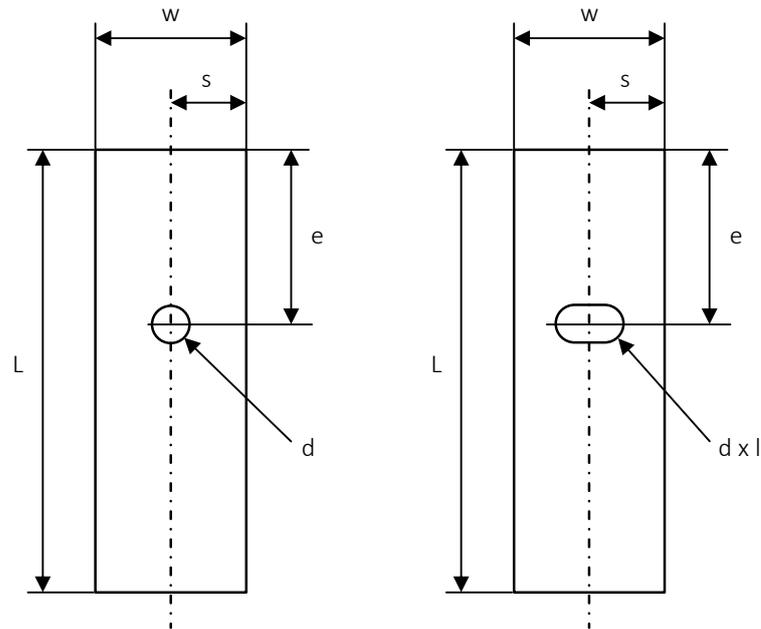


Abbildung 86: Definition der Probengeometrie für Loch- und Langlochproben

Der sechsfache Lochdurchmesser wird ebenso bei der Breite der Probekörper w angewendet. Für die Breite der Proben mit Langloch, für die es keine Vorgaben gibt, wird die Länge des Langloches auf die Breite aufgeschlagen, was aufgrund der stark lokalen Deformation sowie der geringen absoluten Kräfte stets zum Schadensbild der Lochleibung führt und die anderen in Abbildung 85 gezeigten Schadensformen zuverlässig ausschließt.

Tabelle 9: Abmessungen der Proben

Lochdurchmesser d [mm]	Länge L [mm]	Breite w [mm]	Randabstand e [mm]	Seitenabstand s [mm]
10	170	60	60	30
15	230	90	90	45
20	290	120	120	60
Langloch $d \times l$ [mm x mm]	Länge L [mm]	Breite w [mm]	Randabstand e [mm]	Seitenabstand s [mm]
10 x 20	170	80	60	40
15 x 25	230	115	90	57,5
20 x 30	290	150	120	75

Um die Bolzentragfähigkeit unter den realistischen Vorgaben des Rohbaus beurteilen zu können, muss die Passung zwischen Bolzen und Loch abgestimmt sein. Eine prozesssichere Verbindung ist dann gegeben, wenn das Lochspiel minimiert, ein Klemmen des Bolzens jedoch ausgeschlossen werden kann. Die Größenverhältnisse sind daher so gewählt, dass sich umlaufend ein Spalt von 0,1 mm zwischen Bolzen und Loch einstellt. Der Durchmesser der Löcher bzw. Langlöcher wird daher um 0,2 mm vergrößert, um bei den Bolzen auf Normteile zurückgreifen zu können. Im weiteren Verlauf wird die Paarung Bolzen zu Loch über den Durchmesser des Bolzens definiert.

Ein realistischer Vergleich verschiedener Werkstoffe basiert auf unterschiedlichen Wandstärken für die verschiedenen Materialien, genau so wie sie bei der Auslegung von Bauteilen der Fall ist. Die Vergleichbarkeit der Materialien wird über generische Lastfälle, die Biegesteifigkeit und die Steifigkeit flacher Bleche, wie sie aus Kapitel 4.2.1 hervorgehen oder z. B. im FAT-Sickenatlas [Schwarz2002] aufgeführt sind, sichergestellt, siehe Gleichungen (31) und (32). In die Gleichungen fließt neben den materialspezifischen Eigenschaften (E-Modul E und Querkontraktion ν) die Geometrie (Wandstärke t und Breite b) ein.

$$D_B = \frac{E \cdot t^3 \cdot b}{12} \quad (31)$$

$$D_F = \frac{E \cdot t^3}{12 \cdot (1 - \nu^2)} \quad (32)$$

Die Gleichungen (31) und (32) sowie ein Abgleich verfügbarer Blechstärken führen zur Wahl von Aluminium mit einer Dicke von 1,75 mm und Stahl in einer Dicke von 1,25 mm. Die Wandstärke der Faserverbundprobekörper liegt bei 2 mm.

7.2.2.2 Herstellung der Probekörper

Die Faserverbundbauteile werden analog den L-Profilen aus denselben Ausgangsstoffen im RTM-Prozess hergestellt. Die Aushärtung der Proben findet bei 150°C (15 min) statt, wobei ein Druck von ca. 35 bar im Werkzeug vorliegt.

Die äußere Kontur der Proben spielt eine untergeordnete Rolle bei der Bewertung der Bolzentragfähigkeit, da die Proben so dimensioniert sind, dass mit ausreichender Sicherheit Lochleibung auftritt. Daher werden die einzelnen Probekörper mittels Sägen aus einer Grundplatte getrennt. Das Einbringen der Löcher und Langlöcher erfolgt durch Fräsen.

Im Serieneinsatz werden die Löcher und Langlöcher von Blechen durch Stanzen erzeugt. Für die Versuche kann nicht auf dieses Fertigungsverfahren zurückgegriffen werden.

Daher werden sowohl die äußere Kontur als auch die Löcher durch Laserschneiden hergestellt.

7.2.3 Einspannung der Proben

Für die Untersuchungen wurde in Anlehnung an die bestehenden Normen eine Spannvorrichtung entworfen, welche sich über Wechseleinsätze an die unterschiedlichen Bolzendurchmesser anpassen lässt, siehe Abbildung 87. Über den Abstand der beiden seitlichen Platten, der bei den Versuchen 10 mm beträgt, wird sichergestellt, dass die Proben ausschließlich über den Bolzen belastet werden und keine Querkraft oder Reibung entstehen kann. Die Spannvorrichtung sowie die Unterseite der Probe selbst sind direkt über Spannbacken mit der Zugprüfmaschine verbunden.

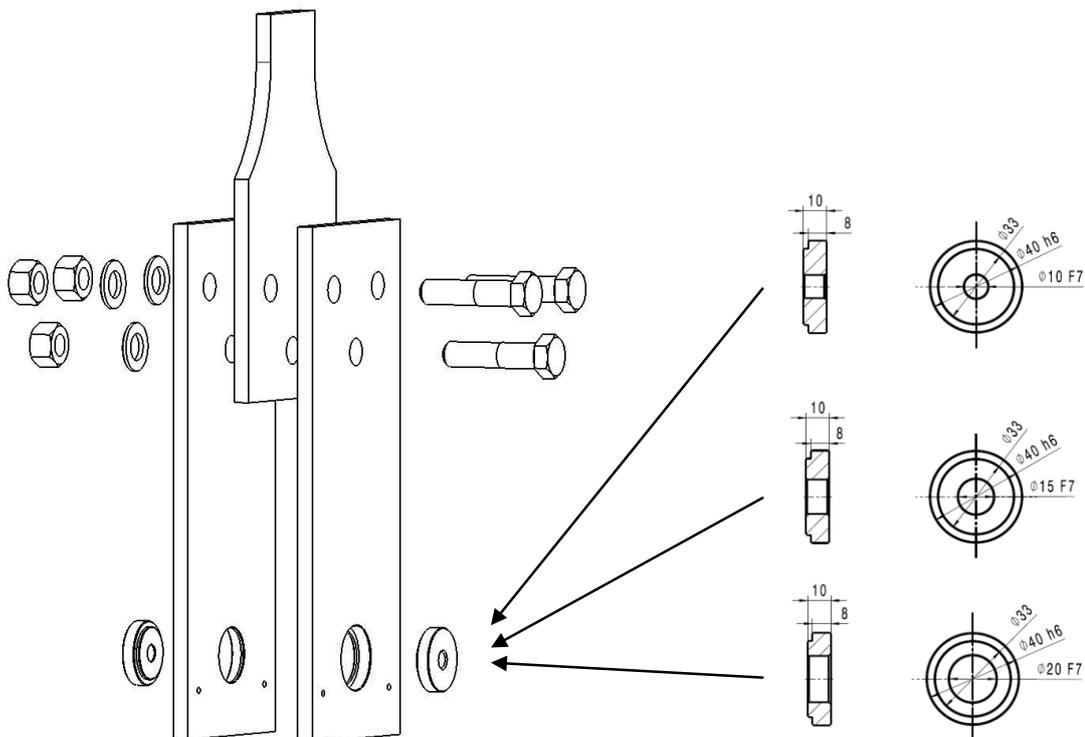


Abbildung 87: Spannvorrichtung mit wechselbaren Formstücken

Wie in ISO 12815 gefordert, ist die Deformation der Vorrichtung aufgrund der Dimensionierung der Prüfeinrichtung bei den auftretenden Kräften, siehe Kapitel 7.3.2, zu vernachlässigen.

7.2.4 Parameter

Die Versuche umfassen drei Parameter:

- Art des Loches: Loch, Langloch
- Durchmesser der Bolzen: 10 mm, 15 mm, 20 mm
- Material: CFK, Aluminium, Stahl

Bei den metallischen Proben wird für Aluminium und Stahl je eine Legierung verwendet, welche aktuell in lasttragenden Bereichen der Fahrzeugkarosserie zum Einsatz kommen. Dies sind:

- Aluminium: AA6014
- Stahl: DIN EN 10268

Bei den metallischen Proben wird zusätzlich die Walzrichtung (längs / quer) unterschieden. Da die Proben in der Auswertung jedoch keinen signifikanten Unterschied zeigen, wird dieser Parameter nicht weiter aufgeführt.

Der Lagenaufbau der Faserverbundproben ist:

- $[(0/90) / (\pm 45) / (0/90)]_s$

7.2.5 Versuchsdurchführung

Die Versuche finden in zwei Konfigurationen mit jeweils unterschiedlichen Zielen statt. In der Versuchsgruppe 1 wird der Kraft-Weg-Verlauf bis zu einem maximalen Traversenweg von 2 mm aufgezeichnet. Da es bei der Versuchsvorrichtung und der stark lokalen Beanspruchung nicht möglich ist die Deformation der Probe über externe Wegaufnehmer direkt zu messen, wird stets der Traversenweg als Maß der Verformung herangezogen. Allen Versuchen gemein ist die Vorlast von 100 N. Diese wird mit einer Geschwindigkeit von 5 mm/min angefahren, während der weitere Versuch mit einer Geschwindigkeit von 1 mm/min durchgeführt wird.

Die Versuchsgruppe 2 stellt die mehrmalige Belastung derselben Aufnahme dar. Dazu werden, aufbauend auf den Ergebnissen aus Versuchsgruppe 1, die Proben wiederholt mit 80 % der maximal ertragbaren Kraft belastet.

Nach dem Test wird die Prüfkraft auf den Wert Null zurückgefahren, danach die Klemmung der Probe in der Spannzange gelöst und erst anschließend der Bolzen entfernt. Dadurch kann sichergestellt werden, dass beim Ziehen der Bolzen keine Veränderung des Schadensbildes entsteht.

Alle Prüfungen fanden auf einer Zugprüfmaschine der Firma Zwick-Röll mit einer Maximalkraft von 50 kN statt. Die Aufnahme der Daten erfolgte mit Hilfe der Software TestXpert II Version 3.5².

7.3 Auswertung der Versuche

Die Auswertung der Versuche umfasst, neben der Definition der unterschiedlichen Bewertungskriterien, die Diskussion der Ergebnisse hinsichtlich der ertragbaren Kräfte und Spannungen für die verschiedenen Parameter.

7.3.1 Bewertungskriterien

Bei der Auswertung der Proben muss zwischen der elastischen und plastischen Dehnung unterschieden werden. Innerhalb der Rohbauanlage führt eine Überlagerung aus elastischer und plastischer Deformationen zu einer Änderung der Maßhaltigkeit. Für nachfolgende Prozesse stellt hingegen die plastische Deformation die Ausgangssituation für die Maßhaltigkeit dar.

Aus den Normen wird für die Lochleibung eine plastische Deformation von 2 % des Durchmessers als zulässiges Kriterium angesehen. Im Rohbau hängt die Maßhaltigkeit der Bauteile jedoch nicht prozentual vom verwendeten Bolzen ab, sondern von der absoluten Deformation, weswegen für die Auswertung abweichende Grenzen definiert werden.

7.3.1.1 Positioniergenauigkeit

Die Deformation der Aufnahme in der Anlage hängt von der anfänglichen Steigung des Kurvenverlaufs im Kraft-Weg-Diagramm ab. Analog dem E-Modul kann dabei der Lochleibungsmodul definiert werden. Je höher der Modul, desto geringer ist bei gegebener Last die Weitung des Loches bzw. des Langloches.

Für die Positionierung innerhalb der Anlage ist die jeweils unter der gegebenen Last auftretende Weitung des Loches relevant, siehe Abbildung 88 links. Als Kriterium wird eine Abweichung von der Nominalgeometrie von 0,2 mm definiert und die entsprechende Kraft abgelesen.

² Software der Fa. Zwick-Röll

7.3.1.2 Funktionsversagen

Ein Funktionsversagen tritt auf, wenn das Loch bzw. Langloch nach der Belastung eine bleibende Deformation $> 0,5$ mm aufweist und damit einhergehend Einschränkungen bei z. B. der Befestigung weiterer Bauteile über das Loch auftreten. Dazu wird eine zum Lochleibungsmodul parallele Gerade durch den Punkt mit einer plastischen Dehnung von $0,5$ mm gelegt, vgl. Abbildung 88 (rechts).

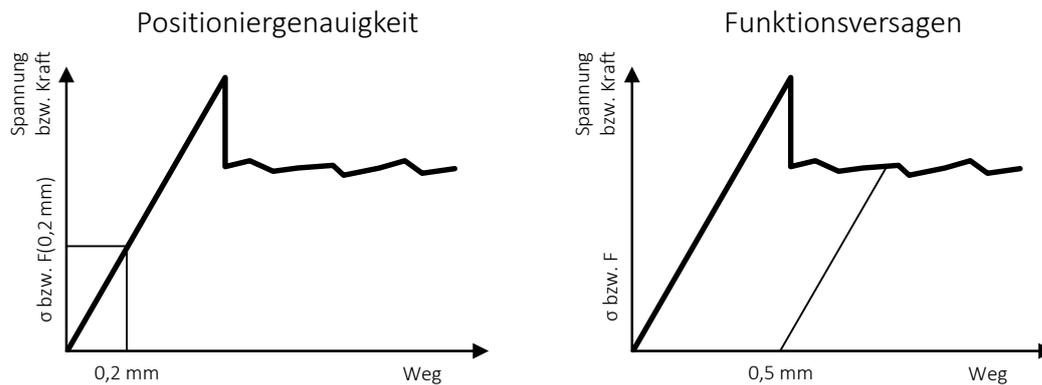


Abbildung 88: Definition der Positioniergenauigkeit von maximal $0,2$ mm (links) und des Funktionsversagens bei einer bleibenden Deformation von $0,5$ mm (rechts)

Bei Faserverbundwerkstoffen eignet sich dieses Kriterium allerdings nicht, da bei einer derart großen bleibenden Deformation das Maximum der ertragbaren Kraft überschritten wird und das weitere Kraftniveau deutlich darunter liegt, siehe Kapitel 7.3.2.3.

7.3.1.3 Maximal ertragbare Last

Der Kraft-Weg-Verlauf von Löchern und Langlöchern unterscheidet sich insbesondere bei den Faserverbundwerkstoffen signifikant. Rundlöcher zeigen eine stetig steigende Kraft, bis durch ein Versagen des Werkstoffes die Kraft deutlich sinkt und sich auf einen für den Belastungsfall charakteristischen Wert einpendelt, siehe Abbildung 89. Für Rundlöcher kann daher eindeutig eine maximale Kraft ermittelt werden, bevor das Loch eine bleibende Deformation erfährt.

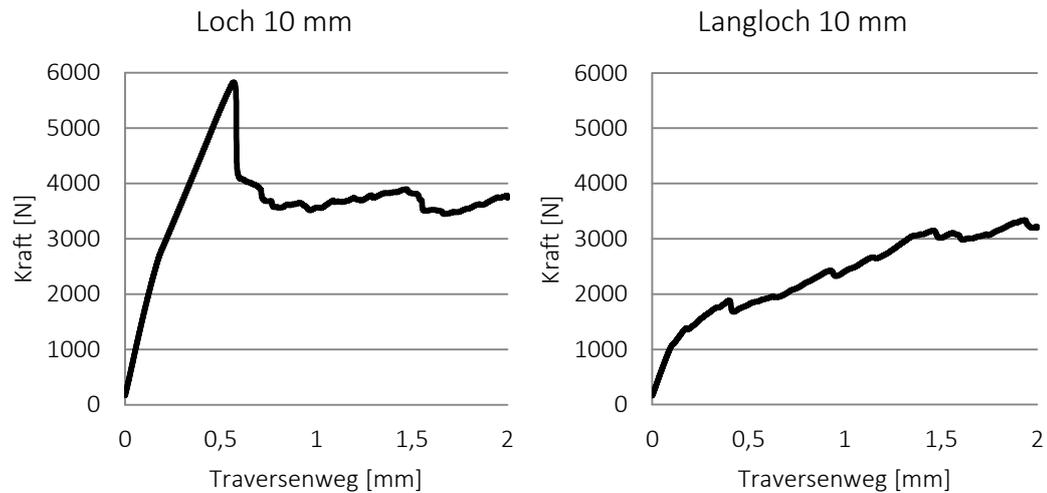


Abbildung 89: Typischer Kraft-Weg-Verlauf für ein Rund- bzw. Langloch

Langlöcher weisen im untersuchten Bereich kein explizites Maximum der Kraft auf, was auf eine mit zunehmendem Weg größer werdende Auflagefläche zurückzuführen ist. Daher kann kein mit den Rundlöchern direkt vergleichbarer Kennwert ermittelt werden.

7.3.2 Kraft-Weg-Verlauf in Abhängigkeit des Materials

Die Proben werden zuerst getrennt nach Ihren Materialien aufgeführt, um den Einfluss unterschiedlicher Durchmesser und Lochtypen besser beurteilen zu können.

7.3.2.1 Aluminium

Die Proben aus Aluminium zeigen sowohl für die Rundlöcher als auch für die Langlöcher einen stetig abflachenden Kurvenverlauf und bereits bei geringen Kräften plastische Deformationen, vgl. Abbildung 90. Der anfängliche Kurvenverlauf ist bei den unterschiedlichen Durchmessern annähernd gleich, da aufgrund der Durchmesserhältnisse zu Beginn nur eine linienförmige Kraftübertragung vom Bolzen auf die Probe stattfindet. Mit zunehmender Deformation ändert sich die Auflagefläche und damit die resultierende Kraft.

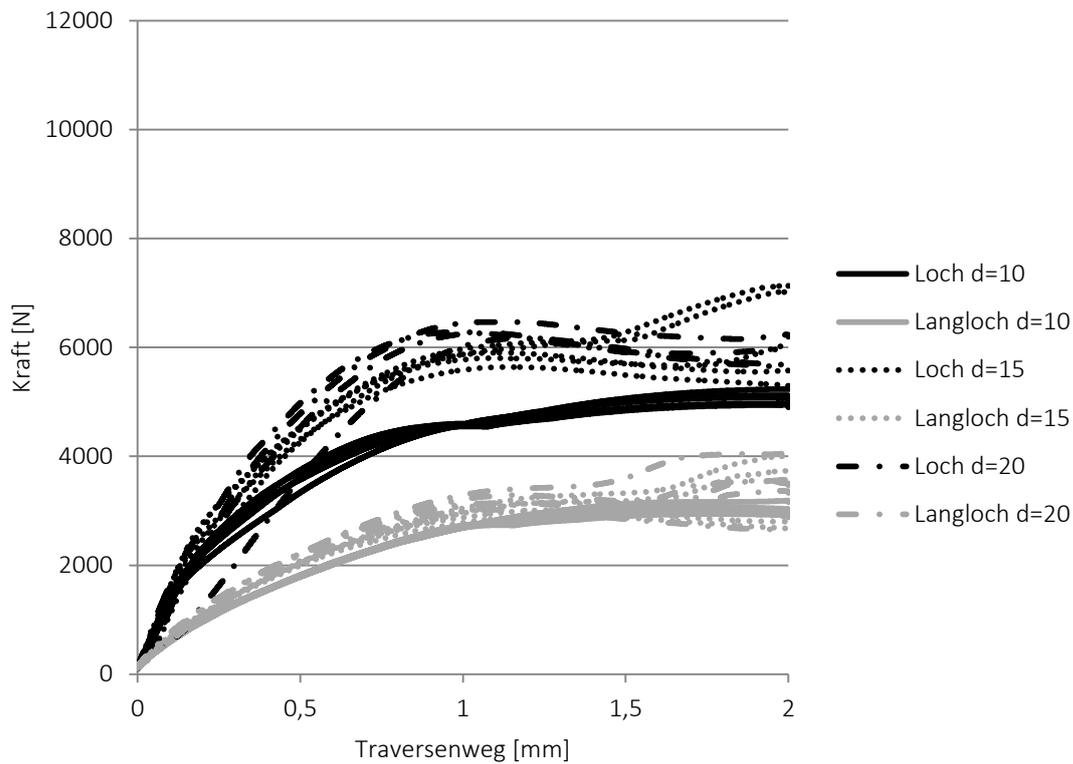


Abbildung 90: Übersicht der Aluminiumproben

Der Wechsel von einem Bolzen mit 10 mm auf einen Bolzen mit 15 mm führt zu einem deutlichen Anstieg der maximal ertragbaren Kraft. Der Sprung von 15 mm auf 20 mm hingegen kann nicht eindeutig belegt werden. Für einen Kraftbereich bis ca. 1800 N ist der Kurvenverlauf der Lochproben annähernd identisch.

Bis zu einem Traversenweg von 1 mm zeigen sich bei den Langlöchern, deren Kurven nur eine geringe Streuung aufweisen, nur geringe Unterschiede im Kraftniveau. Dieses liegt jedoch deutlich unter dem der Löcher. Für die Konstruktion der Bauteile bedeutet der geringe Unterschied der Kurven, dass bei größeren Bauteilen ein größerer Bolzen-durchmesser keine nennenswerte Erhöhung der ertragbaren Kräfte nach sich zieht.

Die Auswirkungen der Lochleibung lassen sich bereits bei kleinen Kräften erkennen. Eine Belastung von 1 kN führt zu einer deutlichen plastischen Deformation, siehe Abbildung 91.

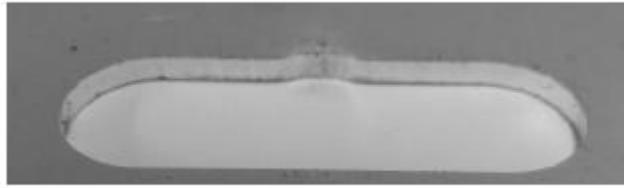


Abbildung 91: Schadensbild Aluminiumproben (Langloch: 10 mm; Kraft: 1 kN; plastische Deformation: ca. 0,2 mm)

Um die Tragfähigkeit von Aluminium zu erhöhen, können jedoch Kragenlöcher verwendet werden.

7.3.2.2 Stahl

In einem Bereich bis ca. 1300 N zeigen bei Stahl sowohl die Löcher als auch die Langlöcher eine annähernd identische Steigung. Die Langlöcher erreichen jedoch deutlich vor den Löchern den nichtlinearen, plastischen Bereich, siehe Abbildung 92.

Im Gegensatz zu den Aluminiumproben sind bei den Stahlproben deutliche Stufen zwischen den verschiedenen Lochdurchmessern zu erkennen. Die Kurvenverläufe decken sich bis ca. 2600 N und liegen im Vergleich zu Aluminium auf einem deutlich höheren Kraftniveau. Der Sprung von einem Durchmesser mit 10 mm, der bereits ab 2600 N einen nichtlinearen Verlauf aufweist, auf einen Durchmesser mit 15 mm fällt größer aus als der Sprung von 15 mm auf 20 mm.

Bei den Langlöchern bringt die Vergrößerung des Bolzendurchmessers im Vergleich zu den Rundlöchern keine gleich große Steigerung der Kraftübertragungsfläche, wodurch sich der geringe Unterschied der Proben erklären lässt.

Aufgrund des steilen Kraftanstiegs von Loch und Langloch zeigen sich die Stahl-Proben robuster gegenüber Änderungen der Belastung im Rohbau. Eine Verbesserung der Tragfähigkeit durch größere Bolzen kann jedoch nur bei den Rundlöchern erreicht werden.

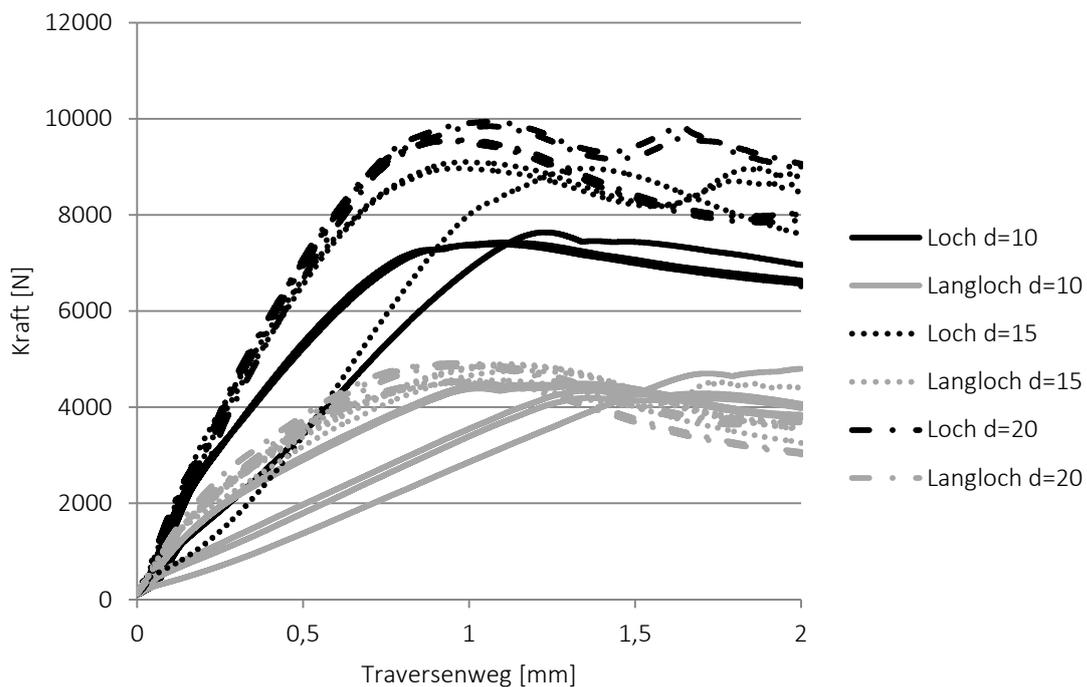


Abbildung 92: Übersicht der Stahlproben

7.3.2.3 Faserverbund

Faserverbundbauteile zeigen bei den Proben mit Rundloch einen annähernd linearen Anstieg der Kurve bis zu ihrem Maximum. An dem Punkt, an dem die Probe durch Delamination versagt, tritt ein schlagartiger Rückgang der Kraft auf. Die Proben mit unterschiedlichem Durchmesser erreichen deutlich verschiedene Kraftniveaus, wobei der Kurvenverlauf im ersten Bereich bis 1800 N identisch ausfällt. Ab diesem Wert fächern die unterschiedlichen Kurvenverläufe für die einzelnen Durchmesser leicht auf, siehe Abbildung 93.

Der Kurven der Langlöcher steigen erst bis zu einem Wert von ca. 1000 N linear an, bevor im weiteren Verlauf ein kontinuierliches Schadenwachstum der Proben auftritt. Die Kraft steigt dabei kontinuierlich an, da die Anlagefläche des Bolzens stetig zunimmt und damit der Bereich, der in die Schädigung mit einbezogen wird.

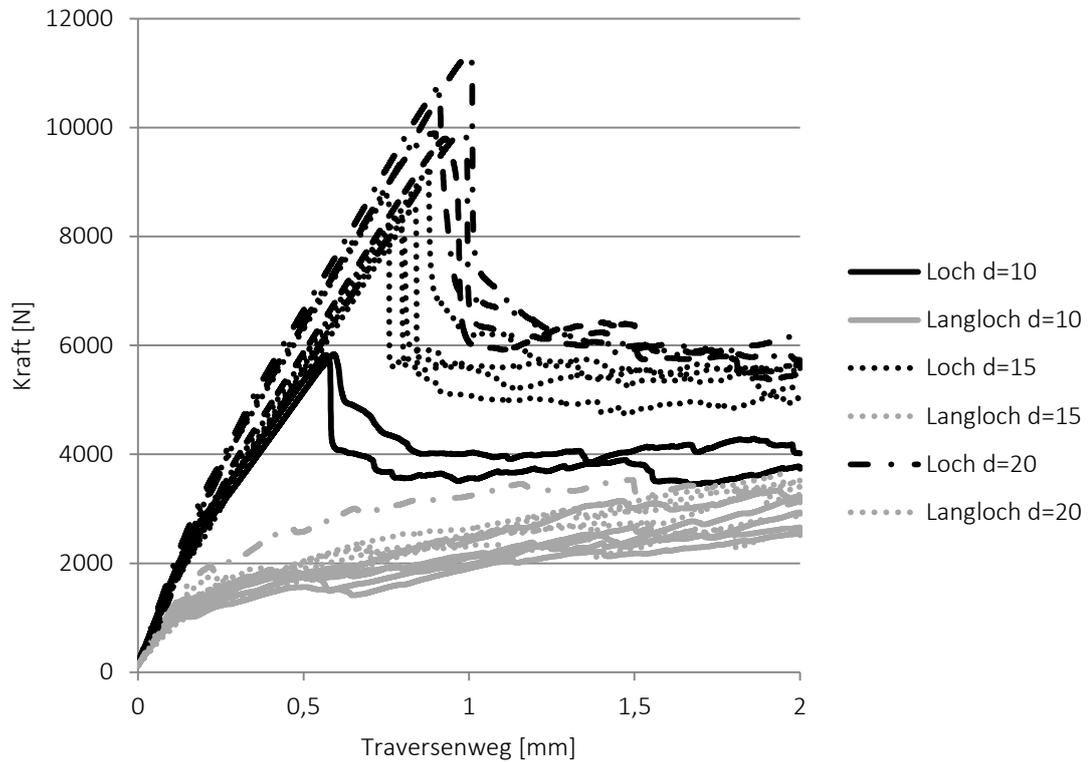


Abbildung 93: Übersicht der Faserverbundproben

Die Ausbreitung des Schadensbildes ist bei den Proben mit Loch in allen Raumrichtungen lokal stark begrenzt. In der Regel wird die Delamination am jeweils nächsten Kett- bzw. Schussfaden gestoppt, Abbildung 94 .

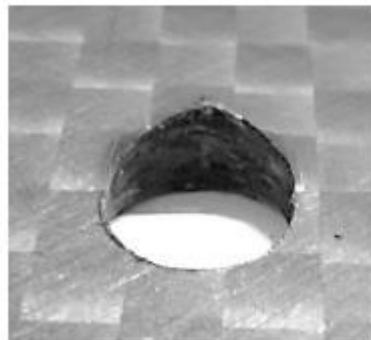


Abbildung 94: Lokal begrenztes Schadensbild der Faserverbundproben (Loch d = 10 mm)

Die Ausbreitung der Schäden bei Langlöchern unterscheidet sich insofern von den Löchern, als dass die Delamination sich entlang des Langloches stärker ausbreitet, siehe Abbildung 95. Dies ist auf das Fehlen der Abstützung der Rovings senkrecht zur Schnittkante des Langloches zurückzuführen.

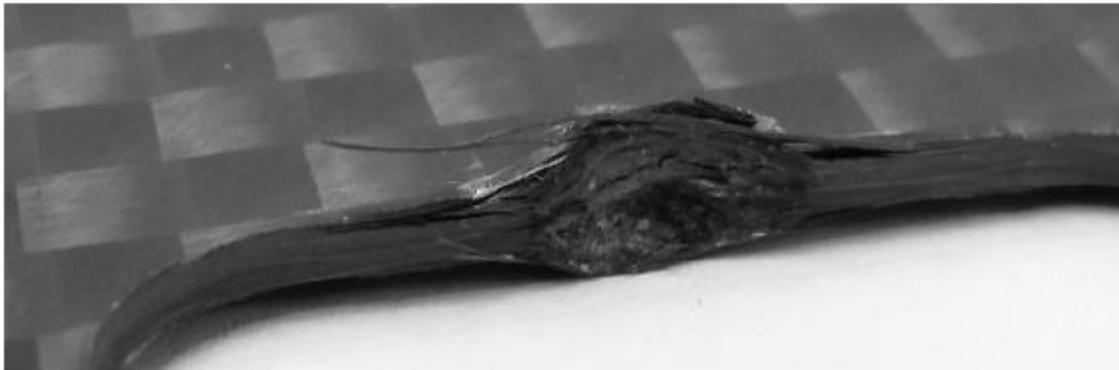


Abbildung 95: Schadensbild der Faserverbundproben (Langloch $d = 15 \text{ mm}$)

7.3.2.4 Einfluss des Durchmessers

Bei einem Vergleich der unterschiedlichen Materialien zeigt sich, dass der Kurvenverlauf von Proben mit Loch aus Stahl und CFK für die unterschiedlichen Durchmesser bis ca. $0,1 \text{ mm}$ Traversenweg gut übereinstimmt, bei Proben mit 15 mm Durchmesser bis $0,2 \text{ mm}$. Darüber hinaus zeigt sich der zunehmend plastische Anteil der Stahlproben in einer Krümmung der Kurve. Die Aluminiumproben weichen bereits bei kleinen Verfahrwegen vom linearen Verlauf ab und zeigen ein ausgeprägtes plastisches Verhalten. Die maximal erreichbaren Werte der Faserverbundproben liegen zwischen den Stahl- und den Aluminiumproben. Bei Proben mit 20 mm Durchmesser erreichen diese sogar das Niveau der Stahlproben, siehe Abbildung 96.

Bei den Langlöchern ist Stahl das mit Abstand am besten geeignete Material. Die Faserverbundproben sowie die Proben aus Aluminium liegen hierbei ungefähr gleich.

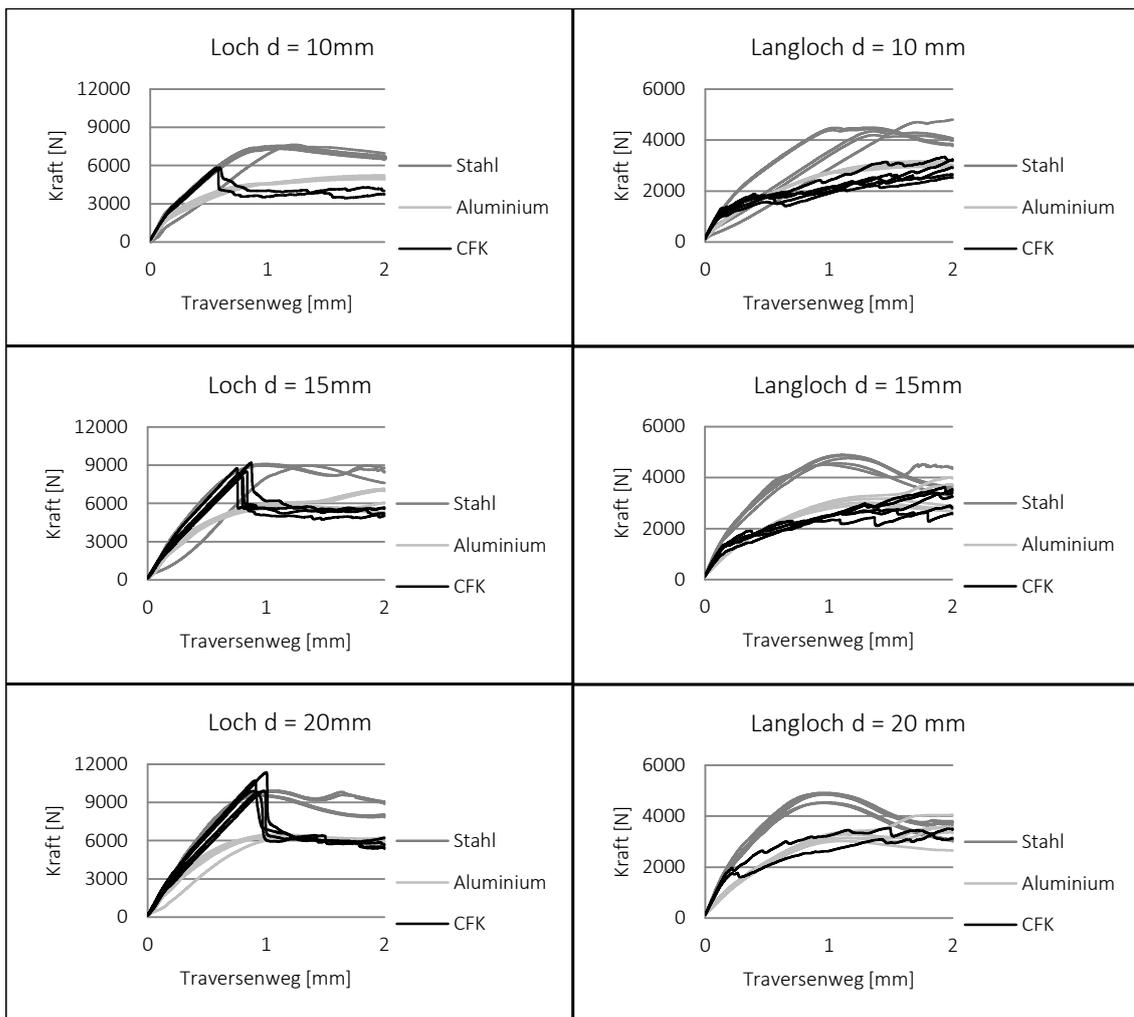


Abbildung 96: Vergleich der Langloch- und Lochdurchmesser für die unterschiedlichen Materialien

7.3.3 Beginn der plastischen Deformation

Nach DIN 65562 [DIN65562] ist der Beginn der plastischen Deformation ein wichtiges Kriterium der Lochleibung, welcher eine dauerhafte und irreversible Schädigung des Bauteils darstellt. Der Bereich ist als erste deutlich erkennbare Abweichung vom linear elastischen Kurvenverlauf definiert. Die für die Lochleibungsuntersuchungen herangezogenen CFK-Proben zeigen durchwegs einen charakteristischen Knick bei ca. 2500 N. Dieser wurde bei bisherigen Versuchen zur Lochleibung, welche in der Regel mit einer überlagerten Querkraft stattfanden und somit nicht dem vorgestellten Anwendungsfall entsprechen, nicht erwähnt. Eine Anwendung der Norm zur Bestimmung der maximal ertragbaren Last führt daher zu einer deutlich konservativen Auslegung, verglichen mit Kapitel 7.3.1.3, da bereits der Knick als erste Abweichung der Geraden interpretiert werden müsste und nicht das Kraftmaximum.

7.3 Auswertung der Versuche

Schürmann [Schuermann2005] beschreibt bei einem Mehrschichtverbund, dass ab dem Knick ein leicht degressiver Kurvenverlauf zu sehen ist. Die hohe örtliche Überbeanspruchung führt zu Zwischenfaserbrüchen, welche eine Reduzierung der Steifigkeit nach sich ziehen. Ehrenstein [Ehrenstein2006] erläutert dazu, dass ab dem Knick Bereiche im Verbund, bei denen die Fasern senkrecht zur Krafrichtung liegen, kaum noch Kräfte übertragen. Durch die mehrmalige Belastung mit ca. 80 % der maximal ertragbaren Kraft wird überprüft, ob dieser Effekt sich auf die Maßhaltigkeit eines quasiisotropen Lagenaufbaus auswirkt, siehe Abbildung 97. Entgegen dem Beispiel von Schürmann zeigt sich jedoch nach der ersten Belastung (gepunktete Linie) eine Zunahme der Steifigkeit, welche sich im weiteren Verlauf der 20 Wiederholungen nicht ändert. Ein möglicher Ansatz zur Erklärung liegt in der stark lokalen Belastung durch den Bolzen, der bei der ersten Belastung zu einem Stauchen bzw. Setzen des Materials führt.

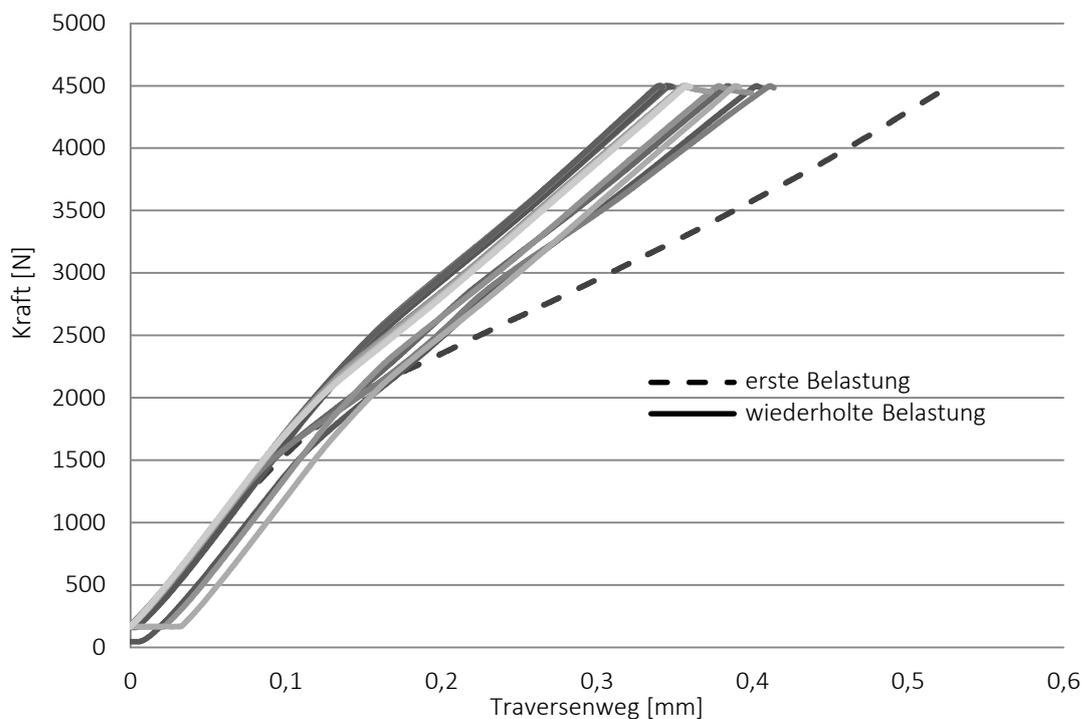


Abbildung 97: Wiederholtes Aufbringen von ca. 80 % der maximal ertragbaren Last

Messungen des Durchmessers zeigen, dass innerhalb der für den Rohbau erforderlichen Maßhaltigkeit keine nennenswerte Weitung stattfindet. Die Schädigung des Laminates ist dabei nicht über mikroskopische Aufnahmen von Schliffbildern nachzuweisen.

Wenn im Rohbau die Kraft auf die Löcher zuverlässig begrenzt wird, kann daher das Loch über die verschiedenen Ausbaustufen hinweg ohne Einbußen der Maßhaltigkeit verwendet werden.

7.3.4 Diskussion der Ergebnisse

Die unterschiedlichen Materialien lassen sich anhand von Positionsgenauigkeit, Funktionsversagen und maximaler Last am besten mittels einer auf die Bolzenfläche (Durchmesser x Wandstärke der Probe) projizierten mittleren Spannung bewerten. Auf die Darstellung der Spannung bzw. der Kraft bei Langlöchern wird bei dem Kriterium „maximale Last“ jedoch verzichtet, siehe Kapitel 7.3.1.3.

Es zeigt sich bei metallischen Proben, dass bei kleineren Bolzendurchmessern eine höhere maximale Spannung ertragen werden kann, siehe Abbildung 98. Besonders ausgeprägt ist dieses Verhalten bei den Kriterien „maximale Last“ und „Funktionsversagen“. Die quasiisotropen Faserverbundproben zeigen bei allen Kriterien ein vom Durchmesser nahezu unabhängiges Verhalten, was auf das nicht vorhandene Plastifizieren des Werkstoffes zurückzuführen ist.

Bei den beiden Funktionskriterien, Positioniergenauigkeit und Funktionsversagen, ist darüber hinaus der deutliche Unterschied zu den Langlöchern zu erkennen. In jedem Block des Diagramms sind dabei von links nach rechts ansteigend die unterschiedlichen Bolzendurchmesser abgebildet. Die Langlöcher sind dabei jeweils heller als die entsprechenden Rundlöcher mit demselben Durchmesser markiert.

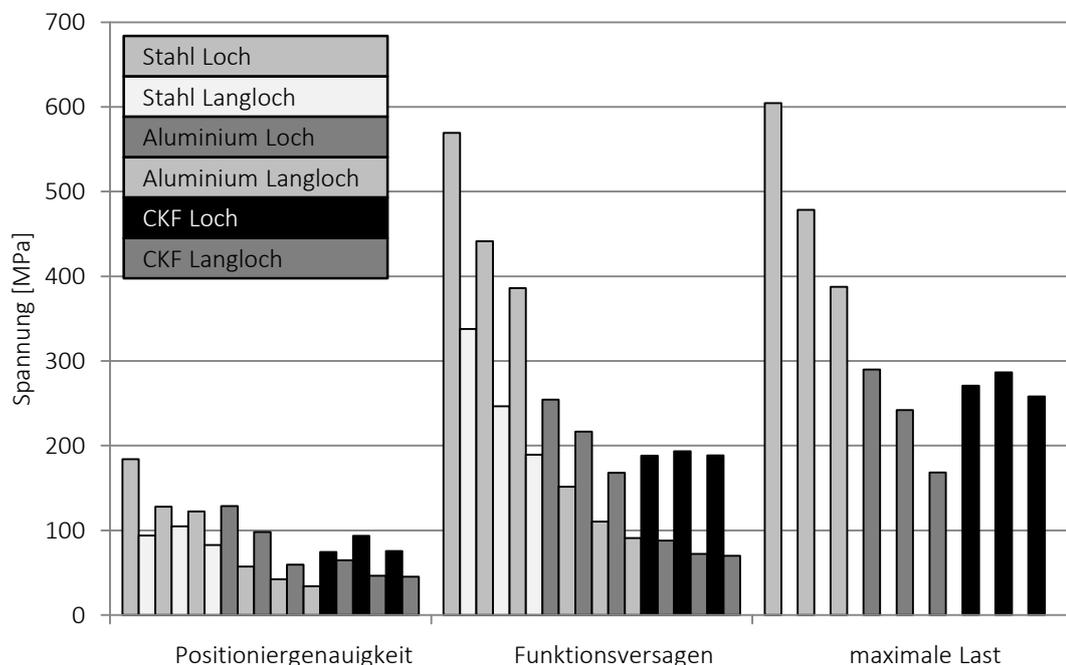


Abbildung 98: Vergleich der ertragbaren Spannungen in Abhängigkeit unterschiedlicher Kriterien. Von links nach rechts folgen in jeder Gruppe und Untergruppe Loch 10, Langloch 10, Loch 15, Langloch 15, Loch 20, Langloch 20.

7.3 Auswertung der Versuche

Bezogen auf die Kraft zeigt sich, dass insbesondere bei CFK eine deutliche Steigerung des jeweiligen Kriteriums mit größer werdendem Durchmesser erreicht wird, siehe Abbildung 99. Bei den Stahlproben fällt die Steigerung geringer aus, während Aluminium teils keine Verbesserung zeigt. Das bedeutet, dass bei Aluminium größere Durchmesser nicht zwingend eine Verbesserung der Bolzentragfähigkeit zeigen, die Struktur des gesamten Bauteils aufgrund des größeren Loches jedoch stärker beeinflusst wird.

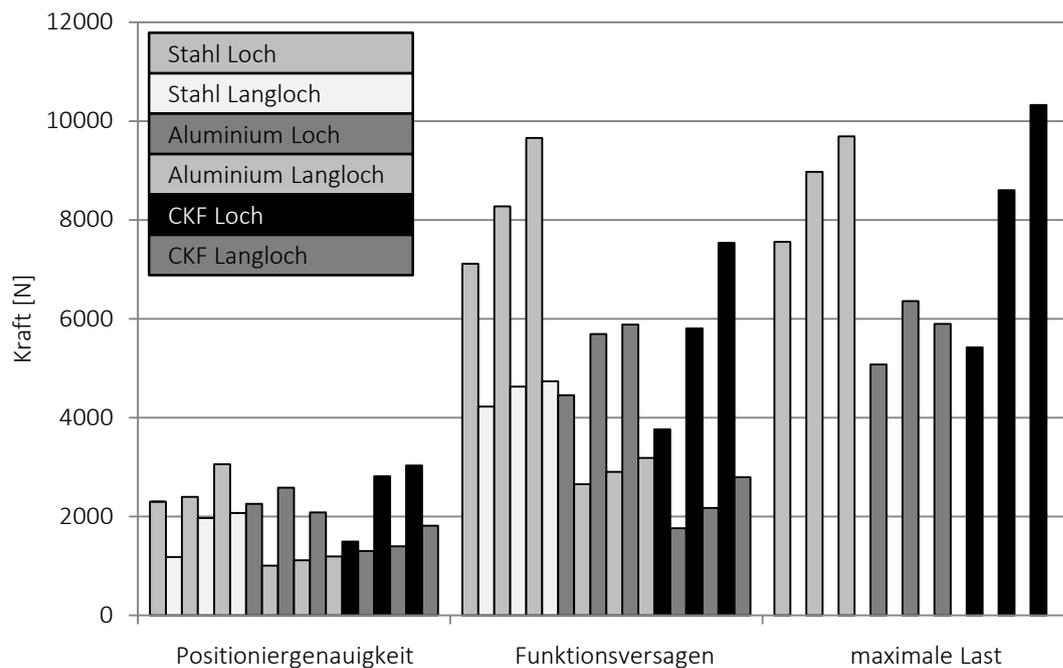


Abbildung 99: Vergleich der ertragbaren Kräfte in Abhängigkeit unterschiedlicher Kriterien. Von links nach rechts folgen in jeder Gruppe und Untergruppe Loch 10, Langloch 10, Loch 15, Langloch 15, Loch 20, Langloch 20.

Faserverbundwerkstoffe reichen in Bezug auf die Lochleibung nicht an den Werkstoff Stahl in der getesteten Legierung heran, erreichen jedoch dieselben oder höhere Kraftniveaus als die Aluminiumproben. Die bei metallischen Werkstoffen mögliche Ausbildung eines Kragenloches ist für Faserverbundwerkstoffe nicht zielführend. Lokale Aufdickungen können im RTM-Prozess hingegen gut eingebracht werden [Durst2010] und eignen sich zur Steigerung der Tragfähigkeit. Die Vergrößerung der Auflagefläche zieht aufgrund der nahezu konstanten Spannungen in den Versuchen eine direkte Steigerung der Tragfähigkeit nach sich.

Da die Krafrichtung und damit die Orientierung der Lagen im Bauteil nicht zwingend mit der Ausrichtung von Loch und Langloch übereinstimmen, stellt der quasiisotrope Aufbau einen Startpunkt für weitere Untersuchungen dar. Bei der Anwendung von

zusätzlichen Aufdickungen kann die Tragfähigkeit weiter gesteigert werden, wenn die Orientierung der Fasern in Lastrichtung zeigt, vgl. Schürmann [Schuermann2005].

Die gleiche Aussage gilt auch für die Langlöcher, wobei hier fallbezogen das Schadensbild der Aufnahme genauer betrachtet werden muss, um Risse ausschließen zu können. Reichen die Maßnahmen für das Langloch nicht, muss auf sog. schwimmende Bolzen, welche nur eine Raumrichtung sperren, umgestellt werden, sodass die hohe Tragfähigkeit des Loches an beiden, sekundären Bezugsstellen genutzt werden kann.

Das hauptsächlich elastische Materialverhalten der Faserverbundwerkstoffe bietet darüber hinaus den Vorteil, dass bei einer Kontrollmessung der Bauteile und Zusammenbauten von unverformten Bezugsstellen ausgegangen werden kann. Dies wiederum wirkt sich positiv auf die durchgehende Analyse der Maßhaltigkeit aus, da die Messergebnisse nicht durch plastische Deformationen in der Aufnahme beeinflusst werden.

Es muss jedoch bei den bisherigen Untersuchungen bedacht werden, dass die Kräfte quasistatisch aufgebracht wurden. Im Rohbau können durch das Schließen der Spanner oder durch Fügeoperation auch dynamische Belastungen entstehen.

8 Faserverbundwerkstoffe im Zusammenbau

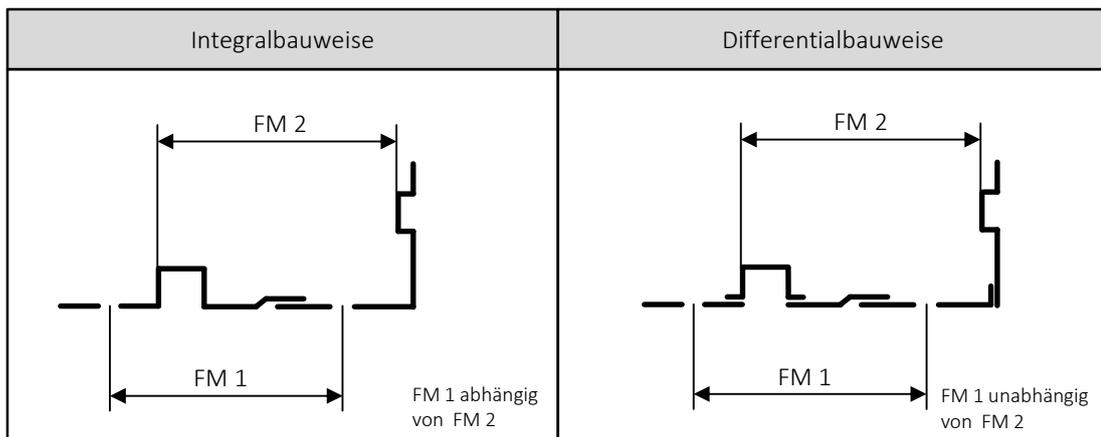
Die Fügeprozesse, welche für die Einbindung von CFK-Bauteilen in die Karosseriestruktur in Frage kommen, werden bereits heute in der Serienfertigung angewendet. Das bedeutendste Verfahren stellt dabei das Kleben dar, wie es z. B. am Heckdeckel des Mercedes-Benz SL (Baureihe 231, AMG-Version) zum Einsatz kommt. Dabei wird über einen Klebstoff die SMC-Außenschale mit der tragenden CFK-Struktur verbunden. Bei der Bauteilgestaltung müssen jedoch faserverbundspezifische Gegebenheiten berücksichtigt werden.

8.1 Größe und Aufteilung der Bauteile

Der Vorteil von Faserverbundstrukturen ist die Möglichkeit, über Funktionsintegration sowohl die Masse der Bauteile sowie den Aufwand beim Fügen zu reduzieren. Beispielsweise konnte bei der Bodenstruktur eines metallischen Rohbaus des VW Lupo in dem Projekt TECABS (Technologies for Carbon Automotive Body Structures) die Anzahl der Bauteile von 28 auf 8 Preformen und 5 Kerne mehr als halbiert werden. Gleichzeitig reduzierte sich die Masse des Zusammenbaus von 18,2 kg auf 9,7 kg, vgl. [Goede2005].

Die Karosseriestruktur des Mercedes-Benz SLR McLaren (Baureihe 199) besteht überwiegend aus CFK, welche im Vergleich zu einem konventionellen metallischen Rohbau eine deutlich geringere Anzahl an Bauteilen aufweist [Krueger2010]. Einen vergleichbaren Ansatz wählt Volkswagen beim X1, dessen „Sicherheitszelle“ aus nur 18 Bauteilen besteht [Bock2011].

Die Größe und Aufteilung der einzelnen Bauteile und Baugruppen wirkt sich jedoch nicht nur auf die Funktionsintegration und den Leichtbau aus, sondern auch auf die Möglichkeit, Funktionsmaße im Rohbau beeinflussen zu können. Prinzipiell bedeuten weniger Schnittstellen einen geringeren Einfluss des Rohbaus, da die Länge der Toleranzkette verkürzt wird. Werkzeuggebundene Maße ziehen jedoch einen hohen Aufwand bei geometrischen Änderungen nach sich. Die Möglichkeit einzelne Geometrielemente im Rohbau gegenüber einer Referenz zu positionieren verhält sich dabei umgekehrt proportional zur Anzahl der Bauteile. Die teils gegenläufigen Anforderungen können dann nicht mehr durch Stellen der Bauteile in der Rohbauanlage kompensiert werden.



Legende:
FM 1, FM 2: Funktionsmaße

Abbildung 100: Schematische Darstellung von Integral- und Differentialbauweise und der Möglichkeit, Funktionsmaße zu beeinflussen

Die Umstellung des Werkstoffes und die damit einhergehenden Änderungen im Rohbau müssen daher auch aus der Sicht des Toleranzmanagements betrachtet werden. Das Potential der Integralbauweise kann daher nur an den Stellen vollständig genutzt werden, an denen es nur wenige Funktionsmaße über mehrere Bauteilgrenzen hinweg gibt und an denen eine eindeutige Priorisierung der Funktionsmaße möglich ist, siehe Abbildung 100. Sind diese Voraussetzungen nicht erfüllt, müssen zumindest Teilbereiche in Form der Differentialbauweise, die eine unabhängige Beeinflussung verschiedener Funktionsmaße zulässt, vorgesehen werden. Nur so können Formabweichungen im Einzelteil auf einfache Art korrigiert werden.

8.2 Bauteilgestaltung in Abhängigkeit der Steifigkeit

Die Steifigkeit der Bauteile muss nicht nur für den späteren Einsatz des Fahrzeuges sondern auch bei der Fertigung berücksichtigt werden. In der Rohbauanlage werden die Bauteile unabhängig von ihrer tatsächlichen, streuenden Geometrie durch die Spanner auf ein definiertes Maß eingestellt und in dieser Lage gefügt. Nach dem Öffnen der Spanner stellt sich ein neues, von der Steifigkeit der Fügepartner abhängiges Gleichgewicht ein, wobei zwei Fälle unterschieden werden müssen, vergleiche u.a. [Camilio2004], [Praun2002]:

8.2 Bauteilgestaltung in Abhängigkeit der Steifigkeit

1. Steifigkeit CFK-Bauteil > Steifigkeit Rest: Beim Lösen der Spanner werden die angrenzenden Bauteile in Richtung des CFK-Bauteils gezogen und erfahren eine stärkere Verformung. In diesem Fall muss für die Fertigung hauptsächlich die Spannung des Bauteils während der Zeit in der Vorrichtung berücksichtigt werden.
2. Steifigkeit CFK-Bauteil < Steifigkeit Rest: die globale Deformation nach dem Fügen wird vornehmlich durch das CFK-Bauteil abgedeckt. Dabei müssen primär die Spannungen im verbauten Zustand betrachtet werden.

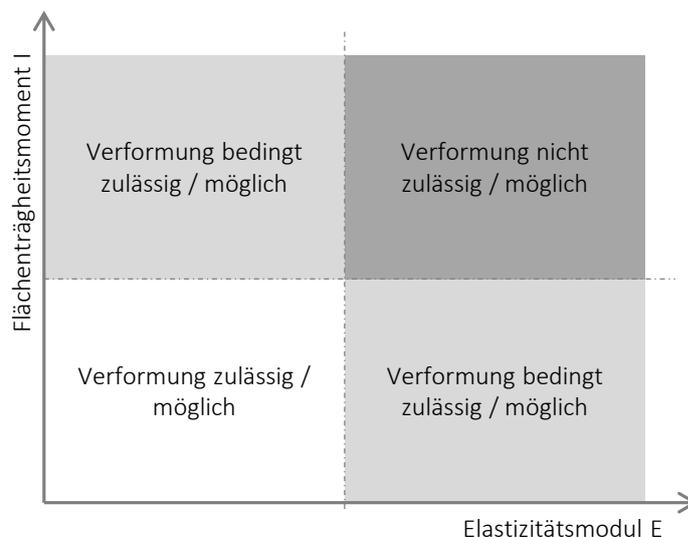


Abbildung 101: Auswirkung der Steifigkeit auf die zulässigen Verformungen während des Fügens der Bauteile

Abbildung 101 zeigt qualitativ die Zusammenhänge beim Fügen der Bauteile, welche in Abhängigkeit des Flächenträgheitsmoments und des E-Moduls zulässig sind, da beide Größen in erster Näherung unabhängig voneinander beeinflusst werden können. Dabei nimmt die zulässige Verformung mit steigender Steifigkeit der Bauteile ab, da sich sonst zu hohe Spannungen aufbauen, welche schon während des Zusammenbaus zu einer Schädigung des Bauteils führen, vgl. [Sproewitz2008a]. Dies ist umso wichtiger, da Faserverbundwerkstoffe im Gegensatz zu den heute vorwiegend verwendeten, metallischen Werkstoffen in Schalenbauweise Spannungsspitzen nicht durch plastische Deformationen begrenzen.

8.3 Die Unterbrechung der Toleranzkette faserverstärkter Bauteile

Die geometrische Streuung des Gesamtsystems lässt sich beeinflussen, indem die Toleranzkette durch technische Maßnahmen im Rohbau bewusst unterbrochen wird. Darunter wird die Möglichkeit verstanden, die bis zu diesem Zeitpunkt auftretenden Mittelwertverschiebungen und Streuungen durch die Erzeugung von Geometrien im Rohbau zu umgehen. Bei plastisch verformbaren Werkstoffen können neben einer Lochoperation auch Flächen relativ zu anderen Geometrieelementen erzeugt werden. Beim Soft Touch Form & Pierce, vgl. [Bohn2013], werden mit Hilfe eines Roboters, auf dem ein Präge- und Stanzwerkzeug angebracht ist, Flächen und Löcher gegenüber einer Referenz erzeugt.

Bei Faserverbundwerkstoffen mit duroplastischer Matrix sind keine Prägeoperationen während oder im Anschluss an die Rohbaufertigung möglich. Allerdings können durch zerspanende Operationen Löcher und komplexere Konturen zur Ausrichtung von Anbauteilen erzeugt werden. Dies bietet sich an, da CFK-Bauteile stets besäumt werden müssen. Dieser Prozessschritt muss möglichst spät stattfinden und kann die Besäumung der entsprechenden Stelle am Einzelteil ersetzen.

Indem die für Faserverbundbauteile notwendige Besäumung in der Prozesskette nach hinten verschoben wird, kann somit entweder in größeren Chargen, oder bei entsprechender messtechnischer Ausstattung der Anlagen, individuell auf die Maßhaltigkeit einzelner Zusammenbauten reagiert werden.

9 Zusammenfassung und Ausblick

Gegenläufige Anforderungen hinsichtlich Komfort, Sicherheit und Energieverbrauch sowie eine zunehmende Anzahl an Derivaten führen zum Einsatz neuer Materialien in der Automobilindustrie. Neben den bekannten Zielen der Steifigkeit, der Festigkeit oder des Korrosionsverhaltens spielt die reproduzierbare Fertigung über die verschiedenen Prozessschritte hinweg eine wichtige Rolle.

Die Funktion eines Bauteils oder einer Baugruppe in der industriellen Fertigung ist in vielen Fällen eng mit der geometrischen Streuung verbunden. Die Maßhaltigkeit hängt dabei sowohl von den werkstoff- und prozessinduzierten Deformationen der Bauteile als auch von der Aufnahme und Ausrichtung beim Fügen ab. Prozesse zur automatisierten Herstellung von Bauteilen sind dabei idealerweise so ausgelegt, dass streuende Eingangsparameter nur einen geringen Einfluss auf die Systemantwort ausüben.

Aus Sicht des Toleranzmanagements besteht die Notwendigkeit neue Materialien und Prozesse hinsichtlich ihrer Maßhaltigkeit zu bewerten, um bereits in einer frühen Phase der Produktentwicklung die spätere Funktionserfüllung der Bauteile beurteilen und gegebenenfalls notwendige Maßnahmen ableiten zu können. Dies führt zu einer realistischen Vergabe von Toleranzen, welche einen integralen Bestandteil der Produktbeschreibung darstellen.

Für Probekörper aus kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff, hergestellt im Resin-Transfer-Moulding, wurden dazu Experimente und Simulationen durchgeführt, um wichtige Parameter der Streuung zu identifizieren. Darüber hinaus wurde untersucht, inwiefern mit kommerziell verfügbaren Programmen die geometrische Streuung vorherbestimmt werden kann.

Die Ergebnisse der praktischen Untersuchungen an zwei unterschiedlichen Geometrien zeigen eine deutliche Abhängigkeit des Spring-in vom Faservolumengehalt und der konstruktiven Gestaltung der Bauteile. Mit steigendem Faservolumengehalt werden Harzansammlungen an kritischen Teilbereichen der Probekörper reduziert, sodass der Effekt des Spring-in deutlicher zum Tragen kommt. Gleichzeitig wirkt sich diese Maßnahme positiv auf die geometrische Streuung aus. Eine höhere Aushärtetemperatur, welche die Aushärtezeiten reduziert und aus konstruktiver Sicht die Eigenschaften der Matrix beeinflusst, führt zu einer größeren Deformation, während die Streuung der Bauteile deutlich geringer beeinflusst wird. Die Zugabe eines Beschleunigers mit dem Ziel, die Aushärtezeit zu verkürzen, wirkt sich neben dem Mittelwert signifikant auf die geometrische Streuung aus.

Bei der Bewertung der Torsion der Bauteile kommt hinzu, dass die Maßhaltigkeit signifikant von der Qualität des Faser-Halbzeugs abhängt. Bereits geringe Abweichungen in der Orientierung von Kett- und Schussfaden reichen aus, um die Probekörper zu deformieren. Von den Steuergrößen müssen vor allem der Faservolumengehalt und die Aushärtetemperatur mit ihrem signifikanten Einfluss auf die Torsion genannt werden. Die Wirkung der beiden Parameter zeigt jedoch in unterschiedliche Richtungen. Ein höherer Faservolumengehalt führt zu einer Reduzierung der Streuung, während eine gesteigerte Aushärtetemperatur die Streuung erhöht. Der Beschleuniger zeigt hingegen keinen Einfluss auf Mittelwert und Standardabweichung.

Bei der Simulation des Spring-in lag der Fokus der Arbeit auf dem Aushärtvorgang und dem Aufbau einer stochastischen Prozesskette, mit der der Einfluss streuender Eingangsparameter auf die Variabilität der Deformation untersucht werden kann. Aufgrund der unzureichenden Möglichkeit, alle fertigungsbedingten Aspekte im Modell abzubilden, wurden anhand ausgewählter Beispiele die Funktion der stochastischen Modellierung aufgezeigt und Stellhebel zum Abgleich zwischen Versuch und Simulation vorgestellt.

Die Aufnahme und Ausrichtung der Bauteile im Rohbau stellt die abschließende Untersuchung der Arbeit dar. In Anlehnung an Versuche und Normen aus der Luft- und Raumfahrt werden Kriterien zur Bewertung des Loch-Langloch-Konzepts, welches sehr häufig zur Anwendung kommt, erarbeitet. Der direkte Vergleich mit metallischen Referenzproben ermöglicht die Einordnung der Ergebnisse unter den Anforderungen des Rohbaus. Die quasistatischen Versuche zeigen, dass Faserverbundstrukturen an die Belastbarkeit von Aluminium heranreichen, jedoch unterhalb der Ergebnisse von Stahl liegen. Somit können Faserverbundstrukturen mit der bestehenden Anlagentechnik positioniert und gefügt werden.

Aufbauend auf den Ergebnissen lassen sich weitere Themen aus der vorliegenden Arbeit ableiten. Bei den realen Versuchen ist die Erfassung weiterer Steuer- und insbesondere Störgrößen, wie z. B. Injektionsparameter, die tribologischen Eigenschaften des Werkzeugs oder geänderte Temperaturzyklen, notwendig, um die teils hohe und unterschiedliche geometrische Streuung detaillierter zu beschreiben und die Prozessfähigkeit zu steigern.

Im Vergleich zu metallischen Werkstoffen ist bei Faserverbundwerkstoffen die Datenbasis kleiner, insbesondere bezogen auf statistische Kennwerte. Die stochastische Simulation ist jedoch darauf angewiesen, dass neben Mittelwerten auch verlässliche Standardabweichungen vorliegen, um die Aussagekraft der Ergebnisse zu erhöhen. Darüber hinaus ist es erforderlich die mathematische Modellierung weiter zu verbessern, um

fertigungsbedingte Abweichungen entlang der kompletten Prozesskette in die Simulation einfließen zu lassen.

Die Aufnahme und Ausrichtung der Bauteile funktioniert unter der Randbedingung einer quasistatischen Betrachtung. In einem weiteren Schritt gilt es die statischen Versuchsergebnisse durch dynamische Versuche zu bestätigen, um Beschädigungen der Struktur, beispielsweise hervorgerufen durch die Spannvorrichtungen, auszuschließen.

10 Literaturverzeichnis

- [Akkerman1998] Akkerman, R.; Wiersma, H. W.; Peeters, L. J. B.: Spring-forward in continuous fibre reinforced thermosets, Simulation of Materials Processing: Theory, Methods and Applications: Numiform'98, 1998
- [Albert2002] Albert, C.; Fernlund, G.: Spring-in and warpage of angled composite laminates. In: Composites Science and Technology, Volume 62, S. 1895-1912, 2002
- [Anderl2009] Anderl, R.; Mosch, L.; Nattermann, R: Ansatz zur Visualisierung von Unsicherheiten in immersiver Arbeitsumgebung. In: Augmented & Virtual Reality in der Produktentstehung, S. 333-346, HNI-Verlagsschriften, 2009
- [Arafath2009] Arafath, A. R. A.; Vaziri, R.; Poursartip, A.: Closed-form solution for process-induced stresses and deformation of a composite part cured on a solid tool: Part II – Curved geometries. In: Composites: Part A., Volume 40, S. 1545-1557, 2009
- [Baeuerle2005] Baeuerle, C.; Kulp, S.; de los Rios, G.: Maßhaltigkeitsoptimierung bei der Blechumformung für hochfeste Stähle mit LS-DYNA und HyperWorks, LS-DYNA Anwenderforum, Bamberg, 2005
- [Bapanapalli2005] Bapanapalli S. K.; Smith L. V.: A linear finite element model to predict processing-induced distortion in FRP laminates. In: Composites Part A, Volume 36, S. 1666–1674, 2005
- [Bebamzadeh2009] Bebamzadeh, A.: Efficient Finite Element Response Sensitivity Analysis and Applications in Composite Manufacturing, Dissertation, University of British Columbia, 2009
- [Beck2010] Beck, C.; Ester, J.: Toleranzzonenmodellierung macht Prozesse fähig - Neu multivariate Prozessbeurteilung. In: QZ, Ausgabe 9, S. 56-61, Carl Hanser Verlag, 2010
- [Bekar2011] Bekar, D.; Acar, E.; Ozer, F.; Guler, M. A.: Robust Springback Optimisation of DP600 Steels for U-Channel Forming, Proceeding of the World Congress on Engineering, London, 2011
- [Berndt1968] Berndt, G.; Hultsch, E.; Weinhold, H.; Funktionstoleranz und Meßunsicherheit. In: Wissenschaftliche Zeitschrift der Technischen Universität Dresden, Heft 2, 1968.

- [Berner2012] Berner, S.: Strategien zur Qualitätssicherung flexibler Rollprofile, Dissertation, Universität Darmstadt, 2012
- [Binder2005] Binder, K.: Monte Carlo Methods. In: Mathematical Tools for Physicists, Wiley-VCH Verlag, Wiesbaden, 2005
- [Bock2011] Bock, H.: Technologiekonzept Volkswagen XL1, CCEV Automotive Forum 2011, Ingolstadt, 2011
- [Bohn1998] Bohn, M.: Toleranzmanagement im Entwicklungsprozess, Dissertation, Universität Karlsruhe, 1998
- [Bohn2013] Bohn, M; Hetsch, K.: Toleranzmanagement im Automobilbau, Carl Hanser Verlag, 2013
- [Bosch2012] Bosch, K.: Statistik für Nichtstatistiker, Zufall und Wahrscheinlichkeit. 6., korrigierte und aktualisierte Auflage, Oldenburg Verlag, 2012
- [Cai1996] Cai W.; Hu S. J.; Yuan J. X.: Deformable Sheet Metal Fixturing: Principles, Algorithms, and Simulations. In: Journal of Manufacturing Science and Engineering, Volume 118, Issue 3, S. 318-324, 1996
- [Camelio2004] Camelio, J. A.; Hu, S. J.; Ceglarek, D.: Impact on Fixture Design on Sheet Metal Assembly Variation. In: Journal of Manufacturing Systems, Volume 23, Number 3, S. 182-193, 2004
- [Chabin2013] Chabin, M.: Numerical prediction of manufacturing induced residual stresses and shape distortion of composites parts, I.C.S. Americas 2013, Boston, 2013
- [Chen2007] Chen, P.; Koç, M.: Simulation of springback variation in forming of advanced high strength steels. In: Journal of Materials Processing Technology, Volume 190, S. 189-198, 2007
- [Chen2008] Chen, P.; Koç, M.; Wenner, M. L.: Experimental Investigation of Springback Variation in Forming of High Strength Steels. In: Journal of Manufacturing Science and Engineering, Volume 130, S. 041006-1 - 041006-9, 2008
- [Chou1992] Chou, T.-W.: Microstructural Design of Fiber Composites, Cambridge University Press, 1992
- [Darrow2002] Darrow, D.A.; Smith, L.V.: Isolating Components of Processing Induced Warpage in Laminated Composites. In: Journal of Composite Materials 36, S. 2407–2419, 2002

- [Dietrich2009] Dietrich, H.; Schulze, A.: Statistische Verfahren zur Maschinen- und Prozessqualifikation, Carl Hanser Verlag, 2009
- [DIN10579] DIN 10579: Geometrische Produktspezifikation (GPS) – Bemaßung und Tolerierung – Nicht-formstabile Teile (ISO 10579:2010, einschließlich Cor 1:2011); Deutsche Fassung EN ISO 10579:2013, 2013
- [DIN1101] DIN 1101: Geometrische Produktspezifikation (GPS) – Geometrische Tolerierung – Tolerierung von Form, Richtung, Ort und Lauf (ISO 1101:2004); Deutsche Fassung EN ISO 1101:2005, 2005
- [DIN5459] DIN 5459: Geometrische Produktspezifikation (GPS) – Geometrische Tolerierung – Bezüge und Bezugssysteme (ISO/DIS 5459:2011); Deutsche Fassung prEN ISO 5459:2011, 2011
- [DIN65147] DIN 65147-2: Luft- und Raumfahrt; Kohlenstoffasern; Gewebe aus Kohlenstoffilamentgarn; Technische Lieferbedingungen, 1987
- [DIN65562] DIN 65562: Luft- und Raumfahrt; Faserverstärkte Kunststoffe; Prüfung von multidirektionalen Laminaten; Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit, 1999
- [DINEN13706-2] DIN EN 13706-2: Verstärkte Kunststoffverbundwerkstoffe - Spezifikationen für pultrudierte Profile - Teil 2: Prüfverfahren und allgemeine Anforderungen; Deutsche Fassung EN 13706-2:2002, 2002
- [DINISO21747] DIN ISO 21747: Statistische Verfahren - Prozessleistungs- und Prozessfähigkeitskenngrößen für kontinuierliche Qualitätsmerkmale, 2007
- [DINV65352] DIN V 65352: Verfahren zur statistischen Auswertung der Prüfergebnisse bei der Qualifikations- und Abnahmeprüfung von Faserverbundwerkstoffen, 1987
- [Dong2003] Dong, C.: Dimensional variation prediction and control for composites, The Florida State University, College of Engineering, PhD-Thesis, 2003
- [Dong2009] Dong, C.: Modeling the process-induced dimensional variations of general curved composite components and assemblies. In: Composites: Part A, Volume 40, S. 1210-1216, 2009
- [Dong2009a] Dong, C.: Modeling the Dimensional Variations of Composites Using Effective Coefficients of Thermal Expansion. In: Journal of Composite Materials, Volume 43, S. 2639-2652, 2009

- [Dong2010] Dong, C.: A parametric study on the process-induced deformation of composite T-stiffener structures. In: Composites: Part A, Volume 41, S. 545-520, 2010
- [Durst2010] Durst, K. G.: Vom T-Shirt zum Automobil - Bedarf zukünftiger Anwendungen, Garne und Textilien für den Faserverbundleichtbau, Denkendorf, 2010
- [Eckert2012] Eckert, A.: Prognose der Maßhaltigkeit punktförmig mechanisch gefügter Karosserieanbauteile, Dissertation, Universität Chemnitz, 2012
- [Ehrenstein2006] Ehrenstein, W. G.: Faserverbundkunststoffe; Werkstoffe - Verarbeitung - Eigenschaften, Carl Hanser Verlag, 2006
- [Engel1996] Engel, U.: Beanspruchung und Beanspruchbarkeit von Werkzeugen der Massivumformung, Habilitation, Meisenbach Verlag, 1996
- [Ferkel2010] Ferkel, H.; Kurz, H.; Becke, JW.: Faserverbundwerkstoffe als wirtschaftliche Option für die Großserie, C.C.e.V. Automotive Forum, Neckarsulm, 2010
- [Fernlund1999] Fernlund, G.; Poursartip, A.; Nelson, K.; Wilenski, M.; Swanstrom, F.: Process modeling for dimensional control - Sensitivity analysis of a composite spar process, 44th International SAMPE Symposium, Vereinigte Staaten von Amerika, 1999
- [Fernlund2002] Fernlund, G.; Rahman, N.; Courdji, R.; Bresslauer, M.; Poursartip, A.; Willden, K.; Nelson, K.: Experimental and numerical study of the effect of cure cycle, tool surface, geometry, and lay-up on the dimensional fidelity of autoclav-processed composite parts. In: Composites Part A, Volume 33, S. 341-351, 2002
- [Fernlund2003] Fernlund, G.; Osooly, A.; Poursartip, A.; Vaziri, R.; Courdji, R.; Nelson, K.; George, P.; Hendrickson, L.; Griffith, J.: Finite element based prediction of process-induced deformation of autoclaved composite structures using 2D process analysis and 3D structural analysis. In: Composite Structures, Volume 62, S. 223-234, 2003
- [Finckh2012] Finckh, H.; Horter, H.; Planck, H.: Prozesssimulation am ITV – Möglichkeiten für Faserverbundstrukturen, Fachkongress Composite Simulation, Ludwigsburg, 2012

- [Fournier1996] Fournier J.; Williams G.; Dutch C.; Aldridge G. A.: Changes in Molecular Dynamics during Bulk Polymerization of an Epoxide–Amine System As Studied by Dielectric Relaxation Spectroscopy. In: *Macromolecules*, Volume 29, S. 7097-7107, 1996
- [Garstka2007] Garstka, T.; Ersoy, N.; Potter K. D.; Wisnom, M. R.: In situ measurements of through-the-thickness strains during processing of AS4/8552 composite. In: *Composites Part A*, Volume 38, S. 2517-2526, 2007
- [Genuit2010] Genuit, K.: *Sound-Engineering im Automobilbereich – Methoden zur Messung und Auswertung von Geräuschen und Schwingungen*, Springer Verlag, 2010
- [Goede2005] Goede, M.; Ferkel, H.; Stieg, J.; Dröder, K.: *Mischbauweisen Karosseriekonzepte - Innovationen durch bezahlbaren Leichtbau*, 14. Aachener Kolloquium Fahrzeug- und Motorentechnik, Aachen, 2005
- [George2011] George, A.: *Optimization of Resin Infusion Processing for Composite Materials: Simulation and Characterization Strategies*, Dissertation, Universität Stuttgart, 2011
- [Grossenbacher2008] Grossenbacher, K.: *Virtuelle Planung der Prozessrobustheiten in der Blechumformung*, Dissertation, ETH Zürich, 2008
- [Grote2007] Grote, K.-H.; Feldhusen, J.: *Dubbel Taschenbuch für den Maschinenbau*, 22. Auflage, Springer Verlag, 2007
- [Haman2004] Haman, S.: *Prozessnahes Qualitätsmanagement beim Spritzgießen*, Dissertation, Technische Universität Chemnitz, 2003
- [Hammett1999] Hammett, P.; Baron, J.; Smith, D.: *Event-Based Functional Build: An Integrated Approach to Body Development*, Auto/Steel Partnership Program, 1999
- [Harsch2008] Harsch, M.: *Methoden und Ansätze zur spannungsarmen Vernetzung von Epoxidharzen*, Dissertation, Universität Kaiserslautern, 2008
- [Helton1996] Helton, J.C.; Burmaster, D. E.: Treatment of Aleatory and Epistemic Uncertainty. In: *Reliability Engineering & System Safety*, Volume 54, S. 91-94, 1996
- [HexFlowRTM6] N.N.: *Datenblatt HexFlow RTM6-2 - 180°C epoxy system for Resin Transfer Moulding and infusion technologies*, Hexcel Corporation, 2009

- [Hofmann2011] Hofmann, M.: Entwicklung und Validierung eines Bewertungsmodells für Projekte der statistischen Versuchsplanung, Dissertation, Technische Universität Berlin, 2011
- [Holmberg1997] Holmberg, J. A.: Resin Transfer Moulded Composite Materials: Processing - Structure - Property Relationships, Dissertation, Luleå University of Technology, 1997
- [Holst2001] Holst, M.: Reaktionsschwindung von Epoxidharz-Systemen, Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 2001
- [Huang1997] Huang, C. K.; Yang, S. Y.: Warping in advanced composite tools with varying angles and radii. In: Composites Part A, Volume 28A, S. 891–893, 1997
- [Huang1997a] Huang, C. K.; Yang, S. Y.: Study on Accuracy of Angled Advanced Composite Tools. In: Materials and Manufacturing Processes, Volume 12, Number 3, S. 473–486, 1997
- [Huebner2009] Hübner, G.: Stochastik: Eine Anwendungsorientierte Einführung für Informatiker, Ingenieure und Mathematiker, 5. Auflage, Vieweg und Teubner, 2009
- [Hull1988] Hull, D.: An Introduction to Composite Materials, Cambridge University Press, 1988
- [Ickert2012] Ickert, L.; Thomas, D.; Eckstein, L.; Tröster, T.: Beitrag zum Fortschritt im Automobilleichtbau durch belastungsgerechte Gestaltung und innovative Lösungen für lokale Verstärkungen von Fahrzeugstrukturen in Mischbauweise, Forschungsvereinigung Automobiltechnik e. V., Schriftenreihe Nr. 244, 2012
- [ISO12815] ISO 12815: Fibre-reinforced plastic composites - Determination of plain-pin bearing strength, 2013
- [ISO14127] ISO 14127: Carbon-fibre-reinforced composites – Determination of the resin, fibre and void contents, 2008
- [ITOOL2008] ITOOL - Integrated Tool for Simulation of Textile Composites, Contract no.: 516146: Publishable Final Activity Report, 2008
- [Johnston1996] Johnston A.; Hubert P.; Fernlund G.; Vaziri R.; Poursartip A.: Process modelling of composite structures employing a virtual autoclave concept. In: Science and Engineering of Composite Materials, Band 5, S. 235-252, 1996

- [Johnston1997] Johnston A. A.: An integrated model of the development of process-induced deformation in autoclave processing of composites structures, Dissertation, University of British Columbia, 1997
- [Johnston2001] Johnston, A.; Vaziri, R.; Poursartip, A.: A Plane Strain Model for Process-Induced Deformation of Laminated Composite Structures. In: Journal of Composite Materials, Volume 35, Number 16, S. 1435-1469, 2001
- [Kamal1973] Kamal, M. R.: Kinetics and thermal characterization of thermoset cure. In: Polymer Engineering Science, Volume 13, S. 59-64, 1973
- [Kiefer2007] Kiefer, J.: Mechatronikorientierte Planung automatisierter Fertigungszellen im Bereich Karosserierohbau. Dissertation, Universität des Saarlandes, 2007
- [Kim1989] Kim C. G.; Kim T. W. Kim, I. G. Jun E. J.: Spring-in deformation of composite laminated bends. In: Proceedings of the 7th international conference on composite materials (ICCM7), S. 83-88, 1989
- [Kim2005] Kim, S. J. M.: Eine rechnergestützte Methode zur Passungsanalyse von toleranzbehafteten Fügeteilen mit anschließender Programmierung eines automatisierten Klebstoffauftrags, Dissertation, Universität Bremen, 2005
- [Klein2006] Klein, B.: Toleranzmanagement im Maschinen- und Fahrzeugbau. Form- und Lagetoleranzen – Tolerierungsprinzipien – Tolerierungsverknüpfungen – Maßketten – Oberflächen, Oldenburg Verlag, 2006
- [Kleineberg2008] Kleineberg, M.: Präzisionsfertigung komplexer CFK-Profile am Beispiel Rumpfspant, Dissertation, Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig, 2008
- [Kleineberg2009] Kleineberg, M.; Wurl, T.: Fertigungstechnologien für den Fahrzeugbau, DLR Wissenschaftstag, Braunschweig, 2009
- [Kleppmann2006] Kleppmann, W.: Taschenbuch Versuchsplanung – Produkte und Prozesse optimieren. 4. Auflage, Carl Hanser Verlag, 2006
- [Knetsch2003] Knetsch, T.: Unsicherheiten in Ingenieurberechnungen, Dissertation, Universität Magdeburg, 2003
- [Koenigs2012] Königs, S. F.: Konzeption und Realisierung einer Methode zur templategestützten Systementwicklung, Technischen Universität Berlin, 2012

- [Krueger2010] Krüger, J.; Dölle, N.: FVK-Anwendungen bei Daimler - Lessons Learned, C.C.e.V. Automotive Forum, Neckarsulm, 2010
- [Leutz2011] Leutz, D.; Drechsler, K.: Draping Simulation: Modelling different Materials and Processes, CCEV.-Engineering, 2011
- [LF5] Daimler AG: Eignungsnachweis von Prüfprozessen, Leitfaden 5 (internes Dokument), 2013
- [Loebert2012] Löbert, O.: Formel 1 unter den Drehfuttern, In: Industrieanzeiger, Nummer 20, S. 36-37, 2012
- [Louis2004] Louis, M.: Zur Simulation der Prozesskette von Harzinjektionsverfahren, Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2004
- [McKay1979] McKay, M. D.; Beckman, R. J.; Conover, W. J.: A Comparison of Three Methods for Selecting Values of Input Variables in the Analysis of Output from a Computer Code. In: Technometrics, Volume 21, Number 2, 1979
- [Meiners2007] Meiners, D.: Beitrag zur Stabilität und Automatisierung von CFK-Produktionsprozessen, Dissertation, Technische Universität Clausthal, 2007
- [Middendorf2011] Middendorf, P.; Weimer, C.; Steindl, C.; Weiss, A.: (Teil-) Automatisierte Fertigungskonzepte für zukünftige Faserverbundstrukturen im Hubschrauberbau, 1. Augsburgsburger Produktionstechnik-Kolloquium, Augsburg, 2011
- [Nowack2008] Nowack, L. M. C.: Qualitätsmanagement im universitären Umfeld am Beispiel eines Halbleiter-Labors Dissertation, Technische Universität München, 2008
- [Praun2002] Von Praun, S.: Toleranzanalyse nachgiebiger Baugruppen im Produktentstehungsprozess, Dissertation, Universität München, 2002
- [Purol2011] Purol, H.: Entwicklung kontinuierlicher Preformverfahren zur Herstellung gekrümmter CFK-Versteifungsprofile, Dissertation, Universität Bremen, 2011
- [Radford1993] Radford, D. W.; Diefendorf, R. J.: Shape Instabilities in Composites Resulting from Laminate Anisotropy. In: Journal of Reinforced Plastics and Composites 12 (1993), S. 58–75

- [Radford1995] Radford, D. W.: Volume fraction gradient induced warpage in curved composite plates. In: Composites Engineering, Volume 5, S. 923–934, 1995
- [Radford1997] Radford, D. W.; Rennick, T. S.: Determination of manufacturing distortion in laminated composite components. In: Proceedings of ICCM-11, S. 302–312, 1997
- [Reh2005] Reh, S.; Beley, J.-D.; Mukherjee, S.; Kohr, E. H.: Design for Six Sigma und Robust Design, 2. Weimarer Optimierungs- und Stochastiktage, Weimar, 2005
- [Sahlin2003] Sahlin, P.; Jimenez, C.; Kuhn, A.; Riedenbauer, T.: Implementing Stochastic Multidisciplinary Design Improvement - Examples and Implications, NAFEMS Seminar: Use of Stochastics in FEM Analyses, Wiesbaden, 2003
- [Schievenbusch2003] Schievenbusch, F.: Beitrag zu hochbelasteten Krafteinleitungselementen für Faserverbundwerkstoffe, Dissertation, Universität Chemnitz, 2003
- [Schmidt2012] Schmidt, A. P.: Faserverbundwerkstoffe im Automobilbau: Methodischer Ansatz zur Analyse von Schäden, Dissertation, Universität Stuttgart, 2012
- [Schuermann2005] Schürmann, H.: Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden, Springer Verlag, 2005
- [Schwarz2002] Schwarz, D.: Auslegung von Blechen mit Sicken, Forschungsvereinigung Automobiltechnik e.V., Schriftenreihe Nr. 168, 2002
- [Siebertz2010] Siebertz, K.; van Bebber, D.; Hochkirchen, T.: Statistische Versuchsplanung – Design of Experiments (DoE), Springer Verlag, 2010
- [Simpson2001] Simpson, T. W.; Peplinski, J. D.; Koch, P. N.; Allen, J. K.: Metamodels for computer based engineering design: Survey and recommendations. In: Engineering with Computers, Volume 17, S. 129-150, 2001
- [Sourour1976] Sourour, S.; Kamal, M. R.: Differential scanning calorimetry of epoxy cure: isothermal cure kinetics. In: Thermochimica Acta, Volume 14, S. 41-59, 1976
- [Sproewitz2008] Spröwitz, T.; Kleineberg, M.; Tessmer, J.: Prozesssimulation in der Faserverbundherstellung – Spring-In. In: NAFEMS - Zeitschrift für numerische Simulationsmethoden und angrenzende Gebiete, Ausgabe 9, 2008

- [Sproewitz2008a] Spröwitz, T. Tessmer, J.; Wille, T.: Thermal aspects for composite structures - from manufacturing to in-services predictions, 26th International Congress of the aeronautical sciences, Anchorage, 2008
- [Steinle2011] Steinle, P.; Bohn, M.: An approach of design methodology and tolerance optimization in the early development stage to achieve robust systems, ICUME (International Conference on Uncertainty in Mechanical Engineering), Darmstadt, 2011
- [Steinle2013] Steinle, P.; Bohn, M.; Hein, R.; Wille, T.: Statistical study of the scatter of CFRP-parts made with the RTM-Technology. International Composite Summit (I.C.S), Boston, 2013
- [Stockinger2010] Stockinger, A.: Computer Aided Robust Design - Verknüpfung rechnergestützter Entwicklung und virtueller Fertigung als Baustein des Toleranzmanagement, Dissertation, Universität Erlangen-Nürnberg, 2010
- [Svanberg2002] Svanberg, J. M.: Predictions of Manufacturing Induced Space Distortions – high performance thermoset composites. Dissertation, Luleå University of Technology, 2002
- [Svanberg2003] Svanberg, M.; Holmberg, A.: FE-Analysis of Shape Distortions in Composites, 3rd Annual FENet Industry Meeting & AGM - Ensuring Fitness for Purpose of FEA, Hamburg, 2003
- [Svanberg2009] Svanberg, J.M.; Hallander, P.; Nyman T.: Variation in shape distortion due to corner thinning/thickening of prepreg, International Conference on Composite Materials, Edinburgh, 2009
- [Taylor1991] Taylor, W. A.: Optimization & Variation Reduction in Quality. McGraw-Hill Inc., 1991
- [TorayT700] N.N.: Datenblatt TORAYCA T700S No. CFA-005. <http://www.toraycfa.com/standardmodulus.html>, 2012
- [Vajna2009] Vajna, S. ; Weber, C.; Bley, H.; Zeman, K.; Hehenberger, P.: CAx für Ingenieure: eine praxisbezogene Einführung, 2. Auflage, Springer Verlag, 2009
- [VDA2006] VDA Band 4: Qualitätsmanagement in der Automobilindustrie. Sicherung der Qualität vor Serieneinsatz. Wirtschaftliche Tolerierung, Verband der deutschen Automobilindustrie e.V. (VDA), 2006

- [VDI2221] VDI-Richtlinie 2221: Methodik zum Entwickeln und Konstruieren technischer Systeme und Produkte, 1993
- [VDI4008] VDI-Richtlinie 4008 Blatt 6: Monte-Carlo-Simulation, 1999
- [Voelkl2008] Völkl, R: Stochastische Simulation zur Werkzeuglebensdaueroptimierung und Präzisionsfertigung in der Kaltmassivumformung, Dissertation, Universität Erlangen-Nürnberg, 2008
- [Watrin2011] Watrin, S.; Binz, H.; van Lindeloof, B.: Methodik zur Absicherung des Betriebsverhaltens von Hinterachsgetrieben. Kongress für Simulation im Produktentstehungsprozess, Veitshöchheim, 2011
- [Wenzel2005] Wenzel, M.: Spannungsbildung und Relaxationsverhalten bei der Aushärtung von Epoxidharzen, Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 2005
- [Wiedemann2009] Wiedemann, M.: CFK – Status der Anwendung und Produktionstechnik im Flugzeugbau, Faszination Karosserie, Braunschweig, 2009
- [Wijskamp2005] Wijskamp, S.: Shape Distortions in Composite Forming, Dissertation, Universität Twente, 2005
- [Will2003] Will, J.; Roos, D.; Riedel, J.: Robustheitsbewertung in der stochastischen Strukturmechanik, NAFEMS Konferenz, Wiesbaden, 2003
- [Will2006] Will, J.; Bucher, C.: Statistische Maße für rechnerische Robustheitsbewertungen CAE gestützter Berechnungsmodelle, Weimarer Optimierungs- und Stochastiktag, Weimar, 2006
- [Will2008] Will, J.; Frank, T.: Rechnerische Robustheitsbewertung von Strukturcrashlastfällen bei der Daimler AG, Weimarer Optimierungs- und Stochastiktag, 2008
- [Wille2012] Wille, T.; Freund, S.; Hein, R.: Vergleich und Bewertung von Methoden zur Vorhersage von herstellungsinduzierter Residualspannung und Verformung von CFK-Strukturen. In: NAFEMS - Zeitschrift für numerische Simulationsmethoden und angrenzende Gebiete, Ausgabe 22, 2012
- [Wille2013] Wille, T.; Hein, R.; Steinle, P.: Integration of manufacturing process simulation into the composite design, Kunststofftrends im Automobil, Wolfsburg, 2013

- [Wilmes1999] Wilmes, H.; Herrmann, A. S.; Kolesnikov, B.; Kröber, I.: Festigkeitsanalysen von Bolzenverbindungen für CFK-Bauteile mit dem Ziel der Erstellung von Dimensionierungsrichtlinien, Deutscher Luft- und Raumfahrtkongreß 1999 - DGLR-Jahrestagung, Berlin, 1999
- [Wisnom2007] Wisnom, M. R.; Potter, K. D.; Ersoy, N.: Shear-lag Analysis of the Effect of Thickness on Springin of Curved Composites. In: Journal of Composite Materials, Volume 41, Number 11, S. 1311–1324, 2007
- [Witten2014] Witten, E.; Kühnel, M.: Composites-Marktbericht 2014 - Marktentwicklungen, Trends, Ausblicke und Herausforderungen, AVK- Industrielle Vereinigung Verstärkte Kunststoffe; CCCev Carbon Composites e.V., 2014
- [Wittmann2011] Wittmann, S.: Verfahren zur Simulation und Analyse der Auswirkungen toleranzbedingter Bauteilabweichungen, Dissertation, Universität Erlangen-Nürnberg, 2008
- [Wuttke2012] Wuttke, F.: Robuste Auslegung von Mehrkörpersystemen Frühzeitige Robustheitsoptimierung von Fahrzeugmodulen im Kontext modulbasierter Entwicklungsprozesse, Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie, 2012
- [Xi1989] Xi, Y.; Bažant, Z. P.: Sampling analysis of concrete structures for creep and shrinkage with correlated random mateial parameters. In: Probabilistic Engineering Mechanics, Volume 4, Number 4, S. 174-186, 1989
- [Yao2011] Yao, W.; Chen, X.; Luo, W.; van Tooren, M.; Guo, J.: Review of uncertainty-based multidisciplinary design optimization methods for aerospace vehicles. In: Progress in Aerospace, Volume 47, S. 450-479, 2011
- [Zhu2001] Zhu, Q.; Gebuille, H.; Li, M.; Tucker, C. L.: Dimensional Accuracy of Thermoset Composites: Simulation of Process-Induced Residual Stresses. In: Journal of Composite Materials, Volume 35, Number 24, S. 2171-2205, 2001